

# **IVW - Schriftenreihe Band 124**

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

---

**Ulf Henning Neumann**

**Kontinuierliches Ultraschall-  
Preformen zur Fertigung von  
CFK-Bauteilen in der Luftfahrt**

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

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

Bibliographic information published by Die Deutsche Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliografie; detailed bibliographic data is available in the Internet at <<http://dnb.ddb.de>>.

Herausgeber: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH  
Prof. Dr.-Ing. Ulf Breuer  
Erwin-Schrödinger-Straße  
TU Kaiserslautern, Gebäude 58  
67663 Kaiserslautern  
<http://www.ivw.uni-kl.de>

Verlag: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

Druck: Technische Universität Kaiserslautern  
ZBT – Abteilung Foto-Repro-Druck

D 386

© Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2017

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.  
ISSN 1615-021X  
ISBN 978-3-944440-20-0

# **Kontinuierliches Ultraschall-Preformen zur Fertigung von CFK-Bauteilen in der Luftfahrt**

Dem Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik  
der Technischen Universität Kaiserslautern  
zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)**

genehmigte Dissertation

von

Herrn

**Dipl.-Ing. Ulf Henning Neumann**

aus Backnang/Waiblingen

Tag der mündlichen Prüfung:	08.06.2017
Prüfungsvorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. Ulf Breuer
1. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Peter Mitschang
2. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Axel Herrmann

## **Vorwort und Danksagung**

Diese Arbeit entstand in den Jahren 2013 bis 2017 während meiner Zeit als Doktorand bei Airbus Group Innovations in der Abteilung „Composite Technologies“ und unter der Betreuung des Institutes für Verbundwerkstoffe der TU Kaiserslautern.

Mein Dank für die immer kritische und konstruktive Betreuung geht zunächst an Herrn Prof. Dr.-Ing. Peter Mitschang. Durch ihn wurde mein Blick für die wissenschaftlichen Feinheiten entscheidend beeinflusst. Weiterhin möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Axel Herrmann für die Zweitbegutachtung sowie das Obdach bei der CTC GmbH innerhalb der vergangenen zwei Jahre und Herrn Prof. Dr.-Ing. Ulf Breuer für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes danken.

Mein Dank gilt auch Herrn Dr.-Ing. Christian Weimer und Herrn Dipl.-Ing. Andreas Gessler, die mir auf Seiten von Airbus Group Innovations die Möglichkeit und die Freiheiten gaben meine Arbeit konstruktiv voranzubringen. Auch meinen Kollegen am Standort in Ottobrunn möchte ich für die Unterstützung und die konstruktiven Gespräche danken. Dabei gilt es Frau Renate Schefer gesondert hervorzuheben, die als gute Abteilungsseele für alle Probleme stets eine angemessene Lösung fand.

Während meiner Arbeit mit und am Institut für Verbundwerkstoffe (IVW GmbH) in Kaiserslautern fand ich ebenfalls stets Unterstützung. Bedanken möchte ich mich hier im Besonderen bei Frau Andrea Hauck, Herrn Dr.-Ing. David May, Herrn Dr.-Ing. Timo Grieser sowie Herrn M. Sc. Jan Semar.

Ein spezieller Dank gilt meinem Kollegen Herrn Dr.-Ing. Gregor Endres, der mir während der Erarbeitung immer ein wertvoller Ratgeber und Gesprächspartner war.

Natürlich ist eine solche Arbeit nur durch viele Helfer zu bewältigen. Ich danke allen Studenten, die mich während dieser Arbeit begleitet und unterstützt haben: Jan Haxter, Dennis Rauf, Theresa Schneider, Sebastian Herrmann und Jonas Riesner.

Abschließend gilt der Dank meiner Familie. Ich danke meinen Eltern für die moralische und materielle Unterstützung, die sie mir während meiner ganzen Ausbildung gewährten – das war niemals selbstverständlich. Der größte Dank aber kommt meiner Frau Sarah Härder zu. Sie hat mich stets unterstützt und mich auch durch die schweren Zeiten so begleitet wie ich es brauchte – danke!

## Inhaltsverzeichnis

<b>Verzeichnis verwendeter Abkürzungen</b> .....	<b>V</b>
<b>Verzeichnis verwendeter Formelzeichen</b> .....	<b>VII</b>
<b>Kurzfassung</b> .....	<b>XI</b>
<b>Abstract</b> .....	<b>XII</b>
<b>1 Einleitung und Motivation</b> .....	<b>1</b>
<b>2 Ziele und Aufbau der Arbeit</b> .....	<b>3</b>
2.1 Thesen und Zielsetzung .....	3
2.2 Aufbau der Arbeit.....	4
<b>3 Stand der Technik</b> .....	<b>6</b>
3.1 Herstellungsverfahren von CFK-Bauteilen in der Luftfahrt .....	6
3.1.1 Prepreg-Verfahren.....	7
3.1.2 LCM-Prozesse.....	8
3.2 Preformen als Teil der LCM-Prozesskette.....	10
3.2.1 Direktes Preformen .....	11
3.2.2 Sequentielles Preformen .....	13
3.2.3 Binderbasierte Preformtechniken .....	16
3.2.4 Anforderungen an eine Preform .....	23
3.3 Ultraschallschweißen.....	25
3.3.1 Funktionsweise und Wirkprinzip .....	25
3.3.2 Aufbau von Ultraschallschweißsystemen .....	27
3.3.3 Ultraschallschweißen in der Faserverbund-Fertigung .....	31
3.3.4 Ultraschallschweißen trockener Faserstrukturen.....	33
3.4 Kompaktierungsverhalten von Trockenfasermaterialien.....	36
3.4.1 Mechanismen der Kompaktierung.....	36
3.4.2 Einfluss der Kompaktierung auf die Permeabilität .....	37

---

3.5 Zusammenfassung .....	38
<b>4 Materialien, Komponenten und Anlagen.....</b>	<b>39</b>
4.1 Verwendete Faserhalbzeuge und Matrixsysteme.....	39
4.2 Ultraschallschweiß-Komponenten .....	40
4.3 Fertigungsanlagen und Prozesse.....	41
4.4 Kompaktierungsmessung .....	42
<b>5 Anlagen- und Prozessentwicklung.....</b>	<b>43</b>
5.1 Entwicklung der Versuchsanlage.....	43
5.1.1 Beschreibung der Anforderungen.....	43
5.1.2 Konstruktion der Funktionseinheit .....	44
5.1.3 Peripherie und Aufbau des Versuchsstandes.....	45
5.1.4 Steuerungskonzept .....	46
5.1.5 Übersicht der Komponenten, Steuer- und Messgrößen .....	47
5.2 Sonotroden-Design.....	48
5.3 Modellentwicklung zur Flächenpressung.....	50
5.3.1 Mathematisch-geometrische Modellierung.....	51
5.3.2 Validierung des Modells .....	53
5.3.3 Erweiterung für anwendungsbezogene Nutzung.....	55
5.4 Qualitätssicherung und Prozessüberwachung .....	57
5.4.1 Ermittlung von Temperaturprofilen .....	58
5.4.2 Korrelationsuntersuchungen zur Oberflächentemperatur.....	62
5.4.3 Detektion von Defekten bei der Faserablage .....	63
5.5 Zusammenfassung .....	65
<b>6 Parameter-, Einfluss- und Vergleichsstudien.....</b>	<b>66</b>
6.1 Betrachtung von Störgrößen und Prozessgrenzen.....	66
6.1.1 Einfluss der Winkelabweichung.....	66
6.1.2 Schweißkraft als Störgröße .....	68

---

6.1.3	Untersuchungen zur maximalen Materialdicke.....	69
6.1.4	Materialhomogenität und Einfluss von Sonotroden-Arrays.....	70
6.1.5	Geometrische Prozessgrenzen .....	72
6.2	Einflussstudie der Ultraschall-Schweiß-Parameter auf die Preform .....	74
6.2.1	Versuchsplanung und Durchführung .....	74
6.2.2	Ergebnisse der Einflussuntersuchung .....	75
6.3	Statische Vergleichsstudie zu konventionellen Prozessen .....	78
6.3.1	Versuchsplanung und Durchführung .....	78
6.3.2	Ergebnisse der Vergleichsstudie .....	79
6.4	Überführung der Parameter in kontinuierliche Prozesse .....	83
6.5	Permeabilitätsuntersuchung .....	86
6.6	Zusammenfassung .....	88
<b>7</b>	<b>Prozesseinfluss auf mechanische Eigenschaften .....</b>	<b>89</b>
7.1	Versuchsplanung und Durchführung .....	89
7.1.1	Interlaminar Shear Strength-Versuche (ILSS) (EN ISO 14130).....	90
7.1.2	Zug-Versuche (DIN EN 2561) .....	91
7.1.3	Compression after Impact-Versuche (CAI) (AITM 1-0010).....	91
7.2	Ergebnisse und Diskussion .....	92
7.2.1	Faservolumengehalt.....	92
7.2.2	Interlaminares Verhalten .....	94
7.2.3	Zug-Versuche.....	96
7.2.4	Restdruckfestigkeit .....	98
7.3	Zusammenfassung .....	104
<b>8</b>	<b>Herstellung komplexer Geometrien .....</b>	<b>105</b>
8.1	Strategieansätze zur Herstellung komplexer Strukturen.....	105
8.2	Strukturwinkel als Validierungselement.....	106
8.2.1	Konventionelle Fertigung und Chancen durch Prozesssubstitution..	108

---

8.2.2	Fertigung eines verkleinerten Demonstrators.....	109
8.2.3	Beurteilung des Demonstrators.....	112
8.2.4	Potenzialabschätzung zur „Lead-Time“-Reduzierung .....	114
8.3	Zusammenfassung .....	116
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung und Aussicht.....</b>	<b>117</b>
<b>10</b>	<b>Literatur .....</b>	<b>121</b>
<b>11</b>	<b>Anhang.....</b>	<b>130</b>
	<b>Betreute studentische Arbeiten .....</b>	<b>144</b>
	<b>Publikationen .....</b>	<b>145</b>
	<b>Lebenslauf.....</b>	<b>146</b>



## Verzeichnis verwendeter Abkürzungen

Kurzform	Beschreibung
1D	Eindimensional
2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
AFP	Automatic Fiber Placement
AGI	Airbus Group Innovation
ATL	Automatic Tape Laying
BMW	Bayrische Motoren Werke
BraF	Braided Frames (Projekt)
BUS	Feldbussystem, Daten-Sammelleitung
BVD	Barely Visible Damage
CAD	Computer Aided Design
CAI	Compression After Impact
CCP	Continuous Composite Preforming
CFK	Kohlenstofffaserkunststoff (von engl. carbon)
CNC	Computerized Numerical Control
CSV	Character Separated Values (Dateiformat)
CTC	Composite Technology Center Stade
CWB	Center-Wing-Box
DFP	Dry Fiber Placement
DMS	Dehnungs-Mess-Streifen
EADS (IW)	European Aeronautic Defence and Space (Innovation Works)
EP	Epoxid
ERG	Energierichtungsgeber
FEM	Fenite Elemenet Methode
FPP	Fiber Patch Preforming
FVG	Faservolumengehalt(e)
FVK	Faserverbundkunststoff
GFK	Glasfaserkunststoff
HMI	Human Machine Interface
HP	Heizpresse
HT	Hexcel HiTape

---

HTbraid	Hexcel HiTape (UD-Geflecht)
ILSS	Interlaminar Shear Strength
IR	Infrarot
IVW	Institut für Verbundwerkstoffe (Kaiserslautern)
KB	Keel Beam
LCM	Liquid Composite Molding
LM	Lichtmikroskop / Lichtmikroskopie
LP	Lagenpaket(e)
MIT	Massachusetts Institute of Technology
NCF	Non-Crimp Fiber
NDT	Non-Destructive Testing
NRC	Non-Recurring Costs
OoA	Out-of-Autoclave
PA	Polyamid
PEEK	Polyetheretherketon
PES	Polyethersulfon
PP	Polypropylen
PT	Hexcel PrimeTex
QS	Qualitätssicherung
RTM	Resin Transfer Molding
S1	Stempelsonotrode
S2	Preformsonotrode
S3	Radien- / Kontursonotrode
SA	Saertex
SEM	Scanning Electron Microscope (Rasterelektronenmikroskop)
SPS	Speicherprogrammierbare Steuerung
TE	Thermoelement
TP	Thermoplast
TT	TohoTenax
UD	Unidirektional
US	Ultraschall
UTL	Ultrasonic Tape Lamination
VAP <sup>®</sup>	Vacuum Assisted Process
VARI	Vacuum Assisted Resin Infusion

---

## Verzeichnis verwendeter Formelzeichen

Lateinische Zeichen	Einheit	Beschreibung
A	%   $\mu\text{m}$	Amplitude des Schweißsystems
$A_0$	%   $\mu\text{m}$	Amplitude bei senkrechter Wirkrichtung
a	rad	Bogenlänge der Sonotroden-Wirkfläche
$A_D$	$\text{m}^2$	Durchströmungsquerschnitt
$A_E$	$\text{mm}^2$	Ersatzfläche zur Flächenpressungsberechnung
$A_n$	$\text{mm}^2$	Ersatzfläche für Bereichsteilung n
$A_P$	$\text{m}^2$	Probenfläche
$A_{\text{Booster}}$		Amplitudenübersetzung des Boosters
$A_{\text{Gesamt}}$		Amplitudenübersetzung des Schwinggebildes
$A_{\text{Konverter}}$		Amplitudenübersetzung des Konverters
$A_{\text{Sonotrode}}$		Amplitudenübersetzung der Sonotrode
B		Bedeckungsgrad
b	mm	Probenbreite
b		Bereich der zu berechnenden Flächenpressung
$b_f$	mm	Tapebreite (UD-Flechten)
$b_{\text{Sono}}$	mm	Breite der Sonotrode (X-Richtung)
c	m/s	Schallgeschwindigkeit
$C_{\text{gk}}$		Fähigkeitsindex eines Messmittels
D	mm	Abdruckbreite der Sonotrode
d	mm	Eindringtiefe der Sonotrode
$d_P$	mm	Preformdicke (gemessen)
$d_{\text{Piezo}}$	m/V	Piezoelektrische Konstante
$d_{\text{Winkel}}$	mm	Stärke des Validierungs-Bauteils
$D_{xx}(L)$		D-L Korrelation am Material xx
E	J	Impact-Energie (CAI)
$E_F$	V/m	Elektromagnetische Feldstärke
$E_{T11}$	GPa	Unnormierter E-Modul
F	N	Kraft
f	Hz	Frequenz
$F_B$	N	Bruchkraft

$g$	$m/s^2$	Erdbeschleunigung
$G_F$	$kg/m^2$	Grammatur
$h$	$mm$	Probenhöhe / Probendicke
$h_F$	$m$	Fallhöhe des Impact-Dorns (CAI)
$h_{Sono}$	$mm$	Höhe der Sonotrode (Z-Richtung)
$J$	$W/m^2$	Schallintensität
$K$	$m^2$	Permeabilität
$K_1$	$m^2$	Höchste Ebenenpermeabilität
$K_2$	$m^2$	Niedrigste Ebenenpermeabilität
$K_3$	$m^2$	Dickenpermeabilität
$k_1, k_2$		Konfiguration (1/2) mit variierender Geschwindigkeit $v$
$L$		Lagenanzahl
$l$	$mm$	Probenlänge der ILSS-Proben
$l_B$	$mm$	Länge des Validierungs-Bauteils
$l_{Sono}$	$mm$	Länge der Sonotrode (Y-Richtung)
$l_{Winkel}$	$mm$	Schenkellänge des Validierungs-Bauteils
$m$		Intervallteilung eines Winkelbereiches
$m_D$	$kg$	Masse des Impact-Dorns (CAI)
$m_{Probe}$	$g$	Masse der Probe
$n$		Anzahl an Winkelbereichen
$n_F$		Anzahl an Fasern im UD-Flechtprozess
$n_L$		Anzahl an Faserlagen
$n_s$		Probenanzahl zur Ermittlung der Standardabweichung
$p$	$MPa$	Schweißdruck
$p_0$	$MPa$	Prüfdruck für Kompaktierungsmessung
$\Delta p$	$bar$	Druckabfall
$q$	$m^3/s$	Volumenstrom
$Q^2$		Vorhersagemaß
$r$	$mm$	Sonotrodenradius
$R^2$		Bestimmtheitsmaß
$R_1, R_2, R_3$	$mm$	Lagenabhängiger Bauteilradius
$r_1, r_2$	$mm$	Radien der Auflager im ILSS-Versuch
$R_W$	$mm$	Kantenradius des Werkzeuges
$r_{Winkel}$	$mm$	Radius des Validierungs-Bauteils

s	mm	Messposition in X-Richtung
$s_{st}$		Standardabweichung
t	s	Schweißzeit
$T_{active}$	°C	Aktivierungs- / Arbeitstemperatur für Binder
$T_{Amboss}$	°C	Temperatur aus Regression am Amboss
$T_{mess}$	mm	Messmitteltoleranz bei der Preformdickenmessung
$T_{Oben}$	°C	Oberflächentemperatur aus Regression
$t_{wirk}$	s	Wirkdauer des Schalls
$t_{xx}$	s	Wirkzeit in Abhängigkeit von der Amplitude xx
$U_K$	mm	Kernumfang (Flechten)
v	mm/s	Vorschubgeschwindigkeit
$v_{xx}$	mm/s	Vorschubgeschwindigkeit für Material xx
x	mm	Messwert der Dickenmessung
$x_g$	mm	Referenzdicke des Normals
$x_m$	mm	Mittelwert der Dickenmessreihe

Griechische Zeichen	Einheit	Beschreibung
$\alpha$	°	Öffnungswinkel bei Rotation um die Y-Achse
$\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3,$	°	Rotationswinkel
$\alpha_{max}$	°	Grenzwinkel von S2 bei Verkipfung um Y-Achse
$\beta$	°	Öffnungswinkel bei Rotation um die X-Achse
$\gamma$	°	Flechtwinkel
$\varepsilon$		Mechanische Deformation
$\varepsilon_{FB/X}$		Dehnung bei $F_B/x$
$\zeta$	°	Abweichung zur senkrechten Kraftwirkung
$\zeta_{max}$	°	Maximale Abweichung zur senkrechten Kraftwirkung
$\eta_n$		Mittlerer Wirkanteil im Bereich n
$\eta_F$	Pa*s	Viskosität
$\lambda$	m	Wellenlänge
v		Querkontraktionszahl
$\rho$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte
$\rho_F$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte der Faser

---

$\rho_M$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte der Matrix (im ausgehärteten Zustand)
$\sigma, \sigma_n, \sigma_b$	MPa	Flächenpressung aus Modell
$\sigma_1, \sigma_2$	MPa	Schweißdrücke
$\sigma_r(E)$	MPa	Restdruckfestigkeit
$\tau$	MPa	Interlaminare Scherkraft
$\varphi_{F-rel}$	%	Relativer Faservolumengehalt (bei 0,1 MPa)

---

## Kurzfassung

In der vorliegenden Arbeit wird die Entwicklung und Beurteilung einer alternativen kontinuierlichen Preform-Technologie zur Vorstabilisierung von trockenen Kohlenstofffaserhalbzeugen unter Verwendung der Ultraschall-Schweiß-Technologie für Kunststoffe präsentiert. Aktuell verwendete Technologien für Großbauteile in der Luftfahrt sind in der Regel diskontinuierlich und wenig produktiv. Zudem weisen sie Probleme hinsichtlich des gewünschten Kompaktierungsgrades und der Oberflächenqualität auf. Diesen Nachteilen soll durch den Einsatz des kontinuierlichen Ultraschall-Preformens begegnet werden.

Innerhalb der Ausarbeitung wurde eine neue Funktionseinheit, die für die Anforderungen in einem kontinuierlichen Preform-Prozess geeignet ist, entwickelt und mit passender Sensorik und Steuerung in einen Versuchsstand integriert. Durch statische Versuche konnte das halbzeugabhängige Aufheizverhalten untersucht werden. Es zeigte sich, dass der Erwärmungsprozess durch Reibung zwischen den Filamenten bestimmt wird und somit einen homogenen Prozess unterstützt. Untersuchungen der Parameter führten zu diskreten und materialabhängigen Prozessfenstern und einem tieferen Verständnis für die Einflüsse des Schweiß-Prozesses auf das Preform-Verhalten. Durch die Betrachtung von Prozessgrenzen konnten unerwünschte Strukturdefekte ausgeschlossen und das Potenzial für die Nutzung verschiedener Materialien sowie für den Einsatz an komplexeren Bauteilen aufgezeigt werden. Weiterhin wurde durch Permeabilitätsuntersuchungen gezeigt, dass es einen materialabhängigen Einfluss des Prozesses auf die Infusionierbarkeit gibt, der sich sowohl als eine Verbesserung als auch eine als Verschlechterung darstellen kann. Durch vibrationsinduzierte Verdichtungsprozesse konnten höhere Faservolumenanteile bei einer gesteigerten Produktivität erzielt werden. Auch eine partielle Verbesserung der mechanischen Eigenschaften ist durch die Anwendung des Ultraschall-Preform-Verfahrens möglich. Für die Herstellung komplexerer Strukturen eignet sich das Verfahren ebenso, wie an einem Demonstrator gezeigt werden konnte. Geometrische Restriktionen grenzen die Anwendbarkeit allerdings ein.

Durch die Entwicklung der Technologie konnte eine vielversprechende Alternative dargelegt werden, die Kosten sparen und Bauteileigenschaften verbessern kann.

## Abstract

Carbon fiber reinforced polymer composites (CFRPC) have aroused increasing interests for structural and non-structural parts not even in the aerospace industry, because of their great mechanical properties related to the low specific weight. This progress can be seen observing the increasing material share of composites used in the new developed airplanes, like the A350 or the Boeing 787. Due to that fact a higher level of flexible automation to produce CFRPC-parts is claimed by the industry to save costs, material and time as well as to achieve a more reproducible quality.

One important step in the process chain using bindered dry-fiber material for manufacturing of CFRPC-parts with infusion technologies is the preforming process, which is needed to obtain a certain fiber volume content and to stabilize the dry fiber preform to a claimed geometry for further processing. Thereby a certain amount of layers will be joined using the polymer based binders in between. Within the aerospace industry the so called sequential preforming using bindered material is preferred towards stitching processes because of a lower disturbance of the fiber architecture and the possibility to reach a higher densification.

State of the art technologies used in the aerospace industry like convection ovens or IR-beams in combination with vacuum-bags are discontinuously, not time efficient, expensive, difficult to automate and the use of a vast amount of auxiliary-material is necessary. All these disadvantages make clear, that a development of an alternative process is of current interest. Ultrasonic welding was identified as an alternative cost efficient technology for joining layers. The challenge is to develop a continuous preforming process by the means of ultrasonic welding for large and complex parts following the design of aerospace structures. The idea is that a sonotrode should be moved relative to a stack of carbon fiber layers with a certain feed velocity. Thereby a specific weld pressure as well as an amplitude must be applied perpendicular to the surface to generate the necessary energy activating the binder. To meet this challenge first there is a need to develop a new function unit within a test rig. Afterwards it is possible to perform tests to understand the working mechanism as well as to evaluate the process limits and to define proper parameters to achieve the claimed material quality. Furthermore there will be an investigation on the influence



of the process to the mechanical properties of the final part. Finally it is claimed to have a look onto the feasibility using this technology for more complex parts.

The new developed function unit bases on a 35 kHz oscillation unit with a special bearing to avoid problems caused by transverse forces. The core of this unit is the adaptive adjustment system to ensure a proper alignment of sonotrode and material surface. Additionally several sensors to monitor the process were implemented. This unit was integrated into a stiff test rig with a linear feeding axis for material transport. A proprietary control system was established to realize automated manufacturing cycles and to record all process data for evaluation.

To ensure the process quality an assurance system by the means of an IR-camera was integrated. To validate the measurement on the surface investigations on the temperature development within the laminate were performed. The results have shown that the heat mechanism mainly bases on inter-filament friction due to the ultrasonic vibrations. This leads to a homogeneous heat distribution all through the material and to a characteristic temperature profile on the surface, which can be used to evaluate the process and to detect fiber miss-alignments.

Investigations to point out the process limits and disturbance values have shown that the weld pressure as well as the inclination of the sonotrode to the material surface has a huge influence on the process quality. Therefore it is necessary to adjust the parameters to avoid insufficient quality. Observations regarding the maximum numbers of layers could be joined have illustrated that the damping effect with increasing material thickness has no significant influence to the process. Therefore parts with a thickness of more than 20 mm can be realized without issues. Further investigations confirmed the possibility to use multiple sonotrode arrays to preform large parts with a certain overlapping area without an over-compaction. Not even using arrays a homogeneous thickness all over the specimens could be observed. Geometrical restrictions have to be mentioned as an disadvantage using this technology, due to the fact that an flat contact between sonotrode and material surface must be ensured. Beside carbon fibers it is also possible to use glass fabrics as well without documented issues.

Influence and parameter studies have shown that it is possible to identify a certain process window related to each material to achieve a relative fiber volume content

between 60 % and 65 %. In general a high amplitude (in this case of 23.1  $\mu\text{m}$ ) and a low weld pressure between 0.1 MPa and 0.15 MPa are recommended. The value to control the process individually was set to the feed velocity. Depending on the material this value differs between 10 mm/s and 25 mm/s. Static comparisons to conventional technologies (vacuum or heat press) have shown the potential even for continuous processing. It is possible to reduce the heat time by more than 2000 % and to increase the fiber volume content to values of more than 70 %. Due to the increasing compaction and different binder distribution a permeability study was performed. Of course, an increasing compaction leads to a pure permeability. However, because of the short heating time the flow channels in fabrics for example remain open, which leads to an increasing permeability. Therefore the impregnation behavior is influenced, but the occurring effect depends on the selected material.

The influence of the ultrasonic compaction process on the mechanical properties (Tension, ILSS, CAI) was investigated as well by a comparison to conventional manufactured specimens by the means of vacuum compaction. The infusion was done by RTM and VAP-Processes. The main proposition is that there is no degradation in the results for any specimen. Regarding the VAP-Process even partly increasing values could be observed for the ultrasonic specimens. Depending on the material the shear strength increases due to a better layer connection as well as the Young's Modulus for fabrics. This is because of the decreasing undulations effected by the higher compaction rate and the better fiber alignment. The results of the CAI-Trials have shown smaller damage areas and partly increasing compaction strength. This can lead to improved dimensioning possibilities.

A feasibility study has shown that it is possible to use this technology for more complex parts as well. Using special formed sonotrodes it is possible to manufacture also parts with continuous shapes. Beside a qualitatively improvement the feasibility test has presented a huge time saving potential. For the chosen part a lead time reduction of more than 50 % is possible.

Summarized in the present work a new pre-stabilization process for dry fiber material could be presented. As well for an increasing productivity and a higher degree of automation as for improved part properties this technology shows a promising alternative to conventional technologies.

## 1 Einleitung und Motivation

Faserverbundwerkstoffe und insbesondere langfaserverstärkte Carbonfaserkunststoffe (CFK) werden zunehmend in der Luftfahrtindustrie eingesetzt (Abbildung 1.1). Seit 1970 ist der Anteil stetig gestiegen. Die Modelle der neusten Generation, wie der Airbus A350, weisen bereits einen Gewichtsanteil von mehr als 50 % auf.

Begründet ist diese Entwicklung in den hervorragenden mechanischen Eigenschaften, einem wachsenden Vertrauen in die Fähigkeiten des Materials sowie einem kontinuierlich steigenden Knowhow für die optimale Verarbeitung. Ein weiterer wesentlicher Punkt ist die Reduzierung von Gewicht als Beitrag zu einer ökologischen Optimierung sowie mögliche Kosteneinsparungen für den Kunden durch höhere Zuladungen und weniger Kerosin-Verbrauch. Das prognostizierte Passagierwachstum von jährlich 3,3 % im Durchschnitt bis zum Jahr 2030 zeigt zudem, dass Optimierungen ein hohes Einsparpotenzial bieten [1].

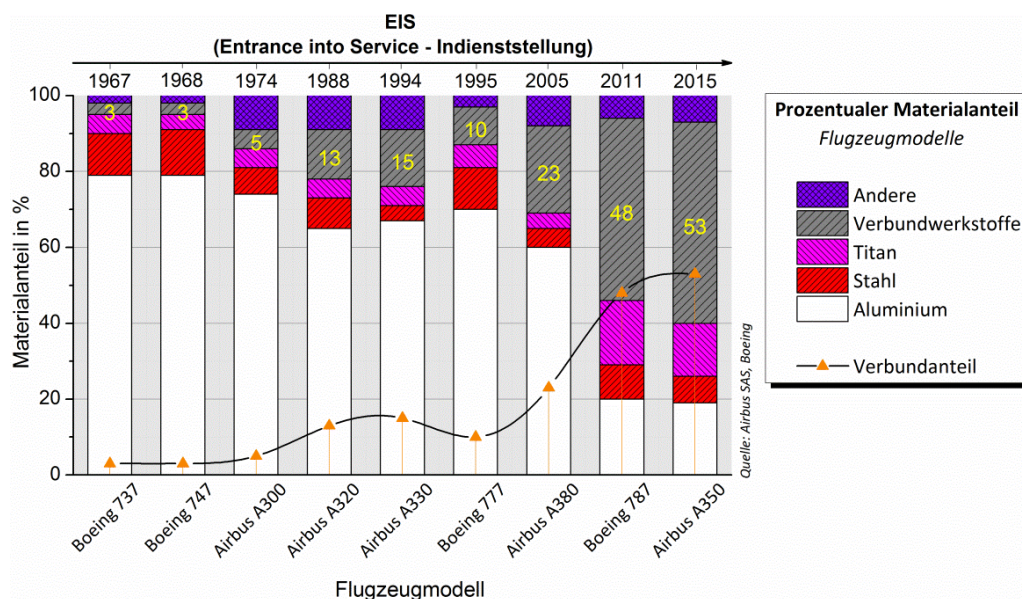


Abbildung 1.1: Modell- und zeitabhängige Materialanteile in der zivilen Luftfahrt

Ein großes Hindernis stellt dabei die Automatisierung der Herstellungsprozesse dar. Viele Schritte müssen heute noch manuell oder diskontinuierlich erfolgen, da entsprechende Automatisierungsansätze fehlen. Dies verursacht hohe Kosten und hemmt häufig den Einsatz neuer Werkstoffe [2].

Für die Fertigung von primär monolithischen und großen Faserverbundbauteilen in der Luftfahrtindustrie kommen neben dem Prepreg-Verfahren immer häufiger „Liquid

Composite Molding“ - Prozesse (LCM) auf Grund ihrer Kosteneffizienz und der besseren Automatisierbarkeit zum Einsatz. Bei geringen Stückzahlen ist für die Imprägnierung und Konsolidierung dabei primär das offene VAP (Vacuum Assisted Process) Verfahren von Interesse, bei welchem zur Materialkompaktierung lediglich der Vakuumdruck zur Verfügung steht.

Ein wichtiger Bestandteil in der LCM-Prozesskette ist der Preform-Prozess. Diesem wird eine besondere Wichtigkeit in dieser Prozesskette zuteil, da hier die Geometrie und die Eigenschaften des Endbauteiles maßgeblich mitbestimmt werden. Im sogenannten binderbasierten sequenziellen Preform-Verfahren gilt es, durch thermische Aktivierung und simultane Kraftereinwirkung trockene Faserhalbzeuge miteinander stabil zu verbinden. Konventionelle Verfahren haben dabei Kosten- und Fertigungsnachteile, weshalb großes Interesse an der Etablierung von Alternativen besteht [3].

Ein neuer Ansatz zur automatisierten Herstellung stellt das in dieser Arbeit entwickelte kontinuierliche und flächige Preform-Verfahren mittels Ultraschallschweißen dar. Durch die Anwendung dieser robusten Technologie ist es möglich innerhalb kurzer Zeit Faserlagen flächig miteinander zu verbinden. Dabei gilt es die Anforderungen bzgl. der Preform-Qualität einzuhalten. Durch den geringen Energiebedarf, die Verwendung konventioneller Komponenten und eine potenziell kompakte Bauweise, ist zu vermuten, dass der Prozess ökonomisch effizient und flexibel in Fertigungsprozesse integrierbar ist. Weiterhin könnte der Prozess potenziell die mechanischen Eigenschaften durch höhere Kompaktierungsraten sowie eine verbesserte Faserarchitektur partiell positiv beeinflussen.

Basierend auf der Ultraschall-Schweißtechnik soll in dieser Arbeit ein neues kontinuierliches Preform-Verfahren für große Luftfahrtbauteile entwickelt werden. Dabei muss zum einen der Prozess inkl. einer geeigneten Anlagentechnik entwickelt werden und zum anderen eine Betrachtung der Prozessgrenzen und Parameter erfolgen. Zudem sollen die mechanischen Eigenschaften untersucht sowie der Nachweis geführt werden, dass diese Technologie auch für komplexere Strukturen einsetzbar ist. Erst durch eine ganzheitliche Betrachtung und das Generieren eines Prozess-Verständnisses kann eine Einführung in die industrielle Fertigung möglich gemacht werden.

## 2 Ziele und Aufbau der Arbeit

Um belastbare und stringente Ergebnisse erhalten zu können, ist es notwendig sowohl Ziele und Thesen als auch einen logischen Arbeitsablauf zu formulieren. Im folgenden Kapitel soll dem Leser der Erwartungshorizont hinsichtlich der Zielsetzung sowie eine Orientierungshilfe zum Vorgehen dargelegt werden.

### 2.1 Thesen und Zielsetzung

Das allgemeine Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines neuen kontinuierlichen Preform-Verfahrens zum Fügen und Kompaktieren von bebinderten Trockenfaser-Halbzeugen basierend auf der Ultraschall (US) -Schweiß-Technik. Die grundlegende Idee ist dabei in Abbildung 2.1 dargestellt. Eine Sonotrode wird relativ zur Oberfläche des zu verschweißenden Faserhalbzeuges mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit  $v$  bewegt. Zeitgleich wird eine Schweißkraft  $p$  und eine Amplitude  $A$  senkrecht dazu in das Material eingeleitet. Eine Pufferfolie zwischen Sonotrode und Faserhalbzeug soll dabei Störungen in der Faserarchitektur verhindern.

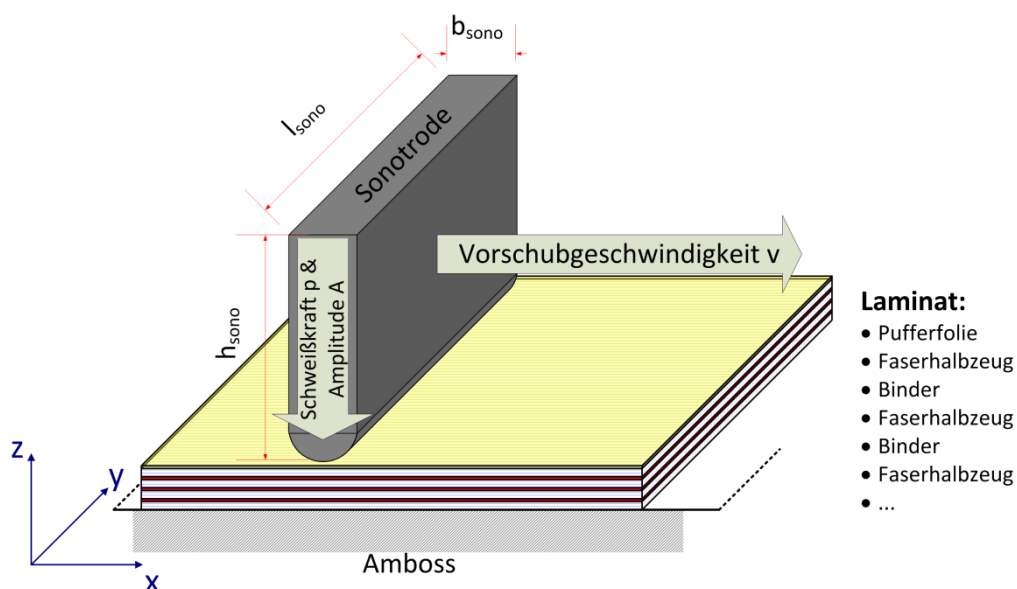


Abbildung 2.1: Idee zur Entwicklung des kontinuierlichen US-Preformens

Zur Erreichung dieses Primärzieles werden Thesen basierend auf Erkenntnissen aus dem Stand der Technik und vorangegangenen Untersuchungen formuliert, die es im Zuge der Zielverfolgung zu veri- bzw. falsifizieren gilt:

1. Das Ultraschallschweißen lässt sich kontinuierlich ohne Faserschädigung oder Strukturveränderung unter Einhaltung der Qualitätsanforderungen bei reproduzierbarer Qualität/Homogenität einsetzen.
2. Eine kontinuierliche Prozessüberwachung zur Detektion von Fehlern in Materialablage und Prozess ist etablierbar.
3. Es lassen sich unter Berücksichtigung des Materials eindeutige Parameterfenster zur Produktion definieren. Weiterhin sind den Schweiß-Parametern diskrete Effekte im Preform-Verhalten zuzuordnen.
4. Das Ultraschall-Preformen hat keine negativen Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften und führt durch eine verbesserte und homogenere Faserarchitektur zu einer partiellen Verbesserung.
5. Es ist möglich bis zu einem bestimmten Grad komplexe und große Bauteile auch unter Einsatz mehrerer Systeme zu stabilisieren.

Um einen Nachweis der Thesen durchführen zu können, sind diverse Schritte notwendig. Diese folgen einer Ablauflogik und sind simultan zum Aufbau der Arbeit angeordnet, wie er im folgenden Kapitel dargestellt ist.

Abschließend soll der Leser ein Verständnis für den Prozess und seine Auswirkungen, einen Überblick über notwendige Anlagentechnologien sowie die materialabhängigen Prozessparameter zur Adaption und einen fundierten Einblick in mögliche Anwendungsgebiete und die Prozess-Produktivität erhalten.

## **2.2 Aufbau der Arbeit**

Der Aufbau der Arbeit ist Abbildung 2.2 zu entnehmen. Der Durchmesser der Kreise stellt die Gewichtung hinsichtlich der Relevanz für die Zielerreichung dar. Die Kategorisierung auf der Abszisse dient dabei als Gliederungsansatz. Ausgehend von der Motivation muss Wissen generiert werden, um dieses im Anwendungsbereich umsetzen zu können.

Zunächst wird die Motivation unter Einbeziehung des Standes der Technik für die Fertigung von Faserverbundbauteilen erörtert. Dabei kommt der Betrachtung der Preform-Verfahren eine gesonderte Rolle zu, um die Notwendigkeit einer Neuentwicklung sowie die Abgrenzung von bestehenden Technologien sicherzustellen. Im Übergangsbereich zum Wissensgewinn werden in Kapitel 4 die ausgewählten

Halbzeuge sowie Anlagen und Komponenten dargestellt, die zur Fertigung verwendet oder in die Entwicklung als Voraussetzung integriert werden.

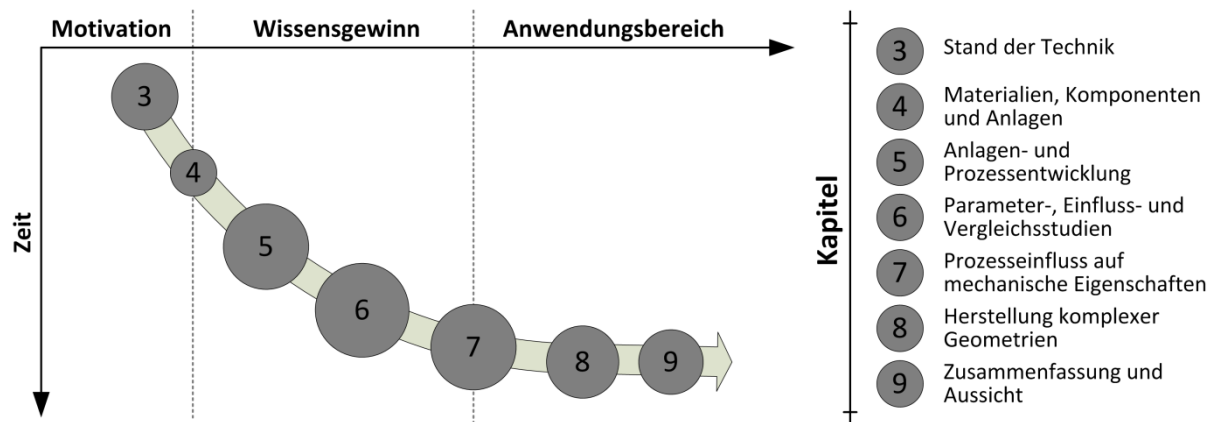


Abbildung 2.2: Schematischer und gewichteter Aufbau der Arbeit

Ausgehend von den Anforderungen wird in Kapitel 5 die Anlagen- und Prozessentwicklung als Voraussetzung für weitere Untersuchungen zum Wissensgewinn dargestellt. Anschließende Parameter- und Einflussstudien (Kapitel 6) zeigen das Potenzial der Technologie auf und dienen der Ermittlung von materialspezifischen Parametersätzen für die Fertigung. Zudem werden Prozessgrenzen kritisch betrachtet, um ein ideales und abgegrenztes Prozessfenster definieren zu können.

Als Überleitung zum Anwendungsbereich werden die ermittelten Prozessfenster und Parametersätze zur Fertigung von Testbauteilen herangezogen, die hinsichtlich ihrer mechanischen Eigenschaften getestet werden sollen. Dies dient der Überprüfung möglicher Einflüsse des Prozesses auf das spätere Endbauteil. Weiterhin wird in Kapitel 8 untersucht, ob die Möglichkeit besteht diese Technologie auch für komplexere Bauteile anzuwenden. Eine Betrachtung der Anwendungsgrenzen beziehungsweise auf ermittelte Prozess-Restriktionen wird ebenfalls vorgenommen.

Abschließend findet in Kapitel 9 eine Zusammenfassung und Diskussion der Ergebnisse inkl. einer Bewertung des Gesamtprozesses statt. Zudem wird ein Ausblick auf die notwendigen weiteren Entwicklungsschritte gegeben.

### 3 Stand der Technik

Die Herstellung von Faserverbundbauteilen ist ein komplexer und vielschichtiger Prozess, der sich in diverse Abschnitte aufteilen lässt. Im folgenden Kapitel wird der Stand der Technik hinsichtlich der Herstellungsverfahren, die in der Luftfahrtindustrie primär Anwendung finden, dargelegt. Im Weiteren erfolgen eine genauere Betrachtung der Preform-Technologie sowie ein Vergleich verschiedener Verfahren zur binderbasierten Preform-Herstellung.

Die Betrachtung der Ultraschallschweißtechnik sowie deren Anwendung im Faserverbundbereich stellt die Grundlage für die Evaluierung der Technologie in dieser Arbeit dar. Für ein besseres Verständnis der materialbezogenen Effekte im Preform-Prozess wird zusätzlich der aktuelle Forschungsstand hinsichtlich der Kompaktierung von textilen Halbzeugen beschrieben. Weiterhin werden die Grundlagen der Permeabilität sowie der Einfluss des Preformens auf Selbige behandelt.

#### 3.1 Herstellungsverfahren von CFK-Bauteilen in der Luftfahrt

Wie bereits in der Einleitung erwähnt steigt der Anteil an Verbundmaterial in der Fertigung von Flugzeugen seit den 1970er Jahren deutlich. Aktuell weist der Airbus A350 als jüngste Neuentwicklung in der zivilen Luftfahrt einen Anteil von 53 % auf [4]. Schätzungen aus dem Jahr 2005 gehen davon aus, dass es durch eine optimale Ausnutzung der Materialeigenschaften möglich ist bis zu 20 % an Gewicht im Flugzeugbau einzusparen. Allerdings sind die Fertigungs- und Konstruktionskosten im Vergleich zu konventionellen Bauweisen bis heute immer noch erheblich höher, was zum einen der komplexen Herstellung zuzuordnen ist und zum anderen der noch nicht ausreichenden Automatisierung [5].

In der Herstellung kommen für große Strukturen primär zwei verschiedene Ansätze zur Anwendung. Einerseits ist hier das Prepreg-Verfahren zu nennen und andererseits die Nutzung von Infusions-Prozessen trockener Faserhalbzeuge. Dieser Prozess wird auch als „Liquid Composite Molding“ - Prozess (LCM) bezeichnet. In der Folge sollen diese Verfahren erläutert und deren Vor- und Nachteile hinsichtlich der Fertigung von Luftfahrtbauteilen dargestellt werden.



### 3.1.1 Prepreg-Verfahren

Als Prepregs (*preimpregnated fibers*) werden mit einer diskreten Harzmenge getränkte und flächige Faserhalbzeuge bezeichnet. Als Halbzeuge können dabei Gewebe, Gelege oder unidirektionale Strukturen genutzt werden. Die Tränkung mit dem Matrixwerkstoff erfolgt dabei je nach Anwendungsfall und späterer Verarbeitung mit duroplastischen oder thermoplastischen Matrix-Systemen. Bei der Verwendung einer duroplastischen Matrix muss die Aushärtungsreaktion durch eine geschlossene Kühlkette verhindert bzw. verlangsamt werden, was die Transport- und Lagerdauer einschränkt und gesonderte Ansprüche an die Verarbeitungsumgebung stellt. Innerhalb dieser Arbeit wird lediglich die Anwendung duroplastischer Matrixsysteme betrachtet.

Die Verarbeitung des Prepreg-Halbzeuges hin zu einem nutzbaren Bauteil gliedert sich in vier Hauptschritte [6]:

1. Vorbereitung (Zuschnitt oder Werkzeugvorbereitung)
2. Formgebung (Materialablage in formgebendes Werkzeug)
3. Aushärtung (Vorbereitung des Aufbaus, Aushärtung im Autoklaven)
4. Entformung (Entformung und Nachbearbeitung)

Vorbereitung und Formgebung hängen dabei vom gewählten Herstellungsprozess ab. Hierbei sind primär der händische Ablage-Prozess, das „Automatic Tape Laying“ (ATL) sowie das „Automatic Fibre Placement“ (AFP) zu nennen [7] [8]. Während bei der händischen Ablage in der Vorbereitung der Zuschnitt der einzelnen Lagen erfolgen muss, müssen für den ATL- und AFP-Prozess die Anlagen mit Faserrollen bestückt werden und z.B. CNC-Programme zur automatisierten Ablage erstellt werden. Die Formgebung erfolgt dann durch die gezielte und sukzessive Ablage des Fasermaterials in ein entsprechendes Werkzeug. Zur Positionierung mittels der händischen Ablage kommen dabei oft Laserprojektoren zum Einsatz, die die Kontur des Zuschnittes auf dem Tool abbilden. Der sogenannte „Tack“, also die adhäsive Eigenschaft bei Raum- bzw. Verarbeitungstemperatur des Halbzeuges, wird zur Fixierung der Lagen untereinander genutzt.

Um den Einschluss von Luft und damit die Bildung von Lunkern im Laminat zu verhindern sowie einen hohen Faservolumengehalt sicherzustellen, ist es notwendig

das Laminat gerade im undefinierten händischen Ablageprozess regelmäßig zu evakuieren. Dies wird durch Zwischenkompaktierungen unter Vakuum realisiert.

Nach der vollständigen Ablage des Fasermaterials im Werkzeug erfolgt die Aushärtung. Diese findet in der Regel unter Zuhilfenahme eines bestimmten Vakuum-Aufbaus in einem Autoklav-Prozess unter Überdruck (zwischen 3 bar und 10 bar) statt. Dazu wird je nach Harzsystem ein diskreter Heizzyklus verwendet. Alternativ ist es möglich auch Heizpressen mit geringeren Zykluszeiten zu nutzen, allerdings geht die Nutzung in der Regel mit einer schlechteren Bauteilqualität und geometrischen Restriktionen einher. Zudem ist eine zweite Formhälfte notwendig [9].

Die Entformung vom Werkzeug stellt den abschließenden Prozessschritt dar und geht einher mit der Entfernung des Hilfsmaterials und einer potenziellen Kantenbesäumung.

Das Prepreg-Verfahren wurde in den späten 1960er Jahren von Boeing, 3M und Rolls Royce Engines maßgeblich entwickelt und dominiert bis heute die Verbundbauteilherstellung in der Luftfahrtindustrie [10] [11]. Dies begründet sich in der hohen und reproduzierbaren Bauteilqualität. Dem stehen jedoch hohe Halbzeug- und Lagerkosten, eine begrenzte Materialhaltbarkeit sowie immense Energie- und Produktionskosten gegenüber, so dass sich ein Einsatz nur für hochbelastete Bauteile in geringer Stückzahl rechnet. Weiterhin ist der Grad der Automatisierung in einigen Prozessschritten als gering anzusehen [6] [12]. Eine Alternative stellt dabei die Nutzung des im Folgenden dargestellten LCM-Verfahrens dar.

### **3.1.2 LCM-Prozesse**

Im Gegensatz zum Prepreg-Verfahren basieren LCM-Prozesse auf der Nutzung trockener Faserhalbzeuge als kostengünstige Massenware. Diese Halbzeuge können als Flächenware (Gewebe, Gelege) oder als Faserbündel (Roving, Tape) vorliegen. Zunächst muss das trockene Faserhalbzeug durch das sogenannte Preformen als formgebender Prozess in eine stabile endbauteilnahe Kontur gebracht werden. Dabei unterscheidet man zwischen verschiedenen Verfahren. Auf Grund der Wichtigkeit dieses Prozessschrittes für diese Ausarbeitung, wird das Preformen genauer in Abschnitt 3.2 behandelt. Zunächst werden die möglichen Infusionsverfahren beschrieben.

Nach der Herstellung einer Preform folgt der Infusionsprozess zur Imprägnierung und abschließenden Konsolidierung des Bauteils durch niederviskose duroplastische Harzsysteme. Dabei kommen verschiedene Verfahren zum Einsatz. Die gängigsten sind dabei der RTM-Prozess (*Resin Transfer Molding*) und die Vakuum-Infusion mit ihren Vertretern dem VARI-Verfahren (*Vacuum Assisted Resin Infusion*) und dem VAP-Verfahren (*Vacuum Assisted Process*) [13].

Beim RTM-Prozess kommt ein geschlossenes Werkzeug mit einer diskreten Kavität zur Einlage der Preform zum Einsatz. Dieses Werkzeug wird in einer Presse beheizt und unter Druck gesetzt, um ein Öffnen oder unzulässiges Verformen des Werkzeuges zu verhindern. Das Harz wird durch das Anlegen einen Überdruckes über einen Anguss durch das Fasermaterial gedrückt. Überschüssiges Harz wird auf der Gegenseite in einer Falle aufgefangen. Zusätzlich kann eine Unterstützung durch das Anlegen eines Vakuums an der Fallen-Seite erfolgen. Die Aushärtung erfolgt unter Aufrechterhaltung des Pressendruckes und einer geeigneten matrixabhängigen Temperatur [14]. In der Herstellung von Luftfahrtkomponenten kommt dieses Verfahren auf Grund der hohen Bauteilqualität und der geringen Porenbildung zwar teilweise zum Einsatz, rechnet sich aber für Großbauteile und geringe Stückzahlen auf Grund der hohen Werkzeug- und Anlagenkosten selten [15].

Als Alternative wird bei der Vakuum-Infusion kein geschlossenes Werkzeug genutzt. Die Preform wird auf dem Werkzeug luftdicht unter einer flexiblen Folie verpackt und überschüssige Luft mittels einer Vakuumpumpe evakuiert. Zeitgleich sorgt der entstehende Unterdruck für das Ansaugen und homogene Verteilen der Matrix im Bauteil über eine entsprechende Anguss-Strategie [16]. Eine Weiterentwicklung, die zunehmend Anwendung in der Herstellung von Luftfahrtkomponenten findet, ist das von EADS patentierte VAP-Verfahren [17].

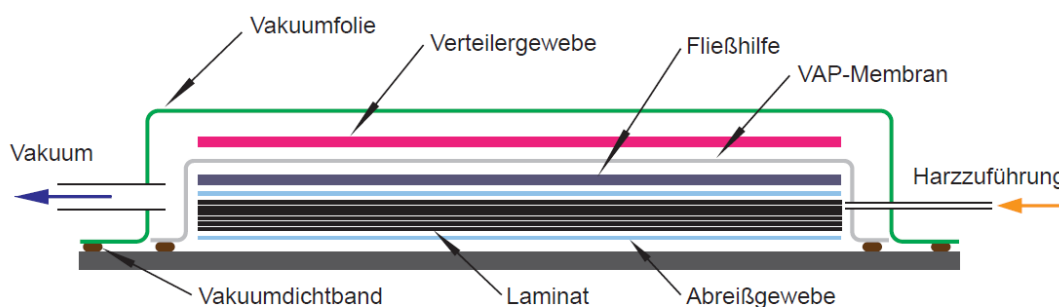


Abbildung 3.1: Typischer VAP-Aufbau [18]

Bei diesem Verfahren findet eine dauerhafte Entgasung des Bauteils über eine semipermeable Membran, die flächig über dem Bauteil liegt, statt. Ein typischer Aufbau ist schematisch in Abbildung 3.1 dargestellt. Li et al. folgend führt diese Modifikation zu einer höheren Prozess-Stabilität, zu einer Minimierung von potenziellen porösen Regionen und verbesserten Maßtoleranzen im fertigen Bauteil [19].

In der Gegenüberstellung zum Prepreg-Verfahren bieten die LCM-Prozesse einige Potenziale. Weimer et al. stellten fest, dass die Produktivität durch verringerte Prozesszeiten und einen höheren Grad der Automatisierung gesteigert werden kann. Zudem sind durch das flexible formgebende Verfahren mehr Freiheitsgrade in der Bauweise möglich. Weiterhin besteht die Möglichkeit durch energiearme und trockene Lager- sowie Verarbeitungsprozesse bei Raumtemperatur höhere Umweltstandards einzuhalten [20].

Im Vergleich zum RTM-Verfahren lassen sich mit dem VAP-Verfahren auch große Bauteile kosteneffizient und mit hoher Qualität herstellen. Nachteilig ist allerdings, dass es durch den maximalen Kompressionsdruck von 1 bar im Vakuum gerade bei hochvolumigen Faserhalbzeugen oftmals zu einer unzureichenden Kompaktierung des Laminates kommt. Dies führt im Endbauteil dazu, dass in der Luftfahrt geforderte Faservolumenanteile (FVG) von 60 % und mehr **oftmals nicht erreicht** werden können. Zudem kann in Ermangelung eines Druckstückes bzw. eines geschlossenen Formwerkzeuges oftmals keine zufriedenstellende Oberflächenqualität auf der offenen Seite erreicht werden. Dies zeigt, dass es notwendig ist die Prozesskette zu optimieren. Dabei liegt das wohl größte Potenzial in der Weiterentwicklung des formgebenden Preform-Prozesses.

### **3.2 Preformen als Teil der LCM-Prozesskette**

Der Preform-Prozess spielt eine zentrale Rolle in der LCM-Prozesskette, da hier der Herstellungsaufwand sowie die Bauteilqualität maßgeblich mitbestimmt wird. Nach Mitschang et al. ist eine Preform folgendermaßen definiert [21]: „Eine Preform oder Vorform ist ein der Bauteilgeometrie entsprechendes Verstärkungsgebilde vor der Imprägnierung/Konsolidierung. Eine Preform kann sowohl eine 3D-Struktur als auch eine 3D-Geometrie darstellen. Eine Preform besteht mindestens aus einem, meist mehreren Einzelteilen, den Sub-Preforms. Im Idealfall besteht eine Preform aus einem Teil, welches ausschließlich durch Einzelfasern gebildet wird.“

Der Vorgang des Preformens lässt sich in zwei Kategorien untergliedern. Auf der einen Seite ist hierbei das direkte Preformen zu nennen, welches zumeist auf 3D-Textiltechniken basiert. Auf der anderen Seite kommt das sogenannte sequentielle Preformen zum Einsatz. Dieses Verfahren beruht auf der Nutzung von vorgefertigten Halbzeugen und der Verwendung geeigneter Verbindungstechniken [22]. Eine Übersicht der Technologien ist in Abbildung 3.2 illustriert. In der Folge werden die beiden Verfahren inkl. repräsentativer Fertigungstechnologien dargestellt.

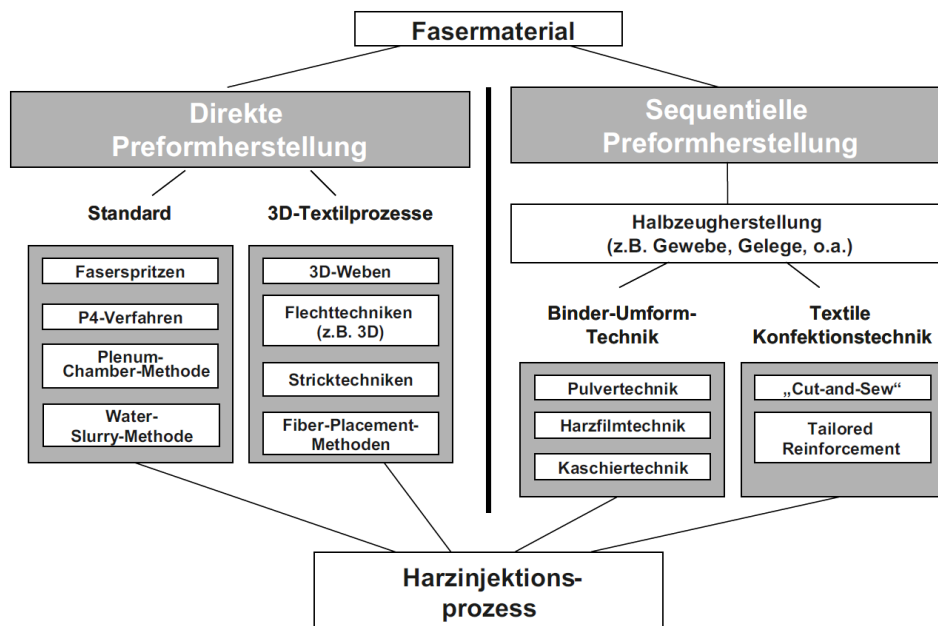


Abbildung 3.2: Übersicht zu Preform-Herstellungsverfahren [22]

### 3.2.1 Direktes Preformen

Als direktes Preformen werden Prozesse bezeichnet, die eine Herstellung von dreidimensionalen Strukturen direkt aus den Fasern ggf. unter Zuhilfenahme von Hilfsstoffen ohne zusätzliche Zwischenschritte möglich machen [21]. Das Verfahren wird gemäß Abbildung 3.2 in zwei Teilkategorien untergliedert. Unter die Standard-Verfahren fallen Anwendungen für Kurzfasermaterialien, die hier auf Grund mangelnder Relevanz für große Strukturbauteile in der Luftfahrt nicht weiter behandelt werden sollen. Bei der Nutzung von 3D-Textilprozessen werden dreidimensionale Geometrien ausgehend vom reinen endlosen Fasermaterial direkt erzeugt. Die Entwicklung von 3D-Faserstrukturen wurde primär vorangetrieben, um dem ungewünschten Delaminationseffekt durch Rissstoppeffekte zu begegnen [23]. Allerdings bieten diese bekannten Verfahren aus der Textilindustrie zusätzlich auch ein hohes Automatisierungspotenzial in der Anwendung für technische Fasern.

Typische Adaptionen aus der Textilindustrie stellen die 3D-Web- und die Flechttechnologie dar. Weiterhin sind die Wickeltechnik sowie die „Dry Fibre Placement“-Technologie (DFP) relevante Vertreter in dieser Kategorie.

Durch die 3D-Webtechnik ist es möglich ebene Halbzeuge sowie verschiedene Profile, wie z. B. T-Profile oder Rundprofile, zu erzeugen. Dabei kann die biaxiale Faserablage durch Verstärkungsfäden in Dicken-Richtung bzw. durch sequentielle Lagenanbindung unterstützt werden, um eine verbesserte Schadenstoleranz zu erreichen. Mit dem Prozess ist es weiterhin möglich „Inserts“ direkt zu integrieren [24] [25] [26] [27] [28].

Beim Flechten unterscheidet man i. d. R. zwischen zwei grundlegenden Verfahren: Das Band- und das Rundflechten. Für die Fertigung dreidimensionaler Bauteile ist lediglich das Rundflechtverfahren von Interesse. Hier wird die geflochtene Struktur direkt auf einem positiven Werkzeug, das zentrisch relativ zu einem Flechtportal durchs Flechtzentrum bewegt wird, endkonturnah und automatisiert erzeugt [29] [30]. Dabei lassen sich sowohl unidirektionale (Unterstützung durch Hilfsgarne [31] [32] [33]), biaxiale und triaxiale Geflechte herstellen. Die Wahl der Struktur bestimmt dabei maßgeblich die mechanischen Eigenschaften sowie die Schadensresistenz [34] [35]. Beispielhaft ist in Abbildung 3.3 eine experimentelle Fertigungsstrecke für die Spant-Fertigung in der Luftfahrt mittels Flecht- und Wickeltechnik dargestellt.

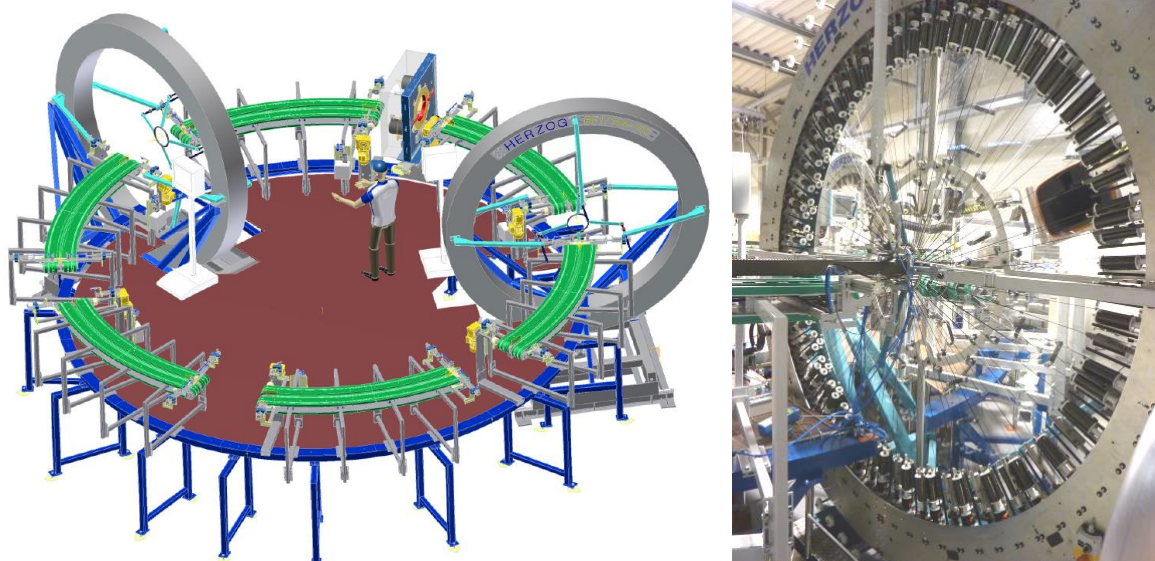


Abbildung 3.3: Automatisierungskonzept zur Fertigung von Spanten mit Flecht- und Wickeltechnik (links); Radial-Rundflechtanlage (rechts) [36]

Der Flechtprozess weist insgesamt einen hohen Automatisierungsgrad und das Potenzial für einen hohen Materialdurchsatz auf. Allerdings unterliegt er auch geometrischen Restriktionen hinsichtlich des Verhältnisses von Faserwinkel, Kerndurchmesser und Bedeckungsgrad [29] und wird deshalb für komplexe Luftfahrtanwendungen mit Querschnittsänderungen kritisch betrachtet. Anwendung findet dieses Verfahren inzwischen zunehmend in der Automobilindustrie für die Fertigung von Rahmen- und anderen Profilstrukturen (Toyota, BMW).

In dem in Abbildung 3.3 gezeigten Verfahren wird die Wickeltechnik als Teil der Prozesskette **eingesetzt**, um Faserlagen mit einer 90°-Orientierung abbilden zu können. Somit ist auch diese Technologie in der Lage, trockene Fasern direkt in eine 3D-Form zu überführen. Eine Stabilisierung kann entweder durch das nachgelagerte Überflechten garantiert oder aber durch den Einsatz von bebinderten Ausgangsmaterialien (Tapes), die thermisch aktiviert werden können, ermöglicht werden.

Beim klassischen DFP-Prozess kommen, ähnlich wie es beim Flechten oder Wickeln möglich ist, thermoplastisch bebinderte Rovings in Bändchen-Form (Tape) zum Einsatz. Durch den Funktionskopf wird simultan Druck und Temperatur in das Material eingebracht, um eine Fixierung und die gewünschte Kompaktierung sicherzustellen [37]. Die dabei verwendeten Heizsysteme können dabei Heißgas-Systeme, Laser oder auch Ultraschall-Schweiß-Geräte sein. Je nach Hersteller werden bei dem Prozess einzelne oder mehrere Rovings zeitgleich abgelegt. Als vorteilhaft konnte bei diesem Prozess zum einen die Flexibilität in der Ablage und zum anderen das hohe Einsparpotenzial im Vergleich zu ATL-Prozessen mit Prepreg-Material identifiziert werden [38] [39] [40] [41]. Als kritisch ist die Herabsetzung der Permeabilität durch die hohe Filament-Dichte und das interlaminare Bindermaterial zu sehen, die die Stabilität des Fertigungsprozesses gefährdet [42]. Weiterhin ist die Ablagegeschwindigkeit hinsichtlich des Flächengewichts pro Zeiteinheit begrenzt, was sich negativ auf die Produktivität auswirkt. Weiteres Einsparpotenzial wird in neuen Entwicklungen vermutet, bei welchen der Binder erst während des Ablageprozesses appliziert wird [43].

### 3.2.2 Sequentielles Preformen

Im Gegensatz zum direkten Verfahren erfolgt die Herstellung der Preform bzw. Sub-Preform bei sequentiellen Verfahren schrittweise. Eine finale Preform kann als

zusammengesetzte Struktur aus mehreren sogenannten Sub-Preformen aufgebaut sein, die durch geeignete Montage-Techniken verbunden werden. Zum Einsatz kommen vorgefertigte Halbzeuge, die als Meterware direkt vom Hersteller auf Rollen geliefert werden. Bei diesen Materialien kann es sich um Gewebe, Gelege (NCF) oder unidirektionale Flächenware handeln. Wichtig ist die Unterscheidung der Begrifflichkeiten: Die Montage von Sub-Preformen zu einer finalen Preform muss abgegrenzt werden von der diskreten Formbildung einer einzelnen Sub-Preform bzw. Preform [21].

Gemäß Abbildung 3.2 unterscheidet man beim sequentiellen Preformen zwischen der Binder-Umform-Technik und der Textilien-Konfektionstechnik. Bei letzterer kommen primär Nähetechniken zum Einsatz, aber auch Schweiß- und Klebverfahren sind Vertreter dieses Bereiches [44]. Ursprünglich wurde das Vernähen von Faserlagen entwickelt, um die Eigenschaften des Faserverbundes hinsichtlich ihrer Schadenstoleranz zu verbessern. Die Stabilisierungsfähigkeit wurde erst später in den Mittelpunkt gesetzt [21] [45]. Für die flächige Lagenverbindung an Großbauteilen in der Luftfahrtindustrie wird dieser Ansatz – im Gegensatz zur Anwendung bei Montage-Vorgängen – aber auf Grund der In-Plane Strukturveränderung und den daraus resultierenden Ondulationen und potenziellen Harznestern nicht eingesetzt [46] [47]. Weiterhin bestehen Prozesseinschränkungen hinsichtlich des Verfahrenszuganges bei der Nutzung von formgebenden Werkzeugen (z.B. Schalen) trotz der Verfügbarkeit einseitiger Nähetechniken [48].

Die Binder-Umform-Technik wird in der Luftfahrt für flächige Verbindungen auf Grund der geringeren Strukturstörungen, der Erreichung höherer Faservolumenanteile und der interlaminaren Modifikationsmöglichkeiten bevorzugt. Hierbei werden einzelne Lagenpakete bzw. textile Zuschnitte durch interlaminare Polymer-Binder, die thermisch aktiviert werden, adhäsiv miteinander verbunden [49] [50]. In der Regel sind die Halbzeuge bereits durch den Hersteller mit einem Bindersystem versehen. Alternativ kann ein Auftrag auch im Prozess durch verschiedene Applikationsmethoden erfolgen (Sprühsysteme, Vliesstoffe, Stützgarne).

Der Fertigungsablauf mittels des sequentiellen binderbasierten Preformens unterscheidet sich abhängig von der gewählten Fertigungskette im Detail. Allgemein lässt sich aber ein Ablaufplan zur Herstellung gemäß Abbildung 3.4 definieren.



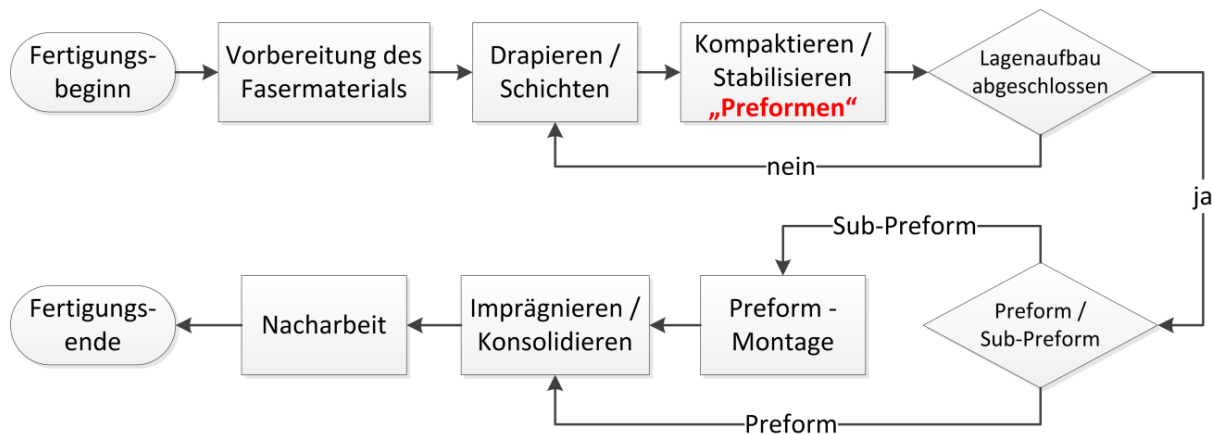


Abbildung 3.4: Fertigungskette im sequentiellen Preform-Prozess

Im ersten Schritt müssen geeignete Zuschnitte flächig oder als Patches (lokale Verstärkung) ausgehend vom Halbzeug angefertigt werden. In automatisierten Prozessen geschieht dies in der Regel durch geeignete Flachbett-Cutter, Stanzsysteme oder robotergestützte Schnitt-Systeme mit stehenden Klingen, Rollmessern oder Ultraschall-Endeffektoren.

In der Folge werden die Zuschnitte schichtweise im formgebenden Werkzeug drapiert oder im Falle kontinuierlicher Prozesse durch Umformsysteme aufeinander positioniert. Das Handling der Zuschnitte kann dabei automatisiert durch Greif-Systeme oder manuell erfolgen [51] [52]. Durch die nachgelagerte Kompaktierung und Stabilisierung wird der geforderte Faservolumengehalt sichergestellt und die Form fixiert. Kompaktierung und Stabilisierung stellen dabei den wichtigsten Schritt im sequentiellen Preform-Verfahren dar und bestimmen die Güte des Bauteiles maßgeblich mit. In der Folge wird dieser Prozess-Abschnitt als „Preformen“ bezeichnet. Dieser Schritt durchläuft in der Fertigung eine Schleife. Zur Einhaltung von Formtoleranzen, der Verringerung möglicher Ondulationen und somit zum Erhalt einer besseren Bauteilqualität erfolgt das Preformen zumeist nach einer diskreten Lagenanzahl [53]. Dieser Vorgang wiederholt sich bis alle Lagen im Formwerkzeug platziert und kompaktiert sind.

Abhängig davon, ob es sich um eine Sub- oder Final-Preform handelt, erfolgt entweder die Montage durch geeignete Näh- oder Fügetechniken oder direkt die Imprägnierung und Konsolidierung in einem LCM-Verfahren. Abschließend verbleibt noch der Schritt notwendiger Nacharbeiten, wie z.B. das Versäubern oder Besäumen.

Neben den schon genannten möglichen Vorteilen in der Bauteil-Qualität und der Material-Performance bietet der binderbasierte Prozess ein hohes Potential zur Prozessautomatisierung. Als nachteilig muss jedoch eine oftmals herabgesetzte Permeabilität genannt werden, die durch einen Verschluss der Fließkanäle durch Binder-Agglomerate erfolgen kann [21] [42] [54].

### **3.2.3 Binderbasierte Preformtechniken**

Neben dem eigentlichen Preform-Prozess spielt der interlaminare Binder selbst eine wichtige Rolle für den Prozess. Auswirkungen auf den Faser-Verbund-Kunststoff (FVK), Applikationsmöglichkeiten sowie verwendete Bindersysteme werden in der Folge vorgestellt.

Weiterhin lässt sich der Preform-Prozess selbst in zwei Funktions-Abschnitte teilen. Auf der einen Seite ist hier die Kompaktierung zu nennen und auf der anderen Seite die thermische Binderaktivierung. Im Idealfall werden beide Funktionen simultan ausgeführt, um undefinierte Prozessvorgänge in einer möglichen Zwischenphase zu vermeiden. Bei diskontinuierlichen Prozessen ist dies meist möglich, kritischer muss dies jedoch im Bereich kontinuierlicher Verfahren betrachtet werden. Zusätzlich werden deshalb Technologien zur Funktionserfüllung der Teilbereiche sowie beispielhaft industrielle Anwendungen beschrieben und bewertet.

#### **3.2.3.1 Bindersysteme**

Thermoplastische Binder oder duroplastische Binder mit thermoplastischem Verhalten werden bevorzugt für die interlaminare Anbindung verwendet. Sie eignen sich hinsichtlich ihres reversiblen thermischen Verhaltens und ihrer stabilen adhäsiven Bindungsfähigkeit an Fasern besonders gut. Weiterhin können sie in verschiedenen Formen wie z.B. Vliesen, Pulvern oder Garnen vorliegen und somit dem Prozess angepasst werden. Einschränkend dazu liegen duroplastische Binder nur in Pulver- oder Granulat-Form vor. Folgende Polymere sind typische Vertreter für die Verarbeitung als Binder: (Co-) Polyamide (PA), Polyetheretherketone (PEEK), Polyethersulfon (PES). Unter den Duroplasten kommen primär Epoxide aber auch Vinylester oder Phenolharze zum Einsatz [15] [55] [56]. Eine Auswahl typischer Bindersysteme, die bei der Herstellung von Luftfahrtkomponenten verwendet werden, sind in Tabelle 3-1 aufgeführt.

Tabelle 3-1: Bindersysteme in der Luftfahrt

Handelsname	Hersteller	Materialbasis	Struktur	T <sub>active</sub> [°C]
Epikote Resin 05311 [57]	Hexion / Momentive	Epoxid / Bisphenol-A	Pulver	~102
E01 [58]	Hexcel	Epoxid	Pulver	~100
V800E [59]	Hexcel	PA	Vlies	~155
PA1541	Spunfab Ltd.	Co-PA	Vlies	115-130

Für den Verarbeitungsprozess ist der wichtigste Materialparameter die Aktivierungs- oder Erweichungstemperatur  $T_{active}$ . Diese muss im Prozess erreicht werden, um eine Anbindung der Faserlagen sicherzustellen. Zeitgleich muss aber auch die Abkühlung zu einer unkritischen Temperatur nach dem Preform-Prozess sichergestellt sein, um Ablösungen oder undefiniertes Verhalten zu verhindern. Weiterhin spielt die Menge des applizierten Binders eine Rolle für den erreichbaren FVG und der Permeabilität (typische Werte liegen zwischen 3 g/m<sup>2</sup> und 10 g/m<sup>2</sup> je Seite). Bei hohen Binderanteilen ist der erreichbare FVG auf Grund der interlaminaeren Schichtung zwar geringer, jedoch konnte auch ein niedrigerer De-Bulking-Effekt beobachtet werden, so dass die Einstellung der Bindermenge essenziell für die Bauteilqualität ist [60].

Der Vorteil von Epoxid-Bindern liegt in der Löslichkeit im Infusionsharz. Dadurch kann kein signifikanter Einfluss auf die Eigenschaften des Laminates nachgewiesen werden. Allerdings ist es somit auch nicht möglich zusätzliche Modifikationen vorzunehmen, wie es durch thermoplastische Binder möglich ist. Die Verbesserung der interlaminaeren Risszähigkeit ist der primäre Vorteil thermoplastischer Bindersysteme. Je nach Material, Bindermenge und Fügeprozess lassen sich die damit assoziierten Eigenschaften verbessern [61] [62] [63] [64]. Als kritisch müssen allerdings Alterungs- und Degradations-Effekte gesehen werden, deren Auswirkungen von den Umgebungsbedingungen maßgeblich bestimmt werden. Diese sind gerade in der Luftfahrt schwer vorhersehbar und stellen damit eine leidlich zu kalkulierende Größe dar.

Die Applizierung des Binders auf das Textil ist ein komplexer Prozess, da hier sichergestellt werden muss, dass es zu einer homogenen Binderverteilung und zu einer gleichbleibenden Masse pro Flächeneinheit kommt. Andernfalls kann es zu

negativen Auswirkungen hinsichtlich der Homogenität, der Verarbeitungs- und Endbauteileigenschaften kommen. Deshalb werden trotz der höheren Kosten Halbzeuge bevorzugt, bei welchen der Binder bereits im Herstellungsprozess appliziert wird. Gerade bei Pulver- und Granulat-Bindern ist ein homogenes Auftragen in der Fertigung enorm aufwendig.

### **3.2.3.2 Kompaktierungs-Verfahren**

Unabhängig von der textilen Struktur betrachtet, wird die Kompaktierung eines trockenen Faserverbundes primär vom Kompressionsdruck und der Wirkdauer des Druckes bestimmt (genauere Betrachtung in Abschnitt 3.4). Für die flächige Kompaktierung von Faserlagen muss zwischen kontinuierlichen und diskontinuierlichen Prozessen unterschieden werden.

Die gängigste Methode ist die Verwendung von Vakuum-Prozessen zur Applizierung des Kompaktierdruckes. Dazu wird das Bauteil im einfachsten Fall unter einer Vakuum-Folie luftdicht verpackt und die Luft evakuiert. Dieser Prozess erfordert hohe Rüstzeiten und führt auf Grund vieler Hilfsstoffe zu großen Abfallmengen. Bei automatisierten Prozessen werden wiederverwendbare elastische Membranen (z. B. Mosite) in Vakuumpressen verwendet, die über Spannsysteme sogar den maximalen Kompressionsdruck von 0,1 MPa leicht erhöhen können. Zwar lassen sich solche Systeme automatisieren, jedoch ist eine Anwendung im kontinuierlichen Verfahren nicht möglich.

Eine Alternative stellt die Nutzung von klassischen Pressen dar, die im statischen Prozess durch konturnahe Werkzeuge unter einstellbarem Druck die Faserlagen komprimieren. Als nachteilig sind hier die hohen Werkzeugkosten und die mangelnde Flexibilität in der Herstellung festzuhalten. Allerdings ist durch den Einsatz von Roll- oder Gleitschuh-Systemen ein Einsatz in kontinuierlichen Prozessen möglich.

### **3.2.3.3 Binderaktivierung**

Die Binderaktivierung kann theoretisch über verschiedene Heiz- bzw. Schweiß-techniken erfolgen, die auch für die Konsolidierung von FVK mit thermoplastischer Matrix genutzt werden [65] [66]. Ringwald untersuchte und bewertete in ihrer Dissertation weiterhin verschiedene Verfahren diskret zur Binderaktivierung [67].

Mögliche Vertreter werden in Tabelle 3-2 dargestellt und hinsichtlich ihrer Eignung für flächige und automatisierbare Preform-Prozesse bewertet.

Tabelle 3-2: Binderaktivierungsverfahren für Preformaktivitäten

Technik	Vorteile	Nachteile	Physikalischer Effekt
Umluft- / Durchlauföfen [67] Warmgas-schweißen [68]	+ Günstige Technologie + Definierte Ausgangs-Temperaturen + Alle Materialien schweißbar	- Hoher Temperaturgradient - Langsamer Prozess - Hoher Energiebedarf - Schwer automatisierbar; diskontinuierlich - Geometrische Restriktionen - Zusätzliche Kompaktierung nötig	Konvektion
Heizelement-schweißen [69]	+ Günstige Technologie + Definierte Ausgangs-Temperaturen + Alle Materialien schweißbar + Automatisierbar + Kontinuierliche Prozesse möglich + Flexible Formgebung + Integrierte Kompaktierung möglich	- Hoher Temperaturgradient - Langsamer Prozess - Hoher Energiebedarf - Konstruktiv aufwendig für komplexe Geometrien	Konduktion
Mikrowellen-schweißen [66]	+ Temperaturwirkung im Polymer + Hohe Heizraten + Automatisierbar + Geringer Energiebedarf	- Nur polare Kunststoffe schweißbar - Inhomogene Temperaturverteilung - Zusätzliche Kompaktierung nötig	Reibungseffekte durch molekulare Dipolschwingungen
IR-Strahler [67]	+ Stabiler und bekannter Prozess + Erwärmung auch im Inneren + Einsetzbar bei vielen Materialien + Keine Strukturstörung	- Hohe Austrittstemperaturen → Oberflächenschädigung - Lange Heizzeiten - Zusätzliche Kompaktierung nötig	Konduktion / Anregung von Dipolen
Induktions-schweißen [68] [70]	+ Hohe Heizraten + Automatisierbar + Keine Strukturstörung	- Nur leitende Fasern mit Kreuzungen - Keine nicht-leitenden Materialien - Zusätzliche Kompaktierung nötig - Kühlung notwendig - Inhomogene Temperaturverteilung	Induktion von Wirbelströmen → Joule-Verluste
Laser-schweißen	+ Sehr hohe Heizraten	- Hohe Kosten - undefinierter Energieeintrag - Flächige Verschweißung nur mit viel Aufwand möglich - Sicherheitstechnik notwendig - Zusätzliche Kompaktierung nötig	Konduktion / Strahlung
Widerstands-schweißen [65] [71]	+ Hohe Taktzeiten + Kompaktierung integrierbar + Automatisierbar	- Restriktionen in der Auflagefläche - Lokale Faserondulationen - Nur bei leitenden Halbzeugen nutzbar - Arbeitssicherheit	Blindwärme durch elektrische Leitung
Ultraschall-schweißen [72] [65] [73] [67]	+ Geringe Anlagenkosten + Hohe Energieeffizienz + Automatisierbar + Simultane Kompaktierung + Hohe Heizraten + Unabhängigkeit vom Binder	- Gefahr der Faserstörung → Einfluss auf Faserorientierung → u.U. Beschädigung der Schlichte - Hohe konstruktive Anforderungen an die Peripherie	Grenzflächen-reibung (molekular, makroskopisch)

Umluft- und Durchlauföfen sind auf Grund ihrer geringen Heizraten und der hohen Temperaturgradienten entlang der Materialdicke keine Option für kontinuierliche Prozesse. Der Einsatz von Heizelementen, bei denen simultan Temperatur und

Druck in das Material eingebracht wird, findet z.B. beim Roll-Umform-Prozess Anwendung, ist jedoch ebenfalls durch geringe Taktzeiten keine produktive Option.

Beim Mikrowellen- bzw. Hochfrequenzschweißen kommt es zur Anregung von Dipolen im Polymer, was zu einer Erwärmung führt. Einschränkungen gibt es hinsichtlich der Homogenität und der Materialauswahl. Das Induktionsschweißen wurde bereits für kontinuierliche Preform-Prozesse durch Ströhlein evaluiert [70]. Wird ein elektrisch leitender Werkstoff einem elektromagnetischen Wechselfeld ausgesetzt, so kommt es zur Induktion von Wirbelströmen. Auf Grund von Joule-Verlusten an den Kreuzungspunkten der leitenden C-Fasern erfolgt die Erwärmung [74]. Das zeigt, dass ohne Hilfsstoffe nur leitende und unterschiedlich orientierte Fasermaterialien genutzt werden können. Durch das Laserschweißen kann punktuell Wärme im Bauteil erzeugt werden. Dabei wird der Laserstrahl in der Fügezone absorbiert und dies führt zu einem Temperaturanstieg. Die Nutzung für eine flächige und kontinuierliche Erwärmung ist nur mit hohem konstruktivem und finanziellem Aufwand realisierbar.

Für das Mikrowellen-, das Induktions-, das Laserschweißen sowie die Erwärmung mittel IR-Strahlern ist es notwendig ein zusätzliches Kompaktier-System, wie z.B. eine Druckrolle, nachzuführen. Dies ist beim Widerstands- und Ultraschallschweißen nicht notwendig, da hier ohnehin eine simultane Kraftwirkung notwendig ist.

Beim elektrischen Widerstandsschweißen ist ebenso wie bei der Induktion ein leitender Werkstoff Voraussetzung, so dass nur der Einsatz an C-Fasersystemen möglich ist. Ein elektrischer Strom wird hierbei durch das Fasermaterial geleitet. Die widerstandsabhängige Erwärmung bringt den Binder zum Schmelzen. Die Leitfähigkeit ist bei trockenen Fasern dabei besonders abhängig von der Presskraft, die zwischen den Kontaktierungsflächen wirkt [69]. Für kontinuierliche Verfahren wird aktuell beim DLR in Stade der Einsatz rotierender Elektroden getestet, allerdings ist deren Wirksamkeit bisher auf schmale Nähte begrenzt und die Methode damit für einen flächigen und kontinuierlichen Prozess ungeeignet.

Das Ultraschallschweißen gehört zu den Reibschweißverfahren. Ausgehend von mechanischen hochfrequenten Schwingungen wird durch innere oder äußere Reibung der Fügepartner Wärme im Material induziert. Dieses Verfahren bietet hohe

Taktzeiten, kann allerdings durch die Reibungseffekte auch zu Schäden im zu fügenden Material beitragen. Eine genauere Beschreibung erfolgt in Abschnitt 3.3.

Die Auswahl des Prozesses zur Binderaktivierung hat neben der Auswahl des Bindersystems einen signifikanten Einfluss auf die Binderverteilung in der interlaminaren Ebene. Diese Verteilung ist temperatur- und vor allem zeitabhängig, wie in Abbildung 3.5 dargestellt. Eine lange Verweildauer bei hoher Viskosität, wie es bei Prozessen mit hohem Temperaturgradienten notwendig ist, führt zu einer Absorption des Binders durch Kapillarkräfte aus der interlaminaren Ebene hinaus in das Fasermaterial. Die Binderverteilung wiederum beeinflusst die mechanischen Eigenschaften sowie die Permeabilität. Kurze Taktzeiten und hohe Abkühlraten sind somit unter Beachtung einer ausreichenden Lagenanbindung zur Sicherstellung der Binderlokalisierung innerhalb der kritischen interlaminaren Zone zu empfehlen [54].

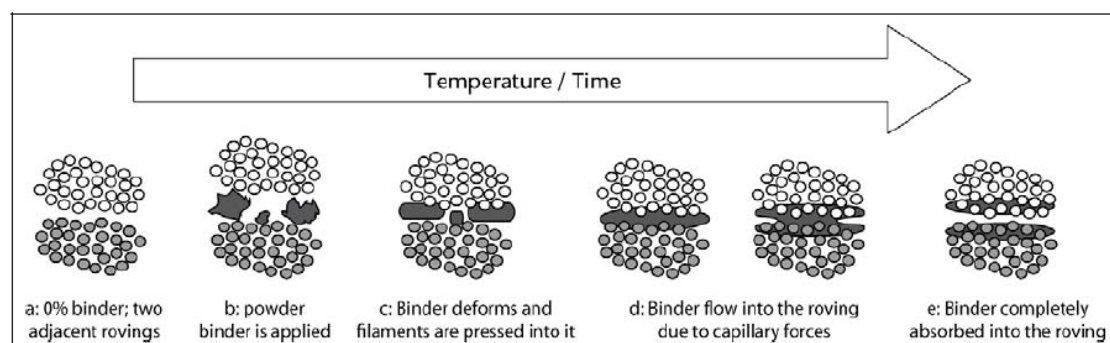


Abbildung 3.5: Konzept zur Binderverteilung innerhalb des Preform-Prozesses [54]

### 3.2.3.4 Automatisierte und angewendete Verfahren

Die Prozessautomatisierung zur Herstellung binderbasierter Preforms ist ein wichtiger Schritt hinsichtlich der Produktivität. Im Folgenden sollen drei Verfahren, die in der Fertigung von Luftfahrtbauteilen Anwendung finden, gezeigt werden. Diese unterscheiden sich primär in ihrem Automatisierungsgrad und ihrer bauteilabhängigen Anwendungsfähigkeit.

Das gängigste Preformverfahren im industriellen Umfeld ist der Einsatz des stationären Vakuum Preformens in Kombination mit einem Umluftofen, einer Heizmembran oder IR-Strahlern. In Abbildung 3.6 sind diese Verfahren beispielhaft dargestellt. Bei der Nutzung eines Vakuum-Sackes ist die Formgebung flexibel und auch große Bauteile lassen sich mit vertretbarem Aufwand herstellen. Allerdings sind hier hohe Rüstzeiten und Kosten für Hilfsmaterialien und Energie einzukalkulieren,

die den Prozess nur für geringe Stückzahlen interessant machen. Der Automatisierungsgrad bei diesem Verfahren ist als gering zu bezeichnen.

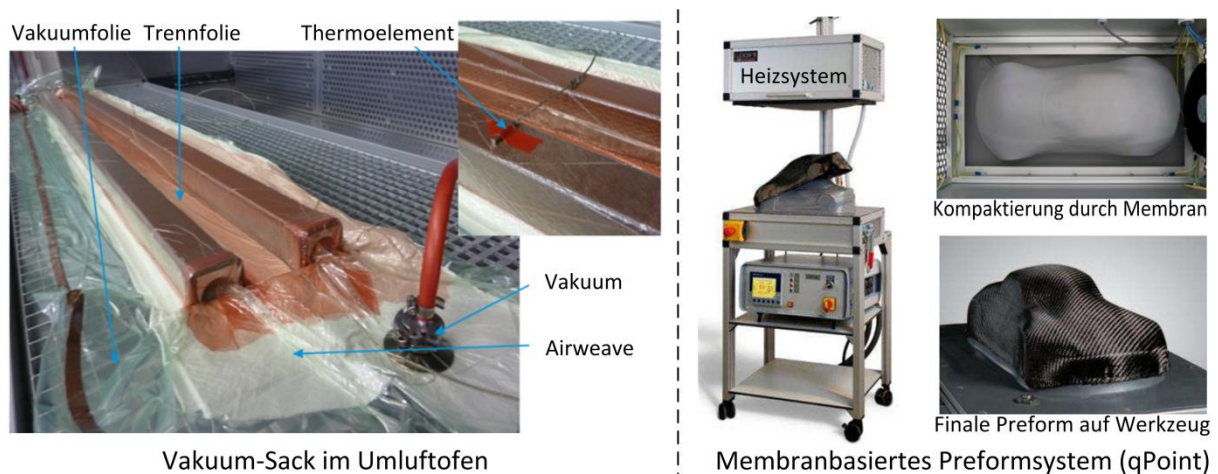


Abbildung 3.6: Preformverfahren basierend auf Vakuum-Kompaktierung; Vakuum-Sack im Umluftofen für die Spantfertigung (links); Membran-Verfahren mit variablem Heizsystem (rechts) [75]

Die Alternative ist der Einsatz von Membran- bzw. Vakuumtischen. Dabei werden die Faserlagen auf einem formgebenden Werkzeug drapiert und durch eine Membran unter Vakuum kompaktiert. Das Aufheizen kann dabei durch Umluftsysteme, IR-Strahler oder in die Membran integrierte Heizelemente erfolgen. In sogenannten Preformzellen, wie sie von verschiedenen Herstellern angeboten werden, kann die Fertigung durch robotergestütztes Handling weitestgehend automatisiert erfolgen [75] [76]. Als Einschränkung muss dabei die Bauteilgröße, die Bauteilkomplexität und die begrenzte Fähigkeit einer kontinuierlichen Fertigung gesehen werden [3].

Eine Alternative stellt das sogenannte „Continuous Composite Preforming“ - System (CCP) dar (vgl. Abbildung 3.7), welches gemeinschaftlich von der Brötje-Automation GmbH, der Airbus Operations GmbH, der CTC GmbH sowie dem Faserinstitut Bremen (Fibre) entwickelt wurde. Dieses System ist in der Lage, ausgehend von trockenen NCF-Lagen kontinuierlich gekrümmte C- und Z-Profile mit unveränderlichem Querschnitt zu fertigen [76] [77]. Das Drapieren der Lagen findet dabei durch Roll- und Führungssysteme statt. In einem integrierten Modul wird der Binder beim Durchlaufen eines IR-Strahler-Arrays aktiviert. Die fertiggestellten Preforms werden dann durch ein Handling-System der Anlage entnommen und der weiteren Bearbeitung (Montage, Infusion) zugeführt. Zwar ist es mit diesem System möglich Profile kontinuierlich herzustellen, jedoch führen geringe Heizraten und hohe



Temperaturgradienten im Material teilweise zu einer Einschränkung von Qualität und Produktivität.

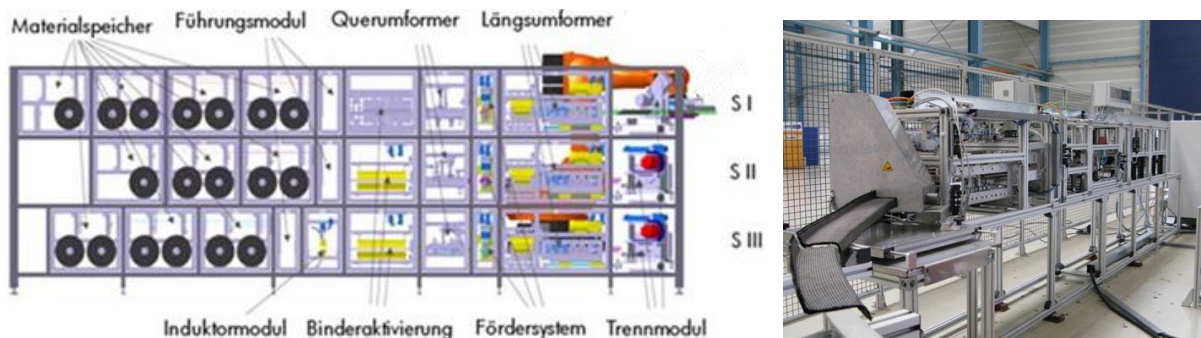


Abbildung 3.7: CCP-System zur kontinuierlichen Profilverstellung [77] [76]

Ein weiteres Verfahren ist das sogenannte Fiber-Patch-Preforming (FPP). Bei diesem Verfahren werden kleinere Faserzuschnitte (Patches) angefertigt, der Binder durch einen Laser oder hochenergetische LEDs aktiviert und über eine Kinematik auf einem 3D-Formwerkzeug platziert. Dieses System eignet sich zur Verstärkung lokaler Bereiche oder zur Herstellung kleiner komplexer Formen. Durch die lastgerechte Verteilung der einzelnen Zuschnitte können Preforms mit einer hohen Qualität und guten mechanischen Eigenschaften automatisiert hergestellt werden. Eine Eignung für große Bauteile ist aber nicht gegeben [78].

Zusammenfassend gibt es bisher für einen automatisierten binderbasierten Preform-Prozess kaum Alternativen zur Fertigung von Großbauteilen (Schalen, Spanten, Verstärkungswinkel) zu dem stationären Vakuumverfahren. Der Einsatz kontinuierlicher Technologien scheitert zumeist an den Heizzeiten, einer mangelnden Kompaktierung und der notwendigen Preform-Qualität hinsichtlich Homogenität, Oberflächenbeschaffenheit und Faserorientierung.

### 3.2.4 Anforderungen an eine Preform

In der Fertigung ist es unumgänglich Anforderungen an eine Preform zu definieren, damit sowohl nachgelagerte Prozesse durchführbar als auch die Eigenschaften des resultierenden Bauteiles ausreichend sind. Die Erfüllung der Anforderungen hängt dabei von der Kombination aus Halbzeug und Preformprozess ab.

Sowohl im Hinblick auf den Infusionsprozess als auch auf die Eigenschaften des finalen Bauteiles gehört die *Dimensionstoleranz* zu einer der wichtigsten Eigenschaften. Diese bezieht sich sowohl auf Lage und Form geometrischer Singularitäten

(Radien, Kanten, Hinterschnitte) als auch auf die Dicke der Preform, die ein Gradmesser für den FVG ist. Gerade bei LCM-Prozessen ohne Druckstück (VARI, VAP) ist der FVG der Preform entscheidend, da eine weitere Kompaktierung maximal durch den Vakuumdruck während der Infusion wirken kann. Eine Überkompaktierung bedingt bei RTM-Prozessen Lücken in der Kavität, was ein Vorschießen des Harzes („Racetracking“) zur Folge hat. Dies führt zu einer nicht vollständigen Imprägnierung der Preform und einer schlechten Bauteilqualität. Eine konturnahe Preform-Geometrie ist somit wünschenswert.

Die *Faserorientierung* ist für die mechanischen Eigenschaften eines Verbundes signifikant. Deshalb ist es wichtig, dass die geforderte Orientierung eingehalten wird und es auf Grund des Prozesses zu keiner Abweichung kommt, die eine nennenswerte Störung zur Folge hat. Neben der gemittelten Orientierung sind auch lokale Ondulationen zu vermeiden. Diese können sowohl in der Ebene („in-plane“) als auch lagenübergreifend („out-of-plane“) durch Prozesseinwirkungen entstehen bzw. beeinflusst werden. Für die Luftfahrt gilt in der Regel, dass partielle Winkelabweichungen von maximal  $\pm 3^\circ$  tolerierbar sind. Kontinuierliche Welligkeiten oder Störungen sind nicht tolerabel.

Die *Formstabilität* einer Preform muss für eine weitere Bearbeitung und ein problemloses Handling garantiert werden. Diese Eigenstabilität wird bei binderbasierten Verfahren in der Regel durch eine flächige Aktivierung des Bindersystems sichergestellt. Weiterhin hat aber auch die Faserstruktur und die Orientierung im Verbund einen signifikanten Einfluss auf diesen Faktor [79].

Für eine Imprägnierung und abschließende Konsolidierung muss die Preform eine ausreichende *Permeabilität* aufweisen. Grundsätzlich ist eine hohe Permeabilität wünschenswert, um schnelle und produktive Infusionsprozesse durchführen zu können. Gerade bei Vakuum-Verfahren mit einer geringen Druckdifferenz ist dieser Wert entscheidend. Bestimmt wird die Permeabilität durch den Grad der Kompaktierung (also den FVG), die Halbzeugstruktur und die Faserorientierung. Weiterhin haben aber auch Preform-Techniken und im Speziellen die Bindermaterialien und deren Verteilung einen signifikanten Einfluss auf die Permeabilität [42] [54] [80].

### 3.3 Ultraschallschweißen

Das Ultraschallschweißen gilt als bewährter Prozess zur Verbindung von Kunststoffen, Metallen sowie zur Herstellung hybrider Verbindungen. Entdeckt wurde der Prozess 1950 in den USA bei Untersuchungen zur Reduzierung des Kontaktwiderstandes von Aluminium und seinen Legierungen [81]. In den kommenden Jahren wurde diese Technik weiterentwickelt und bereits ab 1954 zum Fügen von Metallen in der industriellen Fertigung eingesetzt [82]. In den 1960er Jahren folgte dann die Einführung des Ultraschallschweißens für Kunststoffe. Das Fügeverfahren von Kunststoffen findet seitdem Anwendung in verschiedenen Branchen [83]:

- Automobilindustrie (z.B. Motorabdeckungen, Reifen, Armaturen)
- Verpackungsindustrie (z.B. Tüten, Kapseln, TetraPak®)
- Hygieneindustrie (z.B. Windeln, Binden, Wattepad)
- Medizintechnik (z.B. Instrumente, Membranen, Adapter, Verbandsmaterial)
- Elektroindustrie (z.B. Gehäuse, Schalter, Kabel, Steckverbinder)
- Konsumgüter (z.B. Spielzeug, Büroartikel, Haushaltsgeräte)
- Automatisierung / Sondermaschinenbau

In den folgenden Abschnitten werden Funktionsweise und Wirkprinzip, der Aufbau von Schweißanlagen sowie die bisherige Anwendung im Bereich der FVK dargelegt.

#### 3.3.1 Funktionsweise und Wirkprinzip

Als Ultraschallschwingungen werden mechanische Oszillationen bezeichnet, deren Frequenzen oberhalb des für den Menschen hörbaren Bereiches liegen. Frequenzbereiche, die dem Leistungsschall zugeschrieben sind, liegen zwischen 20 kHz und 100 kHz. Diese werden eingesetzt, um Ultraschallschweißungen durchzuführen [84].

Kernparameter beim Ultraschallschweißen sind die Frequenz  $f$ , die Schwingungsamplitude  $A$  sowie der Schweißdruck  $p$  bzw. die Schweißkraft  $F$ . Die hochfrequente Schwingung wird durch den Kontakt der sogenannten Sonotrode mit dem Schweißgut ins Material übertragen (vgl. Abschnitt 3.3.2). Es wird zwischen zwei materialabhängigen Verfahren unterschieden. Zum einen ist hier das Metallschweißen zu nennen, bei welchem die Oszillationsbewegung parallel zur Oberfläche des Schweißgutes und senkrecht zur Schweißkraftwirkung erfolgt [85]. Zum anderen ist das Kunststoffschweißen anzuführen. Hier erfolgt die Bewegung des

Schwinggebildes senkrecht zur Materialoberfläche, parallel zur Kraftwirkung [86]. Beide Verfahren sind in Abbildung 3.8 schematisch gegenübergestellt.

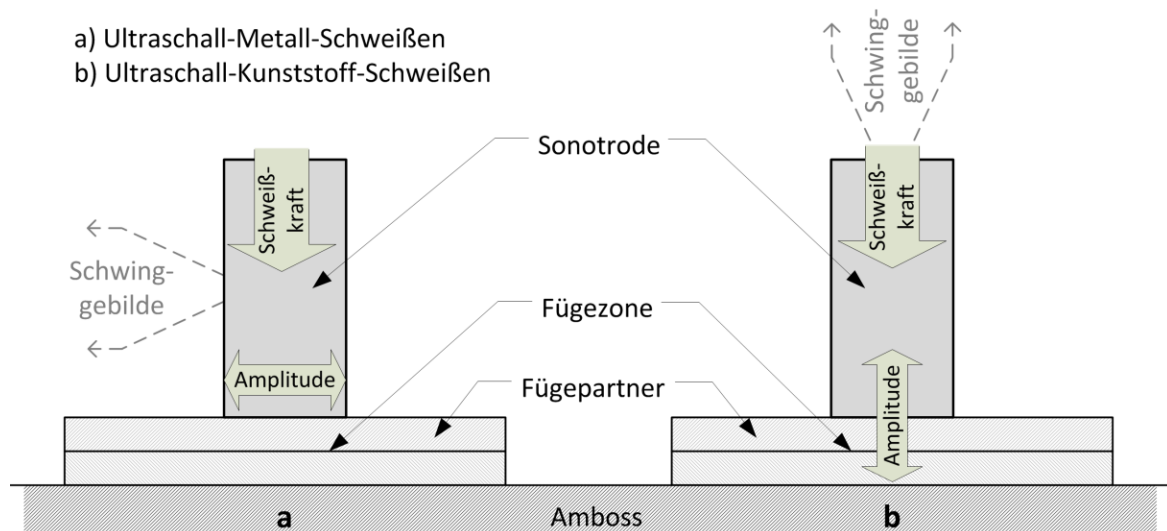


Abbildung 3.8: Unterschied materialabhängiger Ultraschallschweißverfahren: Metall-Schweißen (links); Kunststoff-Schweißen (rechts)

Letzteres Verfahren wird für das Preformen genutzt. Dabei ist es weniger von Belang, dass es sich bei dem Binder um einen Kunststoff handelt, sondern viel mehr, dass es durch die Bewegungsrichtung zu keiner Faserauslenkung kommen kann und dass die oszillierende Be- und Entlastung einen Materialtransport in der Ebene möglich macht.

Für den Fügeprozess bei Kunststoffen werden Schwingfrequenzen zwischen 20 kHz und 70 kHz eingesetzt, um eine Plastifizierung des zu fügenden Thermoplastes hervorzurufen. Die Entwicklung der Temperatur beim Verschweißen von Kunststoffen findet direkt in der Fügeebene statt. Physikalisch ist die Erwärmung auf die Grenzflächenreibung der Fügepartner und der Moleküle sowie auf die Reflexion der Schwingungen in der Fügezone und auf die Absorption der mechanischen Schwingungen zurückzuführen [87]. Zhang et al. zeigten, dass die thermoplastischen Fügepartner bis zur Glasübergangstemperatur durch Grenzflächenreibung erwärmt werden. Erst oberhalb dieser Temperatur tritt die Energieumwandlung primär durch intermolekulare Effekte ein [88]. Dies beschränkt das Verfahren hinsichtlich der Werkstoffauswahl. Aufgrund einer möglichen Energieumwandlung sind amorphe und teilkristalline Thermoplaste zu bevorzugen, da hier ein entsprechend viskoses Verhalten erwartet werden kann. Der Effekt der Konversion von akustischer Energie in Wärme hat also für das Verschweißen von Thermoplasten eine immense

Wichtigkeit und wurde vielfach untersucht und modelliert [88] [89] [90]. Um die Temperaturentwicklung beim Verschweißen von Thermoplasten gezielt zu steuern, werden sogenannte Energierichtungsgeber (ERG) eingesetzt. Diese sind in der Regel geprägte Konturen, die die Auflagefläche bei der Initiierung des Schweißvorganges verkleinern und damit eine lokale Spannungsverstärkung begünstigen. Die Qualität und Produktivität der Verschweißung hängt maßgeblich vom Design der ERG ab [91].

Zur Bestimmung der Energie, die benötigt wird, um den Schall über ein Flächenelement in ein Material einzuleiten, wird die akustische Intensität  $J$  herangezogen (Formel 3-1) [92]. Diese wird neben der Frequenz  $f$ , durch die Schallgeschwindigkeit  $c$  im Material, die Dichte des Materials  $\rho$  und die anliegende Amplitude  $A_{\text{Gesamt}}$  am Flächenelement bestimmt.

$$J = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot c \cdot (2\pi f)^2 \cdot A_{\text{Gesamt}}^2 \quad \left[ \frac{W}{m^2} \right] \quad (3-1)$$

Deutlich wird dadurch der hohe Anteil der Amplitude  $A$  an der Intensität und der Einfluss der Materialdichte  $\rho$ , die gerade im Hinblick auf trockene Fasermaterialien im Kompressionsprozess nicht als konstant angenommen werden kann.

### 3.3.2 Aufbau von Ultraschallschweißsystemen

Ultraschallschweißsysteme setzen sich immer aus einem Schwinggebilde, einer Schweißpresse, dem Generator inkl. Mess- und Regelungstechnik und der Peripherie zusammen. Unter die Peripherie fallen in der Regel passive Wirkelemente wie die Aufhängung des Systems, der Amboss sowie kinematische Elemente, die in automatisierten Prozessen notwendig sind.

Der Generator erzeugt ausgehend von der Netzspannung eine hochfrequente Wechselspannung entsprechend der gewählten unveränderlichen Resonanzfrequenz (i. d. R. zwischen 20 kHz und 40 kHz) für das gewählte Schwinggebilde und überführt diese über ein geschirmtes Kabel in den Konverter als Teil des Schwinggebildes. Moderne digitale Generatoren übernehmen heute über entsprechende Regelungssysteme auch die Überwachung der Frequenz und sind in der Lage durch Leistungsanpassungen die Ausgangsamplitude prozentual zu variieren. Durch entsprechende Schnittstellen lässt sich der Generator in gängige BUS-Systeme integrieren und durch speicherprogrammierbare Steuersysteme (SPS) kontrollieren.

Das Herz eines jeden Ultraschall-Schweiß-Systems stellt das Schwinggebilde dar. Es besteht aus dem Konverter, dem Amplitudentransformationsstück („Booster“) und der Sonotrode. Das Schwinggebilde ist jeweils auf eine bestimmte Resonanzfrequenz ausgelegt, weshalb innerhalb eines Schweißsystems die Frequenz als unveränderlich anzunehmen ist. Mit steigender Frequenz nimmt die korrelierende Wellenlänge  $\lambda$  ab, was auf Grund der Längenforderung von  $\lambda/2$  für die einzelnen Komponenten zu einer Verringerung der Gesamtlänge des Schwinggebildes führt. Abbildung 3.9 (rechts) zeigt das Größenverhältnis von Schwinggebilden unterschiedlicher Frequenz.

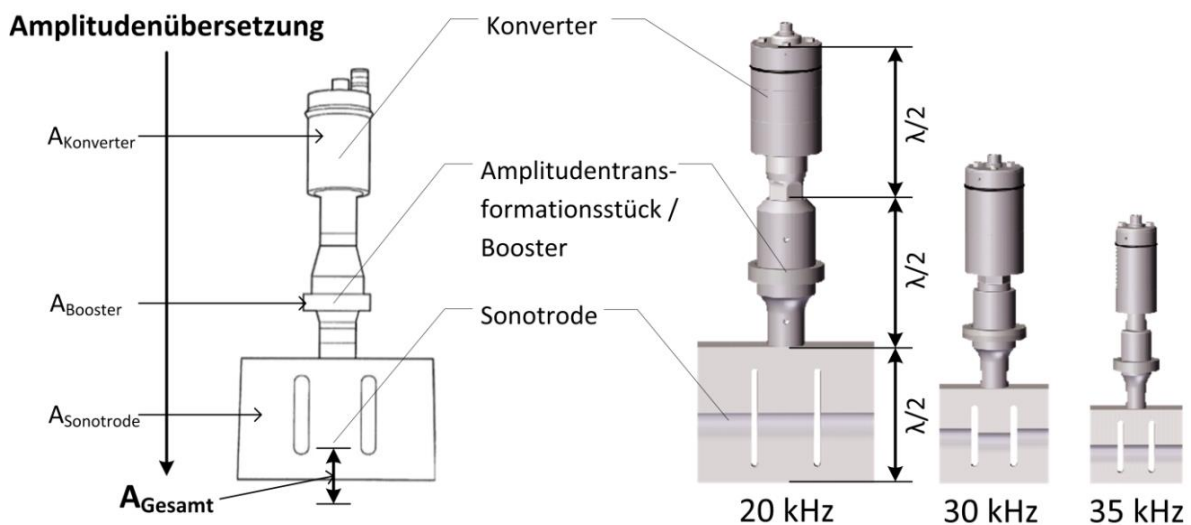


Abbildung 3.9: Schwinggebilde für Ultraschallschweißprozesse: Amplitudenübersetzung (links); Frequenz-Größenverhältnis (rechts)

Der Konverter wandelt die hochfrequente Wechselspannung des Generators in eine mechanische Bewegung um. Dies kann durch die Nutzung des magnetostriktiven Effektes oder aber meist durch den piezoelektrischen Effekt realisiert werden. Während der magnetostriktive Effekt auf der Längenänderung eines ferromagnetischen Körpers unter Einwirkung eines Magnetfeldes beruht, werden beim umgekehrten piezoelektrischen Effekt Kristalle (z.B. Quarz) durch ein elektrisches Wechselfeld abhängig von der Phase gezogen oder gedrückt. Das Wechselfeld und die polare Kristallachse müssen dabei gleichorientiert sein [84]. Für den umgekehrten Piezoeffekt gilt folgender Zusammenhang:

$$\varepsilon = d_{\text{Piezo}} \cdot E_F \quad (3-2)$$

Hier steht  $\varepsilon$  für die mechanische Deformation,  $d_{\text{Piezo}}$  für die piezoelektrische Konstante und  $E_F$  für die elektromagnetische Feldstärke. Dies zeigt, dass eine Variation

der Feldstärke durch eine Leistungsanpassung am Generator einen direkten Einfluss auf die Deformation und damit auf die Amplitude hat. Piezokeramische Schallwandler werden auf Grund ihres hohen Wirkungsgrades von deutlich mehr als 90 %, der günstigeren Herstellung, der kleinen Bauform und der geringen Wärmeentwicklung bevorzugt eingesetzt [92]. Da mit steigender Frequenz der Bauraum des Konverters verringert wird (vgl. Abbildung 3.9), ist die Anzahl an Kristallen begrenzt und die maximal mögliche Ausgangsamplitude sinkt.

Das Amplitudentransformationsstück dient der Anpassung der Ausgangsamplitude des Konverters und der Stabilisierung des Prozesses sowie der Einkopplung des Schalls in die Sonotrode. In der Regel verstärkt dieses Bauteil die Amplitude, es kann aber auch als Untersetzung herangezogen werden. Auf Grund des Nulldurchganges der Schwingung in der Mitte des Boosters, wird dieser Bereich oftmals als Gehäuselagerung verwendet. Nachteilig wirkt sich jedoch die Distanz zur Wirkzone aus, weshalb mögliche Querkräfte nur schwer zu kompensieren sind.

Die Sonotrode transformiert die Amplitude nochmals und leitet den Schall in das zu fügende Medium ein. Die Gesamtamplitude  $A_{\text{Gesamt}}$  an der Wirkfläche berechnet sich dabei als das Produkt der Übersetzungen jeder Komponente des Schwinggebildes, wie es in Abbildung 3.9 (links) dargestellt ist:

$$A_{\text{Gesamt}} = A_{\text{Konverter}} \cdot A_{\text{Booster}} \cdot A_{\text{Sonotrode}} \quad (3-3)$$

Die Sonotrode dient im Prozess auch als formgebendes Werkzeug und kann anwendungsgerecht gestaltet werden. Je nach Anwendungsfall werden als Werkstoff Stahl, Titan oder Aluminium herangezogen. Auf Grund der komplexen Formgebung und dem Anspruch einer homogenen Amplitudenentwicklung entlang der gesamten Wirkfläche, werden die Sonotroden aufwendig mit Hilfe von FEM simuliert, entwickelt und konstruiert. Gerade bei breiten sogenannten Messersonotroden müssen zusätzliche konstruktive Maßnahmen, wie z.B. Schlitzungen, vorgenommen werden, um ein homogenes Verformungsbild zu erhalten. Bei Anlagen, die durch Querkräfte belastet sind, kann zusätzlich auch die Lagerung am Nulldurchgang der Sonotrode realisiert werden. Der gesamte Schwingprozess inkl. der Nulldurchgänge eines Schwinggebildes ist in Abbildung 3.10 schematisch dargestellt.

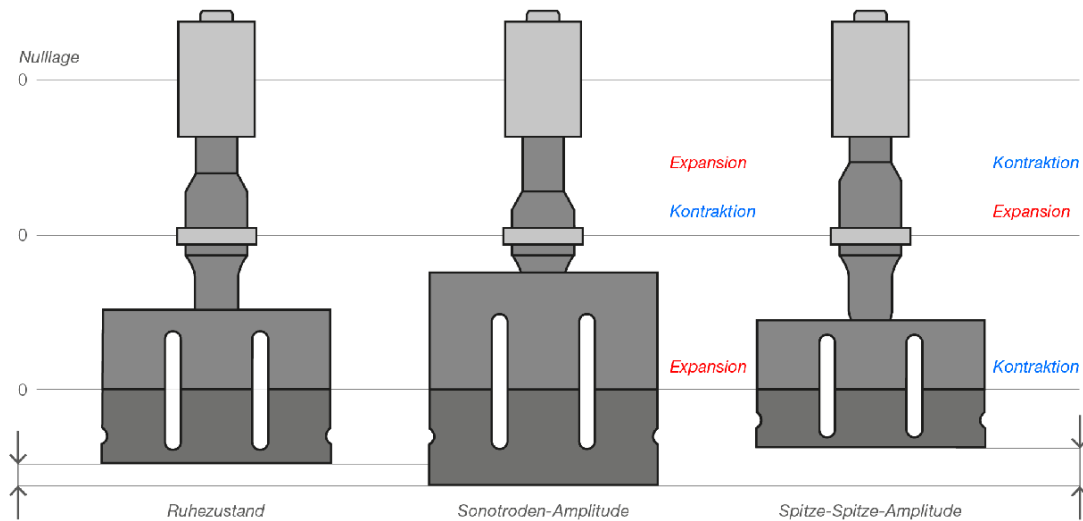


Abbildung 3.10: Schwingungsphasen im Schweißprozess [93]

Um den Schall in ein Medium zu leiten ist es notwendig, durch eine Schweißpresse diskrete und kontrollierbare Schweißkräfte aufzubringen. Diese wirken senkrecht zur Oberfläche des Schweißgutes. Realisiert wird dieser Druck durch pneumatische oder elektrische Systeme. In den meisten Fällen kommen hier Erstgenannte auf Grund der geringeren Kosten und der einfacheren Integration zum Einsatz. Typische Flächenpressungen beim Verschweißen von Kunststoffen liegen zwischen 0,2 MPa und 0,8 MPa, können aber auch Werte von bis zu 1,4 MPa annehmen [84] [69].

Der Amboss ist auf der Gegenseite des Schweißgutes lokalisiert und wird auch als Gegenlager bezeichnet. Er dient zur Aufnahme der Fügeteile und soll ein Mitschwingen verhindern. Um die Aufnahme von Schwingungsenergie zu verhindern, werden bevorzugt stark dämpfende Werkstoffe wie Grauguss oder Stahl eingesetzt. Im Falle von kontinuierlichen Schweißprozessen kommen häufig auch Walzen als Ambosse zum Einsatz. Diese können zum einen Strukturen in das Schweißgut prägen und dienen zum anderen dem Materialtransport von Vliesstoffen.

Eine Sonderbauform stellen rotative Sonotroden für Nahtschweißungen dar. Zwar sind diese inzwischen auch in großen Breiten verfügbar, weisen jedoch über die Länge oftmals inhomogene Amplitudenverteilungen auf. Für 35 kHz-Systeme sind inzwischen z.B. Breiten von bis zu 40 mm ohne Homogenitätsverlust darstellbar. Zwar bietet sich dieses System für kontinuierliche Prozesse im ersten Schritt an, jedoch ist neben der Begrenzung der Schweißfläche auch auf Grund der Ausnutzung der Querkontraktion bei der Erzeugung der Amplitude von einer deutlichen



Begrenzung dieses Wertes auszugehen ( $v \approx 0,25$ ). Zudem ist der konstruktive Aufwand für flexible Systeme wegen der parallelen Orientierung des Schwinggebildes zur Oberfläche des Schweißgutes vergleichsweise hoch.

### 3.3.3 Ultraschallschweißen in der Faserverbund-Fertigung

In der Fertigung von Faserverbundbauteilen wird das Ultraschallschweißen bereits häufig verwendet. Dabei kommt es sowohl für das Fügen von Materialien mit thermoplastischer Matrix als auch beim Prepreg-Verfahren, Tapelegen oder bei der Verbindung von Metall-Faserverbund-Hybriden zum Einsatz.

Vielfach wurde bereits die Verbindung von FVK mit thermoplastischer Matrix für Montagezwecke untersucht, modelliert und optimiert. Gerade die Optimierung der ERG und der Schweißparameter für die ideale und produktive Verbindung der Bauteile steht dabei im Mittelpunkt dieser Untersuchungen [94] [95] [96] [97] [98].

Neben Montagezwecken wurde aber auch an verschiedenen Stellen der Fertigung von Faserverbunden die Ultraschallschweißtechnik integriert. Bereits in den 1990er Jahren entwickelte Foster-Miller Inc. in Zusammenarbeit mit dem Massachusetts Institute of Technology (MIT) das UTL-Verfahren (Ultrasonic Tape Lamination). Dieses Verfahren wurde entwickelt, um die zwischenzeitliche Evakuierung und den Aushärtungsprozess im Autoklaven bei der Nutzung von duroplastischen Prepreg-Tapes im Wickelverfahren zu vermeiden [99] [100]. Abbildung 3.11 zeigt den im Jahr 2002 patentierten Prozess [101], der von ATK in der Serienfertigung eingesetzt wird.

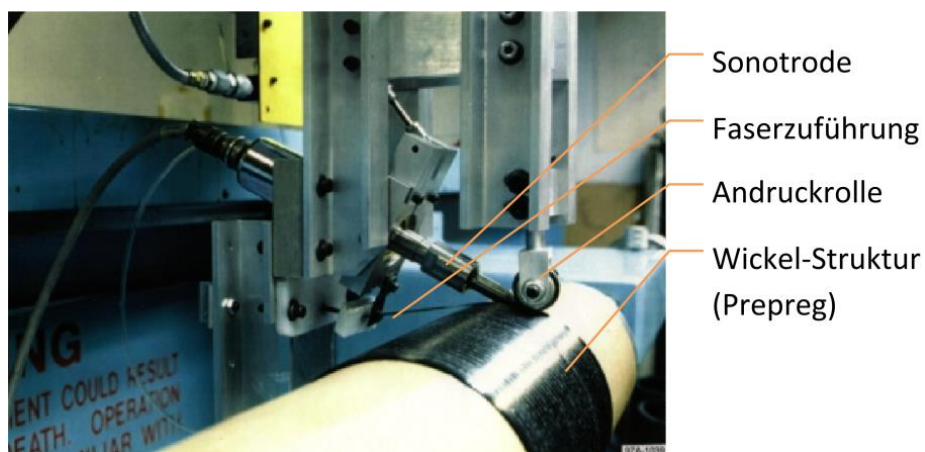


Abbildung 3.11: UTL-Verfahren im Wickelprozess [100]

In 2012 meldete Airbus SAS ein Patent zum Drapieren von Prepreg-Material auf einem formgebenden Werkzeug mittels Heizrollen oder Ultraschallschweiß-Technik

an, um zum einen die Formgebung sicherzustellen und zum anderen einen hohen Grad der Kompaktierung zu erlangen [102].

Airbus Espana, S.L. entwickelte bis 2008 eine Versuchsanlage, um mit dem Ultraschallschweißen die kontinuierlichen AFP und ATL Prozesse mit duroplastischen Prepregs als out-of-Autoklav-Prozess (OoA) zu unterstützen. Im entsprechenden Patent ist eine Verbindung von Vorheiz- und Anpressrollen und mit einer stehenden Sonotrode dargestellt, um die gewünschte Kompaktierung zu erreichen [103]. Ausgehend von diesem Prozess entwickelte Airbus Group Innovations (AGI) (ehem. EADS Innovation Works, EADS IW) in Zusammenarbeit mit dem spanischen Forschungszentrum FIDAMC sowie Airbus Operations das System weiter. Durch Optimierung der Sonotrode und entsprechender Hilfsstoffe konnte gezeigt werden, dass bei Aushärtungen ohne Verwendung von Autoklaven oder Vakuum-Systemen eine zu konventionellen Verfahren vergleichbar hohe Laminatqualität herstellbar ist [104]. Zum Einsatz kommt hier ein hochenergetisches 20 kHz-System mit Amplituden zwischen 7  $\mu\text{m}$  und 70  $\mu\text{m}$ .

Die Firma MTorres entwickelte parallel dazu in Zusammenarbeit mit Airbus einen multifunktionalen Tape-lege-Kopf, welcher unter anderem eine Ultraschalleinheit zur Kompaktierung des nassen Laminates aufweist. Genutzt wird hier ein 40 kHz Schweißsystem [104].

Eine weitere Verwendung findet das Ultraschallschweißen bei kontinuierlichen Ablegeprozessen thermoplastischer Prepregs bzw. Tapes [105]. Die meist hochschmelzenden Matrixsysteme werden dabei durch die Nutzung interlaminaerer ERG gezielt aufgeschmolzen und miteinander verbunden. AGI (ehem. EADS IW) patentierte in 2008 ein solches Verfahren, bei welchem zusätzlich zu dem Ultraschallschweißdruck Anpressrollen eine vollständige Konsolidierung garantieren sollen [106]. Neben AGI entwickelte auch Fokker eine entsprechende Technologie und integrierte sie in ein robotergestütztes Legesystem zur kostengünstigen Produktion großer Strukturen für die Luftfahrtindustrie [107].

Lionetto et al. präsentierten einen weiteren Ansatz für die kontinuierliche und ultraschallgestützte Fertigung langfaserverstärkter Kunststoffe. Die Forschergruppe nutzte integrierte thermoplastische Garne (PP) innerhalb eines Glasfaser-Rovings als Matrixsystem. Wie Abbildung 3.12 zu entnehmen ist werden die Polymer-Filamente

während des Wickelprozesses durch das Schweiß-System aufgeschmolzen und entwickeln dadurch einen homogenen Verbund [108] [109].

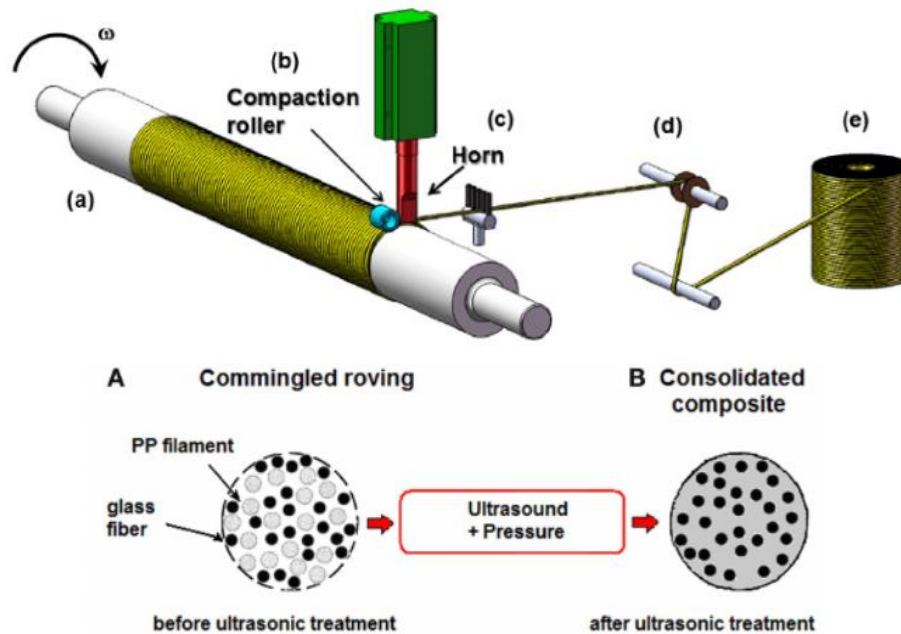


Abbildung 3.12: Ultraschall-Konsolidierung von mit thermoplastischen Garnen versehenen Glasfaser-Rovings [108] [109]

### 3.3.4 Ultraschallschweißen trockener Faserstrukturen

Der Einsatz des Ultraschallschweißens zur Binderaktivierung im Preform-Prozess wurde zunächst durch Ringwald et al. behandelt. Im Zuge ihrer Dissertation verglich sie den Einsatz verschiedener Technologien zur Binderaktivierung auf Carbonfaserhalbzeugen [67] [110]. Eingesetzt wurde ein 20 kHz Schweißsystem mit einer maximalen Amplitude von 35  $\mu\text{m}$  bei 2,2 kW Ausgangsleistung und einer pneumatischen Schweißpresse mit bis zu 6 bar Druck. Durchgeführt wurden Punktschweißungen mit und ohne Vakuumunterstützung an NCF-Halbzeugen mit dem Spunfab Binder PA1541. Die Ergebnisse wurden hinsichtlich der Auswirkung auf die Faserondulation und auf den Grad des Aufschmelzens charakterisiert. Dabei konnte primär gezeigt werden, dass es bei hohen Amplituden zu einer signifikanten Zunahme von Ondulationen vorwiegend an den Randbereichen der Sonotrode kommt. Neben den optischen Analysen hinsichtlich des Binder- und des Faserhaltens wurden auch mechanische Tests durchgeführt, um den Einfluss der Binderaktivierung auf die Preform zu charakterisieren. Hergestellt wurden vier Konfigurationen, die sowohl über einen VARI- als auch über einen Autoklav-Prozess mit

RTM6 konsolidiert wurden. Als Material wurde ein biaxiales NCF (540 g/m<sup>2</sup>) in der Schichtung [0/90]<sub>2S</sub> verwendet. Tabelle 3-3 zeigt die verwendeten Konfigurationen.

Tabelle 3-3: Konfigurationen für Zugfestigkeitstests [110]

Konfiguration A	Konfiguration B	Konfiguration C	Konfiguration D
Ohne Binder	Aktivierung im Umluftofen	Partielle Aktivierung mittels Ultraschall, direkter Faserkontakt	Vollständige Aktivierung mittels Ultraschall, Schweißung unter Vakuum

Die so hergestellten Proben wurden hinsichtlich ihrer Zugfestigkeit untersucht. Für die Autoklav-Proben konnten keine signifikanten Unterschiede identifiziert werden. Im VARI Prozess konnte eine mittlere Erhöhung der Zugfestigkeit von 14 % für die vollständige Aktivierung beobachtet werden. Mikroskopische Aufnahmen zeigten hier eine bessere Anordnung der Fasern.

Weiland entwickelte in seiner Dissertation ein System zur ultraschallgestützten Preformmontage [72]. Zum Einsatz kam ein 30 kHz Schweißsystem, mit welchem sowohl Punkt- als auch auf Nahtschweißungen durchgeführt wurden. Abbildung 3.13 stellt den entwickelten Endeffektor zur robotergestützten Montage dar.

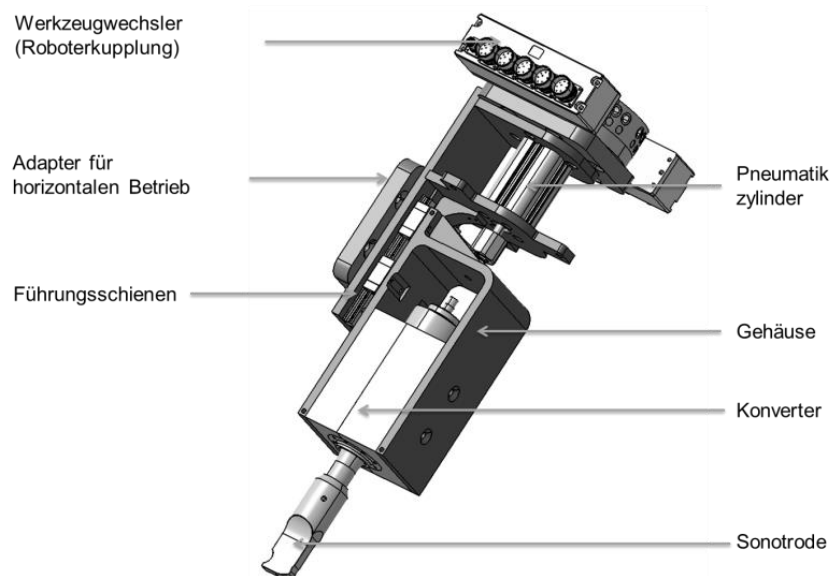


Abbildung 3.13: Modell des Endeffektors zur robotergestützten Preformmontage [72]

Weiland zeigte zuerst, dass der Erwärmungseffekt beim Ultraschallschweißen von trockenen Fasern nicht von den üblichen viskoelastischen Effekten dominiert wird, sondern davon auszugehen ist, dass die Reibung zwischen den Filamenten für die schnelle und homogene Erwärmung verantwortlich ist. Weiterhin wurde eine Parameterstudie für die kontinuierliche Nahtschweißung an NCF-Material durchgeführt,

um ideale Parameter bezogen auf die Nahtfestigkeit bei der Montage ermitteln zu können. Ebenso wie Ringwald stellte Weiland fest, dass hohe Amplituden eine Störung der Faserarchitektur hervorrufen können. Außerdem verursacht auch der kontinuierliche Vorschub über das Laminat in den oberen Faserlagen eine unerwünschte Faserwinkel-Auslenkung von mehr als  $8^\circ$ . Die Studie zeigte weiterhin, dass für die Montage von Lagenpaketen mit einem großen Flächengewicht hohe Schweißdrücke (0,68 MPa) zu wählen sind, um die geforderte Nahtfestigkeit zu erreichen.

Zur Charakterisierung des Einflusses des Prozesses auf die Bauteileigenschaften untersuchte Weiland zum einen die Auswirkungen der Reibung auf die Fasern durch SEM-Aufnahmen. Diese zeigten, dass keine Schädigung von Schlichte oder Faser nachweisbar ist. Zum anderen wurden ILSS-Versuche durchgeführt, um den Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften darzustellen. Dabei konnte keine signifikante Auswirkung des Prozesses festgestellt werden. Jedoch wurden die Proben geteilt und in der Symmetrieebene geschweißt. Erst im Infusionsprozess wurden die Teilproben verbunden. Dieses Vorgehen wurde gewählt, um die Orientierungsstörung der Fasern für eine „worst-case“-Charakterisierung zu maximieren. Der Einfluss des Ultraschall-Schweißprozesses konnte damit in der Hauptbelastungsebene nicht herausgearbeitet werden.

Ausgehend von Weilands ersten Ergebnissen entwickelte und patentierte Airbus Group Innovations in 2012 ein kontinuierliches und mehrseitiges Preform-System für die Fertigung geflochtener CFK-Profile [111]. Dieses dient der Stabilisierung der Wickel- und Flechtlagen im BraF-Prozess (Braided Frames), wie er bereits unter Abschnitt 3.2.1 und in Abbildung 3.3 dargestellt wurde. Dabei wurde ein Konstrukt von vier Sonotroden verwendet, die je eine Seite des rechteckigen Bauteil-Querschnittes kontinuierlich kompaktieren und stabilisieren. Dargestellt sind das System sowie der Vorgang in Abbildung 3.14.

Innerhalb weiterer Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass ein effektiver und kontinuierlicher Einsatz der Technik möglich ist, ohne dass es zu einer Oberflächenschädigung kommt. Im Vergleich zu konventionellen Stabilisierungstechniken (Umluftofen) konnte eine Homogenisierung der Wandstärke sowie ein höherer Grad der Kompaktierung nachgewiesen werden [73] [112].

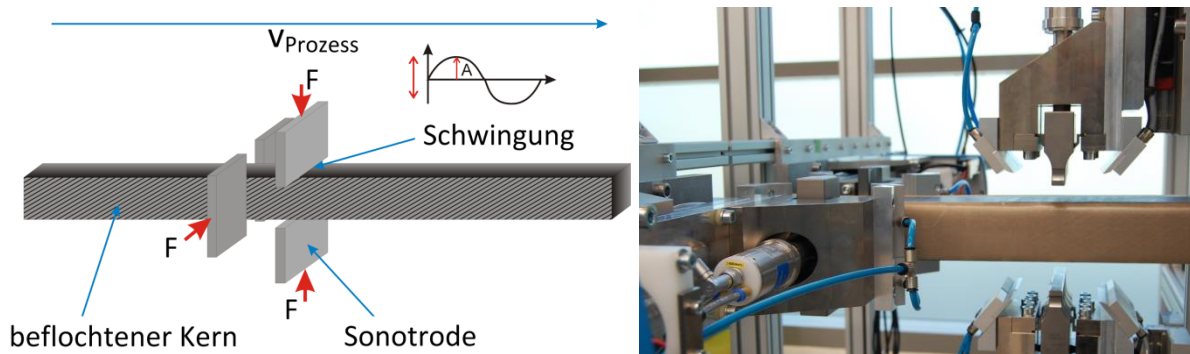


Abbildung 3.14: Mehrseitiges US-Preformen zur Herstellung von CFK-Profilen: Prinzip (links); reale Umsetzung (rechts) [73] [112]

### 3.4 Kompaktierungsverhalten von Trockenfasermaterialien

Den Anforderungen an eine Preform folgend (vgl. Abschnitt 3.2.4) sind der Grad der Kompaktierung sowie die Permeabilität signifikante Faktoren. Da die Permeabilität von der Kompaktierung mitbestimmt wird, werden die Mechanismen der Kompaktierung sowie die Grundlagen der Permeabilität im Folgenden kurz dargestellt.

#### 3.4.1 Mechanismen der Kompaktierung

Matsudaira et al. folgend lässt sich die Kompaktierung von Textilien abhängig vom Kompaktierungsdruck in drei Phasen teilen (1. linear, 2. nicht linear, 3. linear). Zusammengefasst werden in den ersten beiden Phasen Leerräume zwischen den textilen Bestandteilen geschlossen. In der dritten Phase kommt es bei abnehmender Kompaktierungsfähigkeit zu Deformationen der Fasern selbst [113]. Bei der Verdichtung technischer Textilien ist davon auszugehen, dass primär Effekte aus den ersten beiden Phasen relevant sind. Diese sind Chen et al. folgend die Garnabflachung, die Querschnitts-Deformation, die Filament-Verdichtung, die Deformation auf Grund von Garnbiegung sowie die Nesting-Effekte [114]. Gerade Letztere sind von großem Interesse, da sie auf Grund von druckinduzierten Eigenspannungen bei vielen Prozessen nicht optimal ausgenutzt werden. Unter Nesting versteht man die ideale Anordnung der Fasern, bei welcher sich die Filamente raumsparend (dichteste Packungsebene) ineinander schieben. Kruckenberg et al. zeigten, dass Vibrationen bei der Kompaktierung zu stärkeren Nesting-Effekten führen können, was im Hinblick auf Ultraschall-Prozesse von Interesse ist [115].

Insgesamt werden die genannten Kompaktierungs-Effekte durch Textil- sowie Prozessparameter inkl. des Preformings vielfältig beeinflusst. Auch der Einsatz von

interlaminaeren Bindern kann die Kompaktierfahigkeit dabei abhängig von der Menge und den Prozessparametern bestimmen [116]. Effekt-Einflüsse wurden bereits in verschiedenen Studien untersucht und modelliert [117] [118] [119] [120].

### 3.4.2 Einfluss der Kompaktierung auf die Permeabilität

Die Permeabilität beschreibt die Durchfliebarkeit poröser Strukturen durch ein Medium. Als Grundlage dafür wird das Gesetz von Darcy herangezogen, welches in Gleichung 3-4 formuliert ist und auf empirischen Untersuchungen beruht [121]. Es gilt dabei als eine vereinfachte Form der Navier-Stokes-Gleichung.

$$q = - \frac{K \cdot \Delta p \cdot A_D}{\eta_F \cdot \Delta L} \quad (3-4)$$

Dabei stellt  $q$  den resultierenden Volumenstrom bei einem Druckabfall  $\Delta p$  an einem Textil mit der Permeabilität  $K$  bei der Durchströmung durch ein Fluid der Viskosität  $\eta_F$  durch einen Querschnitt  $A_D$  dar.

Die Permeabilität gilt als richtungsabhängige Größe in einem Textil. Unterschieden wird deshalb zwischen den Werten  $K_1$ ,  $K_2$  und  $K_3$ .  $K_1$  stellt dabei den höchsten Permeabilitätswert in der Ebene dar,  $K_2$  den niedrigsten.  $K_3$  quantifiziert die Permeabilität in Dickenrichtung [122].

Für offene Infusionsverfahren, wie z.B. den VAP-Prozess, spielt die Permeabilität in Dickenrichtung durch den Membraneinsatz eine wichtige Rolle und wird zudem stark durch den Preform-Prozess beeinflusst. Deshalb wird diese in der vorliegenden Arbeit als Beurteilungsgrundlage für Prozessauswirkungen herangezogen. Beeinflusst wird die Permeabilität durch zahlreiche Effekte der Verarbeitungsprozesse, der textilen Struktur sowie der Preform-Prozesse [123]. Bezogen auf den binderbasierten Preform-Prozess können vereinfacht zwei Faktoren identifiziert werden, die unabhängig von der textilen Struktur einen steuerbaren Einfluss auf die Permeabilität haben. Zum einen ist hier der Grad der Kompaktierung zu nennen, der mit ansteigender Intensität zu einer Verringerung des Porenraumes führt und damit die Permeabilität herabsetzt. Zum anderen ist die Verteilung und Menge des Binders anzuführen. Gerade ungünstige Lokalisierungen oder flächige Ausbreitungen können Fließkanäle stören und ebenso die Permeabilität negativ beeinflussen. Diese Faktoren gilt es hinsichtlich des Preform-Prozesses zu beachten.

### 3.5 Zusammenfassung

Im Stand der Technik konnte gezeigt werden, dass das binderbasierte Preformen als Teil der LCM-Prozesskette in der Industrie Anwendung findet, es aber auf Grund unzureichender Qualität gerade hinsichtlich der geforderten Faservolumengehalte bei offenen Werkzeugen Verbesserungspotenzial gibt. Dieses Potenzial ist u. A. im Preform-Prozess lokalisiert. Zudem sind kontinuierlich einsetzbare Systeme für das flächige Kompaktieren und Stabilisieren bisher nicht kosteneffizient realisierbar.

Das Ultraschallschweißen stellt für das Fügen von thermoplastischen Werkstoffen einen robusten und kosteneffektiven Prozess dar, welcher bereits vielfältig Anwendung in der Fertigung von Faserverbundstrukturen findet. Der Einsatz für die Stabilisierung von trockenen Fasermaterialien hat bisher nur in getakteten Prozessen oder für Nahtschweißungen stattgefunden. Eine Nutzung für das flächige Preformen im kontinuierlichen Prozess ist noch nicht umgesetzt worden. In vorangegangenen Untersuchungen konnten Störungen in der Faserstruktur sowie Restriktionen in der abbildbaren Fläche nachgewiesen werden. Weiterhin ist der Einfluss des Prozesses auf das mechanische Verhalten bisher nur partiell für Sonderfälle evaluiert worden, so dass noch keine eindeutige Aussage zu den Auswirkungen getroffen werden kann.

Das Kompaktierverhalten sowie die Auswirkung auf die Permeabilität wurde dargestellt. Zum einen kann zwar angenommen werden, dass es durch die Vibrationen und den damit einhergehenden steigenden Nesting-Effekten zum Erreichen höherer FVG kommen kann, allerdings können dadurch auch mögliche Probleme hinsichtlich der Permeabilität auftreten. Dies gilt es in den Untersuchungen zu beachten.

Abschließend ist festzuhalten, dass der Einsatz des Ultraschallschweißens unter Einhaltung der Qualitätsanforderungen Potenzial hinsichtlich einer weiteren Automatisierung bei der Herstellung von Großbauteilen bietet. Dazu sind die Entwicklung einer Anlage, eines stabilen Prozesses sowie die Betrachtung möglicher Eigenschaftsänderungen in der Mechanik und die Adaption für komplexe Fertigungsprozesse notwendig.



## 4 Materialien, Komponenten und Anlagen

Im folgenden Kapitel werden die in dieser Arbeit verwendeten Faserhalbzeuge und Matrixsysteme erläutert. Weiterhin wird auf Anlagen, Prozesse und Komponenten eingegangen, die unabhängig von der Prozessentwicklung eingesetzt werden.

### 4.1 Verwendete Faserhalbzeuge und Matrixsysteme

In Tabelle 4-1 sind die in dieser Arbeit verwendeten Halbzeuge aufgeführt. Beschrieben werden sie hinsichtlich ihrer textilen Parameter, des verwendeten Binders sowie bezüglich ihrer Verwendung in den geplanten Untersuchungen. Alle Materialien sind zur Vereinfachung mit Kürzeln versehen, die in der gesamten Arbeit angewendet werden (Verfügbare Datenblätter sind Anhang A zu entnehmen).

Tabelle 4-1: Parameter verwendeter Faserhalbzeuge und Verwendung

Hersteller und Material		Hexcel HiTape	Hexcel HiTape (UD-Geflecht)	Hexcel PrimeTex	TohoTenax UD	Saertex
Parameter		HT	HTbraid	PT	TT	SA
<b>Kürzel</b>		HT	HTbraid	PT	TT	SA
<b>Faser</b>		AS7 GP 12K (IM7)			Tenax-J IMS 60 E13 24K	
<b>Flächen-gewicht (g/m<sup>2</sup>)</b>	brutto	142	142	229	210	1101
	nur Faser	134	134	220	194	1079 (217 / 535 / 217 / 110)
<b>Struktur</b>		UD 520 mm	3,3 mm Tape	0/90 Gewebe (Leinwand, 50:50)	UD	quad. NCF [-45 / 0 / +45 / 90]
<b>Hilfsstoff</b>	Binder	TP, V800E	TP, V800E	EP-Pulver	EP-Pulver	EP-Pulver
	Modifikator			TP, V800E	Co-Polyamid	-
<b>T<sub>active</sub> (°C)</b>	Binder	155	155	105	110	90-105
	Modifikator			155	200	-
<b>Anzahl Lagen / LP</b>		4	4	3	3	1
<b>Verwendung in Versuchen bzw. Untersuchungen</b>		<ul style="list-style-type: none"> <li>• Flächenpressungsmodell</li> <li>• Temperaturprofilermittlung</li> <li>• QS-System</li> <li>• Prozessgrenzen</li> <li>• Einfluss- und Parameterstudien</li> <li>• Permeabilitätsuntersuchung</li> <li>• Mechanische Eigenschaften</li> <li>• Komplexe Geometrien</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Mechanische Eigenschaften</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Flächenpressungsmodell</li> <li>• Temperaturprofilermittlung</li> <li>• Einfluss- und Parameterstudien</li> <li>• Permeabilitätsuntersuchung</li> <li>• Mechanische Eigenschaften</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Flächenpressungsmodell</li> <li>• Prozessgrenzen</li> <li>• Einfluss- und Parameterstudien</li> <li>• Mechanische Eigenschaften</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Flächenpressungsmodell</li> <li>• Einfluss- und Parameterstudien</li> <li>• Mechanische Eigenschaften</li> <li>• Komplexe Geometrien</li> </ul>

Für die Versuche kommen vier verschiedene Materialien zum Einsatz, wobei das Material HT in zwei Halbzeug-Ausprägungen vorliegt. Zum einen ist hier das flächige

unidirektionale Material zu nennen und zum anderen ein 3,3 mm breit liegendes Tape (HTbraid), das für die mechanischen Versuche zu einem unidirektionalen Geflecht mit einem Serafil-Stützgarn verarbeitet wird [31].

Die Materialien wurden auf Grund ihrer verschiedenen Faserstrukturen und Bindermaterialien ausgewählt, um die Auswirkungen des Prozesses bezogen auf das unterschiedliche Materialverhalten quantifizieren zu können. Neben den unidirektionalen Materialien HT und TT kommen zum Vergleich Gewebe- bzw. Geflechte wie PT und HTbraid zum Einsatz. Zusätzlich wird mit dem Material SA ein hochvolumiges NCF untersucht, das als „low cost“-Material in der Fertigung Anwendung findet. Eine Besonderheit von HT und PT liegt in der Materialherstellung. Beide Halbzeuge werden bereits in der Herstellung durch technische Maßnahmen vorverdichtet, so dass es zu einer besseren Ausrichtung der Fasern zueinander kommt.

Alle Materialien sind mit Bindersystemen bzw. teilweise zusätzlich mit interlaminaeren thermoplastischen Zähmodifikatoren versehen, die im Prozess Unterschiede darstellen können. Vom HT und HTbraid Material abgesehen kommt als Binder bei allen Materialien ein Epoxidpulver mit thermoplastischem Charakter zum Einsatz. Lediglich das SA-Material weist keinen Zähmodifikator auf.

Ziel ist es Lagenpakete mit einem aufsummierten Flächengewicht von 600 g/m<sup>2</sup> bis 700 g/m<sup>2</sup> sukzessive miteinander zu verschweißen. Erfahrungen aus der Herstellung von Strukturen haben gezeigt, dass es bei höheren Flächengewichten zu einer unzureichenden Verdichtung und einer zunehmenden Faserondulation kommt. Weiterhin würde eine höhere Lagenanzahl zu einer Reduzierung der möglichen Vorschubgeschwindigkeit führen. Somit wird für jedes Material eine diskrete Lagenanzahl pro Lagenpaket (LP) zugewiesen. Als Matrixsystem kommt das einzige luftfahrtzugelassene Infusionsharz HexFlow RTM6 der Firma Hexcel zum Einsatz.

## 4.2 Ultraschallschweiß-Komponenten

Als Grundlage für die Entwicklung eines neuen Funktionskopfes werden als Basis für die spätere Entwicklung kommerziell erhältliche Komponenten aus der Ultraschallschweiß-Technik herangezogen. Entnommen werden die Komponenten einem Easy-Bond-System der Firma Herrmann Ultraschalltechnik GmbH & Co. KG [124]. Das Gerät basiert auf einem 35 kHz System, welches durch die spezielle Lagerung (CSI)

für kontinuierliche Schweißungen ausgelegt ist [112]. Übernommene Komponenten für die Entwicklung sind Tabelle 4-2 zu entnehmen.

Tabelle 4-2: Verwendete Ultraschallkomponenten

Komponente	Bezeichnung	Daten	Bemerkung
Generator	ULTRABOND digital	35 kHz, 600 W	dauerschallfähig
Konverter	CCS 35-S-IP50-L-I	35 kHz; piezo; $A_{\text{Konverter}} = 5,6$	luftgekühlt
Amplitudentransformationsstück	-	35 kHz; $A_{\text{Booster}} = 2,5 / 2,0 / 1,5$	mehrere Varianten
Sonotrode	Messersonotrode	35 kHz; Titan; $A_{\text{Sonotrode}} = 2,1$ ; 140 x 11 mm <sup>2</sup> ( $l_{\text{sono}} \times b_{\text{sono}}$ )	Basis für die Weiter- bzw. Neuentwicklung

### 4.3 Fertigungsanlagen und Prozesse

Neben der Ultraschall-Anlage kommen für die Fertigung weitere Anlagen zur Anwendung. Dies sind Systeme für die Herstellung von Referenzen in konventioneller Preform-Technik und solche für die Infusion zum finalen Bauteil.

Sowohl für die Preform-Herstellung als auch für die Infusion wird ein Umluftofen der Firma Vötsch (VTU 350/100/100) genutzt. Beim Preform-Prozess erfolgt das Aufheizen (2,5 K/min) unter Vakuum auf die Zieltemperatur  $T_{\text{active}}$ . Diese wird für 10 min gehalten, um ein vollständiges Durchheizen sicherzustellen.

Beim VAP-Prozess kommt zusätzlich zum Umluftofen eine eigens von AGI entwickelte Infusionsanlage zum Einsatz. Als Membran wird die VAP-Lösung der Firma Trans-Textil GmbH verwendet. Die Infusion erfolgt gemäß dem bei AGI etablierten Prozess bei einer Harztemperatur von 100 °C und endet, wenn der Massenfluss dauerhaft den Wert von 5 g/min unterschreitet. Die Aushärtung erfolgt über einen Zeitraum von 2 h bei 180 °C.

Weiterhin kommt für die Fertigung der unidirektionalen Geflechte bei der Überprüfung der mechanischen Eigenschaften eine radiale Rundflechtanlage der Firma Herzog (RF 1/144-100) zum Einsatz. In einer 2:1 Abbildung werden im Prozess 72 Klöppel mit Verstärkungsfasern (HTbraid) und 36 Klöppel mit einem Serafil-Stützgarn eingesetzt. Die Förderung des Flechtkernes durch das Flechtzentrum wird mit Hilfe eines Industrieroboters realisiert (KUKA KR 210 R3100). Das Verhältnis von Vorschubgeschwindigkeit des Kernes zur Winkelgeschwindigkeit des Flechters ist so eingestellt, dass es zu einer vollständigen Bedeckung  $B = 1$  kommt. Für den Ablagewinkel  $\gamma$  wird deutlich, dass es bei gegebener Tape-Breite  $b_f$ , der Fadenanzahl  $n_f$  sowie dem Kernumfang  $U_K$  gemäß Formel 4-1 nur eine Lösung gibt.

$$\cos \gamma = \frac{b_f \cdot n_F}{U_K} \quad (4-1)$$

#### 4.4 Kompaktierungsmessung

Die absolute Messung des FVG einer Preform ist auf Grund ihrer Komprimierbarkeit nicht möglich. Daher ist es notwendig eine einheitliche Konvention innerhalb von Untersuchungen zu schaffen. Da VAP-Infusionen unter Vakuumdruck ablaufen, wird die maximale Komprimierung der Preform bei diesem Druck angenommen. Als Näherung wird von  $p_0 = 0.1 \text{ MPa}$  ausgegangen. Der darüber definierte relative FVG  $\varphi_{F-rel}$  ist definiert als das Volumenverhältnis von Faser und eingeschlossener Luft unter dem diskreten Prüfdruck. Die Berechnung findet über die Grammatur  $G_F$  [ $\text{kg}/\text{m}^2$ ] des Halbzeuges, die Anzahl der Faserlagen  $n_L$ , die Faserdichte  $\rho_F$  und die gemessene Preformdicke  $d_P$  statt. Formel 4-2 zeigt die Berechnung.

$$\varphi_{F-rel} = \frac{n_L \cdot G_F \cdot 10^3}{\rho_F \cdot d_P} \cdot 100\% \quad (4-2)$$

Zur Messung von  $d_P$  wurde ein System entwickelt (Abbildung 4.1), das über einen Stempel mit diskreter Auflagefläche ( $\varnothing 18 \text{ mm}$ ) und einer Masse von 2,6 kg die Preform klemmt. Der geringe Durchmesser wurde gewählt um eine Messung an verschiedenen Stellen der Preform möglich zu machen. Die Gesamtmasse resultiert in einem Druck von 0,1 MPa. Die Abstandsdifferenz wird über einen Wegmesser der Firma Keyence aufgenommen. Die Öffnung der Klemmung erfolgt über ein Pneumatik-System, welches während der Messung keinen Druck ausübt. Die Fähigkeit des Messmittels wurde nach Dietrich positiv validiert [125]. Eine nähere Erläuterung dazu ist in Anhang G zu finden.

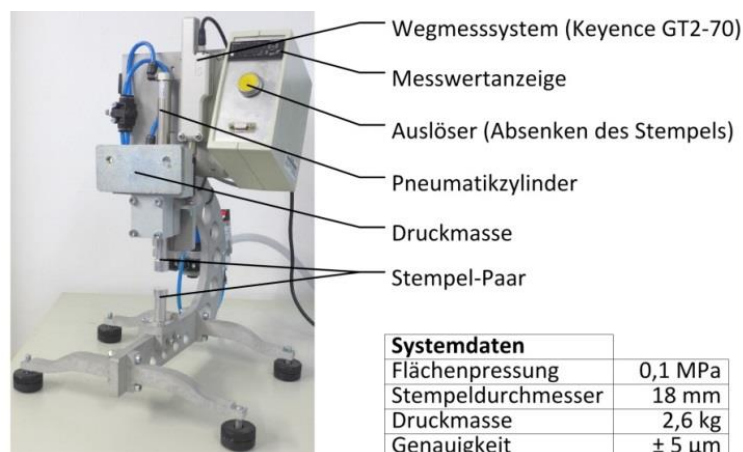


Abbildung 4.1: Preformdicken-Messsystem

## 5 Anlagen- und Prozessentwicklung

Voraussetzung für die Beurteilung und Optimierung des kontinuierlichen US-Preform-Prozesses ist die Konstruktion einer geeigneten Anlage sowie die Sicherstellung eines robusten, wiederholbaren und dokumentierbaren Ablaufes. In der Folge wird die Entwicklung eines Funktionskopfes, die Integration in einen Versuchsstand sowie die Auswahl einer idealen Sonotroden-Bauweise beschrieben. Ausgehend davon wird zudem auf die Bestimmung des realen Schweißdruckes eingegangen. Weiterhin wird die Entwicklung eines Qualitätssicherungssystems vorgestellt.

### 5.1 Entwicklung der Versuchsanlage

Die Versuchsanlage lässt sich in drei Teilbereiche gliedern. Die Funktionseinheit stellt dabei den primären Teil der Anlage dar, welcher das Schweisssystem und die Sensorik enthält. Als zweiter Teil muss die Peripherie für den Versuchsstand konstruiert werden, welche die Funktionseinheit aufnimmt und positioniert sowie die relative Ausrichtung bestimmt. Zuletzt ist noch die Gesamtsteuerung zu betrachten. Alle Komponenten sowie Mess- und Steuergrößen werden abschließend aufgeführt.

#### 5.1.1 Beschreibung der Anforderungen

Primär gilt es das Schwinggebilde konstruktiv in die *Funktionseinheit* einzubinden. Neben einer kompakten und steifen Bauweise zur Integration in Fertigungsanlagen sowie zur Vermeidung von Hebelwirkungen und Vibrationen, müssen Sensoren zur Erfassung der Schweißkraft (bis 1 kN), der Neigung ( $\pm 0,1^\circ$ ) sowie der Kompaktierung ( $\pm 1 \mu\text{m}$ ) ausgewählt werden. Zudem muss die Anlage einen Schweißpressen-Hub von mind. 60 mm realisieren können.



Abbildung 5.1: Folgen nicht planparalleler Sonotroden-Ausrichtung

Besondere Wichtigkeit stellt die Realisierung einer Lösung zur planparallelen Ausrichtung der Sonotrode zur Materialoberfläche dar. In Voruntersuchungen stellte sich dieser Umstand als besonders kritisch für den Prozess dar, da bereits kleine Abwei-

chungen zu unregelmäßigen Fügebildern (vgl. Abbildung 5.1) oder aber zu einer Zerstörung der Amplitude durch ein lokales Überpressen führen. Schematisch ist die Problematik in Abbildung 5.2 für beide Rotationsachsen dargestellt.

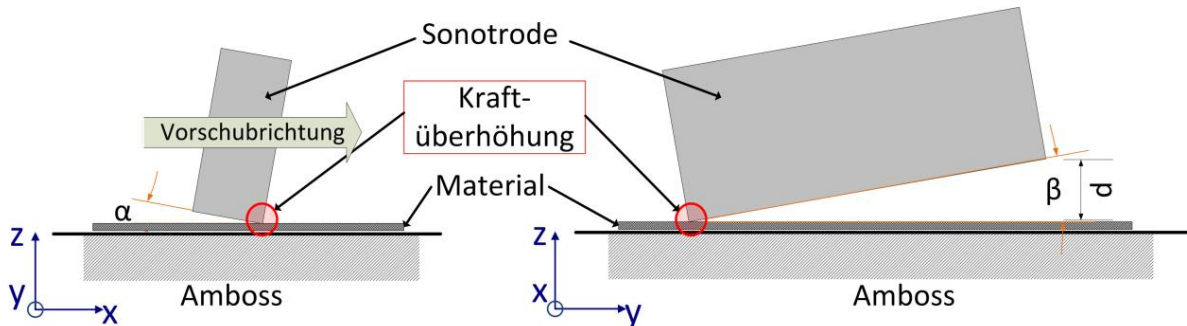


Abbildung 5.2: Schematische Darstellung der Ausrichtungsproblematik

Die *Peripherie* muss zum einen aus einem steifen Grundgestell und zum anderen aus einem Positioniersystem für die Funktionseinheit bestehen. Letzteres muss zur Nutzung unterschiedlicher formgebender Werkzeuge einen vertikalen Bewegungsambitus (Z-Richtung) von 150 mm zusätzlich zum Pressenhub und eine Querverschiebbarkeit (Y-Richtung) von 400 mm aufweisen. Zusätzlich muss eine Drehbarkeit um  $\pm 90^\circ$  realisierbar sein. Weiterhin soll der Materialtransport entlang der Sonotrode in X-Richtung über eine Länge von 700 mm mit einer Materialaufnahme­fläche von 600 mm x 400 mm bei Geschwindigkeiten von 1 mm/s bis zu 100 mm/s sichergestellt werden.

Die *Steuerung* der Gesamtanlage beinhaltet neben der Kontrolle der einzelnen kinematischen und sensorischen Komponenten für statische und kontinuierliche Prozesse auch die Aufnahme und Speicherung der Messdaten. Dazu muss eine hohe Abtastrate von mind. 30 ms für alle Daten möglich sein. Die Bedienung der Anlage muss ergonomischen Ansprüchen und den Sicherheitsstandards genügen. Um auch komplexere Abläufe realisieren zu können, ist ein Programmgeber zu implementieren, der sequenzielle Prozessabläufe umsetzen kann. Neben der Sensorik in Funktionseinheit und Peripherie ist ein zusätzliches Messinstrument zur Temperaturmessung im Laminat zu integrieren.

### 5.1.2 Konstruktion der Funktionseinheit

Gemäß den Anforderungen aus Abschnitt 5.1.1 wurde eine Funktionseinheit entwickelt und umgesetzt, die in Abbildung 5.3 als 3D-CAD-Modell dargestellt ist. Als

Kraftmesssystem wurde eine DMS-basierende Messzelle gewählt, die unmittelbar an der Kolbenstange des Vorschubzylinders, der einen Hub von 80 mm aufweist und über ein Proportionalventil angesteuert wird, positioniert wurde. Durch die robusten Linearführungen können Querkräfte am Sensor vermieden werden. Die Messung von Zustellweg und Kompaktierung erfolgt über ein inkrementelles Magnetlineal.

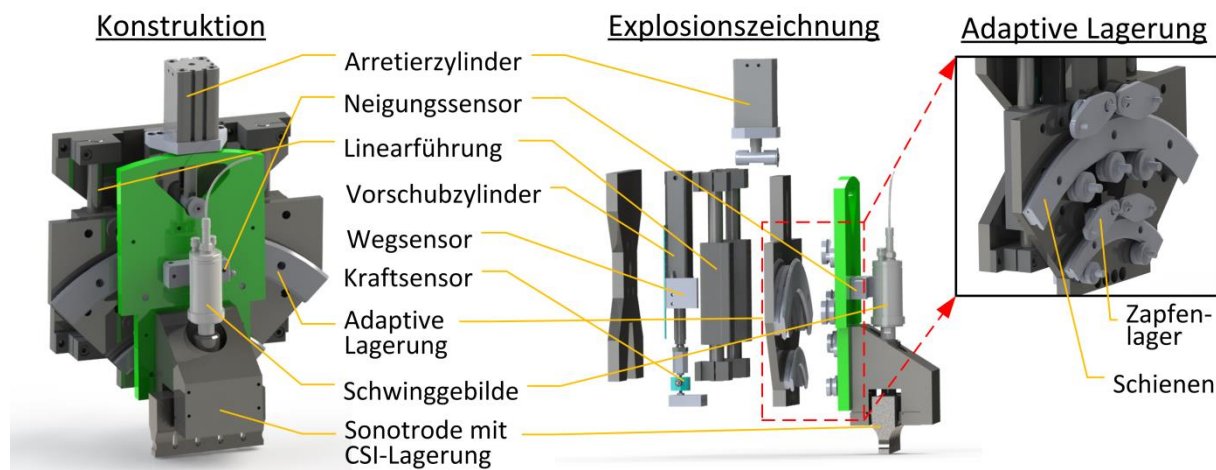


Abbildung 5.3: Konstruktion der Funktionseinheit

Das Schwinggebilde wurde über die CSI-Halterung an der Sonotrode auf einer um  $\pm 6,5^\circ$  drehbaren Platte integriert. Über ein toleranzarmes und einstellbares Schienen-Zapfenlager-System (Adaptive Lagerung) findet die Anbindung an die Vorschubeinheit statt. Der Drehpunkt wurde zentrisch auf die Wirkfläche der Sonotrode gelegt, um ein seitliches Verschieben während der Rotation zu vermeiden. Diese Konstruktion ermöglicht eine plane Auflage der Sonotrode entlang der Y-Richtung und eine Egalisierung des Öffnungswinkels  $\beta$  als Folge der Rotation um die X-Achse, ohne dass ein Steuersystem nötig ist (vgl. Abbildung 5.2, rechts). Eine Arretierung der Drehbarkeit kann über einen Pneumatik-Zylinder mit angeschlossenen formschlüssigem Bolzen vorgenommen werden. Die Problematik hinsichtlich der Rotation um die Y-Achse (Kompensation von  $\alpha \neq 0^\circ$ ) wird über die Gestaltung der Sonotrode gelöst (vgl. Abschnitt 5.2).

### 5.1.3 Peripherie und Aufbau des Versuchsstandes

Die Integration der Funktionseinheit erfolgt durch die Anbringung an einen XY-Kreuztisch mit nadelrollengelagerten Schlittenführungen aus Grauguss zur besseren Schallabsorption, der in senkrechter Position an einem Stahlgestell befestigt wird. Der Hub der Achsen entspricht den Vorgaben aus der Anforderungsliste für die

Bewegung in Y- und Z-Richtung. Eine Einstellung erfolgt über Kugelumlaufspindeln im Handbetrieb. Auf der senkrechten Z-Achse ist zusätzlich am unteren Ende ein Drehteller integriert, an welchem die Funktionseinheit befestigt wird. Dieser macht eine Rotation um 360° möglich. Weiterhin ist unterhalb der Funktionseinheit eine Linearachse angebracht, die mit einem Probenschlitten versehen ist. Der effektive Hub ist mit 700 mm zu beziffern. Die Linearachse wird über einen Zahnriemen angetrieben und erfüllt die Last- und Geschwindigkeitsvorgaben. Abbildung 5.4 zeigt die Konstruktion sowie die reale Umsetzung.

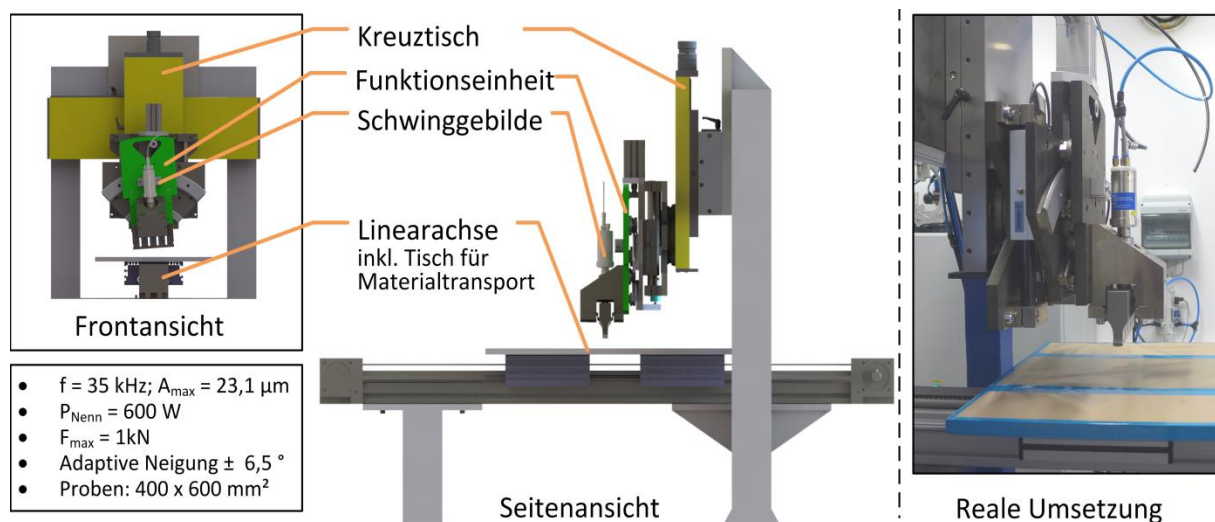


Abbildung 5.4: Versuchsanlage: schematisch (links); reale Umsetzung (rechts)

#### 5.1.4 Steuerungskonzept

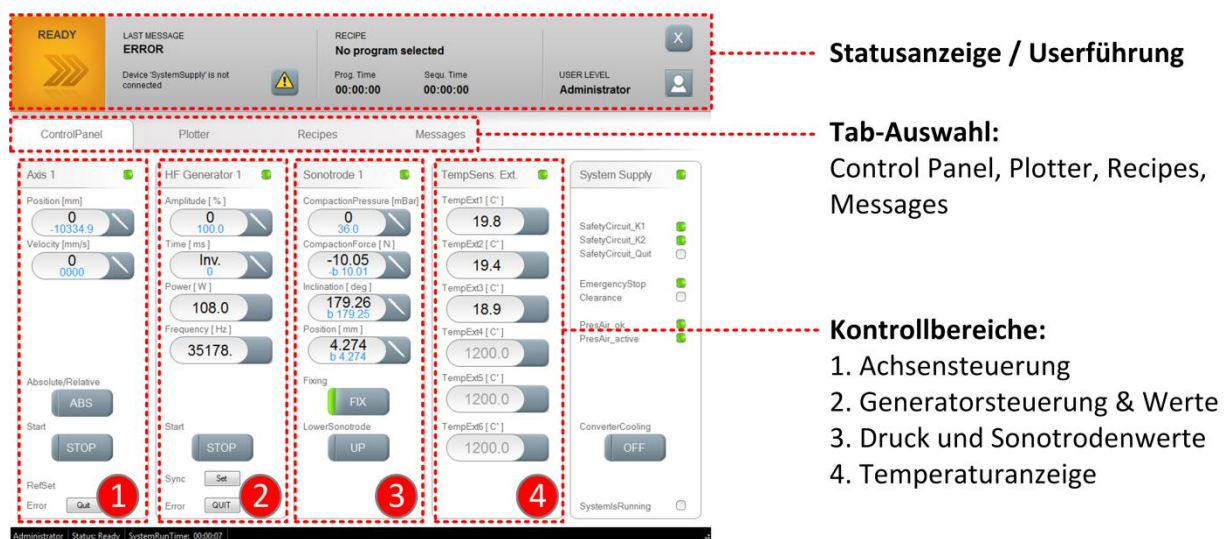
In der Steuerung werden alle Aktoren und Sensoren innerhalb einer SPS verschaltet. Die Bedienung erfolgt über ein proprietäres User-Interface (HMI) auf Java-Basis.

Die Messwerte werden während der Anwendung innerhalb der SPS in Daten-Arrays abgelegt, um hohe Abtastraten von bis zu 20 ms realisieren zu können. Diese werden in regelmäßigen Intervallen an das HMI übergeben. Zusätzlich zu den Sensoren und Aktoren aus der Funktionseinheit und der Linearachse werden acht Typ J-Thermosensor-Schnittstellen integriert. Neben den Standardelementen werden hier für interlaminare Messungen auch „fine-wire“-Thermoelemente (TE) mit einem Durchmesser von  $80 \text{ }\mu\text{m}$  eingesetzt, die zu einer geringeren Prozessstörung führen sollen.

Das HMI ist in Abbildung 5.5 dargestellt. Dieses wird im Betrieb über ein Touchpanel bedient, das über einen Tragarm eine ergonomische Bedienung möglich macht. Im



oberen Bereich wird der Anlagenstatus dokumentiert. Über das Control Panel lassen sich alle Steuergrößen manuell einstellen und die Werte der Sensoren ablesen. Eine zusätzliche Tare-Funktion vereinfacht die Nutzung. Über den Reiter „Plotter“ lassen sich die Mess- und Steuergrößen skaliert darstellen und eine Aufnahme der Werte einleiten. Eine Abspeicherung der Prozessdaten erfolgt nach Abschluss in einem CSV-Format. Über den Programmgeber unter „Recipes“ lassen sich Ablaufroutinen über eine eigene prozedurale Programmiersprache erstellen, um einen höheren Automatisierungsgrad zu erhalten. Eine Einbindung weiterer Schweiß-Systeme sowie anderer Anlagen ist über das BUS-System möglich.



**Statusanzeige / Userführung**

**Tab-Auswahl:**  
Control Panel, Plotter, Recipes, Messages

**Kontrollbereiche:**  
1. Achsensteuerung  
2. Generatorsteuerung & Werte  
3. Druck und Sonotrodenwerte  
4. Temperaturanzeige

Abbildung 5.5: HMI zur Steuerung der Versuchsanlage

### 5.1.5 Übersicht der Komponenten, Steuer- und Messgrößen

Tabelle 5-1, und Tabelle 5-2 fassen die relevanten Komponenten, Mess- und Steuergrößen der Versuchsanlage zusammen und führen zusätzliche Eigenschaften auf.

Tabelle 5-1: Steuer- und Messgrößen der Versuchsanlage

Steuergrößen			Messgrößen			
Parameter	Einheit	Ambitus	Größe	Einheit	Messmittel	Präzision
Amplitude	% µm	70 – 100 16,2 – 23,1	Amplitude	% µm	Generator	N/A
Schweißkraft	bar MPa	0,7 - 6 0,1 – 0,7	Schweißkraft	N MPa	Kraftmessdose HBM U9C	< 0,2 %
Vorschub	mm/s	1 - 100	Leistung	W	Generator	N/A
Schweißzeit	s	0,02 - ∞	Kompaktierung	mm	Magnetlineal Balluff BML-S1H1	± 1 µm
Achsweg	mm	0 - 600	Neigung	°	Fluidsensor Balluff BSI R11A	± 0,01°
			Temperatur	°C	Typ J TE Omega IRC-003	< 0,4%

Tabelle 5-2: Kommerzielle Komponenten der Versuchsanlage (ohne Ultraschall)

	Komponente	Bezeichnung	Hersteller	Bemerkung
Kinematik	Schweißpresse	DZF-40-80-A-P-A	FESTO	Flachzylinder, reibungsarm
	Arretierzylinder	ADN-40-45-I-P-A-15K8-S1		Kompaktzylinder
	Adaptive Lagerung	SSR-Serie	HepcoMotion	Schienen-Zapfenlager-System
	Linearführung	LHBBLN20	MISUMI	reibungsarm, toleranzarm
	Kreuztisch	-	Cleveland	XY-Tisch, Nadelrollenlager; Schwalbenschwanzführung; Drehteller; Grauguss
	Linearachse	SQZ-III 80 Serie	Rose & Krieger	Zahnriemen: $\pm 0,5$ mm
	Servomotor	LSN-050-0095-45-560	LTi	0,85 Nm; $U_N = 4500 \text{ min}^{-1}$ ; Getriebe $i = 25$
Sensorik	Kraftmessdose	U9C 1kN	HBM	DMS-basierend (Zug/Druck)
	Neigungssensor	BSI R11A	Balluff	Fluidsensor $360^\circ$ ; $\pm 0,01^\circ$
	Magnetlinear (Kompaktierung)	BML-S1H1	Balluff	Absolutes magnetcodiertes Wegmesssystem; $\pm 1 \mu\text{m}$
	Thermoelemente	IRCO 003	Omega Eng.	Typ J; „fine-wire“; $\varnothing 80 \mu\text{m}$
Steuerung	SPS	CX9020	Beckhoff	Anlagensteuerung
	Steuer-PC	C6920-0040		HMI und Hintergrunddienste
	Touchpanel	CP3915-0000		15 Zoll
	Messklemmen	Diverse (EL, EK)		Wahl abhängig vom Sensor
	Tragarm/Schrank	System 60 / TS	Rittal	-
	Proportionalventil	VPPM-G	FESTO	konst. Schweißdruck
	Software	PCS Ultrasonic	AGI	Proprietäres Java-System

## 5.2 Sonotroden-Design

Die Sonotrode leitet den Schall über ihre Kontaktfläche in das Material. Das Design und die Materialauswahl sind deshalb entscheidend für einen optimalen Betrieb. Als Werkstoff wurde Titan gewählt, da hier die thermischen und mechanischen Eigenschaften bei Dauerschall im kontinuierlichen Prozess am besten geeignet sind.

Die Lagerung des Schwinggebildes findet im Schwingungsnullpunkt der Sonotrode statt, um durch eine kurze Distanz zum Material Querkräfte im kontinuierlichen Prozess besser aufnehmen zu können. In Abbildung 5.6 (links) ist die Grundform der Sonotrode dargestellt. Die rot eingefärbten Flächen zeigen die Lagerpunkte. Die blau gezeichneten Schlitzungen tragen zu einem homogenen Zug-Druck-Prozess unter Schwingwirkung bei. Die geometrische Dimensionierung der Sonotrode ist primär von dem Anspruch an einen produktiven Prozess getrieben. Dies bedeutet, dass eine möglichst große Fläche in einem Schweißvorgang abgebildet werden soll. Für ein 35 kHz System ist unter Einhaltung der Homogenitätsvorgaben hinsichtlich der

Amplitude bisher nur eine maximale Länge der Sonotrode von  $l_{\text{Sono}} = 140 \text{ mm}$  realisierbar. Die Höhe  $h_{\text{Sono}}$  wird über die Längenbedingung  $\lambda/2$  für den Resonanzfall bestimmt. Die Breite  $b_{\text{Sono}}$  ist dabei, ausgehend von einer ebenen Auflagefläche, im kontinuierlichen Prozess für die maximal mögliche Vorschubgeschwindigkeit  $v$  bzw. Wirkdauer  $t_{\text{Wirk}}$  verantwortlich. Der Zusammenhang ist aus Formel 5-1 ersichtlich.

$$t_{\text{Wirk}} = b_{\text{Sono}} \cdot v^{-1} \quad (5-1)$$

Die Ausgangssonotrode aus den Voruntersuchungen besitzt eine ebene Auflagefläche von  $b_{\text{Sono}} = 11 \text{ mm}$ . Wie aus den Anlagenanforderungen in Abschnitt 5.1.1 bekannt ist, kommt es bereits bei kleinen rotativen Veränderungen um die Y-Achse bei einer planen Auflage zu einer Ausbildung des Störwinkels  $\alpha$  (vgl. Abbildung 5.2), der zu einer Überpressung und der Ausbildung eines Linienkontaktes führen kann. Auch im Hinblick auf geometrische Bauteilveränderungen ist eine solche Störung nicht akzeptabel. Somit ist eine ebene Kontaktfläche keine Option. Eine Alternative stellt die direkte Einführung eines definierten Linienkontaktes durch die Abrundung der Sonotrode dar, wie es in Abbildung 5.6 (rechts) gezeigt ist. Eine Rotation führt damit bei einem Radius  $r = 20 \text{ mm}$  bis zu einem maximalen Winkel  $\alpha_{\text{max}} \approx 20^\circ$  zu einer konstanten Auflagefläche unter der winkelabhängigen Einschränkung von Amplitude und Schweißkraft. Als problematisch sind hierbei die undefinierte Auflagefläche bei biegeschlaffen Fügmaterialien und die undefinierte Flächenpressung zu sehen. Dieser Umstand wird in Abschnitt 5.3 tiefergehend untersucht.

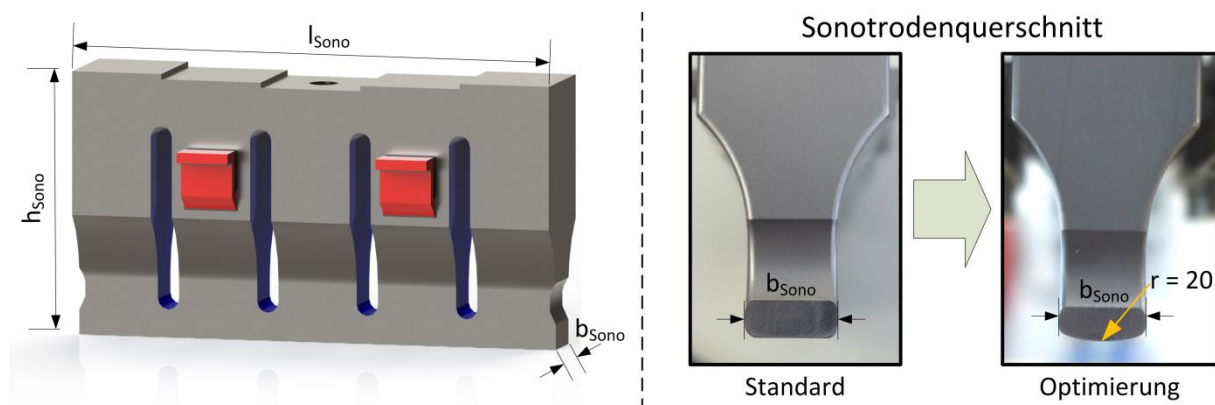


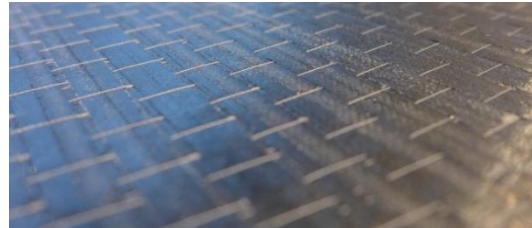
Abbildung 5.6: Sontroden-Design: Grundform (links); Optimierung (rechts)

Ein weiteres Thema im Sontroden-Design stellt die Gleitreibungsreduzierung dar, um ein Aufschieben der Fasern im kontinuierlichen Prozess und den Einsatz von Gleithilfen zu vermeiden. Dazu wurden verschiedene Beschichtungen an der Wirkfläche getestet. Zwar konnte eine Reduzierung der Oberflächenschädigung beobachtet

tet werden, jedoch führt das adhäsive Verhalten der aufgeschmolzenen Binder zu einem Ausreißen der Fasern im kontinuierlichen Prozess. Dies zeigt die Notwendigkeit der Verwendung eines Gleitmediums zwischen Sonotrode und Material, welche die Nutzung einer Beschichtung unnötig macht. In dieser Arbeit kommt eine wiederverwendbare glasfaserverstärkte PTFE-Folie zum Einsatz. Der Unterschied in der Anwendung ist in Abbildung 5.7 zu sehen.



Oberfläche ohne Pufferfolie (HTbraid)



Oberfläche mit Pufferfolie

Abbildung 5.7: Auswirkung des Gleitfolieneinsatzes auf die Oberflächenqualität

Für die Parameterermittlung sowie den Einsatz für die Herstellung komplexer Bauteile werden noch weitere Sonotroden verwendet. Diese sind inkl. der notwendigen Daten in Tabelle 5-3 aufgeführt. Eine genauere Beschreibung von S3 und den damit verbundenen Formradien bzw. Konturen erfolgt in Abschnitt 8.

Tabelle 5-3: Übersicht verwendeter Sonotroden

Sonotrode	Kürzel	Daten	Anwendung
Stempelsonotrode (Ausgangsdesign)	S1	11x140 mm <sup>2</sup> , eben; $A_{\text{Sonotrode}}=2,1$ ; $A_{\text{max}}=23,1 \mu\text{m}$	Punktschweißungen
Preformsonotrode (optimiertes Design)	S2	11x140 mm <sup>2</sup> , konvex $r = 20 \text{ mm}$ ; $A_{\text{Sonotrode}}=2,1$ ; $A_{\text{max}}=23,1 \mu\text{m}$	Kontinuierliche Schweißungen
Radiensonotrode	S3	10x100 mm <sup>2</sup> ; konvex $r = 20 \text{ mm}$ ; Radien / Aussparungen $r_F = 4,5 - 8 \text{ mm}$ ; $A_{\text{Sonotrode}}=2,1$ ; $A_{\text{max}}=23,1 \mu\text{m}$	Komplexe Bauteile, kontinuierliche Schweißungen; formgebende Radien

### 5.3 Modellentwicklung zur Flächenpressung

Wie in Abschnitt 5.2 beschrieben, wird für den kontinuierlichen Preform-Prozess eine Sonotrode mit einer konvexen Wirkfläche eingesetzt. Dies führt bei biegeschlaffen Fügmaterialien, wie es trockene Textilien sind, zu einer undefinierten Auflagefläche und damit zu einer unbestimmbaren Flächenpressung bzw. Schweißkraft.

Kommt es zu einem Aufeinandertreffen von druckbelasteten Flächen, die nicht eben sind, wird zur Bestimmung der Flächenpressung in der Regel ein Ersatzdurchmesser mittels der Hertz'schen Pressung ermittelt [126]. Die Anwendung selbiger ist allerdings an einige Bedingungen geknüpft: Die Werkstoffe sind homogen, es entstehen durch ausschließliche elastische Verformungen ebene Druckflächen, es wirken keine

Tangentialkräfte und das Hook'sche Gesetz hat Gültigkeit. Durch das trockene Textil als Fügepartner kann keine dieser Bedingungen erfüllt werden, so dass eine Alternative gefunden werden muss, um die Flächenpressung anwendungsgerecht beschreiben zu können. Dies erfolgt über ein geometrisch-mathematisches Modell, durch welches es möglich sein soll an jedem Punkt entlang der Sonotrodenkrümmung für ein hinreichend kleines Flächenelement eine resultierende Flächenpressung zu ermitteln.

### 5.3.1 Mathematisch-geometrische Modellierung

Der Ansatz für ein Modell zur Bestimmung der Flächenpressung beim US-Preform-Prozess wurde in der materialabhängigen Bestimmung der Eindringtiefe der Sonotrode während des Prozesses ins Material gefunden. Diese bestimmt die Auflagefläche zwischen Material und Sonotrode. Da eine direkte Bestimmung der Eindringtiefe ins Material durch die undefinierte Ausgangsstärke des Textils nicht möglich ist, wird alternativ der Sonotroden-Abdruck als Messgröße herangezogen. Eine Ermittlung erfolgt über die Auswertung von Mikroskop-Aufnahmen der Schweißbereiche nach der Durchführung von Stempelschweißungen an den Punkten  $D_1$  bis  $D_5$ . Abbildung 5.8 (links; mitte) zeigt schematisch die Größen sowie die Messpunkte.

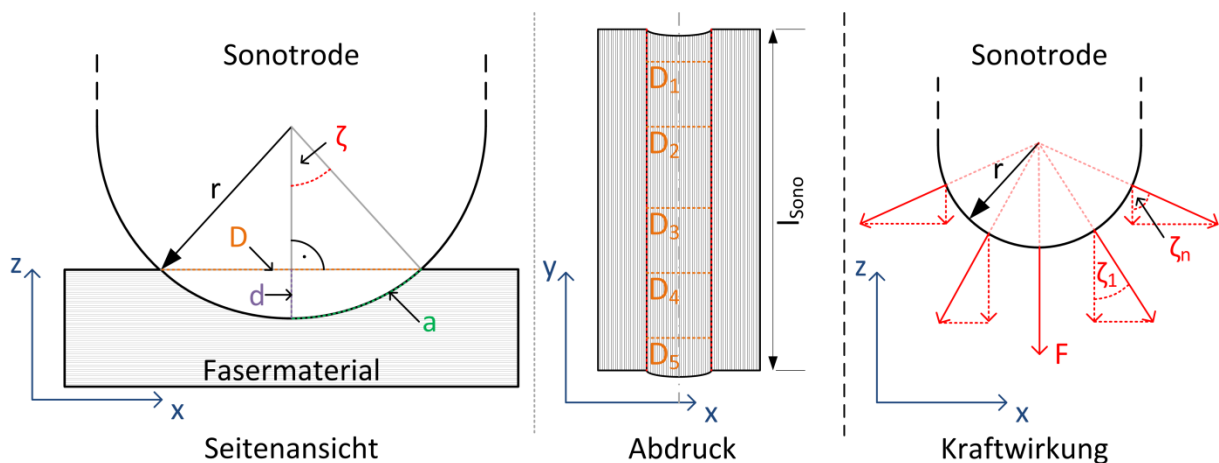


Abbildung 5.8: Modellbildung zur Flächenpressung: Seitenansicht (links); Draufsicht (mitte); Kraftverteilung (rechts)

Um gemäß dem Hertz'schen Prinzip eine Ersatzfläche  $A_E$  zur Ermittlung einer vergleichbaren Flächenpressung erhalten zu können, kann diese ausgehend von der gemittelte Abdruckbreite  $D$  und der daraus resultierenden Eindringtiefe  $d$  sowie der

Bogenlänge  $a$  (Formel 5-2 bis 5-4) bestimmt werden. Die Flächenpressung  $\sigma$  für die vollständige Auflagefläche ergibt sich damit gemäß Formel 5-5.

$$d = r - \sqrt{r^2 - \frac{D^4}{4}} \quad (5-2)$$

$$a = \frac{\cos^{-1}\left(\frac{r-d}{r}\right)}{360^\circ} \cdot 2\pi r \quad (5-3)$$

$$A_E = 2 \cdot a \cdot l_{\text{Sono}} \quad (5-4)$$

$$\sigma = \frac{F}{A_E} \quad (5-5)$$

Durch die Krümmung der Sonotrode verändert sich die senkrecht zum Amboss wirkende Kraft abhängig vom Winkel  $\zeta$  (vgl. Abbildung 5.8 (rechts)). Da diese Komponente für die Kompaktierung verantwortlich ist und dieser Effekt sich auch auf die maximal wirkende Flächenpressung für eine Ersatzfläche am Scheitelpunkt der Sonotrode auswirkt, gilt es die Kraftverteilung zu beschreiben. Dazu wird der maximale Wirkwinkel  $\zeta_{\text{max}}$ , der abhängig von der Eindringtiefe  $d$  und somit auch von der Abdruckbreite  $D$  ist, bestimmt (Formel 5-6). Folgend lässt sich der gesamte Winkelbereich in  $n$  gleiche Abschnitte einteilen, wie es in Abbildung 5.9 dargestellt ist.

$$\zeta_{\text{max}} = \cos^{-1}\left(\frac{r-d}{r}\right) \cdot \frac{360^\circ}{2\pi} \quad (5-6)$$

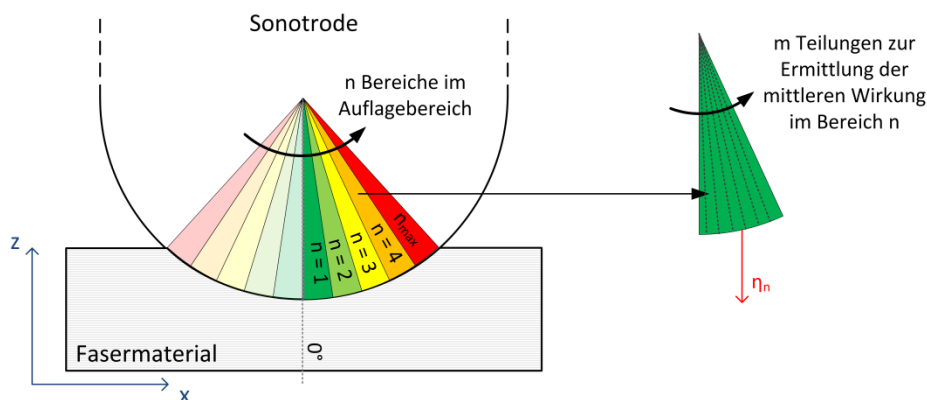


Abbildung 5.9: Teilung der Winkelbereiche und Bestimmung der Wirkanteile

Für jeden Winkelbereich  $n$  lässt sich nun über die Kosinus-Beziehung ein Wirkanteil  $\eta_n$  als Mittelwert über eine feste Teilung  $m$  (z.B.  $0,01^\circ$ ) ermitteln (Formel 5-7). Zudem lässt sich durch die gleichbleibende Teilung in  $n$  Bereiche eine konstante Ersatzfläche  $A_n$  für jeden Winkelbereich als  $n$ -tes Glied des Maximalwinkels  $\zeta_{\text{max}}$  bestimmen (Formel 5-8).

$$\eta_n = \frac{\sum_{i=1}^m \cos \zeta_i}{m} \quad (5-7)$$

$$A_n = \frac{4\pi r \cdot l_{\text{Sono}} \cdot \zeta_{\text{max}}}{n \cdot 360^\circ} \quad (5-8)$$

Aus den ermittelten Werten kann die mittlere Flächenpressung  $\sigma_b$  für einen Bereich  $b$  als Teil der Bereichsmenge  $n$  berechnet werden (Formel 5-8).

$$\sigma_b = \frac{F}{\sum_{k=1}^n \eta_k} \cdot \frac{\eta_b}{A_n} \quad (5-9)$$

Durch den ersten Faktor wird die an der Sonotrode mittels der Schweißpresse wirkende Kraft  $F$  durch die Aufsummierung aller mittleren Wirkanteile  $\eta_n$  der  $n$  Bereiche normiert. Die Multiplikation mit dem bereichsspezifischen Wirkungsgrad  $\eta_b$  führt zur Ermittlung der real wirkenden Kraft. Diese wird in der Folge auf die konstante Wirkfläche  $A_n$  bezogen, so dass die Flächenpressung  $\sigma$  im Bereich  $b$  berechnet werden kann. In der Regel ist primär der scheidelpunktnahe Bereich von Interesse, da es hier bei senkrechter Sonotrodenausrichtung zur größten Flächenpressung kommt, die entscheidend für den späteren Grad der Kompaktierung ist.

Für die Berechnung hoher Teilungen von  $m$  und  $n$  wurde ein geeignetes VBA-Tool in Excel entwickelt. Theoretische Vergleiche unter Verwendung der Sonotroden-Parameter von S2 bei Bereichsteilungen zwischen  $n = 5$  und  $n = 1000$  in einem maximalen Winkelbereich  $\zeta_{\text{max}}$  bis  $90^\circ$  haben ergeben, dass die Schwankung von  $\eta_n$  innerhalb eines Bereichs gerade in hohen  $n$ -Bereichen signifikant beeinflusst wird. Für  $n = 50$  kann bis zu  $\zeta_{\text{max}} = 55^\circ$  mit einer Bereichsabweichung von weniger als 2 % gerechnet werden, welche für kleine  $n$ -Werte deutlich geringer ist. Dies stellt eine hinreichend genaue Bestimmung des Wirkanteils dar.

Im Weiteren gilt es das Modell auch in der Anwendung zu Validieren. Dazu werden im folgenden Abschnitt Untersuchungen vorgestellt anhand derer die Fähigkeit des Modells bewertet werden können.

### 5.3.2 Validierung des Modells

Die Validierung erfolgt durch ein vergleichendes Verfahren von Stempelschweißversuchen. Zunächst werden mit der konvexen Sonotrode S2 die Materialien HT, PT, TT sowie SA bei zwei unterschiedlichen Schweißdrücken (2 bar, 3 bar Druck) an der Schweißpresse und einer festen Lagenanzahl mit je drei Wiederholungen gefügt

(US-Parameter sind Abbildung 5.10 (rechts) zu entnehmen). Aufgenommen werden dabei die im Prozess erreichte Kompaktierung sowie die Abdruckbreite  $D$  im Material. Letztere wird durch die Vermessung der Schweißabdrücke in Mikroskop-Aufnahmen ermittelt. Über das im vorherigen Abschnitt entwickelte Modell wird nun die maximale Flächenpressung  $\sigma_b$  im Bereich  $n$  des Scheitelpunktes der Sonotrode errechnet.

In einem zweiten Versuch wird die errechnete Flächenpressung auf die ebene Sonotrode S1 übertragen, was zu Soll-Drücken am Pressenzylinder führt. Gemessen wird auch hier die Kompaktierung. Somit ist für ein valides Modell bei gleichen maximalen Flächenpressungen und Schweißparametern von einem vergleichbaren Grad der Kompaktierung auszugehen. Abbildung 5.10 (links) zeigt die prozentuale Abweichung der Kompaktierung des Modells im Vergleich zu den Werten der ebenen Sonotrode S1.

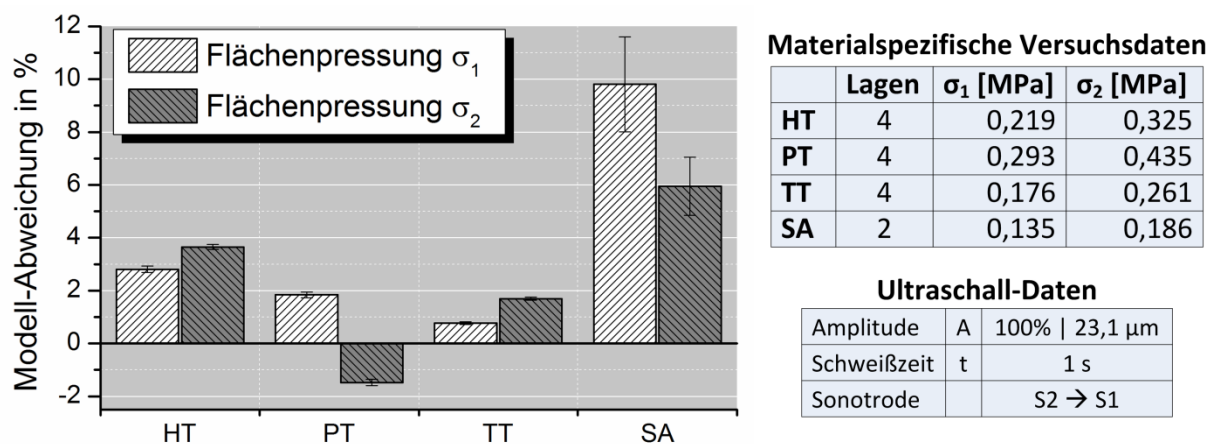


Abbildung 5.10: Ergebnisse der Validierung (links); Versuchsp Parameter (rechts)

Es ist deutlich, dass es für beide Schweißdrücke bei den Materialien HT, PT und TT nur zu geringen Abweichungen von weniger als 4 % kommt. Lediglich beim SA-Material sind deutlich höhere Abweichungen von bis zu 10 % nachweisbar. Dies lässt sich durch das hochvolumige Material und der im Vergleich dazu geringen Binder-menge erklären. Durch die geringe Stabilisierung des Binders ist die Ermittlung der realen Abdruckbreite  $D$  deutlich ungenauer als bei den anderen Materialien. Dies resultiert auch in der höheren Streuung. Insgesamt kann man aber festhalten, dass das Modell anwendungsbezogen eingesetzt werden kann, um die Flächenpressung an der konvexen Sonotrode S2 zu bestimmen.



### 5.3.3 Erweiterung für anwendungsbezogene Nutzung

Aus dem Blick der Anwendbarkeit ist der Aufwand zur Ermittlung der Flächenpressung relativ hoch, da abhängig vom Material für jede Lagenanzahl und Kraft  $F$  sowie für schon kompaktierte Lagenpakete als Unterbau Voruntersuchungen durchgeführt werden müssten.

Um ggf. weitere Zusammenhänge zur Vereinfachung der Ermittlung der Flächenpressung erhalten zu können, werden weitere Stempelschweißversuche mit der konvexen Sonotrode S2 unter Variierung der Lagenzahl und der Schweißkraft in vollfaktorierten Versuchsplänen für alle Materialien durchgeführt. Die US-Parameter werden dabei wie im vorherigen Abschnitt konstant gehalten. Als Resultat wird die Abdruckbreite  $D$  gemessen. Anschließend wird die damit korrelierende Eindringtiefe  $d$  sowie die Flächenpressung  $\sigma$  über das Modell bestimmt. Tabelle 5-4 zeigt die verwendeten Faktoren und Antworten.

Tabelle 5-4: Parameter zur Erweiterung des Modells zur Flächenpressung

Faktoren			Kenngrößen	
Material	Schweißkraft	Lagenanzahl L	Messgröße	Einheit
HT	110 N	1	Abdruckbreite $D$	mm
PT	240 N	3	<b>Kalkulationsgröße</b>	<b>Einheit</b>
TT	350 N	5	Eindringtiefe $d$	mm
SA			Flächenpressung $\sigma$	MPa

Zusätzlich wird in einem weiteren Versuch bei konstanter Lagenzahl ( $L = 4$  für HT, PT, TT;  $L = 2$  für SA) und konstanter Schweißkraft (240 N) für alle Materialien der Einfluss von bereits vorstabilisierten Lagen als Unterbau (Amboss) untersucht.

Als Ergebnis der Untersuchung konnte zunächst festgestellt werden, dass es erwartungsgemäß mit zunehmender Lagenzahl zu einem Anstieg der Abdruckbreite  $D$  und damit zu einer Abnahme der Flächenpressung kommt. Ein interessanter Effekt konnte hinsichtlich der Schweißkraftvariation beobachtet werden. Bei gleicher Lagenzahl und unterschiedlichen Schweißkräften sind nahezu gleiche Eindringtiefen für alle Materialien zu beobachten (Abbildung 5.11 (rechts)). Dies begründet sich in der starken vibrationsdominierten Verdichtung der Faserlagen, die sich auch mit zunehmender Schweißkraft nicht signifikant erhöhen lässt. Lediglich beim SA-Material sind leichte Unterschiede bei niedrigen Kräften und höherer Lagenanzahl erkennbar, was auf eine noch nicht maximale Verdichtung schließen lässt. Dieser

Umstand macht deutlich, dass es für eine konstante Lagenanzahl auf Grund der gleichbleibenden Druckfläche zu einem linearen Zusammenhang zwischen der anliegenden Kraft und der Flächenpressung kommt. Gleiches gilt auch für den Zusammenhang zwischen Abdruckbreite D bzw. Eindringtiefe d und der Lagenanzahl L. Daraus lassen sich materialspezifische Kennlinien erstellen. Diese sind in Abbildung 5.11 (links) dargestellt.

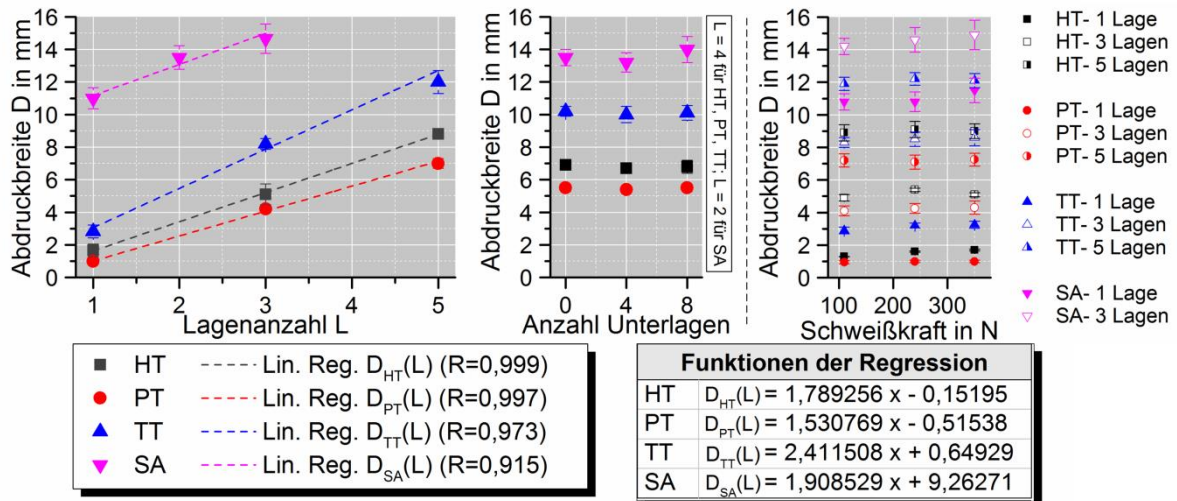


Abbildung 5.11: Lineare Regression D-L- Zusammenhang (links);  
Einfluss vorstabilisierter Unterlagen (mitte)  
Einfluss der Schweißkraft auf die Abdruckbreite D (rechts)

Diese Regressionen können herangezogen werden, um die notwendige Druckkraft F zur Erreichung einer diskreten Flächenpressung mit dem Modell direkt berechnen zu können, wie es die Umstellung in Formel (5-10) zeigt. Die Funktion D(L) wirkt sich dabei direkt auf das Flächenelement  $A_n$  aus (vgl. Formeln 5-2, 5-6, 5-8).

$$F = \sigma_b \cdot \left( \sum_{k=1}^n \eta_k \right) \cdot \frac{A_n}{\eta_b} \quad (5-10)$$

Die Untersuchung mit der Variation der unterseitigen Lagenpakete zeigt, dass selbige durch die Vorverdichtung keinen Einfluss auf die Eindringtiefe haben (vgl. Abbildung 5.11 (mitte)). Somit können die materialspezifischen Kennlinien allgemeine Anwendung finden und müssen lediglich einmal für das gewünschte Material und die geforderten Schweißparameter ermittelt werden. Diese Erweiterung vereinfacht die Modellanwendung deutlich. Die Anwendungsumsetzung erfolgt durch die Programmierung eines geeigneten VBA-Makros in einer Excel-Umgebung.

#### 5.4 Qualitätssicherung und Prozessüberwachung

Um die Reproduzierbarkeit und Robustheit eines Prozesses kontrollieren zu können, ist es notwendig selbigen überwachen zu können. Ansätze von Weiland konzentrierten sich dafür auf die Überwachung und Interpretation des Energiebedarfs im Nahtschweißprozess [72]. Auftretende Singularitäten lassen zwar auf Probleme im Prozess schließen, decken aber nicht alle Möglichkeiten ab und lassen eine gezielte Diagnostik nur bedingt zu.

Einen alternativen Ansatz stellt die optische Überwachung der Oberflächentemperatur im kontinuierlichen Prozess mittels einer IR-Kamera unmittelbar hinter der Sonotrode dar, wie es in Abbildung 5.12 (links) gezeigt wird. Ob diese aber eingesetzt werden kann, hängt von der Möglichkeit ab einen Rückschluss von der Oberflächentemperatur auf das thermische Verhalten im Materialinneren zu ziehen. Deshalb ist es notwendig aufeinander aufbauende Untersuchungen durchzuführen. Zunächst muss das thermische Verhalten im Inneren des Materials und die Abhängigkeit von der Materialstruktur durch die Erstellung von Temperaturprofilen identifiziert werden. In der Folge müssen diese Ergebnisse mit den Oberflächmessungen verglichen und bewertet werden. Abschließend gilt es die Anwendbarkeit zur Detektion von Ablagefehlern im Prozess aufzuzeigen.

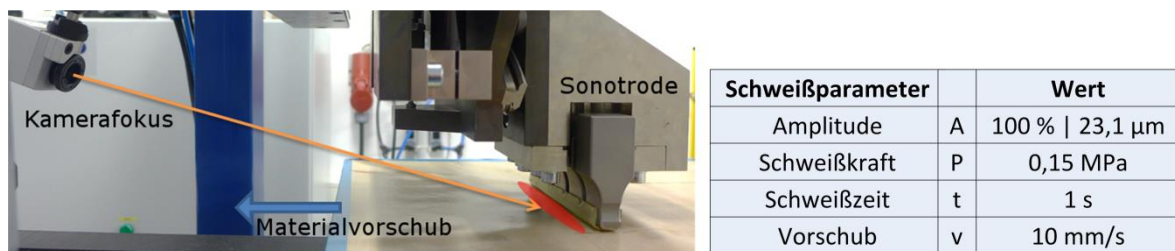


Abbildung 5.12: Oberflächentemperatur-Überwachung mittels IR-Kamera (links); Schweißparameter innerhalb der Untersuchungen (rechts)

Für die Untersuchungen kommen die Materialien HT (5 Lagen pro LP) und PT (3 Lagen pro LP) zum Einsatz. Die Schweißparameter sind in Abbildung 5.12 (rechts) dargestellt, die für alle Versuche angewendet werden. Als Kamera wird das IR-System TIM 230 der Firma Micro-Epsilon verwendet, welches Daten mit 128 Hz entlang der Sonotrode aufzeichnet. Vorgezogene Vergleichsmessungen mit Thermoelementen an trockenen Halbzeugen haben für einen Temperaturbereich von 20 °C – 200 °C Abweichungen von weniger als 5 °C gezeigt, was einen validen Vergleich der Messungen möglich macht.

### 5.4.1 Ermittlung von Temperaturprofilen

Das Verständnis für das thermische Verhalten beim Fügen trockener Faserstrukturen mit Ultraschall-Schweißtechnik ist essenziell, um die physikalischen Prozesse nachvollziehen zu können. Ziel ist es Temperaturprofile entlang der Dickenrichtung (Z-Richtung) und der Sonotrodenlänge  $l_{\text{Sono}}$  (Y-Richtung) zu ermitteln. Die Untersuchung teilt sich in zwei Teilbereiche, die nachfolgend erläutert werden.

#### 5.4.1.1 Experimentelles Vorgehen

Zunächst wird das Temperaturprofil jeweils an einem Lagenpaket durch statistisch im Laminat verteilte Thermoelemente ermittelt. Getestet werden drei Probenkonfigurationen. Zum einen zwei HT Konfigurationen mit 5 Lagen. Bei der ersten sind die Fasern in X-Richtung, also entlang der theoretischen Vorschubrichtung ausgerichtet. Bei der zweiten sind die Fasern in Y-Richtung orientiert, also um  $90^\circ$  gedreht. Zum anderen wird eine Probe mit dem PT-Gewebe (3 Lagen) in  $0/90^\circ$ -Ausrichtung parallel zu den X-Y-Achsen positioniert.

Abbildung 5.13 (links) zeigt die Positionen der statistisch verteilten Messpunkte unterhalb der Sonotrode und den Versuchsaufbau (rechts). Gemäß der Abbildung werden die Thermoelemente zwischen den Lagen unterhalb der Sonotrode positioniert. Da immer nur acht Elemente zeitgleich eingesetzt werden können, werden mehrere Lamine mit unterschiedlicher Sensorpositionierung getestet. Insgesamt wird jede Position dreimal gemessen. Für diesen Versuch werden die Lagen direkt auf dem Amboss positioniert (Abbildung 5.13 (rechts), nur (1)). Die Auswertung erfolgt durch die Software Modde, mit welcher unter Verwendung von multilinear Regressionen ein Vorhersagemodell im Testbereich entwickelt werden soll.

In einem zweiten Versuch wird der Einfluss unterliegender bereits gepreformerter Lagenpakete auf die Temperaturverteilung untersucht. Dazu werden am Beispiel der HT-Konfiguration mit der Orientierung der Fasern entlang der X-Richtung weitere Versuche durchgeführt. Jeweils ein und zwei bereits mittels des Preformverfahrens verbundene Lagenpakete werden unterhalb der zu verschweißenden Probe platziert, wie in Abbildung 5.13 ((1) und (2)) dargestellt. Die Lagenpakete bestehen aus jeweils 5 Lagen und weisen im gepreformten Zustand eine Dicke von etwa 0,62 mm auf. Die Messung der Temperatur erfolgt in diesem Fall durch 7 Thermoelemente ausschließlich zwischen dem Schweißgut und den vorkompaktierten Lagen gemäß den

in Abbildung 5.13 (rechts) dargestellten Messpunkten. Jede Messung wird dabei dreimal wiederholt. Diese Werte werden mit den ermittelten Profilen verglichen.

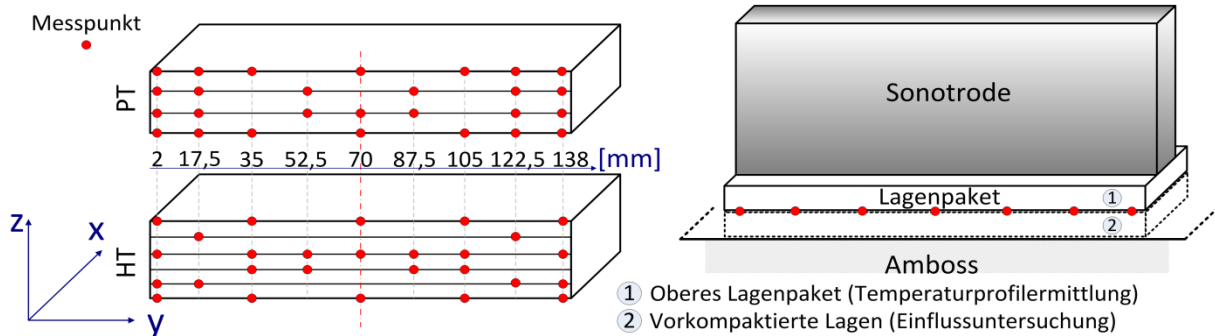


Abbildung 5.13: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Temperaturprofile

#### 5.4.1.2 Ergebnisse der Untersuchungen

Neben der eigentlichen Entwicklung der Temperatur im Laminat ist das zeitliche Verhalten von Interesse. Dieses zeigt an, ob die Temperaturentwicklung homogen oder zeitlich versetzt erfolgt. Ein angezeigter Versatz kann ein Hinweis auf Konvektions-Prozesse oder aber zeitlich abhängige Verdichtungs-Prozesse sein. Abbildung 5.14 zeigt beispielhaft für die HT-Konfiguration mit einer Faserorientierung in X-Richtung den zeitlichen Temperaturverlauf an verschiedenen Messpunkten im Laminat. Zwar ist ein Versatz im Aufheizvorgang in einem Abstand von 0,1 s auszumachen, jedoch liegt dieses Intervall innerhalb der Reaktionszeit der Thermoelemente. Weiterhin ist kein Zusammenhang zwischen den Messpositionen und dem beginnenden Aufheizen ersichtlich. Ausgehend davon ist festzuhalten, dass der Aufheizvorgang durch Reibungseffekte zwischen den Filamenten simultan startet.

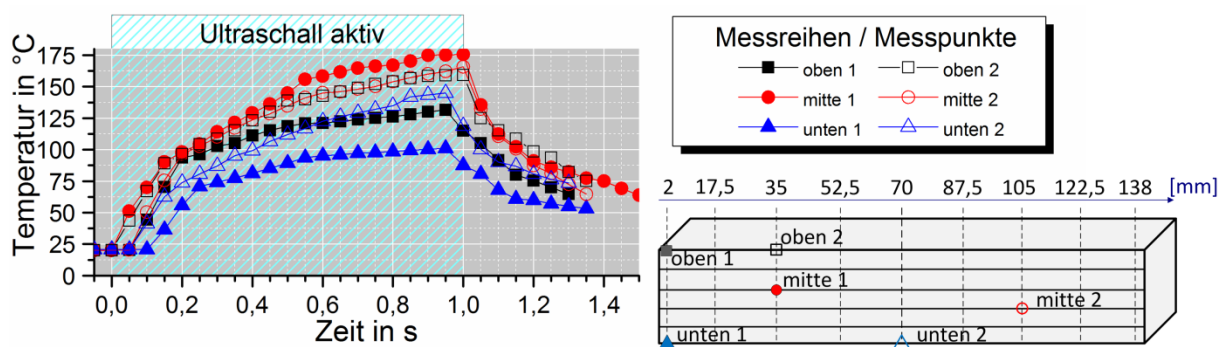


Abbildung 5.14: Aufheizverhalten einzelner Messpunkte im Laminat (HT-Material)

Die Messungen der Temperaturen wurden durch multilineare Regressionsmodelle in einen Kontur-Plot überführt. Das Modell konnte an Hand statistischer Überprüfungen als valide gekennzeichnet werden [127]. Abbildung 5.15 zeigt für die drei Konfigura-

tionen diese Modelle und die dazugehörigen Faserorientierungen. Es ist deutlich ersichtlich, dass sich bei allen Modellen ein zentraler Hot-Spot unter der Sonotrode mit einer leichten Verschiebung zur Oberfläche einstellt. Weiterhin nimmt die Temperatur ausgehend von dort sowohl in Y- als auch in Z-Richtung ab.

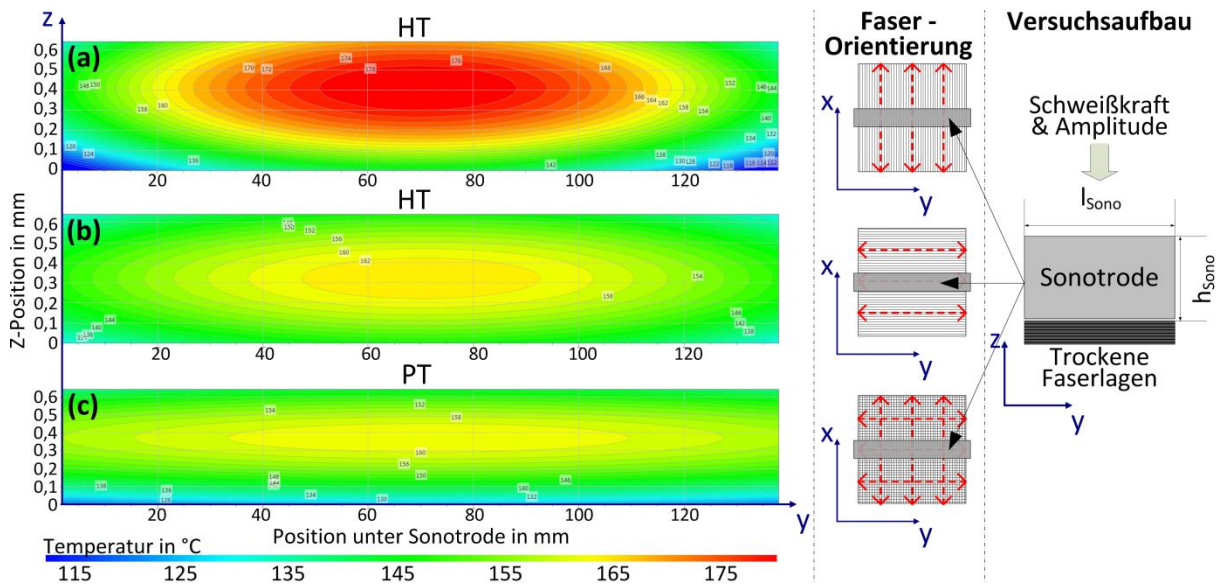


Abbildung 5.15: Temperaturprofile inkl. Faserorientierung und Versuchsaufbau

Die Abnahme der Temperatur an den Rändern der Sonotrode ist durch verschiedene Effekte zu erklären. Während im Inneren der Proben auch nebenstehende Filamente an der Wärmeerzeugung beteiligt sind, nimmt die Anzahl an Reibungspartnern an den Rändern ab. Weiterhin kann die Temperatur an den Außenbereichen durch die gute Wärmeleitfähigkeit der Kohlenstofffasern besser abgeführt werden. Die kontinuierliche Abnahme kann damit aber nicht vollständig erklärt werden. Hier sind zusätzlich Effekte zu nennen, die auf das Schweißsystem zurückzuführen sind. Zwar wurde durch die Berechnung der Sonotrode sichergestellt, dass die Amplitude über die gesamte Länge konstant bleibt, jedoch kommt es durch das hohe Aspektverhältnis zwischen Sonotrodenlänge  $l_{\text{Sono}}$  und Höhe  $h_{\text{Sono}}$  bei einer zentralen Energieeinkopplung sowie durch die vergleichsweise schlechte Wärmeleitung von Titan zu unterschiedlichen Wärmeausdehnungen entlang der Schweißfläche. Der im Prozess gemessene Unterschied an der Oberfläche der Sonotrode liegt zwischen  $1^{\circ}\text{K}$  und  $4^{\circ}\text{K}$ . Im Kopplungsbereich und im Sonotrodeninneren wird dieser noch höher liegen. Dennoch bedingt eine Temperaturdifferenz in diesem geringen Umfang bereits eine Längung des Materials im Bereich von  $1\ \mu\text{m}$ . Dies wirkt sich zum einen auf die Schweißkraft und zum anderen auf die real wirkende Amplitude in den Außen-

bereichen aus, da eine Wirkreduktion von 1  $\mu\text{m}$  bereits eine Einbuße von 5 % der maximalen Amplitude darstellt. Die Abnahme der Temperatur zur Bauteiloberseite hin lässt sich durch die geringere Anzahl an Reibungspartnern erklären. Die Abnahme in Richtung des Ambosses hängt zusätzlich mit der höheren Dämpfung der Amplitude bei steigender Eindringtiefe zusammen. Zudem spielt das Verhalten am Amboss eine wichtige Rolle. Durch die Hemmung der Schwingung und die kühlende Wirkung unmittelbar am Amboss kommt es zu einem geringeren Aufheizen.

Neben den generellen Begründungen für das Aufheizverhalten im Laminat ist erkennbar, dass es Unterschiede zwischen den Konfigurationen gibt. Bei der HT-Konfiguration (a) mit der Faserorientierung entlang der X-Achse tritt ein deutlich diskreter zentraler Hot-Spot mit einer maximalen Temperatur von 180 °C auf, wohingegen bei der Probe mit einer Faserorientierung entlang der Y-Achse (b) eine deutlich homogenere Verteilung mit einer Maximaltemperatur von nur 162 °C zu beobachten ist. Dieser Umstand ist zum einen durch die hohe Wärmeleitfähigkeit in Faserrichtung zu erklären, was zu einer deutlichen Homogenisierung in der Probe (b) beiträgt. Zum anderen sind bei der Konfiguration (a) durch das hohe Aspektverhältnis von  $l_{\text{Sono}}$  zu  $b_{\text{Sono}}$  deutlich mehr verschiedene Filamente an den Reibungseffekten beteiligt, die somit unabhängig voneinander schwingen können. Bei der Probe mit dem PT-Gewebe (c) ist eine weitere Homogenisierung entlang der Y-Achse erkennbar und eine Abnahme der maximalen Temperatur. Ersteres lässt sich mit der homogenen Werkstoffarchitektur bezogen auf die Faserorientierung begründen. Die Abnahme der maximalen Temperatur erklärt sich weiterhin durch eine Schwingungshemmung der Filamente, die auf die feste Webstruktur zurückzuführen ist.

Wie bereits beschrieben, nimmt die Temperatur zum Amboss hin deutlicher ab als zur Sonotrodenseite, so dass der Unterschied des Temperaturverhaltens bei unterliegenden Lagenpaketen von Interesse ist. Abbildung 5.16 zeigt die Ergebnisse des Versuchs mit den vorkompaktierten Lagen als Unterlage. Als Referenz gilt die Regressionskurve für die Position direkt auf dem Amboss ( $T_{\text{Amboss}}$ ) aus der Temperaturprofilermittlung. Die Messungen auf den zusätzlichen Lagenpaketen zeigen einen nahezu identischen Verlauf. Zwar liegen die Kurven parallel zu den Regressionsgraphen, jedoch ist die Temperatur um 25 °C - 30 °C höher als bei der Nutzung des starren Ambosses. Vergleichbar sind die Temperaturen in etwa mit der

Temperaturentwicklung bei einer Höhe von  $z=0,2$  mm. Dies begründet sich in dem Beitrag zur Temperaturentwicklung der darunterliegenden Faserlagen. Dadurch wird das Profil aus Abbildung 5.15 in Z-Richtung ausgedehnt. Bereits zwei Lagenstapel scheinen die Schwingungen soweit zu dämpfen, dass kein Unterschied mehr bei der Temperaturverteilung zu messen ist.

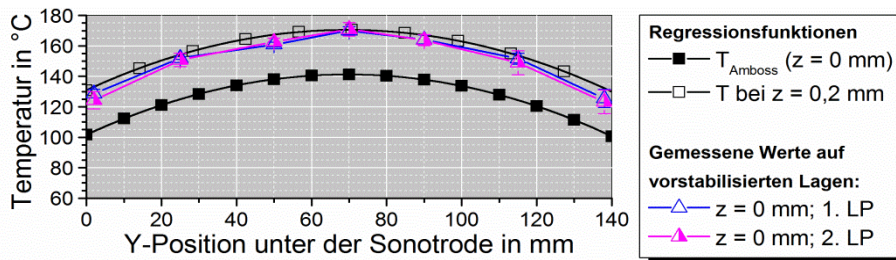


Abbildung 5.16: Unterschied bei vorkompaktierten Lagen als Untergrund

#### 5.4.2 Korrelationsuntersuchungen zur Oberflächentemperatur

Für eine Überprüfung der Temperatur im kontinuierlichen Prozess, d.h. beim Überfahren des Materials mit einer konstanten Geschwindigkeit  $v$  in X-Richtung, soll getestet werden, ob es bei der optischen Messung unmittelbar hinter der Schweißzone auf der Puffer-Folie zu einer Korrelation mit den Ergebnissen aus den statischen Versuchen kommt.

Für die Durchführung wird ein HT Lagenpaket mit einer Faserorientierung in X-Richtung kontinuierlich mit einer Geschwindigkeit von 10 mm/s über eine Länge von 260 mm verschweißt. Dabei wird, wie in Abbildung 5.12 dargestellt, die Temperatur 6 mm hinter dem Scheitelpunkt der konvexen Sonotrode aufgenommen. Es werden Temperaturprofile entlang der Y-Achse für X-Positionen im Abstand von 50 mm ausgewertet sowie der mittlere Temperaturverlauf in Y-Richtung ermittelt.

Die Ergebnisse der Temperaturmessung auf der Oberfläche sind in Abbildung 5.17 zu sehen. Die Messwerte wurden durch Regressionen im rechten Diagramm vereinfacht dargestellt. Das linke Diagramm zeigt die durchschnittliche Oberflächentemperatur über der Vorschubposition  $s$  in X-Richtung. Der zwischenzeitliche Abfall der Temperatur bei etwa 75 mm ist durch einen Fehler in der Ambossoberfläche erklärbar und hat für die Ergebnisse keine Relevanz. Qualitativ entsprechen die Temperaturprofile dem erwarteten Verlauf an der Oberfläche. Allerdings liegen die Temperaturen abhängig von der X-Position unterhalb der Oberflächenreferenz  $T_{\text{Ober}}$  aus der Temperaturprofilermittlung. Dies ist dem Umstand geschuldet, dass zum



einen die Temperaturmessung hinter der Schweißzone stattfindet und zum anderen die PTFE-Pufferfolie berücksichtigt werden muss. Auffällig ist, dass die Temperatur bei längerer Prozessdauer steigt. Dies ist auf den kontinuierlichen Energieeintrag und die damit verbundene Wärmeleitung entlang der Fasern sowie vermutlich auf das thermische Verhalten der Sonotrode zurückzuführen, wie es in Abschnitt 5.4.1 erläutert wurde. Die in der querschnittsbedingt höheren Energiedichte begründeten Temperaturunterschiede zwischen Kopplungsbereich (Booster zu Sonotrode) und den Außenbereichen der Sonotrode können zu einer signifikanten Längenänderung führen, die sich auf Druck- und Temperaturverteilung auswirken können.

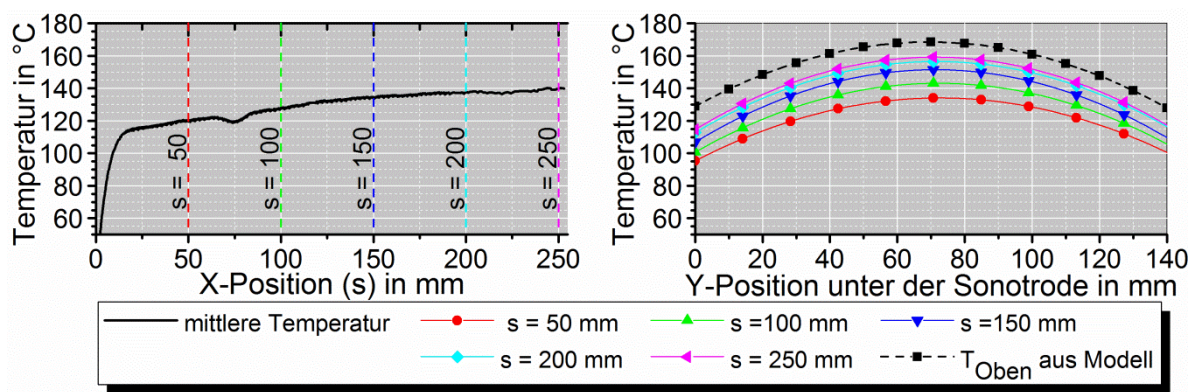


Abbildung 5.17: Durchschnittstemperatur entlang der Vorschubrichtung (links); Temperaturprofile 6 mm hinter der Sonotrodenlängsachse (rechts)

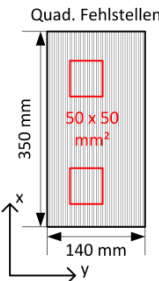
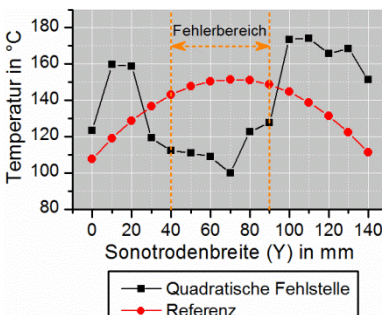
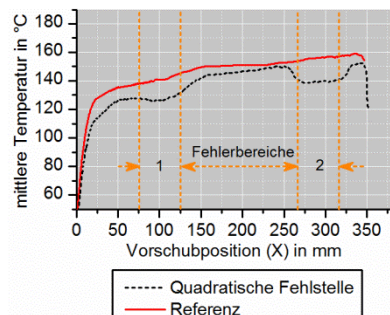
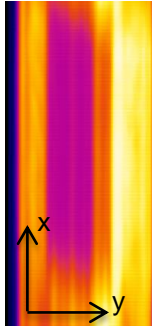
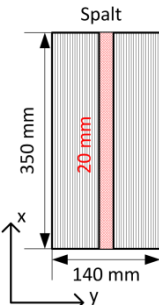
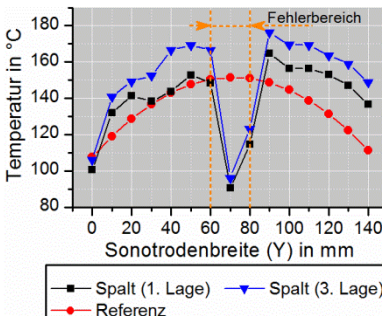
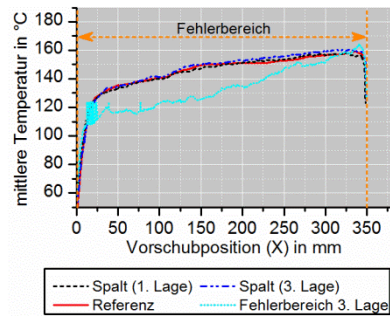
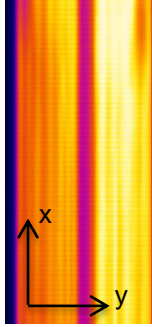
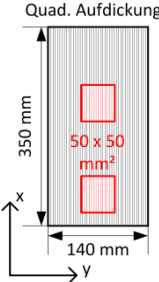
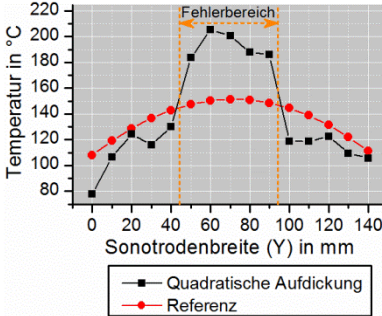
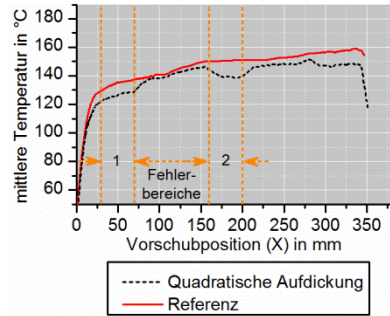
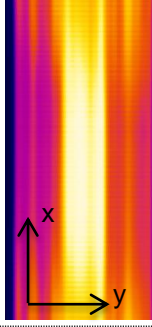
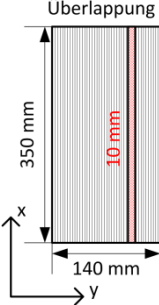
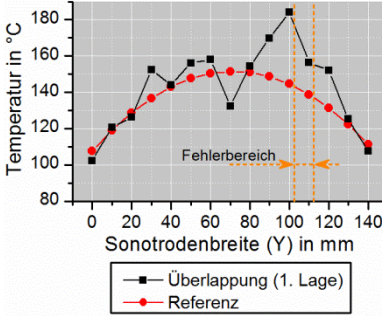
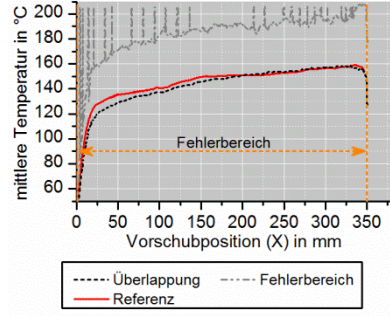
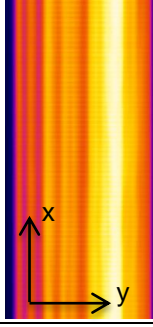
Es ist festzuhalten, dass die qualitative Nutzung der IR-Kamera als In-Line-Prozessüberwachung möglich scheint. Zwar können keine absoluten Temperaturen im Inneren des Materials gemessen werden, jedoch ist es durch einen Vergleich der gemessenen IR-Daten mit den Linienprofilen eines materialabhängig zu erstellenden Modelles möglich Abweichungen zu erkennen. In der Folge sollen gezielt eingebrachte Prozessfehler die Anwendbarkeit diesbezüglich aufzeigen.

### 5.4.3 Detektion von Defekten bei der Faserablage

In diesem Abschnitt soll aufgezeigt werden, inwiefern das System Anwendung zur Detektion von Prozess- bzw. Ablagefehlern finden kann. Neben Abweichungen der Planparallelität von Sonotrode und Material, die in Abschnitt 6.1.1 näher beleuchtet werden, führen auch Ablagefehler zu einer Veränderung der Druckverhältnisse im Material, die mit einer Temperaturveränderung einhergehen. Um die Detektierbarkeit überprüfen zu können, wurden gezielt Fehler bei der Ablage von UD-Lagen des HT-Materials eingebracht. Es wurden lokale und kontinuierliche Fehler sowohl als Fehl-

stellen als auch als Aufdickungen von jeweils einer Lage (0,125 mm Höhendifferenz) in einem LP appliziert. Die Oberfläche wurde im kontinuierlichen Prozess (Parameter gemäß Abbildung 5.12) mit der IR-Kamera unmittelbar hinter der Sonotrode abgetastet und die Temperatur aufgenommen. Die Ergebnisse sind Tabelle 5-5 zu entnehmen. Dargestellt sind die Temperaturprofile entlang der Sonotrodenbreite, die gemittelten Werte über die Vorschublänge sowie die Bilder der Zeilenkamera.

Tabelle 5-5: Ergebnisse der Temperatúrauswertung bei fehlerhafter Materialablage

	Fehler	Temperatur entlang der Sonotrode (Y-Richtung)	Mittlere Temperatur im kontinuierlichen Prozess	Wärmebild
Fehlstellen	<p>Quad. Fehlstellen</p> 			
	<p>Spalt</p> 			
Aufdickungen	<p>Quad. Aufdickung</p> 			
	<p>Überlappung</p> 			

Sowohl bei den Fehlstellen als auch bei den Aufdickungen ist die Lokalisierung im Temperaturprofil entlang der Sonotrodenbreite deutlich erkennbar, so dass eine Detektion von Ablagefehlern auch bei dünnen Materialien möglich ist. Auch mittels des Temperaturverlaufes entlang der Vorschubrichtung (X) lässt sich die Fehlerlage nachweisen, allerdings wirken sich schmale Fehler (Spalt, Überlappung) nicht signifikant auf die mittlere Temperatur im Vergleich zur Referenz aus. Hier müssen die Absolut-Werte betrachtet werden. Optisch lassen sich diese Beobachtungen in den Bildern der Zeilenkamera nachvollziehen, so dass die Anwendung geeigneter Algorithmen zur Bildanalyse als Überwachung herangezogen werden kann.

### **5.5 Zusammenfassung**

Im Bereich der Anlagen- und Prozessentwicklung konnte eine neue Funktionseinheit, die die Anforderungen zum Einsatz für das Trockenfaser-Preformen erfüllt, konstruiert und durch Integration in einen Versuchsstand sowie durch die Implementierung einer geeigneten Steuerung getestet werden. Die Integration notwendiger Sensorik trägt dabei zu einer vollständigen Prozessüberwachung bei. Um undefinierte Spannungsspitzen zu vermeiden wurde die planparallele Ausrichtung konstruktiv sichergestellt und eine geeignete Sonotrodenform für kontinuierliche Prozesse gewählt.

Zur Berechnung der realen Schweißkraft für konvexe Sonotroden-Wirkflächen wurde ein geometrisch-mathematisches Modell entwickelt, validiert und auf seine Anwendbarkeit hin erfolgreich getestet. Durch die Erstellung einer linearen, material-spezifischen Kennlinie ist eine Vorausberechnung der notwendigen Schweißkraft zur Erreichung einer diskreten Flächenpressung mit hinreichender Genauigkeit möglich.

Um In-Line die Qualität von Ablage und Prozess sicherzustellen, wurde eine Oberflächentemperatur-Überwachung mittels einer IR-Kamera eingeführt. Damit eine Vergleichbarkeit zwischen innerem Aufheizverhalten und der Oberflächentemperatur hergestellt werden kann, wurden Untersuchungen zur Temperaturverteilung im Inneren des Laminates durchgeführt und analysiert. Nach erfolgreicher Validierung des Zusammenhanges sowie einer Analyse der Auswirkung der Materialstruktur auf die Temperaturverteilung, wurde die Detektierbarkeit von Ablagefehlern im Laminat untersucht. Diese lassen sich durch die Auswertung der Messdaten auch für Materialien mit geringem Flächengewicht nachweisen.

## 6 Parameter-, Einfluss- und Vergleichsstudien

Das folgende Kapitel dient primär der Ermittlung materialbezogener Parametersätze, um erfolgreiche Preform-Prozesse unter Einhaltung der Anforderungen durchführen zu können. Dazu ist es allerdings notwendig den Einfluss der Regelgrößen des Prozesses auf die Materialantworten in einer statischen Versuchsreihe zu identifizieren und die gewonnenen Erkenntnisse in Parameter für kontinuierliche Prozesse zu überführen. Neben der Einflussstudie wird noch eine Vergleichsstudie zu konventionellen Aktivierungstechniken hinsichtlich der Prozesszeit und der Kompaktierungsfähigkeit zur Potentialermittlung dargelegt. Vorangestellt ist diesen Untersuchungen die Betrachtung möglicher Störgrößen sowie Prozessgrenzen, die im Vorhinein Beschränkungen und kritische Bereiche identifizieren soll.

### 6.1 Betrachtung von Störgrößen und Prozessgrenzen

Störgrößen und Prozessgrenzen sind als Faktoren definiert, die den Prozess in seiner Ausführung behindern oder beschränken. Im Folgenden gilt es diese zu untersuchen und Vorschläge für eine Kompensation zu etablieren.

#### 6.1.1 Einfluss der Winkelabweichung

Wie bereits in Abschnitt 5.1 dargestellt, beeinflusst die nicht planparallele Positionierung zwischen Schweißgut und Sonotrode sowohl Qualität als auch Funktionalität des Prozesses. Aufzeichnungen der Sonotroden-Neigung im Prozess bei freier Sonotrodenausrichtung haben für die Materialien TT, PT und SA gezeigt, dass es zu einer kontinuierlichen Anpassung der Ausrichtung kommt. Abbildung 6.1 zeigt die entsprechenden Messwerte über eine Prozessdauer von 30 s.

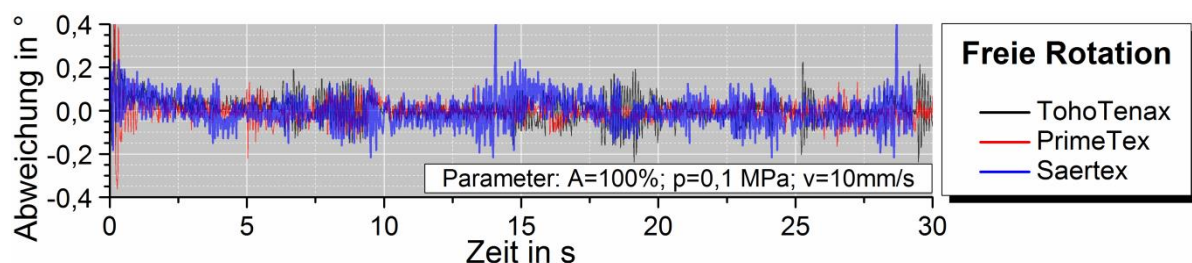


Abbildung 6.1: Sonotroden-Neigung bei freier Ausrichtung im Prozess

Dabei wird deutlich, dass es zu einer Schwankung im Prozess im Betrag von  $0,2^\circ$  kommt. In den Spitzen sind sogar Werte von  $0,4^\circ$  zu beobachten. Dies ist auf die

inhomogene Faserverteilung in den Halbzeugen zurückzuführen. Untersuchungen sollen zeigen, wie sich gezielte Winkelabweichungen auf die Prozessantworten Oberflächentemperatur und relativer FVG unter 0,1 MPa Prüfdruck auswirken. Dazu wurden vier LP (140 mm x 250 mm) des HT-Materials in 0°-Orientierung unter Winkelabweichungen  $\beta$  (0,2°, 0,5°, 0,7°) stapelweise miteinander verbunden. Die Schweißparameter entsprechen den in Abbildung 6.1 aufgeführten Werten. Die Temperaturmessung erfolgt durch die IR-Kamera an der Oberfläche gemäß den Entwicklungen aus Abschnitt 5.4. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6.2 dargestellt.

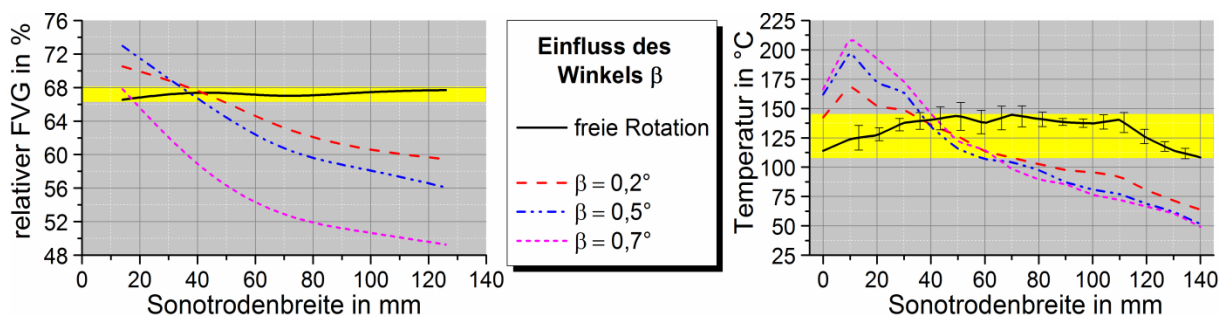


Abbildung 6.2: Einfluss von  $\beta$  auf die Prozessantworten entlang der Sonotrode: Verteilung des FVG (links); Temperaturverteilung (rechts)

Die gelb eingefärbten Flächen stellen die zu erwartenden Wertebereiche bei der Nutzung der adaptiven Ausrichtung dar, in welcher sich die Referenzmessungen dementsprechend positionieren. Bereits bei einer geringen Winkelabweichung von 0,2°, die einer Spalthöhe von circa 0,49 mm bei gegebener  $l_{\text{Sono}} = 140$  mm entspricht, lassen sich sowohl für die FVG als auch bei der Oberflächentemperatur signifikante Abweichungen erkennen. Hinsichtlich des FVG entstehen Diskrepanzen von mehr als 10 %, die sich mit zunehmendem Winkel weiter erhöhen. Die Auswertung der Temperaturen zeigt parallel dazu ein deutliches Absinken der Werte im Bereich der Spaltöffnung. Dieses Absinken ist für alle Winkel so erheblich, dass der Schmelzbereich des Bindermaterials nicht erreicht werden kann und es somit nur zu einem partiellen Verschweißen kommt. Auf der Gegenseite steigt die Temperatur über 200 °C an, was zu einer Schädigung des Bindermaterials führen kann.

Neben der Rotation um die Vorschubachse kann es auch zu Winkelabweichungen durch eine Drehung um die Längsachse der Sonotrode kommen (vgl. Abbildung 5.2). Die Problematik der veränderten Auflagefläche wurde durch die Abrundung der Sonotodenfläche zwar kompensiert, jedoch kann eine Abweichung zu einer Veränderung von Amplitude, Schweißkraft und Vorschubgeschwindigkeit führen, wie

es in Abbildung 6.3 rechts skizziert ist. Die Berechnung dieser Abweichungen hat jedoch gezeigt (Abbildung 6.3, links), dass es erst bei Abweichungen von mehr als  $10^\circ$  zu signifikanten Änderungen der Wirkparameter kommt, so dass eine Parameterkompensation als unnötig angesehen werden kann.

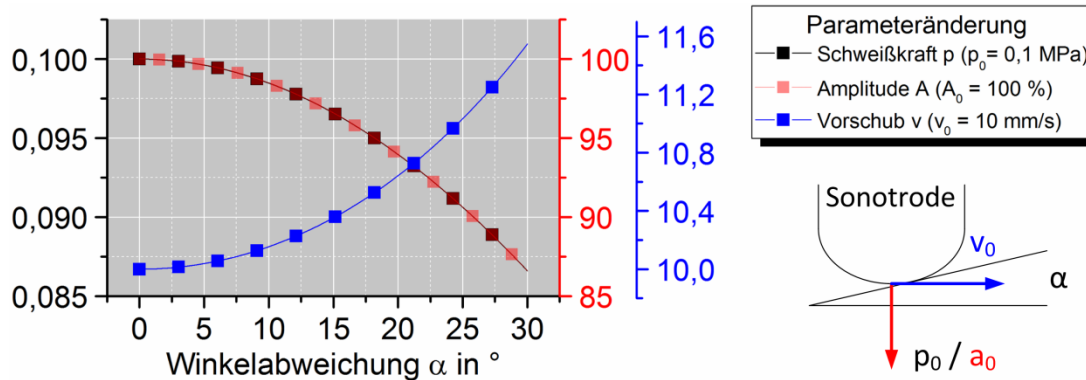


Abbildung 6.3: Rechnerischer Einfluss der Rotation um die Sonotroden-Längsachse

Die Ergebnisse der Untersuchung hinsichtlich des Einflusses der Sonotrodenrotation um die Vorschubachse haben gezeigt, dass die Sicherstellung einer dauerhaften planen Auflage zwischen Sonotrode und Schweißgut unabdingbar für einen soliden und reproduzierbaren Prozess ist. Die Nutzung der entwickelten adaptiven Ausrichtung stellt dabei eine zielführende Lösung dar. Geringe Abweichungen in der Rotation um die Sonotroden-Längsachse können vernachlässigt werden.

### 6.1.2 Schweißkraft als Störgröße

Bereits Weiland stellte in seiner Dissertation fest, dass es beim Nahtschweißen mit Ultraschall zu einer Störung der Faserstruktur in den oberen Lagen kommt, die sich in einer Faserwinkelabweichung von mehr als  $8^\circ$  an den Sonotrodenkanten ausdrückt [72]. Die Schweißvorgänge wurden an NCF-Materialien mit Drücken von mehr als 0,6 MPa durchgeführt. Derartige Strukturveränderungen sind bei einer flächigen Verschweißung nicht tolerabel, da sie bei jeder Schweißbahn auftreten würden. Es ist zu vermuten, dass der hohe Schweißdruck nicht über die bessere vibrationsinduzierte Transportfähigkeit kompensiert werden kann. Somit ist es von Interesse den Einfluss der Schweißkraft in einem „Worst-Case“-Szenario zu überprüfen, um ggf. Grenzwerte für diesen Parameter definieren zu können. Dazu wurde jeweils ein LP der unidirektionalen Materialien HT und TT mit einer Faserorientierung von  $90^\circ$  zur Vorschubrichtung der Sonotrode unter Verwendung der obligatorischen Gleitfolie

bei einer Variation der Schweißkraft zwischen 0,05 MPa und 0,35 MPa über eine Länge von 250 mm miteinander verschweißt (vgl. Abbildung 6.4, links). Die Schweißparameter wurden mit  $A = 100\%$  und  $v = 10 \text{ mm/s}$  festgelegt. Anschließend erfolgte die Messung der Winkelabweichung im Übergangsbereich entlang der Sonotrodenkanten im Abstand von 20 mm auf beiden Seiten über die Auswertung von lichtmikroskopischen Aufnahmen. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6.4, rechts zu sehen.

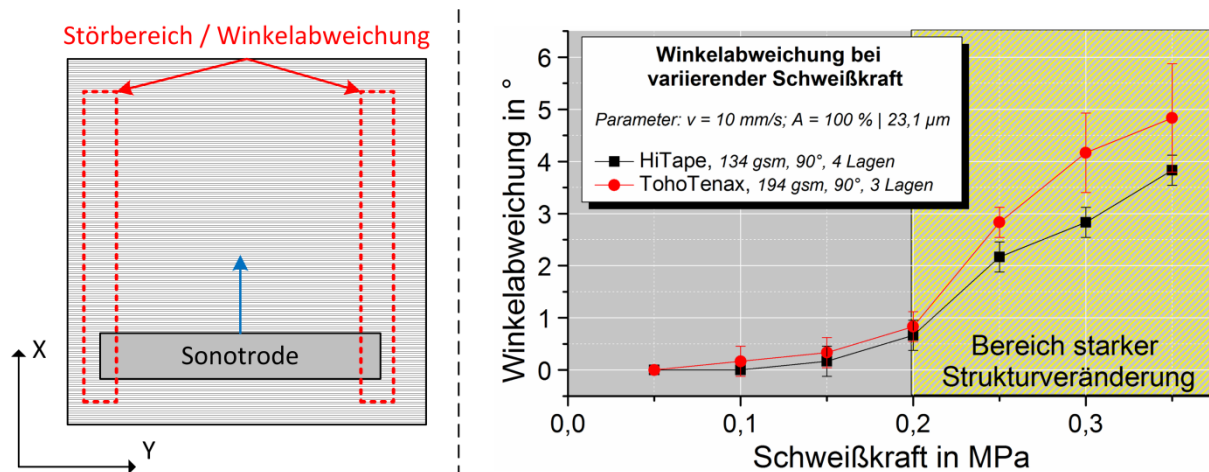


Abbildung 6.4: Versuchsskizze (links); Einfluss der Schweißkraft auf die Faserwinkelabweichung (rechts)

Die Auswertung zeigt wie erwartet für beide Materialien eine mit der Schweißkraft zunehmende Strukturveränderung im Übergangsbereich. Deutlich ist, dass es ab 0,2 MPa zu einem erheblichen Anstieg in der Winkelabweichung kommt, während unterhalb dieses Wertes nur geringe oder keine messbaren Veränderungen zu beobachten sind. Dies zeigt, dass der Einfluss des Schweißdruckes auf das Ergebnis als signifikant zu betrachten ist und hinsichtlich der Anforderungen die Schweißkraft so gering wie möglich zu wählen ist. Die exakte Bestimmung der Parametersätze erfolgt unter Beachtung dieser Ergebnisse in den Abschnitten 6.2 bis 6.4.

### 6.1.3 Untersuchungen zur maximalen Materialdicke

Es konnte bereits gezeigt werden, dass es möglich ist mehrere Lagenpakete durch den Einsatz des Ultraschallschweißens kontinuierlich miteinander zu verbinden. Eine zentrale Frage ist, ob es eine maximale Anzahl an LP gibt, die mit dieser Technologie verbunden werden können. Hintergrund der Überlegung ist, dass sich mit ansteigender Materialstärke höhere Dämpfungseffekte ausprägen, die die Wirksamkeit der Schallentwicklung reduzieren können. Dagegen sprechen zum einen die

Ergebnisse aus Abschnitt 5.3.3, die zeigen, dass bereits gepreformte LP als Unterlage keinen Einfluss auf die Eindringtiefe der Sonotrode haben, und zum anderen der alternative Aufheizmechanismus, der das Material unabhängig von den äußeren Grenzflächen erwärmt und zu keiner Materialerweichung im Allgemeinen führt. Um dennoch belastbare Ergebnisse zu erhalten, wurden LP (140 mm x 300 mm) der Materialien HT, TT (jeweils unidirektionaler Aufbau) sowie SA sukzessive miteinander verbunden. Neben einer qualitativen Prüfung der Lagenanbindung wurde nach jedem LP der mittlere FVG unter 0,1 MPa Druck über 15 gleichmäßig verteilte Messpunkte ermittelt (Abbildung 6.5 (rechts)). Die Untersuchung wurde für die Materialien SA und TT nach 20 LP und für HT nach 29 LP abgebrochen, ohne dass es zu Anbindungsproblemen gekommen ist. Die Ergebnisse der FVG-Auswertung sind links in Abbildung 6.5 dargestellt.

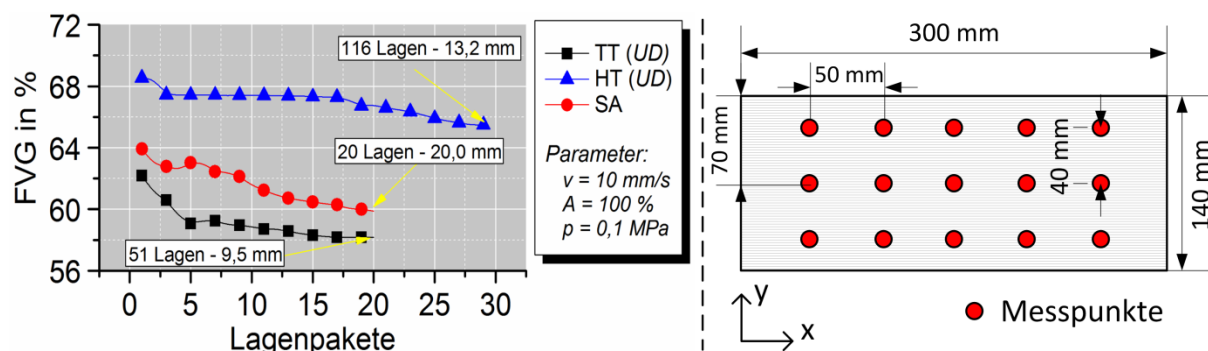


Abbildung 6.5: Anzahl der Lagenpakete über erreichten FVG

Deutlich ist, dass es bei allen Materialien bei zunehmender Materialdicke zu einem Abfall des relativen FVG kommt. Dieser begründet sich aber mit der steigenden Fehlerdichte und ist auch bei konventionellen Prozessen zu beobachten. Ein direkter Dämpfungseffekt lässt sich nicht nachweisen. Die evaluierte Enddicke aller Materialien liegt zwischen 9,5 mm für TT und 20,0 mm für SA. Damit lässt sich ein Großteil aller möglichen monolithischen Konfigurationen in der Luftfahrt abbilden. Die Anzahl an LP ist somit keine Restriktion für die Anwendung.

#### 6.1.4 Materialhomogenität und Einfluss von Sonotroden-Arrays

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines Systems, das zur flächigen Binderaktivierung an großen Bauteilen eingesetzt werden kann. Eine Restriktion bildet dabei die Breite der Sonotrode: Aktuell lassen sich für 35 kHz-Systeme Sonotroden mit einer Länge von maximal  $l_{\text{Sono}} = 140 \text{ mm}$  herstellen, ohne Homogenitätseinbußen in



der Amplitudenverteilung in Kauf nehmen zu müssen. Zudem würde eine längere Sonotrode die Problematik der planaren Auflage weiter verstärken. Deshalb ist es notwendig die Nutzbarkeit von Sonotroden-Arrays (Konvolut aus mehreren Sonotroden) zu überprüfen. Um einen undefinierten Übergangsbereich zwischen den Systemen zu vermeiden, ist eine Überlappung parallel laufender Pfade unumgänglich. Eine mögliche Überkompaktierung in diesem Bereich könnte die Folge sein.

Zur Überprüfung der Auswirkungen werden je zwei Lagenpakete des Materials HT miteinander verbunden. In der ersten Konfiguration sind die Fasern entlang der Vorschubrichtung (X) orientiert, in der zweiten liegen die Fasern in 45°-Orientierung. Im ersten Versuchsabschnitt wird die Sonotrode in gleicher Richtung geführt, danach erfolgt das Preformen gegenläufig, so dass insgesamt vier Versuche durchgeführt werden. Die Schweißparameter entsprechen den Werten der vorangegangenen Untersuchungen. Abbildung 6.6 (links) skizziert die Versuchsdurchführung.

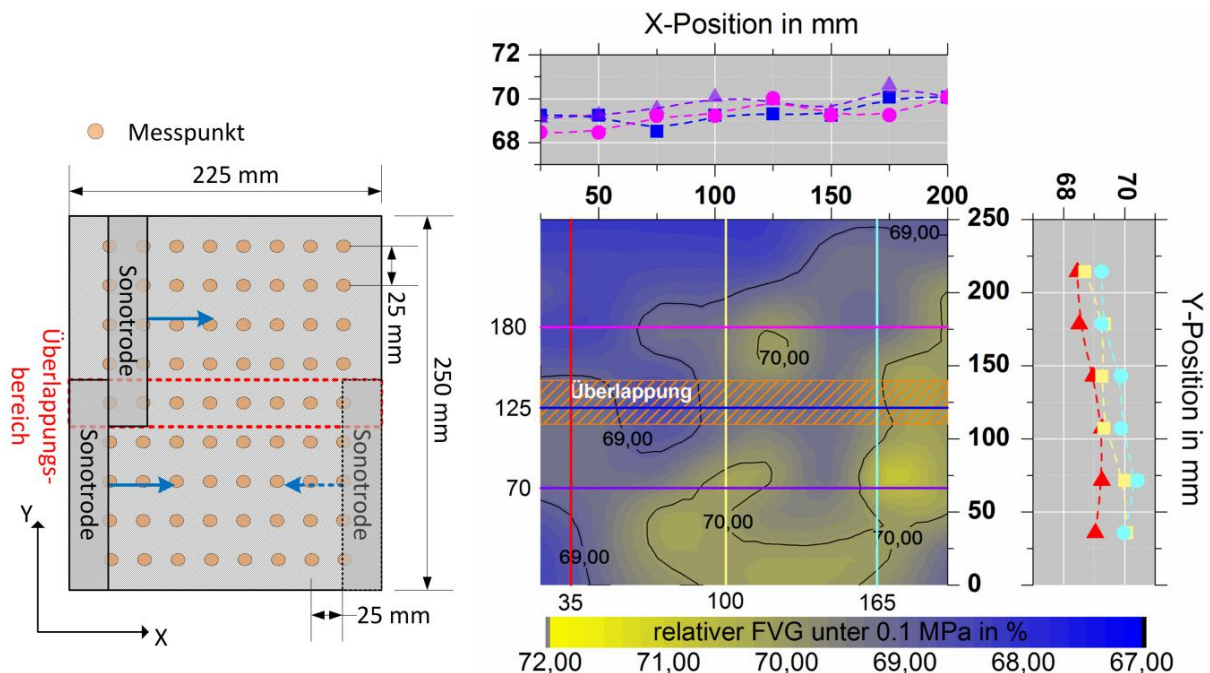


Abbildung 6.6: Einfluss von Sonotroden-Arrays und Kompaktierungshomogenität: Versuchsaufbau (links); Ergebnisse: HT mit 0°-Orientierung (rechts)

Neben der Betrachtung des Übergangsbereichs wird auch die Homogenität der Kompaktierung untersucht. Dazu wird gemäß dem Messraster aus Abbildung 6.6 (links) jede Probe vermessen. Als Resultat sind auf der rechten Seite beispielhaft die Ergebnisse für die 0°-Orientierung bei gleichlaufender Sonotrodenrichtung als Karten-Diagramm dargestellt. Die anderen Versuche wiesen keine signifikanten

Unterschiede dazu auf, so dass die Faserorientierung sowie die Laufrichtung der Sonotrode als relevanter Parameter ausscheiden.

Das Karten-Diagramm zeigt, dass der FVG zwischen 68,5 % und 70,0 % liegt. Für acht Lagen HT bedeutet dies eine maximale Abweichung von  $\Delta d_{\max} = 18,6 \mu\text{m}$ , die strukturellen Material-Singularitäten zuzuordnen sind. Damit kann von einem homogenen Kompaktieverhalten ausgegangen werden. Hinsichtlich des Überlappungsbereiches kann festgehalten werden, dass es hier zu keiner Veränderung der Kompaktierung kommt. Ein Vergleich der FVG-Werte im doppelt kompaktierten Bereich ( $y = 125 \text{ mm}$ ) mit den Mittellinien der Sonotroden ( $y = 70 \text{ mm}$ ;  $y = 180 \text{ mm}$ ) zeigt keine signifikanten Unterschiede. Eine Betrachtung der durchschnittlichen Werte entlang der Sonotrodenlänge ( $Y$ ) zeigt, dass im Überlappungsbereich geringere Streuungen auftreten. Dies legt die Vermutung nahe, dass mehrfaches Überfahren zu einer stärkeren Homogenisierung beitragen kann.

### 6.1.5 Geometrische Prozessgrenzen

Bei der Ultraschallschweiß-Technik handelt es sich um ein Verfahren, das nur durch Berührung von Sonotrode und Schweißgut funktionieren kann. Zusammen mit der bereits angeführten Prozesssensibilität hinsichtlich der Sonotrodenausrichtung wird deutlich, dass es für den Einsatz der Technologie geometrische Restriktionen gibt. Diese sollen in der Folge kurz erörtert werden, um das Einsatzfeld der Technologie besser abgrenzen zu können.

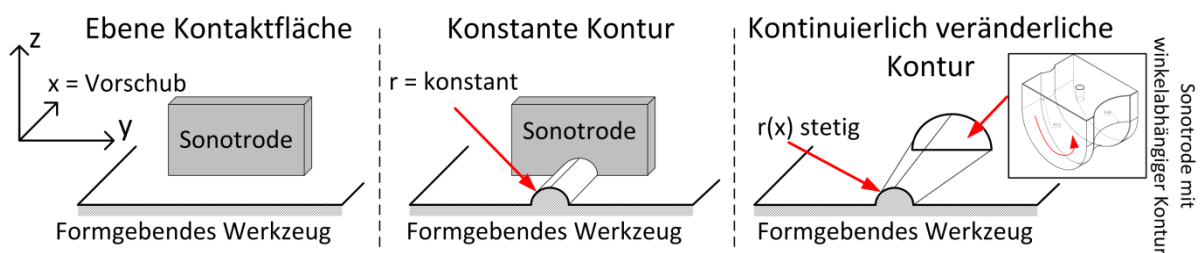


Abbildung 6.7: Mögliche Schweißgeometrien bezogen auf Konturen

Grundsätzlich muss der Zugang zur Schweißfläche möglich sein. Allgemein wird davon ausgegangen, dass es keine Einschränkungen der relativen Positionierung von Sonotrodenoberfläche zur Bauteiloberfläche gibt, da dieser Umstand konstruktiv (Portalsysteme, Industrieroboter) zu lösen ist. Als generell kontinuierlich schweißbar gelten alle Flächen, bei denen ein dauerhafter flächiger Kontakt entlang der Vor-

schubrichtung zwischen Sonotrode und Schweißgut möglich ist (Abbildung 6.7). Einen Sonderfall stellen dabei Konturen und im Speziellen kontinuierlich veränderliche Konturen dar. Beide Varianten benötigen gesonderte Sonotrodengeometrien, die sich der geforderten Kontur anpassen. Bei konstanten Konturen (z.B. Radien oder Winkeln) muss lediglich die Grundkontur der Sonotrode angepasst werden. Allerdings ist zu beachten, dass mit steigender Anzahl an LP sich auch die Kontur verändert. Dies führt zu dem Umstand, dass es mehrere Sonotroden geben muss, die abhängig von der Materialdicke gewechselt werden. Bei einer Kontur, die sich stetig ändert (R bei Radien, Öffnungswinkel bei Winkeln) müssen Sonotroden zum Einsatz kommen, die über eine Rotation um die Y-Achse die Konturgeometrie ändern können. Dieses von AGI im Zuge dieser Dissertation patentierte Verfahren ist in Abbildung 6.8 dargestellt und kann auch hinsichtlich der Konturänderung durch Materialaufdickung eingesetzt werden.

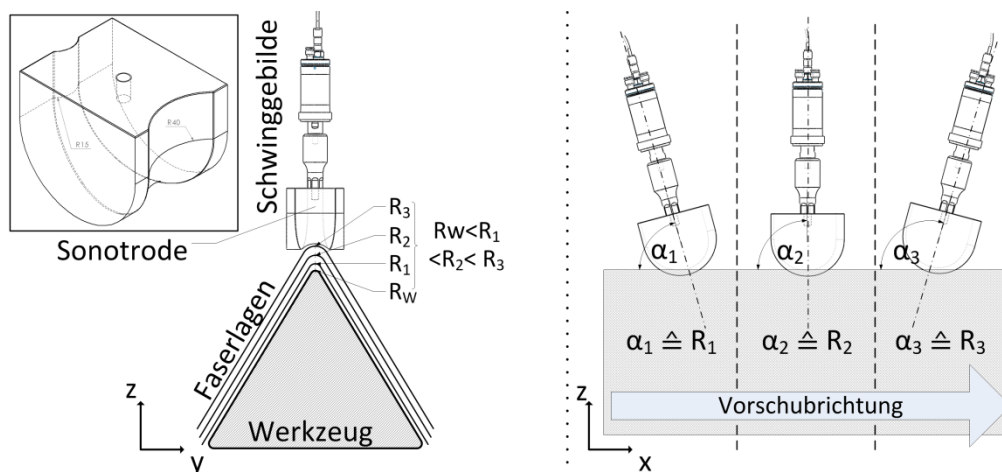


Abbildung 6.8: Sonotrode für stetige Kontur- oder Dickenänderung

Neben möglichen Konturen muss auch die Gesamtgeometrie eines Bauteils beachtet werden. Ebene Platten sowie gekrümmte Strukturen, deren Teilflächen den Anforderungen aus Abbildung 6.7 genügen, lassen sich ohne Restriktionen abbilden. Lediglich 3D-Freiformflächen sind nicht durch Pfade mit konstanten Linienkontakten abzudecken, so dass die Anwendung der Technik hier nicht möglich ist. Beim Einsatz an großen Flächen mit entsprechenden Konturen muss natürlich auch aus wirtschaftlichen Gesichtspunkten die Anzahl notwendiger unterschiedlicher Sonotrodenformen berücksichtigt werden. Als mögliche Strukturgeometrien in einem Flugzeug sind z.B.: Spante, Stringer, Strukturwinkel (Center Wing Box), Schalensegmente im Mittelbereich mit 1D-Krümmung und ebene Bauteile (Fußboden, Flügel) zu nennen.

## 6.2 Einflussstudie der Ultraschall-Schweiß-Parameter auf die Preform

Um definierte Parameter für die Herstellung von Trockenfaserpreformen identifizieren zu können, ist es im ersten Schritt wichtig zu verstehen, wie sich die Parameter des Ultraschall-Schweiß-Prozesses auf die Materialantworten auswirken. Dazu wird in der Folge eine statische Einflussstudie vorgestellt. Durch die Variation der Parameter Amplitude  $A$ , Schweißdruck  $p$  sowie Wirkzeit  $t$ , die direkt mit der Vorschubgeschwindigkeit  $v$  in der kontinuierlichen Anwendung in Verbindung steht (vgl. Formel 5-1), wird an unterschiedlichen Materialien die Auswirkung auf die Preform-Temperatur in der Fügezone, die Kompaktierung und den Energiebedarf untersucht.

### 6.2.1 Versuchsplanung und Durchführung

Zur Ermittlung des Einflusses werden alle Materialien (HT, PT, TT, SA) mit einem LP getestet. Für die Studie wird ein vollfaktorierter Versuchsplan mit einer dreifachen Wiederholung im Modellzentrum aufgestellt. Die Auswertung erfolgt über die „Design of Experiments“-Software (DoE) Modde von der Firma Umetrics. Dabei werden für alle Prozessantworten materialbezogene Regressionsmodelle entwickelt, deren Koeffizienten die Auswirkungen der Parameter auf den Prozess anzeigen. Weiterhin ist es möglich durch die Vorhersagemodelle Parameter für weitere statische Untersuchungen zu definieren. Die Versuchsparameter inkl. ihrer Level sowie die Prozessantworten sind in Tabelle 6-1 dargestellt. Der Wertebereich der Parameter wurde durch erste Prozess Erfahrungen ausgewählt, um das Prozessfenster vorab eingrenzen zu können. Hierbei spielen gerade die Ergebnisse aus 6.1.2 hinsichtlich der Schweißkraftbeschränkung eine zentrale Rolle.

Tabelle 6-1: Parameter und Prozessantworten des vollfaktorisierten Versuchsplans

Faktoren / Parameter					Antwort	
Name	Level			Einheit	Name	Einheit
Amplitude	17,33   75	20,33   88	23,1   100	µm   %	Temperatur	°C
Schweißdruck	0,1	0,2	0,25	MPa	FVG   Dicke	%   mm
Wirkzeit	0,8	1,4	2,0	s	Energie	W

Die Versuchsdurchführung ist in Abbildung 6.9 schematisch dargestellt. Das LP wird unterhalb der Sonotrode platziert und die Schweißung durch die Wirkung von Schweißdruck und Amplitude bei der Nutzung der ebenen Sonotrode S1 durchgeführt. Die UD-Materialien HT und TT weisen dabei eine Faserorientierung in

X-Richtung auf. Die Temperatur wird an drei Positionen unterhalb der Probe auf dem Amboss innerhalb der potenziellen Fügezone entlang der Mittellinie der Sonotrode mit den „fine-wire“ Thermoelementen gemessen. Die Materialdicke im Prozess wird über den magnetischen Wegaufnehmer dokumentiert. Für die Auswertung werden die Temperatur und die Materialdicke zum Prozessende, also nach Ablauf der Wirkzeit  $t$ , ohne Relaxierung herangezogen. Die verbrauchte Energie wird über die Prozesszeit gemittelt.

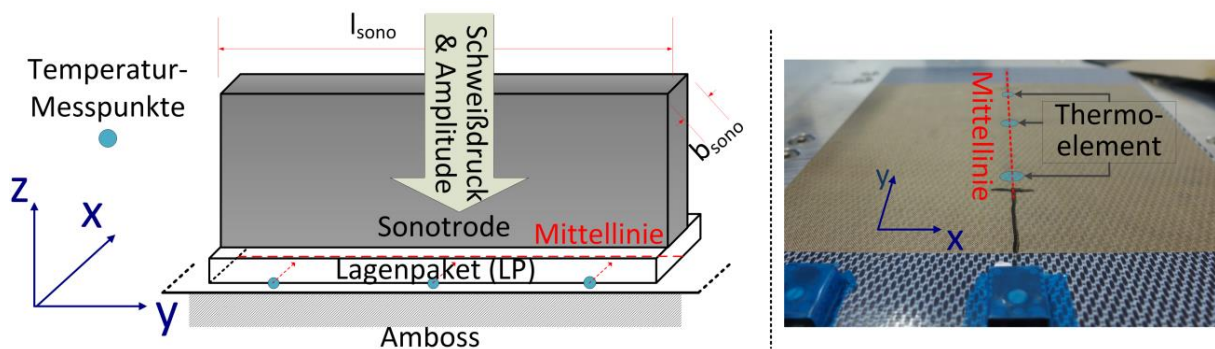


Abbildung 6.9: Versuchsaufbau für Einflussstudie

### 6.2.2 Ergebnisse der Einflussuntersuchung

Als Ergebnis der Einflussstudie wurde für jede Prozessantwort ein materialbezogenes multilineares Regressionsmodell (MLR) entwickelt. Alle Modelle konnten gemäß den Definitionen aus der statistischen Versuchsplanung als valide identifiziert werden. Sie weisen alle ein Bestimmtheitsmaß  $R^2$  und eine Vorhersageeffektivität  $Q^2$  von mehr als 0,9 auf (Anhang B) [127]. Die Koeffizienten der Modelle sind ein Indikator für die Auswirkungen der Parameter auf die Prozessantworten und sind in Abbildung 6.10 für alle Materialien vergleichend dargestellt.

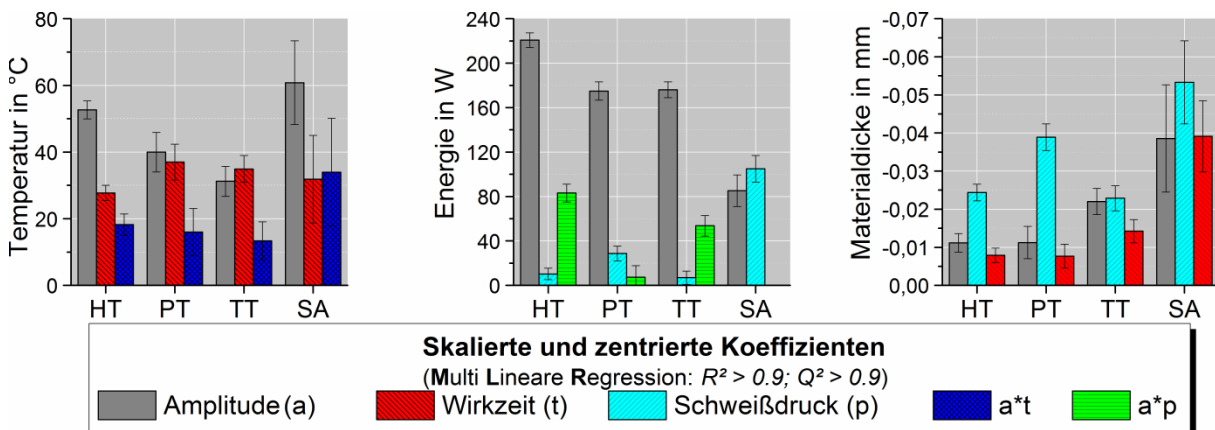


Abbildung 6.10: Skalierter und zentrierter Koeffizienten-Plot

Qualitativ unterscheiden sich die Ergebnisse bezogen auf die einzelnen Materialien kaum. Lediglich die Anteile variieren, was durch die Materialstruktur erklärbar ist. Generell wird die Temperatur primär durch die Amplitude und die Wirkzeit sowie deren Interaktion beeinflusst. Letztere führt zu einer nicht-linearen Ausbreitung der Temperatur, wie es beispielhaft in Abbildung 6.11 als Regressions-Plot für das Material PT dargestellt ist (weitere Regressionsplots sind in Anhang B hinterlegt). Abhängig von der Amplitude  $a$  kann hier für die Erreichung der Zieltemperatur  $T_{\text{active}}$  jeweils eine diskrete Wirkzeit  $t_a$  identifiziert werden.

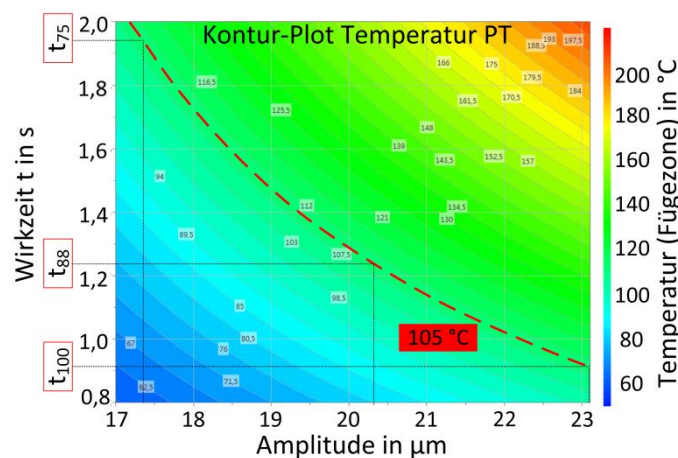


Abbildung 6.11: Regressions-/Kontur-Plot der Temperaturantwort des PT-Materials

Im Gegensatz zu konventionellen US-Schweißprozessen hat der Schweißdruck im Wertebereich keine signifikante Auswirkung auf die Temperatur. Dies lässt sich mit dem dominanten Erwärmungseffekt durch die Filament-Reibung begründen, die unabhängig von den makroskopischen Probenbegrenzungen fungiert. Natürlich führt eine deutliche Überhöhung zu höheren Reibungseffekten und damit zu lokalen Temperaturspitzen (vgl. Abschnitt 5.4.3), allerdings ist der Effekt bei geringen Parametervariationen unerheblich. Deutlich ist, dass es mit einer ansteigenden Amplitude zu einem schnelleren Aufheizen kommt. Hinsichtlich einer hohen Produktivität im Prozess ist also eine hohe Amplitude von 100 % zu empfehlen. Der Einfluss der Wirkzeit liegt für alle Materialien innerhalb der Streuung, lediglich für das voluminöse SA lassen sich Abweichungen erkennen, die mit der erheblich höheren Anzahl an Filamenten zu erklären sind.

Die Materialdicke, die direkt mit dem relativen FVG verknüpft ist (vgl. Abschnitt 4.4), wird von allen Parametern signifikant beeinflusst, wobei die Wirkzeit den kleinsten Anteil stellt. Bei konventionellen Kompaktierungsvorgängen ist bekannt, dass der

Druck wie auch die Dauer der Kompaktierung die Materialstärke beeinflussen. Bei der Nutzung des US-Schweißens kommt noch die Amplitude hinzu. Deutlich ist, dass der Beitrag zur Dickenänderung hinsichtlich Amplitude und Schweißdruck materialabhängig variiert. Für HT und PT ist der Einfluss der Amplitude auf die Kompaktierung wesentlich geringer im Vergleich zu TT und SA. Dies lässt sich mit der bereits verbesserten Faserorientierung innerhalb der Halbzeuge erklären, so dass der Anteil an Nesting-Effekten durch die Vibration abnimmt. Der Einfluss des Schweißdruckes auf die Kompaktierung im Prozess ist zwar am höchsten, allerdings müssen auch elastische Verformungseffekte berücksichtigt werden, die während der Druckwirkung mitgemessen werden. Weiterhin kann den Regressionen entnommen werden, dass bereits geringe Drücke von 0,1 MPa für alle Amplituden hohe relative FVG oberhalb von 70 % bedingen. Dies führt neben der Tatsache, dass die Temperaturentwicklung unabhängig vom Schweißdruck abläuft und hohe Drücke Störungen der Faserorientierung bewirken, zu der Empfehlung geringe Drücke zu nutzen. Diskrete materialabhängige Prozessfenster werden in der Überführung der Daten zu kontinuierlichen Vorgängen in Abschnitt 6.4 definiert.

Wie bereits in Abschnitt 3.3.1 beschrieben, wird die notwendige Energie zur Schalleinleitung in ein Flächenelement durch die akustische Intensität  $J$  beschrieben, welche neben der Frequenz abhängig von dem Quadrat der Amplitude und der Materialdichte ist. Da die Wirkzeit nur als Multiplikator zur Berechnung der genutzten Durchschnittsenergie benötigt wird, hat sie keinen Einfluss auf die notwendige Intensität. In Übereinstimmung mit der Theorie wird die Energie primär von der Amplitude beeinflusst. Zudem haben auch der Schweißdruck sowie die Interaktion von Amplitude und Schweißdruck einen Anteil an der benötigten Energie. Dies lässt sich mit der parameterabhängigen veränderlichen Materialdichte erklären, welche sich durch vibrationsinduzierte Nesting-Effekte und den anliegenden Kompaktierdruck stetig verändert. Dadurch ist eine absolute Validierung der Gleichung nicht möglich, jedoch kann qualitativ der erwartete Energieverlauf nachvollzogen werden. Eine Ausnahme hinsichtlich der Koeffizientenverteilung stellt das SA-Material dar. Durch das hohe Flächengewicht reagiert der Prozess relativ sensibel auf steigende Schweißdrücke, was sich in den höheren Streuungen und dem größeren Energiebedarf zur Etablierung der Zielamplitude bei steigenden Schweißdrücken widerspie-

gelt. Dies verdeutlicht ebenfalls, dass geringere Drücke gerade für voluminöse Halbzeuge zu empfehlen sind.

Insgesamt konnten die Parametereinflüsse auf die Materialantworten dargestellt werden. Zu empfehlen ist die Nutzung einer hohen Amplitude und geringer Schweißdrücke. Das Verhalten bei mehreren LP wird im Folgenden untersucht.

### 6.3 Statische Vergleichsstudie zu konventionellen Prozessen

Die im Folgenden vorgestellte statische Vergleichsstudie dient der Potenzialabschätzung der US-Preform-Technologie im Vergleich zu konventionellen Techniken, die simultan Temperatur und Druck applizieren können. Der Vergleich wird hinsichtlich der Prozesszeit und der Kompaktierungsfähigkeit durchgeführt. Zudem ist diese statische Untersuchung eine Erweiterung der Einflussstudie aus Abschnitt 6.2, zur Überprüfung der Erkenntnisse für mehrere LP.

Als Vergleichstechnologie wird zum einen eine Heizpresse (HP) und zum anderen das vakuumgestützte Preform-Verfahren mittels Umluftofen ohne Druckstück eingesetzt, wie es für Großbauteile in der Regel Anwendung findet.

#### 6.3.1 Versuchsplanung und Durchführung

Abbildung 6.12 zeigt schematisch den Versuchsaufbau für die statischen US-Versuche (links) und für die Anwendung einer HP (rechts).

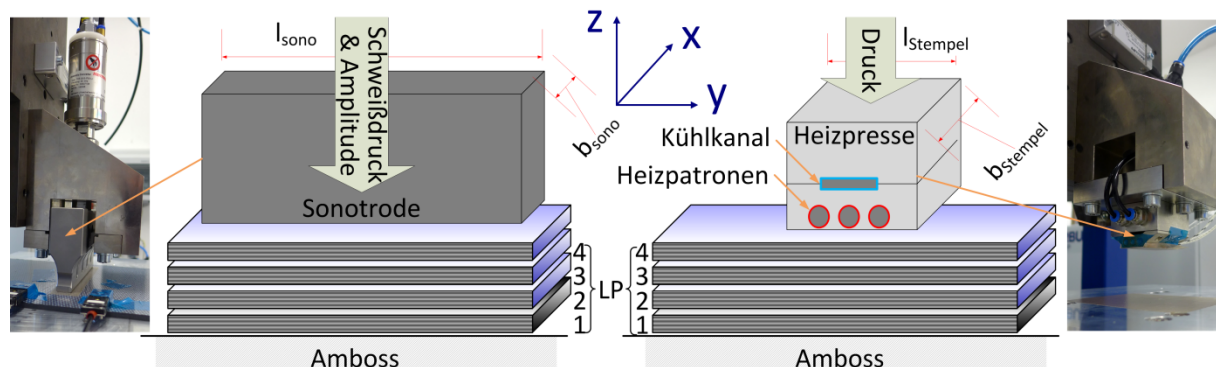


Abbildung 6.12: Versuchsaufbau: Ultraschall-Preformen (links); Heizpresse (rechts)

Für die Studie wurde ein Heizstempel konstruiert, der gegen das Schwinggebilde an der Versuchsanlage ausgetauscht werden kann. Somit ist es möglich die gleichen Messsysteme für beide Versuche zu verwenden. Der Stempel ist aus Edelstahl und hat eine Fläche von 25 mm x 50 mm. Beheizt wird er mit drei Heizpatronen. Um ein



schnelleres Abkühlen möglich zu machen, wurde ein auf Druckluft basierendes Kühlsystem integriert. Die Steuerung erfolgt über einen externen PID-Regler, mit welchem eine Regelung der Temperatur an der Stempelfläche auf  $\pm 5^\circ\text{K}$  genau möglich ist.

Insgesamt werden je vier LP aller Materialien sequentiell unter der Nutzung verschiedener Amplituden und Schweißkräfte miteinander verbunden. Dabei wird die Wirkzeit für die US-Versuche unter Beachtung der Aktivierungstemperatur aus den Ergebnissen der Einflussstudie gemäß Abbildung 6.11 für Amplituden von 75 %, 88 % und 100% übernommen. Der Schweißdruck wird als Resultat der Einflussstudie auf 0,1 MPa reduziert. Zusätzlich wird für eine Amplitude von 100 % ein Schweißdruck von 0,15 MPa appliziert, um den möglichen Einfluss einer Druckerhöhung sichtbar zu machen. Letzteres gilt wegen der Drucksensibilität nicht für das SA-Material. Für die Versuche mit der HP werden Drücke von 0,1 MPa, 0,2 MPa und 0,3 MPa verwendet. Die Temperatur wird jeweils zwischen den LP gemessen. Eine Entlastung der Proben erfolgt nach dem Unterschreiten einer unkritischen Temperatur.

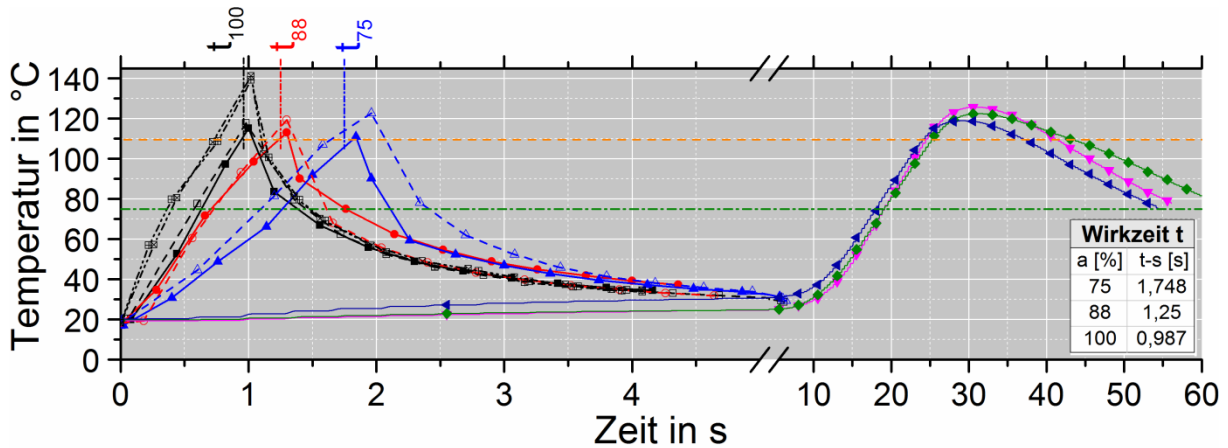
Für die Vakuum-Versuche werden Proben mit den Maßen 50 mm x 50 mm miteinander verbunden. Die LP werden auf einer Aluminiumplatte im Umluftofen platziert und von einer Vakuumfolie umschlossen. Die Evakuierung erfolgt durch eine Vakuumpumpe bis zu einem Druckabfall auf mindestens 5 mbar. Alle Materialien werden hinsichtlich der Faserrichtung immer gleichorientiert geschichtet. Lediglich für das HT-Material wird zusätzlich eine  $0^\circ/90^\circ$  Schichtung untersucht. Alle Versuche werden für eine bessere statistische Absicherung dreifach wiederholt.

Um einem möglichen Relaxieren der Faser Rechnung zu tragen, wird der relative FVG 120 s nach Versuchsabschluss wie gewohnt unter 0,1 MPa Druck gemessen. Zusätzlich wird die Prozesszeit betrachtet.

### **6.3.2 Ergebnisse der Vergleichsstudie**

Abbildung 6.13 oben zeigt die Temperaturentwicklung für die US-Proben und die HP-Proben beispielhaft für das TT Material. Die Ergebnisse für die anderen Materialien sind qualitativ vergleichbar (vgl. Anhang C). Bei der Betrachtung der Temperaturentwicklung für das erste LP ist festzustellen, dass die Ergebnisse mit den Erwartungen aus der Einflussstudie korrespondieren. Bei weiteren LP werden innerhalb der

gleichen Wirkzeit höhere Temperaturen erreicht. Dies deckt sich mit den Resultaten aus Abschnitt 5.4 und begründet sich im zusätzlichen Fasermaterial, welches zur Temperaturentwicklung beiträgt. Zwischen dem dritten und vierten LP (9 bzw. 12 Lagen) ist allerdings keine weitere Temperaturveränderung festzustellen. Hier wird also die maximale Penetration der Schallwellen ins Material erreicht, so dass keine weiteren Filamente mehr zur Temperaturerhöhung beitragen können.



**Temperatur Vergleich, Material: TohoTenax UD 194gsm**

Ultraschall Kompaktierung:

**3 Lagen (1 LP)**

- p=0.1 MPa, A=100%
- p=0.1 MPa, A=88%
- ▲— p=0.1 MPa, A=75%

**9 Lagen (3 LP)**

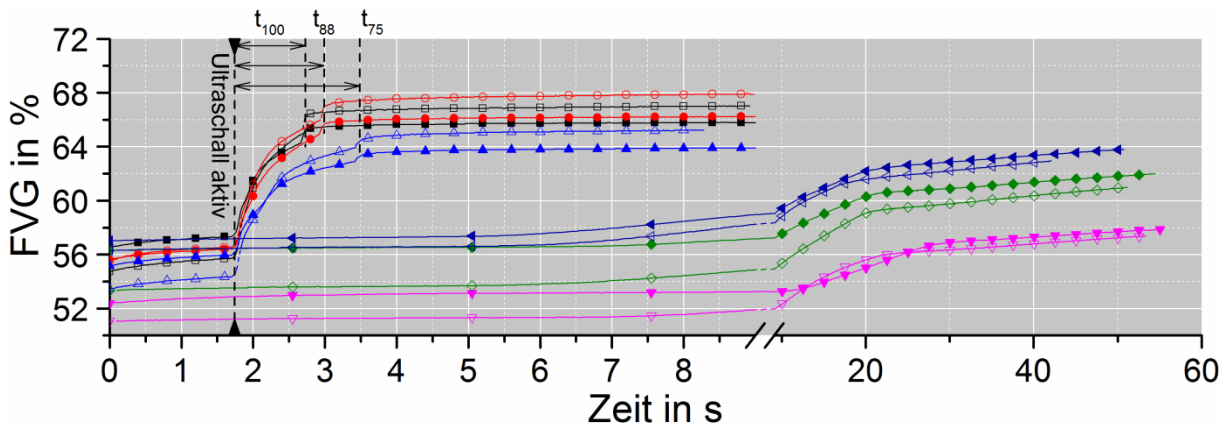
- p=0.15 MPa, A=100%
- p=0.15 MPa, A=88%
- △--- p=0.15 MPa, A=75%

**12 Lagen (4 LP)**

- ◇--- p=0.1 MPa, A=100%

Heizpresse

- ▼— 0,1 MPa
- ◆— 0,3 MPa
- ◀— 0,5 MPa



**FVG-Vergleich, Material: TohoTenax UD 194gsm**

Ultraschall Kompaktierung:

- 9 Lagen, p=0.1 MPa, A=100%
- 9 Lagen, p=0.1 MPa, A=88%
- △--- 9 Lagen, p=0.1 MPa, A=75%
- 12 Lagen, p=0.1 MPa, A=100%
- 12 Lagen, p=0.1 MPa, A=88%
- ▲--- 12 Lagen, p=0.1 MPa, A=75%

Heizpresse:

- ▼--- 9 Lagen, p=0.1 MPa
- ◆--- 9 Lagen, p=0.3 MPa
- ◀--- 9 Lagen, p=0.5 MPa
- ◇--- 12 Lagen, p=0.1 MPa
- ◆--- 12 Lagen, p=0.3 MPa
- ◀--- 12 Lagen, p=0.5 MPa

Abbildung 6.13: Ergebnisse der Vergleichsstudie für das Material TT: Temperatur Vergleich (oben); FVG-Vergleich im Prozess (unten)

Die HP-Versuche zeigen im Vergleich zu den Ultraschall-Prozessen eine erheblich längere Prozesszeit, bis die Zieltemperatur bzw. die unkritische Abkühltemperatur erreicht ist. Der Gesamtprozess dauert hier etwa 40 s, während für eine Amplitude von 100 % der Prozess bereits nach 1,5 s beendet ist.

In Abbildung 6.13 unten ist die Entwicklung des relativen FVG über der Zeit im Prozess für die US- und die HP-Versuche für das Material TT dargestellt. Für den US-Prozess zeigt sich eine charakteristische Kompaktierungs-Kurve, die in allen Prozessen zu beobachten ist. Unmittelbar nach der Schallaktivierung kommt es zu einer deutlichen Verdichtung des Halbzeuges, die sich in der Regel einem Grenzwert nähert. Auffällig dabei ist, dass die Kombination aus Amplitude und notwendiger Wirkzeit zur Temperaturerrreichung zu vergleichbaren Grenzwerten führt. Für die HP-Versuche lässt sich ein kontinuierlicher aber flacher Anstieg des FVG beobachten. Ein Erreichen von Verdichtungen auf dem Niveau der US-Proben ist nicht möglich.

Die Ergebnisse hinsichtlich des relativen FVG für alle Materialien und Technologien sind in Abbildung 6.14 nach vier Preform-Zyklen dargestellt. Für die Kombination aus HT und einer Amplitude von 75 % konnte der Versuch nicht erfolgreich abgeschlossen werden. Dies ist in der reduzierten Generatorleistung begründet, die bei einem bereits vorverdichteten Material nicht ausreicht (steigende Dichte  $\rho$ ). Für alle US-Proben liegt der FVG deutlich oberhalb der 60 %. Dabei weisen die Ergebnisse eine geringe Streuung auf, was sich mit den Ergebnissen aus Abschnitt 6.1.4 bezüglich der Homogenisierung des Materials deckt. Bei den Materialien PT und SA findet eine deutliche Überkompaktierung statt. Dies lässt sich durch eine kürzere Wirkzeit und die Reduzierung der Schweißkraft optimieren.

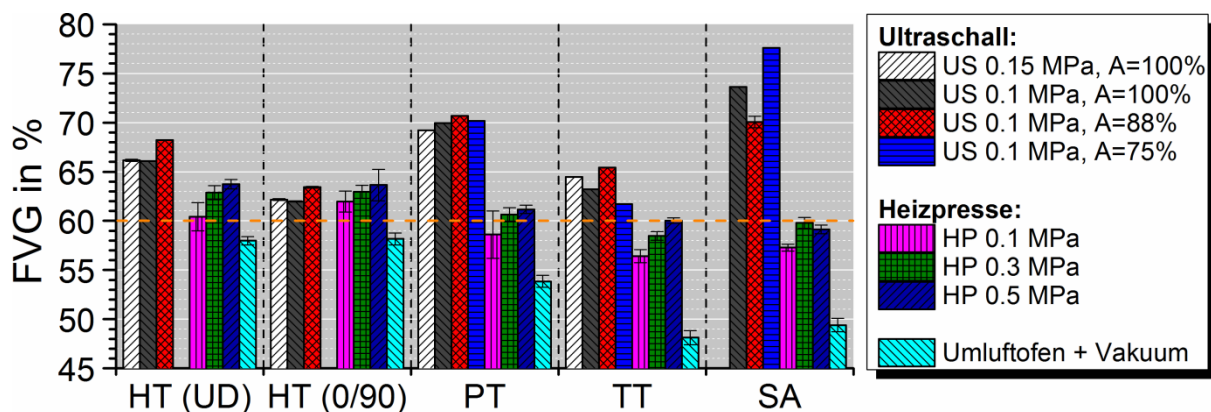


Abbildung 6.14: Vergleich des relativen FVG mit vier LP unter 0,1 MPa

Wie bereits aus den Kompaktierungs-Diagrammen ersichtlich wurde, führt die Kombination aus Amplitude und entsprechender Schweißzeit in der Regel zu einer vergleichbar starken Verdichtung der Faserlagen, so dass die Ergebnisse für die verschiedenen Amplituden auf ähnlichem Niveau liegen. Lediglich für das SA-Material ist bei einer Amplitude von 75 % eine deutlich höhere Kompaktierung zu beobachten. Dies kann mit der hohen Wirkzeit von 4,05 s erklärt werden. Dieser Wert liegt im Regressionsmodell weit außerhalb des Design-Fensters, so dass die Ungenauigkeit hier deutlich ansteigt. Weiterhin ist festzuhalten, dass die Erhöhung des Schweißdruckes auf 0,15 MPa keinen signifikanten Einfluss auf dem relativen FVG hat. Unter der Verwendung von US-Schwingungen und den damit assoziierten Nesting-Effekten scheinen die elastischen Effekte bezogen auf die Schweißkraft zu dominieren. Die Betrachtung des HT-Materials zeigt weiterhin, dass es für die 0°/90°-orientierten LP zu einem um circa 4 % geringeren FVG kommt als für die unidirektional orientierten Proben. Dies lässt sich mit der geringeren Anzahl möglicher Nesting-Partner im laminaren Übergangsbereich erklären.

Bei der Betrachtung der konventionellen Technologien wird deutlich, dass der Vakuum-Umluft-Prozess keine zufriedenstellende Kompaktierung liefert. Gerade für das TT-Material sind die erreichten Werte sehr niedrig, was auf den hohen interlaminaren Binder-Anteil zurückzuführen ist, der unter den gegebenen Parametern nicht homogen verteilt werden kann. Die Ergebnisse der HP-Versuche zeigen, dass es wie erwartet zu einem Anstieg des FVG bei ansteigendem Kompaktierungsdruck kommt. Für das HT-Material konnte der geforderte FVG für alle Drücke erreicht werden. Für das PT-Material müssen mindestens 0,3 MPa aufgewendet werden, um einen Wert von 60 % unter 0,1 MPa Infusionsdruck zu erreichen. Für die Materialien TT und SA reichen selbst 0,5 MPa nicht aus, um den gewünschten Grad der Kompaktierung zu erreichen.

Die Vergleichsstudie hat gezeigt, dass das US-Verfahren ein hohes Potenzial aufweist, in kurzer Zeit Faserlagen miteinander zu verbinden und dabei einen hohen Kompaktierungsgrad zu erreichen. Die Ergebnisse der Einflussstudie konnten dabei auch für mehrere Lagenpakete bestätigt werden. In der Folge müssen die Erkenntnisse in kontinuierliche Prozessdaten überführt werden.

#### 6.4 Überführung der Parameter in kontinuierliche Prozesse

Die statischen Untersuchungen aus Abschnitt 6.2 und 6.3 haben gezeigt, wie sich die Schweißparameter auf den Prozess auswirken. Nun ist es notwendig diese Parameter in materialbezogene Parametersätze für ein kontinuierliches Verfahren zu überführen. Ausgehend von der Erkenntnis, dass eine hohe Amplitude und eine geringe Schweißkraft zu bevorzugen sind, wird die Amplitude auf 100 % (23,1  $\mu\text{m}$ ) und der **Schweißdruck** auf Werte zwischen 0,1 MPa und 0,2 MPa festgelegt. Eine mathematische Überführung der Wirkzeit in eine Geschwindigkeit ist nicht möglich, da die Einflusszone des Ultraschalls über die geometrischen Grenzen der Sonotrode hinausgeht.

Für die Ermittlung einer geeigneten Geschwindigkeit werden als Beurteilungskriterien zum einen die grundsätzliche Etablierung einer Verbindung zwischen den Faserlagen und zum anderen die Erreichung eines relativen FVG unter 0,1 MPa Druck zwischen 60 % und 65 % definiert. In kontinuierlichen Versuchen mit vier LP und einer Variation der Geschwindigkeit zwischen 10 mm/s und 40 mm/s wird an Hand dieser Kriterien ein materialspezifisches Parameterfenster definiert.

Abbildung 6.15 zeigt die Ergebnisse für alle Materialien. Hergestellt wurden Proben mit einer Breite von 140 mm und einer Länge von 350 mm. Der FVG wurde an 18 homogen über die Probe verteilten Punkten gemessen. Für die Materialien HT, PT und TT konnten Verschweißungen bis zu einer Geschwindigkeit von 30 mm/s erfolgreich durchgeführt werden. Bei höheren Werten hat der Energieeintrag nicht ausgereicht, um den Binder hinreichend aufzuschmelzen. Für das SA-Material wurde diese Grenze bereits bei Geschwindigkeiten oberhalb von 20 mm/s erreicht, was dem hohen Flächengewicht des Materials geschuldet ist.

Für HT und PT kann bei der Variation des Schweißdruckes von 0,1 MPa auf 0,2 MPa kein signifikanter Effekt in Bezug auf den relativen FVG festgestellt werden. Lediglich eine steigende Prozessinstabilität beim HT Material, die zu Unterbrechungen der Schweißung führten, konnte zeitweise beobachtet werden. Diese Instabilität begründet sich, wie in Abschnitt 6.3 erörtert wurde, in der nicht ausreichend verfügbaren Generator-Leistung. Daraus leitet sich ein sinnvoller Schweißdruck von 0,1 MPa für diese Materialien ab. Abhängig vom gewünschten Ziel-FVG zwischen 60% und 65 % wurde ein Arbeitsbereich definiert.

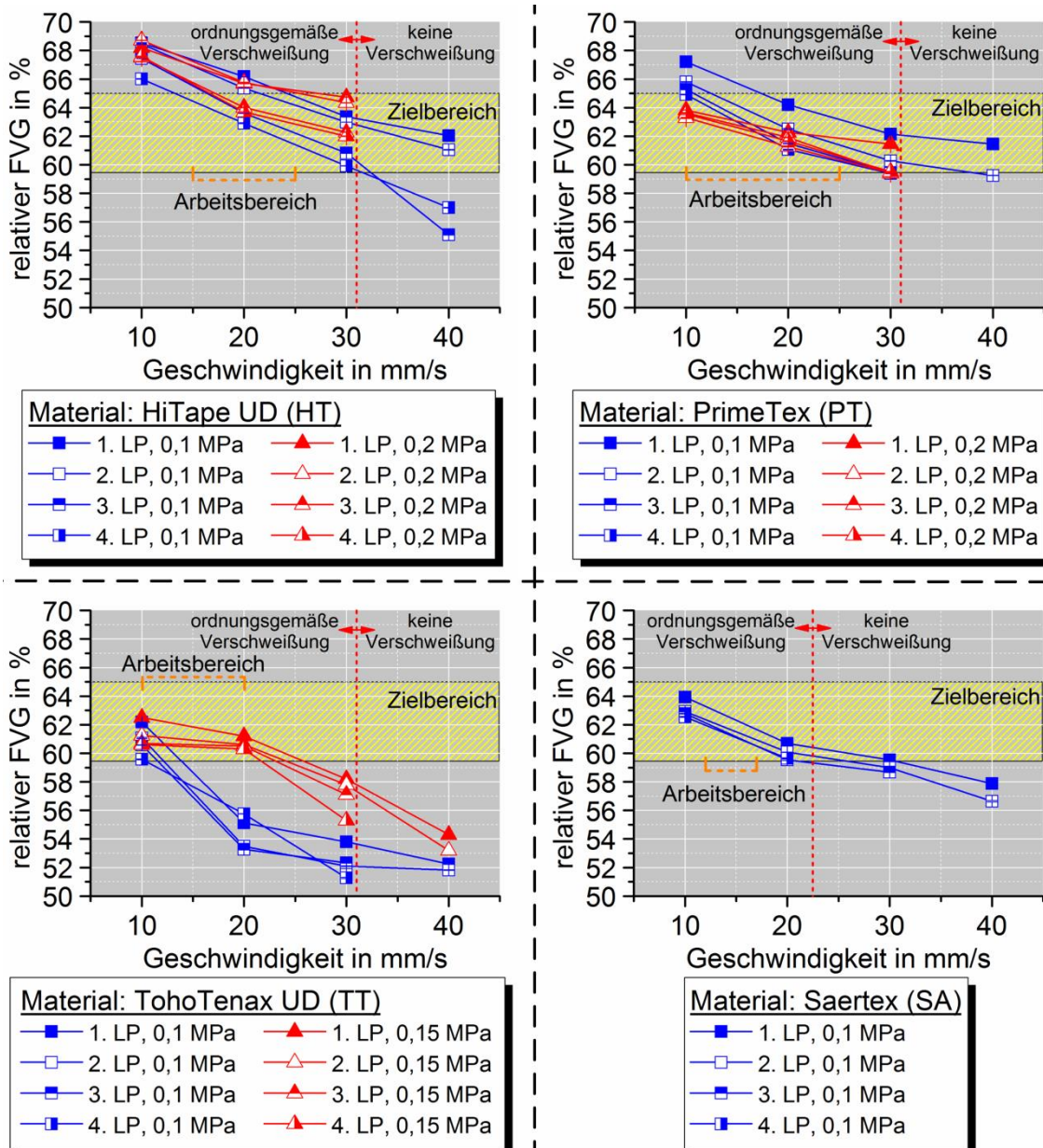


Abbildung 6.15: Ergebnisse der Geschwindigkeitsvariation

Für das TT Material zeigt sich, dass der geforderte FVG von 60 % bei einem Schweißdruck von 0,1 MPa nicht erreicht wird. Dies ist auf die große Bindermenge in der interlaminaeren Ebene zurückzuführen, die nicht ausreichend verteilt werden kann. Eine Erhöhung des Schweißdruckes auf 0,15 MPa jedoch zeigt bereits eine deutliche Erweiterung des Arbeitsfensters.

Das SA Material konnte aus Stabilitätsgründen nur mit einem Schweißdruck von 0,1 MPa verarbeitet werden. Größere Werte führen zu einer Störung der Amplitudenbildung im kontinuierlichen Prozess. Zu empfehlen ist sogar ggf. die Herabsetzung der Schweißkraft auf bis zu 0,08 MPa, um eine Stabilisierung des Schweiß-

vorganges zu unterstützen. Insgesamt ist der Prozess bei hohen Flächengewichten deutlich sensibler und anfälliger für Störungen, da die Materialhomogenität des Halbzeuges durch eine höhere Singularitätendichte herabgesetzt wird und es zu lokalen Kraftüberhöhungen kommen kann. Daraus ergibt sich für das SA Material ein schmales Prozessfenster zwischen 12 mm/s und 18 mm/s. Die ausgehend von diesen Untersuchungen definierten Parametersätze sind in Tabelle 6-2 dargestellt.

Tabelle 6-2: Parametersätze für alle Materialien

Material	Amplitude A [%   $\mu\text{m}$ ]	Geschwindigkeit v [mm/s]	Schweißdruck p [MPa]
HT	100   23,1	15 – 25	0,1
PT		10 – 25	0,1
TT		10 – 20	0,15
SA		12 - 18	0,08 – 0,1

Neben der Auswertung der FVG wurde auch das Verhalten des Bindermaterials lichtmikroskopisch (LM) untersucht. In Abbildung 6.16 sind für die Materialien HT und TT Aufnahmen mit 20-facher Vergrößerung dargestellt.

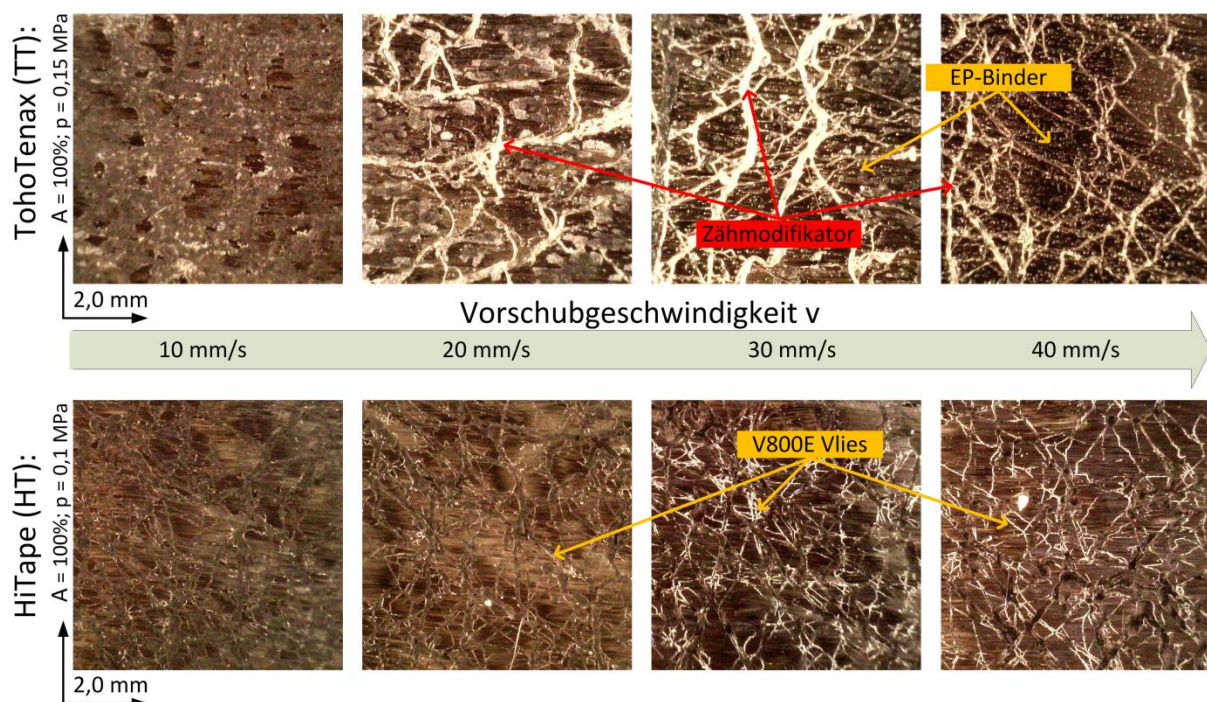


Abbildung 6.16: LM-Bilder (20x) der Binder (TT, PT) bei variierendem Vorschub v

Die Auswertung zeigt, dass es abhängig von der Wirkdauer des Schalls zu einem sichtbar veränderten Binderzustand kommt. Während es bei hohen Geschwindigkeiten nur zu geringen Strukturveränderungen kommt, verändert sich die Verteilung

des Binders bei langen Wirkzeiten erheblich. Für 40 mm/s lassen sich bei beiden Materialien keine Veränderungen in der ursprünglichen Binderstruktur und Verteilung erkennen. Beim TT Material lassen sich auch das Binder-Pulver und der Co-Polyamid-Vlies zur Zähmodifikation deutlich voneinander abgrenzen. Während sich das fein texturierte V800E-Vlies beim HT mit ansteigender Wirkzeit homogen verteilt und in die Faserlage penetriert ohne dabei seine Grundstruktur zu verlieren, bildet der gröbere Zähmodifikator bei TT zunehmend eine undurchlässige Schicht aus. Pulver-Binder und Vlies lassen sich bereits bei 20 mm/s nicht mehr voneinander abgrenzen. Bei 10 mm/s ist die Faserstruktur fast vollständig vom Binder bedeckt. Da der Arbeitsbereich für TT gerade in diesem Bereich liegt, ist davon auszugehen, dass die Permeabilität deutlich negativ beeinflusst wird. Grundsätzlich ist allerdings festzuhalten, dass der Binder bei allen Materialien eine vergleichsweise homogene Verteilung aufweist und weiterhin primär in der interlaminaeren Ebene lokalisiert ist.

### 6.5 Permeabilitätsuntersuchung

Die vorangegangenen Untersuchungen haben gezeigt, dass die Nutzung der Ultraschalltechnik das Preformen von trockenen Fasermaterialien ermöglicht. Eine ansteigende Faserdichte führt aber in der Regel auch zu einer Herabsetzung der Permeabilität. Zudem kann sich die Verteilung des Binders, wie die Ergebnisse aus Abschnitt 6.4 vermuten lassen, negativ auf die Imprägnierbarkeit eines Halbzeugs auswirken. Deshalb gilt es den Einfluss auf die Permeabilität zu betrachten. Dazu wurden die Materialien HT und PT hinsichtlich ihrer Dickenpermeabilität  $K_3$  untersucht. Hergestellt wurden jeweils zwei Lamine mit einer Breite von 140 mm und einer Länge von 520 mm. Aufgebaut sind diese aus 16 Lagen HT  $[0^\circ/90^\circ]_8$  und 10 Lagen PT-Gewebe  $[0^\circ/90^\circ]_{10}$ . Je ein Laminat wurde konventionell im Umluftofen unter Vakuum und eines im US-Prozess unter der Verwendung der in Abschnitt 6.4 ausgewiesenen Parameter kompaktiert. Als Geschwindigkeit  $v$  wurde jeweils der mittlere Wert aus dem Arbeitsbereich genutzt ( $v_{HT} = 20$  mm/s;  $v_{PT} = 17,5$  mm/s).

Aus den hergestellten Laminaten wurden jeweils drei kreisförmige Proben mit einem Durchmesser von 196 mm entnommen und in der am IVW von Becker entwickelten und patentierten Messzelle getestet, deren Spezifikationen in Anhang D zu finden sind [123]. Dabei wird ein Fluid mit der bekannten Viskosität  $\eta$  bei vorgegebenem Druck  $p_{\text{Fluid}}$  durch die Probe gedrückt. Gemessen werden dabei der Druckabfall  $\Delta p$



und die Flussrate  $q$ . Die Permeabilität  $K_3$  ermittelt sich dann ausgehend von dem Gesetz von Darcy (vgl. Formel 3-4) und wird in Abhängigkeit vom Druckabfall ausgewertet. Für die Versuche wurden Drücke zwischen 2 bar und 5 bar verwendet, wobei auf Grund der geringen Permeabilität für HT nur Messungen beim Maximaldruck von 5 bar durchgeführt werden konnten. Die Ergebnisse der Messungen sind in Abbildung 6.17 dargestellt.

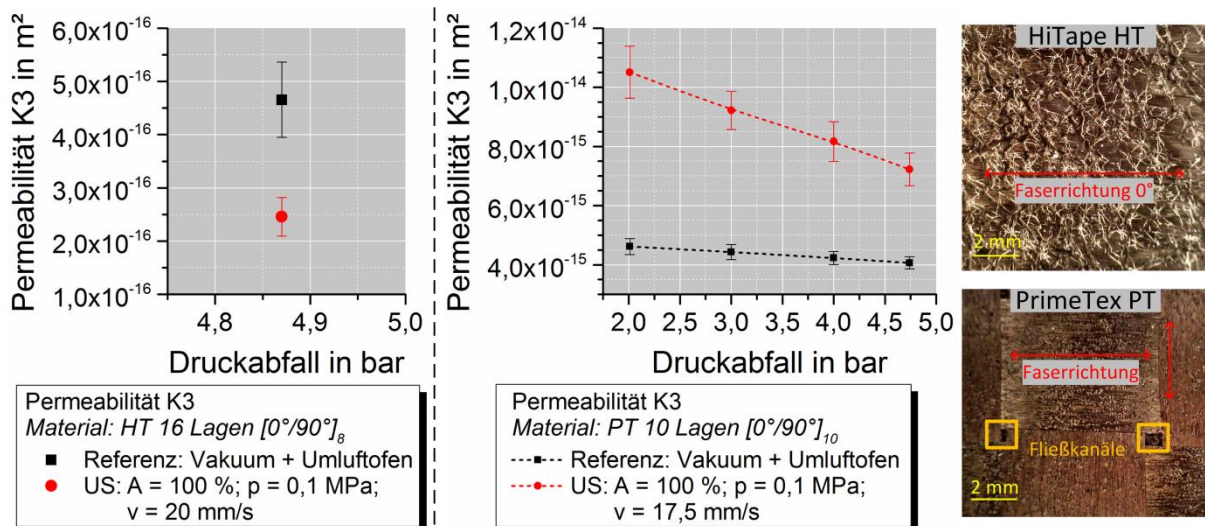


Abbildung 6.17: Ergebnisse der Permeabilitätsmessung in Dickenrichtung

Die Anwendung des maximalen Druckes von 5 bar führt bei den HT-Proben zu einem Druckverlust von 4,87 bar im Mittel. Die Permeabilitäten sind für diese Material bereits bei der Referenz mit  $4,65 \cdot 10^{-16} m^2$  äußerst niedrig, was der Tape-Struktur geschuldet ist. Typische Fließkanäle, wie sie durch Garne im NCF oder Ondulationen bei Geweben entstehen, sind bei diesem Material nicht existent. Hinzu kommt eine Hemmung durch den interlaminaeren Binder. Durch die Anwendung des US-Verfahrens, welches zwar auf Grund der besseren Homogenisierung zu geringeren Streuungen führt, wird die Permeabilität um fast 43 % reduziert. Dies ist primär dem hohen Unterschied im FVG geschuldet. Während die Referenz einen FVG von 59,8 % aufweist, liegt der Wert für die US-Proben mit 65 Vol-% wesentlich höher. Durch die stärkere Kompaktierung und die damit verbundenen Nesting-Effekte der Filamente, kommt es zu einer deutlichen Herabsetzung der ohnehin geringen Permeabilität.

Anders stellen sich die Ergebnisse für das PT-Material dar. Hier konnten Permeabilitäten für alle Druckabfälle zwischen 2 bar und 5 bar ermittelt werden. Im Gegensatz zum HT liegen hier die Permeabilitätswerte der US-Proben alle zwischen 77 % ( $\Delta p =$

4,75 bar) und 127 % ( $\Delta p = 2$  bar) oberhalb der Referenz. Dabei ist der FVG der US-Proben mit 62 Vol.-% wiederum um 3 % höher als bei dem Referenz-Laminat. Somit kann hier der FVG nicht als Grund herangezogen werden. Vielmehr lässt sich das bessere Verhalten der US-Proben mit der kurzen thermischen Wirkzeit erklären. Diese führt dazu, dass der Binder wenig Zeit hat, um sich in der interlaminaren Ebene zu bewegen. Im langwierigen Umluft-Prozess kann der Binder die Fließkanäle im Gewebe (vgl. Abbildung 6.17 (rechts)) zusetzen und somit die Permeabilität herabsetzen. Weiterhin fällt auf, dass der Einfluss der hydrodynamischen Kompaktierung (Abfall der Permeabilität bei steigendem Druckabfall) für die US-Proben mit einem Unterschied von 31 % zwischen 2 bar und 4,75 bar Druckabfall im Gegensatz zur Referenz mit 12 % deutlich höher ist. Grundsätzlich führt ein steigender Druckabfall zu einer stärkeren Kompaktierung der ersten Faserlagen, was den Permeabilitätsverlust begründet. Im vorliegenden Fall ist der Einfluss bei einem ohnehin stärker verdichteten Material noch höher zu bewerten. Zudem ist bei einer besseren Permeabilität das Potenzial einer Herabsetzung als größer anzusehen.

Insgesamt ist festzuhalten, dass der US-Preform-Prozess einen signifikanten Einfluss auf die Dickenpermeabilität der Preform hat. Grad und Auswirkung werden jedoch vom Faser- und Bindermaterial bestimmt.

## 6.6 Zusammenfassung

Die Untersuchungen der Einflüsse und Störgrößen haben dazu beigetragen definierte Prozessfenster zu ermitteln. Störgrößen und mögliche Limitationen, z.B. durch die Nutzung mehrerer Sonotroden, konnten eingegrenzt oder ausgeschlossen werden. Hinsichtlich geometrischer Restriktionen wurden Einsatzgebiete definiert.

Innerhalb der Einflusstudie konnte gezeigt werden, wie sich die Schweiß-Parameter auf die Preform auswirken. Im Vergleich zu anderen Technologien konnte das Verfahren durch das Erreichen höherer relativer FVG und einer deutlichen Reduzierung der Prozesszeit überzeugen. Für alle Materialien konnten durch die Parameterstudie definierte Prozessfenster für kontinuierliche Prozesse definiert werden.

Die Überprüfung des Einflusses auf die Permeabilität in Dickenrichtung machte deutlich, dass diese abhängig vom verwendeten Halbzeug und dessen Struktur zu betrachten ist.

## 7 Prozesseinfluss auf mechanische Eigenschaften

Der US-Preform-Prozess führt zu einer stärkeren Verdichtung der vorkompaktierten Preform und zeigt das Potenzial zur Prozessautomatisierung und zur Reduzierung der Prozesszeiten. Unklar ist jedoch inwiefern sich der Prozess auf die mechanischen Eigenschaften des konsolidierten Bauteils auswirkt. Zum einen besteht die Gefahr einer Verschlechterung durch die mechanische Belastung der Filamente, zum anderen kann es aber durch die verbesserte Faserstruktur, die Binderverteilung und den erhöhten FVG zu einer Verbesserung der Eigenschaften kommen. In der Folge werden verschiedene mechanische Versuche und deren Ergebnisse dargestellt und diskutiert.

### 7.1 Versuchsplanung und Durchführung

Durchgeführt werden Zug-Versuche, Compression after Impact-Versuche (CAI) und ILSS-Versuche zur Ermittlung der interlaminaren Scherfestigkeit. Angefertigt werden jeweils Referenzproben im Ofen-Prozess sowie US-Proben mit den zuvor ermittelten Parametern. Für die US-Proben kommen partiell je Material zwei Vorschubgeschwindigkeiten (Zusatz:  $k_1$ ,  $k_2$ ) zum Einsatz, um dem großen Prozessfenster Rechnung tragen zu können. Eine Übersicht aller Versuche ist in Tabelle 7-1 dargestellt.

Von den Zug-Proben werden jeweils sechs Stück pro Konfiguration getestet. Die Lagenanzahl wird so bestimmt, dass für einen FVG von 60 % eine nominelle Probendicke von etwa 1 mm erreicht wird. Als Material werden PT, TT, HT und HTbraid eingesetzt, um den Einfluss der entstehenden Ondulation charakterisieren zu können. Im Falle von PT wird zusätzlich zum VAP-Prozess auch eine Versuchsreihe im RTM-Prozess durchgeführt. Aufgrund des asymmetrischen Aufbaus ist ein Test mit dem SA Material nicht möglich.

In den CAI-Versuchen werden die Materialien PT, HT und SA jeweils im quasi-isotropen Lagenaufbau bei einer nominellen Stärke von 4 mm für 60 % FVG getestet. Für PT werden wiederum Proben mittels des VAP- und des RTM-Prozesses hergestellt. Getestet wird jeweils eine Probe für die Impact-Energieniveaus 20 J, 40 J und 50 J. Zum Nachweis der Reproduzierbarkeit werden zusätzlich drei Proben bei 30 J getestet.

Die ILSS-Proben werden aus den Platten entnommen, die auch für die CAI-Versuche genutzt werden. Getestet werden je 6 Proben für die Materialien PT (VAP/RTM) und SA, um den Einfluss von Struktur und Zähmodifikator nachweisen zu können.

Im Folgenden werden die Versuche sowie deren Durchführung beschrieben. Eine Aufstellung der Parameter der Konsolidierungsprozesse, der Proben-Geometrien sowie der Nomenklatur ist Anhang E zu entnehmen.

Tabelle 7-1: Übersicht aller Versuchsreihen und variierenden Parameter

	Material	Versuchsreihe	Bemerkung / Zusammenfassung
Zug-Versuche	HT (HiTape UD)	HT-Z-Ref	HiTape, UD, Referenz im Ofenprozess
		HT-Z-US-k1	HiTape, UD, Ultraschallprozess, v = 15 mm/s
		HT-Z-US-k2	HiTape, UD, Ultraschallprozess, v = 20 mm/s
	HTbraid (UD-Geflecht)	HTbraid-Z-Ref	HiTape, UD-Geflecht, Referenz im Ofenprozess
		HTbraid-Z-US	HiTape, UD-Geflecht, Ultraschallprozess, v = 15 mm/s
	PT (PrimeTex 0/90 Gewebe)	PT-Z-Ref	PrimeTex, Referenz im Ofenprozess
		PT-Z-US-k1	PrimeTex, Ultraschallprozess, v = 10 mm/s
		PT-Z-US-k2	PrimeTex, Ultraschallprozess, v = 20 mm/s
		PT-Z-RTM-Ref	PrimeTex, Referenz im Ofenprozess, RTM-Infusion
	TT (TohoTenax UD)	PT-Z-RTM-US	PrimeTex, Ultraschallprozess, v = 10 mm/s, RTM-Infusion
		TT-Z-Ref	TohoTenax, Referenz im Ofenprozess
		TT-Z-US-k1	TohoTenax, Ultraschallprozess, v = 10 mm/s
TT-Z-US-k2		TohoTenax, Ultraschallprozess, v = 20 mm/s	
CAI-Versuche	HT (HiTape UD)	HT-CAI-Ref	HiTape, UD, Referenz im Ofenprozess
		HT-CAI-US	HiTape, UD, Ultraschallprozess, v = 15 mm/s
	PT (PrimeTex 0/90 Gewebe)	PT-CAI-Ref	PrimeTex, Referenz im Ofenprozess
		PT-CAI-US-k1	PrimeTex, Ultraschallprozess, v = 10 mm/s
		PT-CAI-US-k2	PrimeTex, Ultraschallprozess, v = 20 mm/s
		PT-CAI-RTM-Ref	PrimeTex, Referenz im Ofenprozess, RTM-Infusion
	SA (Saertex NCF)	PT-CAI-RTM-US	PrimeTex, Ultraschallprozess, v = 10 mm/s, RTM-Infusion
		SA-CAI-Ref	Saertex quad NCF, Referenz im Ofenprozess
	SA-CAI-US	Saertex quad NCF, Ultraschallprozess, v = 15 mm/s	
	ILSS-Versuche	PT (PrimeTex 0/90 Gewebe)	PT-ILSS-Ref
PT-ILSS-US-k1			PrimeTex, Ultraschallprozess, v = 10 mm/s
PT-ILSS-US-k2			PrimeTex, Ultraschallprozess, v = 20 mm/s
PT-ILSS-RTM-Ref			PrimeTex, Referenz im Ofenprozess, RTM-Infusion
SA (Saertex NCF)		PT-ILSS-RTM-US	PrimeTex, Ultraschallprozess, v = 10 mm/s, RTM-Infusion
		SA-ILSS-Ref	Saertex quad NCF, Referenz im Ofenprozess
	SA-ILSS-US	Saertex quad NCF, Ultraschallprozess, v = 15 mm/s	

### 7.1.1 Interlaminar Shear Strength-Versuche (ILSS) (EN ISO 14130)

Das angewendete Verfahren beruht auf der Bestimmung der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit nach dem Dreipunktverfahren mit kurzen Balken. Dabei wird die Probe gemäß Abbildung 7.1 (links) in einer Prüfmaschine bis zum ersten Versagen getestet. Aufgenommen wird die Kraft über den Traversenweg. Die Traversengeschwindigkeit beträgt 1 mm/min. Als Messdose wird ein 10 kN-System genutzt.

Für einen gültigen Versuch ist es erforderlich, dass es zu einem realen Scherversagen der Proben kommt. Anteile von Zug- oder Druckversagen sind nicht akzeptabel. Dies lässt sich durch die Schadensausbreitung innerhalb der Probe bestimmen (Abbildung 7.1, mitte).

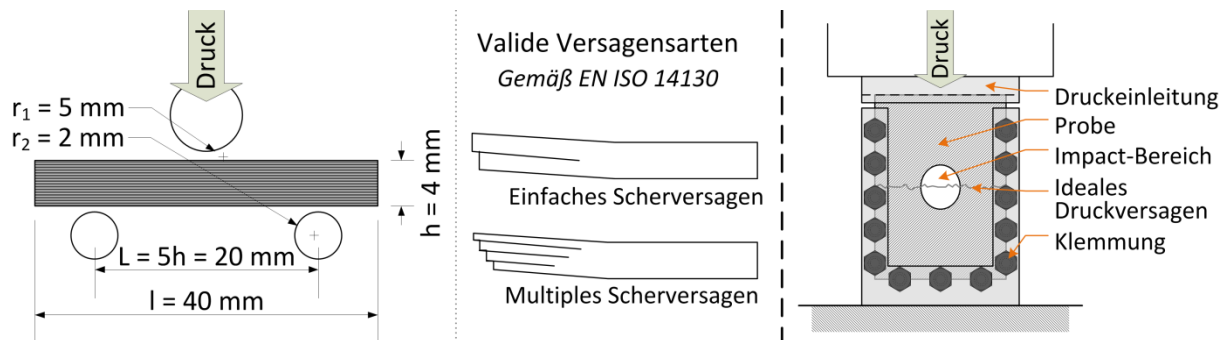


Abbildung 7.1: ILSS-Versuch: Aufbau (links); Valides Scherversagen (mitte); Ermittlung der Restdruckfestigkeit (rechts)

### 7.1.2 Zug-Versuche (DIN EN 2561)

Die Zug-Versuche werden der Norm folgend an einer universellen Prüfmaschine der Firma Demgen durchgeführt. Die mit Lasteinleitungselementen aus GFK versehenen Proben werden durch Klemmung der Prüfmaschine unter Beachtung einer exakten Ausrichtung zugeführt, um ungewollte Biegebeanspruchungen zu vermeiden. Die Querhauptgeschwindigkeit ist mit  $1 \text{ mm/min}$  festgelegt. Die Prüfung ist mit dem Versagen der Probe beendet und gilt als gültig, wenn das Versagen innerhalb der freien Einspannlänge auftritt. Aufgenommen wird ein Kraft-Weg-Diagramm.

### 7.1.3 Compression after Impact-Versuche (CAI) (AITM 1-0010)

Der CAI-Versuch besteht aus mehreren Teilbereichen. Zunächst werden alle Proben mittels Ultraschall-Scan auf evtl. Vorschäden überprüft, die ggf. die Ergebnisse beeinträchtigen können. In der Folge werden die Proben gemäß des Versuchsplanes mit einem Impact-Dorn geschädigt. Die notwendige Fallhöhe  $h_F$  ergibt sich aus Formel 7-1 unter Verwendung der Erdbeschleunigung  $g$  und der Dorn-Masse  $m_D$ . Der Dorn hat eine kugelförmige Spitze mit einem Durchmesser von  $16 \text{ mm}$  und einem Fallgewicht von  $4,02 \text{ kg}$ .

$$E = m_D \cdot g \cdot h_F \quad [J] \quad (7-1)$$

Nach der Schädigung wird erneut eine Ultraschallprüfung durchgeführt, um die projizierte Schadensfläche als Indikator für den Grad der Schädigung ermitteln zu

können. Anhand der Signalabschwächung im Schadensbereich (Schwellwert von 6 dB) erfolgt die Ermittlung der Schadensfläche. Weiterhin wird gemäß der Norm die Eindringtiefe der Schädigung an mehreren Stellen gemessen und gemittelt.

Abschließend werden alle Proben unter Druck in einer Prüfmaschine bis zum Versagen belastet. Der Aufbau ist dabei in Abbildung 7.1 (rechts) dargestellt. Ein ideales Schadensbild ist dabei durch eine mittige, horizontale Ausbreitung im Bereich der Schädigung gekennzeichnet. Als ungültig gelten Versagensbilder innerhalb von 10 mm Abstand zu den Kanten der Probe. Die Querhauptgeschwindigkeit bei der Ermittlung der Restdruckfestigkeit ist auf 0,5 mm/min festgelegt. Aufgenommen wird die Kraft über den Traversenweg. Anwendung findet eine 500 kN Kraftmessdose.

## 7.2 Ergebnisse und Diskussion

Die Ergebnisse der mechanischen Versuche sind in dem folgenden Abschnitt zusammengefasst. Dabei werden zunächst die FVG der Proben miteinander verglichen. In der Folge werden die Ergebnisse der Tests dargestellt und diskutiert.

### 7.2.1 Faservolumengehalt

Die Bestimmung des FVG erfolgt über die Probenmasse in Kombination mit dem bekannten Flächengewicht des trockenen Fasermaterials. Letzteres kann herangezogen werden, da Eingangstests gezeigt haben, dass das Flächengewicht für alle Materialien als konstanter Wert betrachtet werden kann. Zusätzlich wurden die Gewichte der hergestellten Preforms hinsichtlich des erwarteten Flächengewichtes nach der Herstellung kontrolliert. Formel 7-2 zeigt die Gleichung zur Ermittlung des Faservolumengehaltes  $\varphi_F$ . Da die Dichte der Zusatzmaterialien, wie Binder (PA, PES) und Stützfäden, mit 1140 kg/m<sup>3</sup> nahezu gleich der Dichte der Matrix und der Massenanteil sehr gering ist, werden diese in einer vereinfachten Annahme in das Matrix-Volumen integriert, ohne dass ein signifikanter Fehler zu erwarten ist.

$$\varphi_F = \frac{100}{1 + \left( \frac{m_{Probe}}{G \cdot A_P \cdot n} - 1 \right) \cdot \frac{\rho_F}{\rho_M}} \quad [\%] \quad (7-2)$$

mit	$m_{Probe}$	→ Masse der Probe	[g]
	$G$	→ Faserflächengewicht ohne Binder	[g/m <sup>2</sup> ]
	$A_P$	→ Probenfläche	[m <sup>2</sup> ]
	$n$	→ Anzahl an Lagen	
	$\rho_{F/M}$	→ Dichte der Faser (F) bzw. Matrix (M)	[kg/m <sup>3</sup> ]

In Abbildung 7.2 sind die Ergebnisse der FVG-Bestimmung für die Zug-Proben als Box-Plot dargestellt. Für alle Box-Plots gilt, dass die Raute den Mittelwert darstellt, der horizontale Strich den Median und die Box den Bereich, in welchem sich 75 % der Messwerte aufhalten. Ebenso wird die Streuung dargestellt.

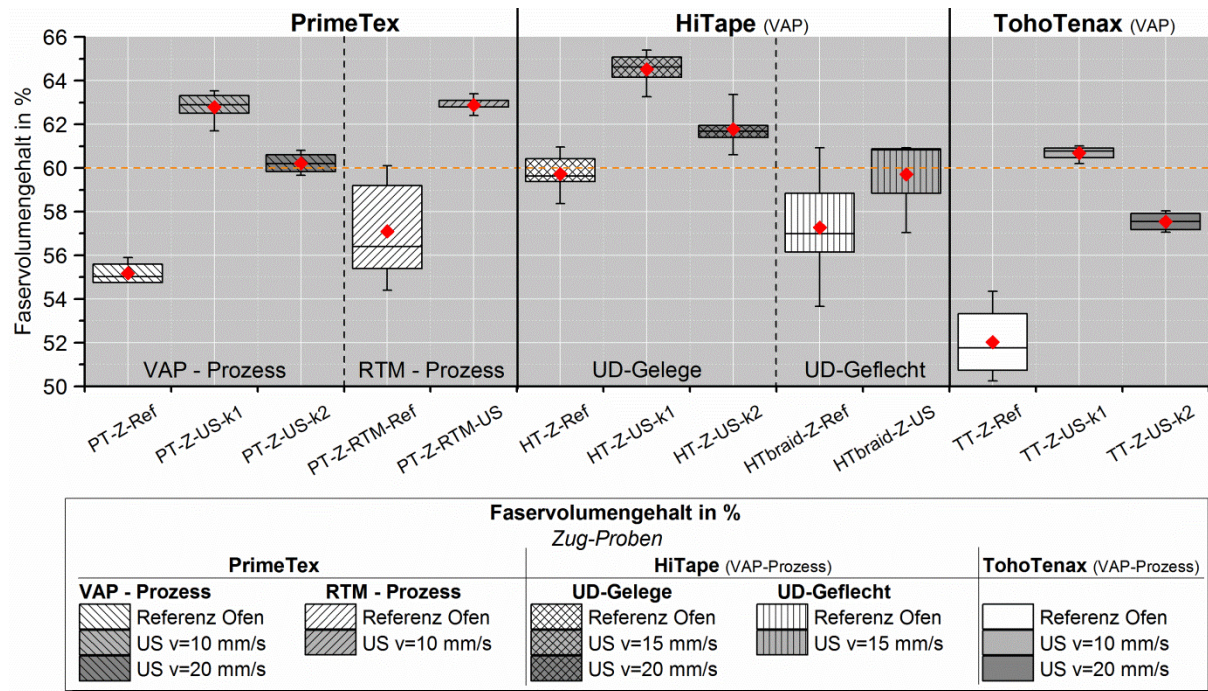


Abbildung 7.2: Ergebnisse der FVG-Auswertung für die Zug-Proben

Deutlich ist, dass alle US-Proben einen höheren FVG als die Referenzen aufweisen. Abgesehen von den k2-Proben des TT-Materials konnten auch in allen US-Prozessen Werte zwischen 60 % und 65 % erreicht werden. Weiterhin konnte die Erwartung sinkender Werte für eine ansteigende Vorschubgeschwindigkeit und damit eine kürzere Schallwirkung bestätigt werden. Für die Referenzen konnte lediglich für die unidirektionalen HT-Proben teilweise die 60 %-Marke erreicht werden. Besonders für das TT-Material ist im Referenz-Prozess nur ein FVG von 52 % nachweisbar. Im RTM-Prozess kann ein Zuwachs von circa 6 % beobachtet werden.

Abbildung 7.3 zeigt die Ergebnisse der FVG-Auswertung für die CAI/ILSS Proben. Auch hier zeigt sich ein ähnliches Bild. Auf Grund des quasiisotropen Aufbaus der Proben fällt der Grad der Kompaktierung teilweise geringer aus, da weniger Fiber-Nesting-Effekte zwischen den Lagen möglich sind. Auffällig ist das Verhalten des SA-Materials. Die Referenz hat einen im Mittel um 8 % niedrigeren FVG als die US-Probe, was eine erhebliche Verbesserung darstellt.

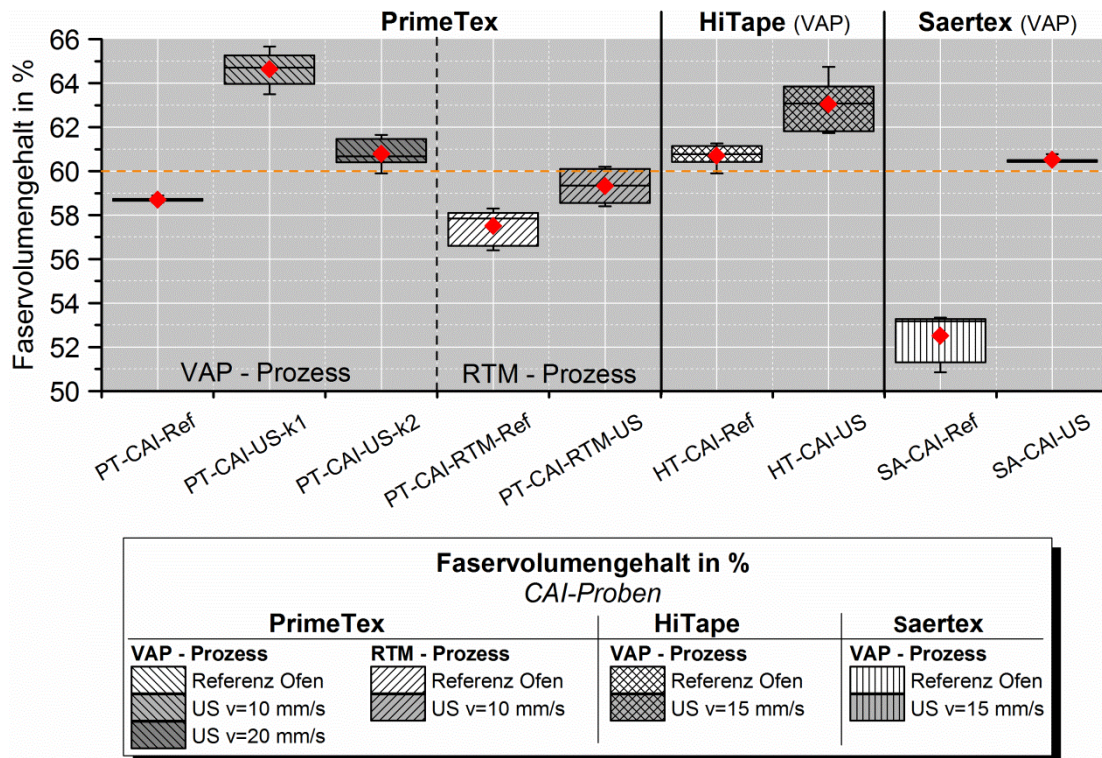


Abbildung 7.3: Ergebnisse der FVG-Auswertung für die CAI- und ILSS-Proben

Grundsätzlich ist der Anstieg auf verschiedene Umstände zurückzuführen. Primär zeigen sich die vibrationsinduzierten Nesting-Effekte dafür verantwortlich. Weiterhin sind aber auch die Homogenisierung der Binderlokalisierung sowie das Aufschmelzen der Nähfäden (SA, TT) als Gründe für ein besseres Verhalten zu nennen.

### 7.2.2 Interlaminares Verhalten

Im Zuge der ILSS-Versuche weisen alle Proben ein gültiges Versagensbild auf, welches auf ein Schubversagen zurückzuführen ist. Lediglich bei den PT-Proben, welche einen thermoplastischen Binder aufweisen, konnten während der Versuche sehr kleine Plateau-Ausbildungen im Spannungs-Dehnungs-Diagramm ausgemacht werden. Zu einem Abfall der Spannung kam es allerdings nicht, so dass davon auszugehen ist, dass hier elastische Effekte, die auf den Binder zurückzuführen sind, verantwortlich sind. Die Bestimmung der interlaminares Scherkraft  $\tau$  erfolgt gemäß Formel 7-3.

$$\tau = \frac{3}{4} \cdot \frac{F_B}{b \cdot h} \quad [MPa] \quad (7-3)$$

mit  $F_B$  → Bruchkraft [N]  
 $b$  → Probenbreite [mm]  
 $h$  → Probenhöhe [mm]



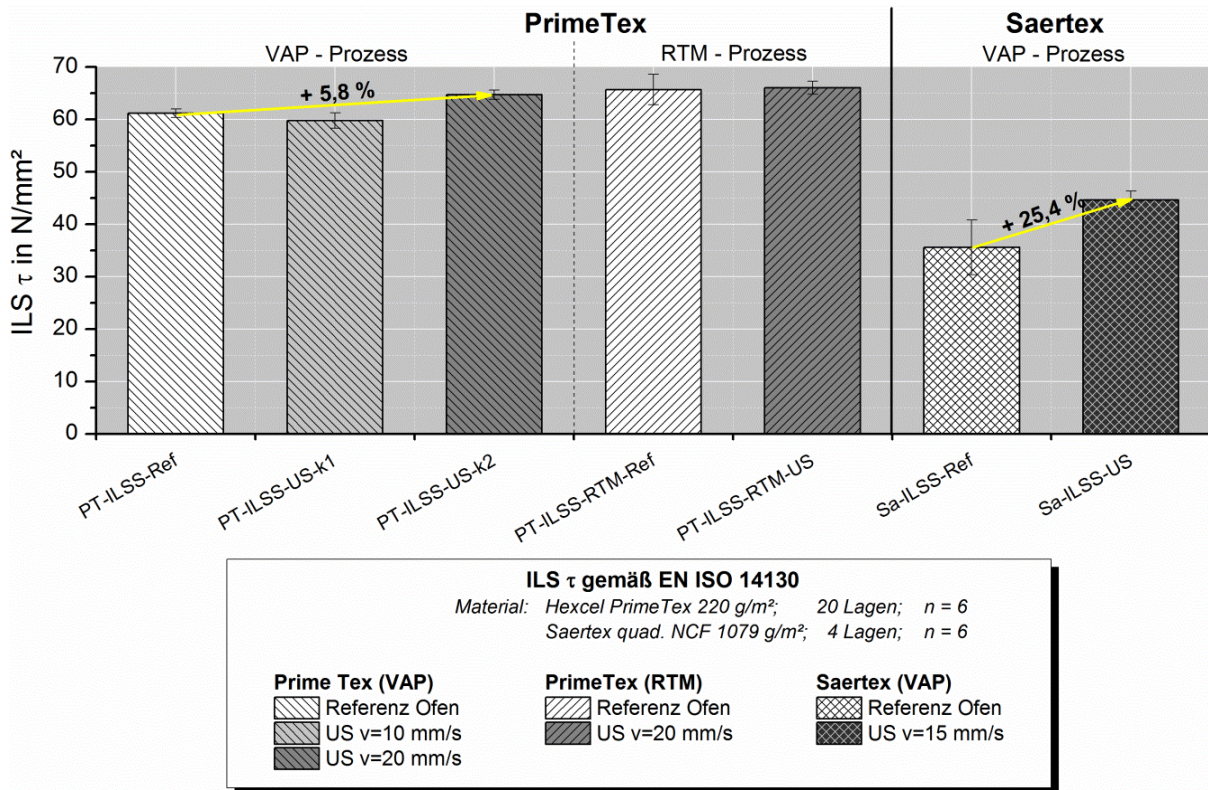


Abbildung 7.4: Ergebnisse der ILSS-Versuche

Abbildung 7.4 zeigt die Ergebnisse der auf Scherung beanspruchten Proben. Deutlich ist, dass es für keine Probe zu einer Verschlechterung kommt. Für die im RTM-Prozess hergestellten Proben sind die erreichten Werte nahezu identisch. Lediglich weisen die US-Proben eine geringere Streuung auf, was ein Hinweis auf eine homogenere Materialbeschaffenheit ist. Bei den Ergebnissen der VAP-Proben fällt auf, dass es durch die kürzere Schalleinwirkung für die k2-Konfiguration zu Ergebnissen kommt, die auf dem Niveau der im RTM-Prozess gefertigten Proben liegen. Damit ist das Ergebnis im Mittel um 5,8 % höher als für die Referenz. Die längere Wirkdauer weist keine Verbesserung auf und liegt innerhalb der Streuung der Referenz auf dem gleichen Niveau. Die Verbesserung lässt sich hier vor allem durch die bessere Lokalisierung des Zähmodifikators (V800E) erklären, der durch die kurze Schallwirkung nicht beeinflusst wird. Durch die lange thermische Wirkdauer im Referenz-Prozess kann es hingegen zu einer Degradation kommen. Bei einer längeren Schallwirkung (k1) ist von einem Aufschmelzen des Thermoplastes und einer damit einhergehenden Veränderung der Rissstoppfähigkeit auszugehen. Ein wesentlich deutlicherer Unterschied ist bei den SA-Proben erkennbar. Hier verbessern sich die Werte im Mittel um mehr als 25 %. Zudem ist eine deutlich geringere Streuung

bei der Verwendung des US-Preformens zu erkennen. Begründet ist dies teilweise in einem deutlich höheren FVG und einem damit einhergehenden höheren Widerstand gegen eine interlaminare Rissausbreitung. Zusätzlich etabliert sich durch das Aufschmelzen der Nähfäden des NCF-Materials ein zusätzlicher Rissstopp-Effekt, der zu einer Verbesserung des interlaminaren Verhaltens maßgeblich beiträgt.

### 7.2.3 Zug-Versuche

Die Auswertung der Zug-Proben wurde gemäß DIN EN 2561 hinsichtlich des E-Modules durchgeführt. Die Ergebnisse wurden gemäß DIN 3783 auf einen FVG von 60 % normiert, um den Effekt des steigenden FVG herauszurechnen und damit anderen Struktureffekten Rechnung zu tragen. Der unnormierte E-Modul wurde nach Formel 7-4 bestimmt. Abbildung 7.5 zeigt die normierten Ergebnisse als Box-Plot.

$$E_{T11} = \frac{0,4 \cdot F_B}{b \cdot h \cdot (\varepsilon_{F_B/2} \cdot \varepsilon_{F_B/10})} \quad [GPa] \quad (7-4)$$

mit	$F_B$	→ Bruchkraft	[N]
	$b$	→ Probenbreite	[mm]
	$h$	→ Probendicke	[mm]
	$\varepsilon_{F_B/x}$	→ Dehnung bei $F_B/x$	

Zunächst werden die Ergebnisse der PT-Proben betrachtet. Im VAP-Prozess ist eine mittlere Verbesserung des E-Modules für beide Konfigurationen der US-Proben um 5,0 % bei einer zeitgleich abnehmenden Streuung zu verzeichnen. Auf Grund der geringeren Streuung kommt es zu keiner Intervallüberschneidung und es kann von einer signifikanten Verbesserung ausgegangen werden.

Bei den RTM-Proben hingegen ist zwar ein tendenziell leicht höheres E-Modul zu beobachten, auf Grund der Streuung ist aber von keiner Signifikanz auszugehen. Dennoch kann festgehalten werden, dass der US-Prozess auch hier keine negativen Auswirkungen hat. Der Anstieg für die Proben im VAP-Prozess kann mit einer Verringerung der Ondulationswinkel erklärt werden. Eine stärkere Kompaktierung und die damit einhergehende parallele Anordnung der Filamente führt zu einer geringeren out-of-plane Ondulation. Die Tatsache, dass diese Verbesserung nicht bei den RTM-Proben beobachtet werden kann, ist mit der gleichbleibenden Kavität im RTM-Prozess zu erklären, die ein Aufweiten des Textils im Infusionsprozess trotz höherer Verdichtung zulässt.

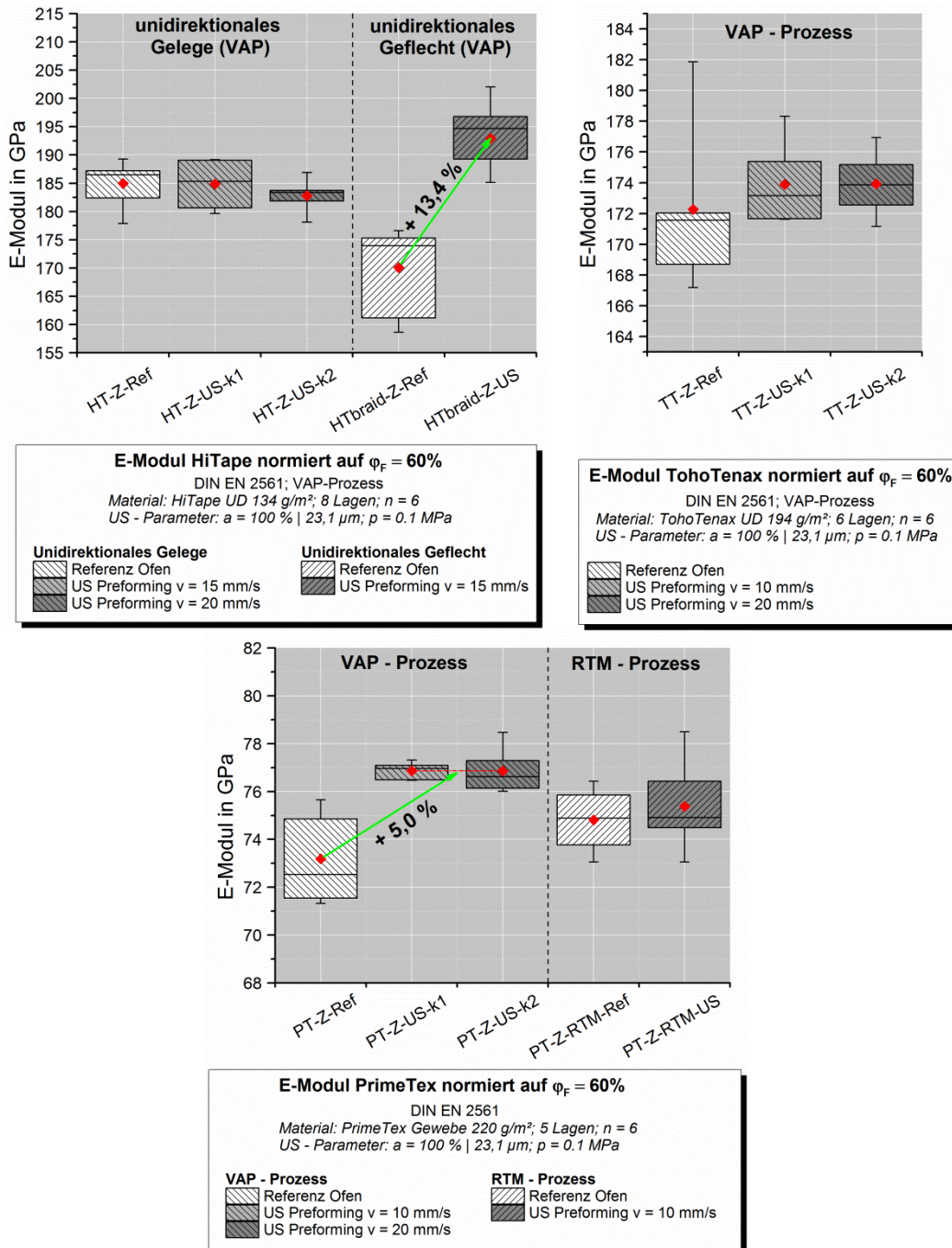


Abbildung 7.5: Darstellung des E-Modules aus den Zugversuchen: HT/HTbraid (oben links); TT (oben rechts); PT (unten)

Für das unidirektionale HT-Gelege lässt sich kein Unterschied in der Performance des Materials feststellen. Dies ist plausibel, da Ondulationen hier ohnehin nicht auftreten und das Material bereits eine verbesserte Faserstruktur besitzt.

Die Betrachtung der Ergebnisse für die unidirektionalen Geflechte (HTbraid) hingegen ergibt eine Steigerung des E-Modules um 13,4 % im Mittel. Auch hier lässt sich der Effekt durch die Herabsetzung der Ondulationen erklären, wie es die Schliff- und

Oberflächenbilder in Abbildung 7.6 zeigen. Durch den US-Prozess kommt es nicht nur zu einer Verdichtung und damit zur Ondulationsreduktion, sondern auch zu einer Deformierung der thermoplastischen Stützfäden sowie einer deutlichen Verminderung harzreicher Bereiche um die Stützfäden. Dies trägt wiederum zu einer Homogenisierung der Faserstruktur und zu der Erreichbarkeit besserer Kennwerte bei.

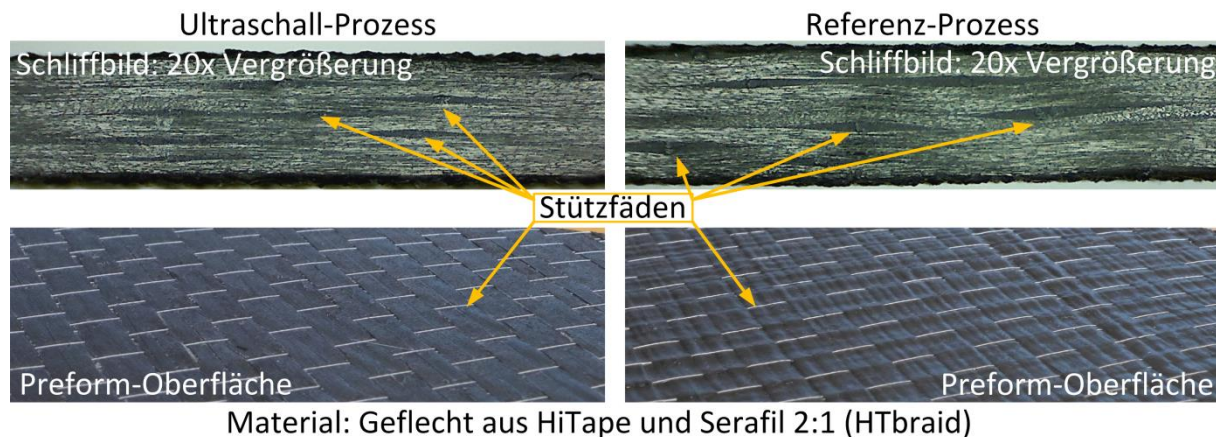


Abbildung 7.6: Schliff- und Oberflächenbilder des HTbraid Materials: US-Probe (links); Referenz-Probe (rechts)

Beim unidirektionalen TT-Material führt der US-Prozess ebenfalls zu keinen Qualitätseinbußen. Die Mittelwerte für die US-Proben liegen zwar deutlich oberhalb der Referenz, jedoch ist die Streuung der Referenz-Proben erheblich, so dass von keiner signifikanten Verbesserung zu sprechen ist. Allerdings setzt der Prozess die Streuung deutlich herab, so dass eine bessere Voraussage für das Materialverhalten möglich ist. Ein Grund für die tendenzielle Verbesserung (circa 1 %) ist im Aufschmelzen des sehr feinen Bindungsfadens, der die UD-Lagen im trockenen Zustand stabilisiert, zu finden. Eine weitere Erklärung stellt die verbesserte Ausrichtung der Filamente zueinander durch die Vibrationen dar.

#### 7.2.4 Restdruckfestigkeit

Zunächst ist festzuhalten, dass alle Proben vor der Schlagbelastung im Ultraschall-NDT-Verfahren keine Defekte aufgewiesen haben. Zur Charakterisierung des Verhaltens nach der Schlagschädigung werden im ersten Schritt die projizierten Schadensflächen aus den Ultraschall-Scans ausgewertet. Abbildung 7.7 zeigt dazu die Ergebnisse. Um eine mögliche Progression abbilden zu können, wurden exponentielle Regressionskurven über die Messergebnisse gelegt.

Die Schadensfläche bildet auf Grund der Projektion lediglich einen Indikator für das Schadensverhalten, da ein 3D-Schadensbild nicht aufgenommen wird. Für die PT-Proben aus dem VAP-Prozess zeigt sich für die US-Versuche eine Verminderung der Schadensfläche bei zunehmender Wirkdauer des Schalls. Bei den RTM-Proben hingegen ist kein signifikanter Unterschied zu erkennen. Durch die Gewebestruktur ist die Resistenz des Materials gegen interlaminaire Schadensausbreitung ohnehin verbessert. Durch die stärkere Kompaktierung ist die notwendige Energie zur Ausbreitung der Delamination höher.

Bei den HT-Gelegen sind erhebliche Unterschiede festzustellen. Für die Schlagenergien oberhalb von 30 J bleibt die Schädigung für die US-Proben mit 5 % Schadensfläche nahezu konstant, während die Werte für die Referenz-Proben stetig bis auf 30 % bei 50 J anwachsen. Neben den Kompaktierungs-Effekten spielt beim HT-Material auch die Struktur eine wesentliche Rolle. Durch die ebene Gelege-Struktur sind keine faserinduzierten Rissstoppeffekte zu erwarten. Somit übernimmt lediglich der interlaminaire Zähmodifikator, der im Gegensatz zum PT Gewebe auch gleichzeitig als Binder fungiert, diese Aufgabe. Durch den langen Ofen-Prozess, der notwendig ist, um der nachteiligen Konvektion Rechnung zu tragen, verteilt sich der Binder durch Kapillarwirkung im Material und bleibt nicht allein in der interlaminaire Ebene. Dies ist bei dem US-Prozess durch die kurze Wirkzeit nicht der Fall, so dass es zu einer besseren Resistenz gegen Delaminationen kommt.

Einzig beim SA-Material zeigt sich in der Projektion für die Ultraschall-Proben eine Erhöhung der Schadensflächen. Allgemein sind allerdings die Schadensflächen beim SA-Material erheblich größer und erreichen schon bei Schlagenergien von 30 J Werte oberhalb von 30 %. Dies ist darin begründet, dass es durch das 4-lagige NCF-Laminat nur drei Ebenen zur Rissausbreitung gibt, in welchen ein Großteil der Schlagenergie ohne Zähmodifikator dissipiert werden muss. In den Zwischenebenen des quadaxialen Aufbaus einer Lage wird es wegen der Nähfäden zu keiner bedeutenden Schadensausbreitung kommen. Insgesamt können die Unterschiede in den Schadensbildern aber unter Beachtung der Größe als nicht signifikant eingestuft werden.

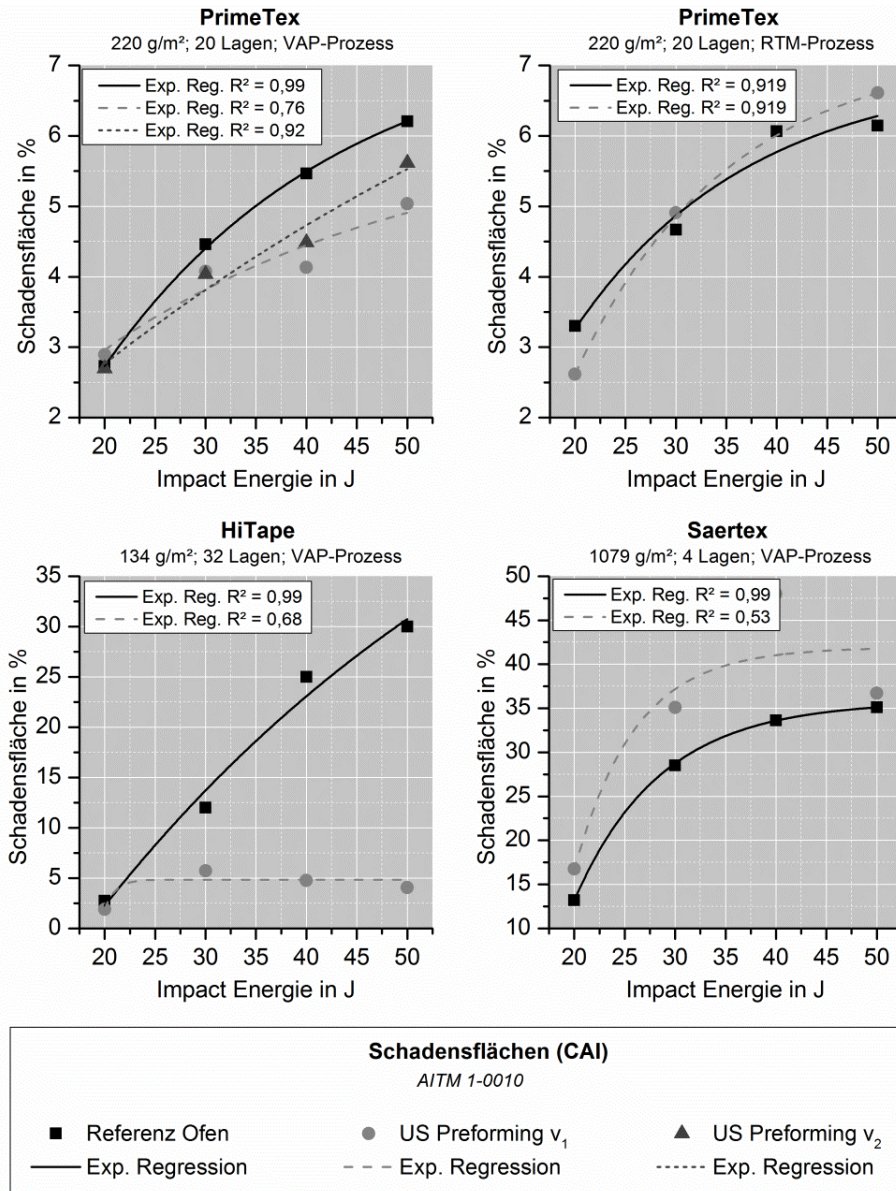


Abbildung 7.7: Projizierte Schadensflächen nach Schlagbeanspruchung

Bei den Druckversuchen zur Ermittlung der Restdruckfestigkeit kann für alle Proben ein valides Versagen gemäß der Norm festgestellt werden. Die Restdruckfestigkeit  $\sigma_r$  für eine spezifische Schlagenergie wird gemäß Formel 7-5 ermittelt.

$$\sigma_r(E) = \frac{F_B}{b \cdot h} \quad [MPa] \quad (7-5)$$

mit  $F_B$  → Bruchkraft [N]  
 $b$  → Probenbreite [mm]  
 $h$  → Probendicke [mm]

Eine Normierung der Restdruckfestigkeiten findet hier keine Anwendung, da damit der Einfluss auf die Biegesteifigkeit missachtet werden würde und gerade der Einfluss der Erreichung höherer FVG von Interesse ist.

In der Folge werden für alle Versuchsreihen die Restdruckfestigkeiten und die Eindringtiefen der Impactschädigung gegenübergestellt. Die Eindringtiefe stellt einen wichtigen Wert für die Auslegung von Strukturbauteilen in der Luftfahrt dar. Als „Barely Visible Damage“ (BVD) bezeichnet man eine Schädigung mit einer Eindringtiefe ab 1 mm. Dieser Schaden gilt dem Namen folgend als mit dem bloßen Auge erkennbar. Der mit diesem Wert korrelierende Schlagenergiewert  $E_{1\text{mm}}$  wird zur Strukturauslegung herangezogen, da davon ausgegangen wird, dass erst eine solche Schädigung mit Sicherheit detektiert wird. Eine geringere Schadensfläche kann ein Indiz dafür sein, dass mehr Schlagenergie in die Deformation im Impact-Bereich fließt und somit ein früheres Auftreten des BVDs bei kleineren Schlagenergien eintritt.

Abbildung 7.8 zeigt die Ergebnisse für die beiden PT-Konfigurationen, die zum einen im RTM-Verfahren (oben) und zum anderen im VAP-Verfahren (unten) hergestellt wurden. Für den RTM-Prozess lassen sich im Verlauf der Restdruckfestigkeit keine signifikanten Unterschiede erkennen. Die validen Regressionen ( $R^2 < 0,8$ ) zeigen ein überlagerndes Bild. Die Eindringtiefe  $d = 1$  mm tritt bei der Referenz bei 33,4 J auf, für die US-Probe bereits bei 29,6 J. Bei der Verwendung des Ultraschall-Prozesses kann also von einem leicht erhöhten Festigkeitswert für die Auslegung ausgegangen werden. Dieser müsste durch weitere Tests bei dieser Schlagenergie verifiziert werden.

Beim VAP-Prozess fallen die Unterschiede deutlicher aus. Hier erhöht sich die Abweichung der Restdruckfestigkeit mit steigender Wirkdauer des Schalls, wobei die Proben mit der langen Schallwirkung die besten Ergebnisse erzielen. Weiterhin tritt auch in diesem Fall die Schadenstiefe von 1 mm früher als bei der Referenz ein. Zusammengenommen erhöht sich die Auslegungsfestigkeit um 4,75 % für die höhere Preform-Geschwindigkeit und sogar um 10,5 % für die langsamere Konfiguration. Die Gründe für die Verbesserung sind hier ebenfalls im höheren FVG zu suchen sowie in der damit einhergehenden Verringerung der Schadensausbreitung.

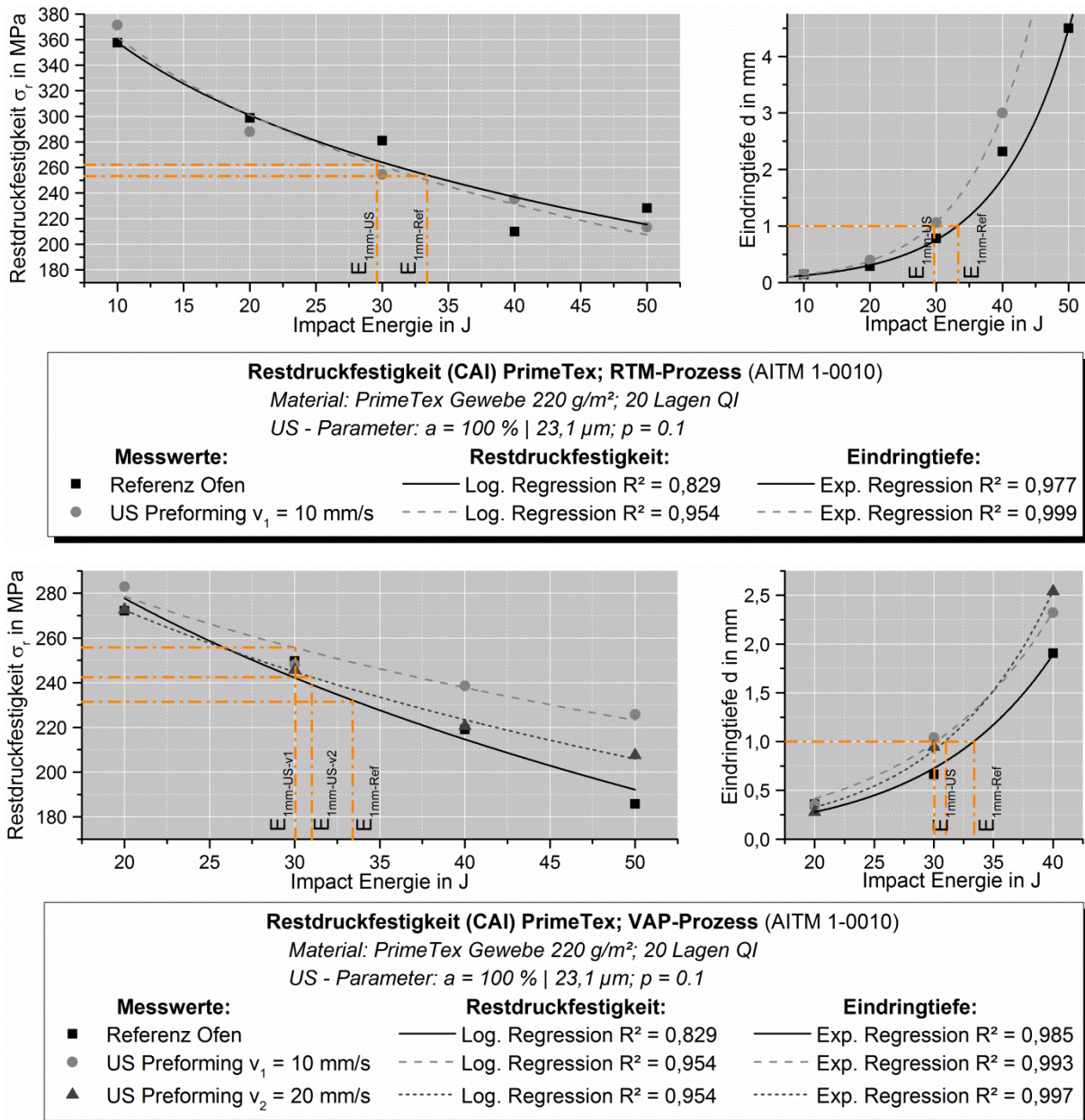


Abbildung 7.8: Restdruckfestigkeit und Eindringtiefe für PT-Versuchsreihen: RTM-Prozess (oben); VAP-Prozess (unten)

Abbildung 7.9 zeigt die Ergebnisse für die Versuchsreihen des HT-Materials. Wie bereits aus den Ergebnissen der Schadensflächen abzuleiten war, findet hier eine signifikante Verbesserung der Restdruckfestigkeit statt. Die Ergebnisse liegen alle deutlich oberhalb der Referenz. Weiterhin tritt bedingt durch das frühere Erreichen der kritischen Eindringtiefe eine zusätzliche Verbesserung der Auslegungsfestigkeit ein. Insgesamt liegt die Erhöhung bei 22,7 %.



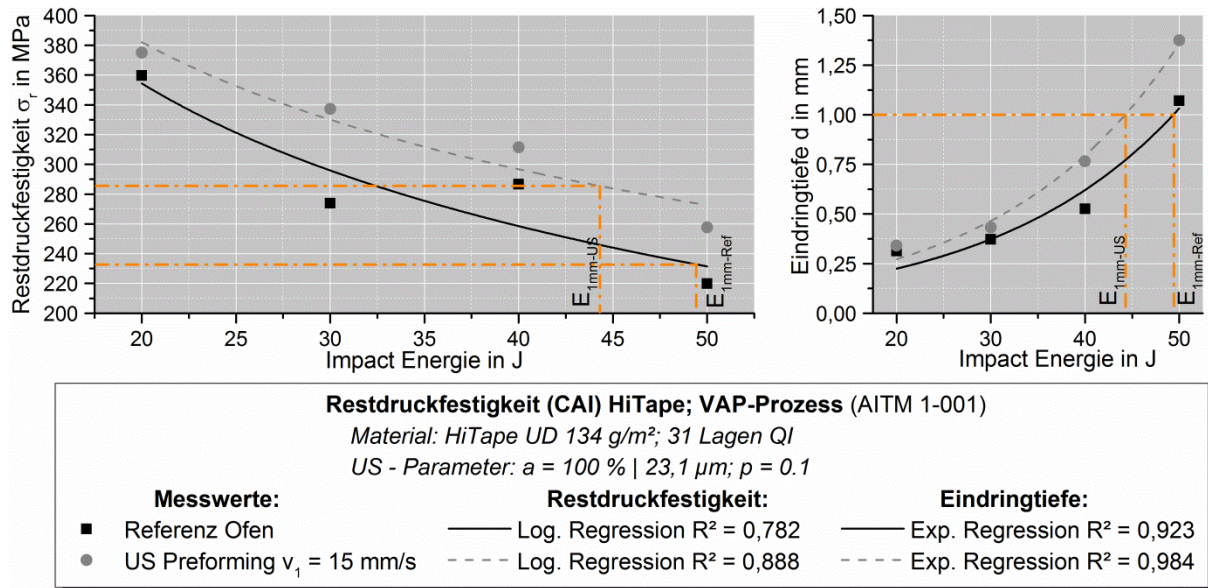


Abbildung 7.9: Restdruckfestigkeit und Eindringtiefe für HT-Versuchsreihen

Abschließend bleibt noch die Betrachtung der SA-Proben, deren Ergebnisse in Abbildung 7.10 dargestellt sind. Das Verhalten der Eindringtiefe korreliert mit den hohen Delaminationen und einer damit einhergehenden Verschiebung des BVDs zu hohen Energien, der für beide Proben bei circa 47 J eintritt.

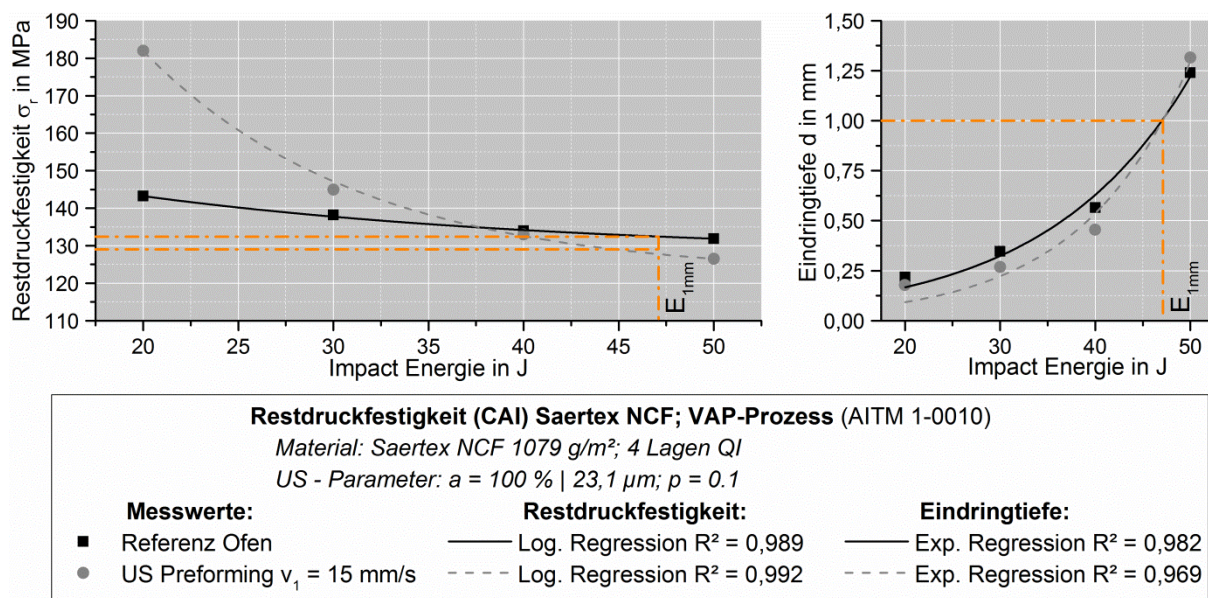


Abbildung 7.10: Restdruckfestigkeit und Eindringtiefe für SA-Versuchsreihen

Bei der Restdruckfestigkeit zeigt sich für die US-Proben bis zu einer Schlagenergie von 35 J ein deutlich besseres Verhalten als bei den Referenzen. Durch die hohen Schadensflächen oberhalb von 30 J sind die Ergebnisse als nicht repräsentativ zu betrachten, da die Stützstruktur hier nicht mehr ausreichend ist und von Randef-

fechten auszugehen ist. Da in diesen Bereich auch die Auslegungswerte fallen, ist eine Aussage dazu nicht möglich. Dennoch bleibt festzuhalten, dass es durch den erhöhten FVG und die Verbesserung des interlaminaren Verhaltens (vgl. ILSS-Tests) bei geringen Schlagenergien zu einer Anhebung der Restdruckfestigkeit kommt.

### 7.3 Zusammenfassung

Untersucht wurden neben dem FVG sowohl der E-Modul als auch die interlaminare Scherfestigkeit sowie das Verhalten nach einer Schlagschädigung. Grundsätzlich kann festgestellt werden, dass es durch den Prozess in keinem Fall zu einer Herabsetzung der Eigenschaften gekommen ist. Somit können prozessbedingte Schäden am Material ausgeschlossen werden.

Alle Proben wiesen einen deutlich erhöhten FVG im Vergleich zu konventionellen Techniken oberhalb der Marke von 60 % auf. Die Ergebnisse der Zug-Versuche zeigen eine Verbesserung des normierten E-Modules für Gewebestrukturen, die im VAP-Prozess hergestellt wurden. Dies ist in einer Verringerung der Ondulation begründet. Die Verbesserung ist weiterhin abhängig von der Wirkdauer des Schalls, die für eine verbesserte Faserorientierung verantwortlich ist. Für unidirektionale Strukturen und Proben aus dem RTM-Verfahren sind unter der Normierung keine signifikanten Veränderungen nachweisbar.

Die Untersuchung der interlaminaren Scherfestigkeit hat gezeigt, dass die Erhöhung der Kompaktierung zu einer besseren interlaminaren Anbindung führt und die Ausbreitung von Rissen für nicht ondulierte Halbzeuge gehemmt werden kann. Für Gewebestrukturen ist eine Verbesserung nicht ersichtlich. Allerdings spielt die Beeinflussung der Struktur thermoplastischer Zähmodifikatoren eine Rolle.

Bei schlagbeanspruchten Bauteilen, die im VAP-Prozess hergestellt wurden, sind verbesserte Restdruckfestigkeiten und teilweise reduzierte Schadensflächen durch den US-Prozess nachweisbar. Ein früheres Erreichen sichtbarer Schädigungen kann zusätzlich die Auslegungsfestigkeiten für Strukturbauteile heraufsetzen.

Der Einsatz des kontinuierlichen US-Preformens zeigt also nicht nur Potenzial für eine weitere Automatisierung in der Herstellung von CFK-Bauteilen, sondern kann in begrenztem Umfang auch zu einer Verbesserung der mechanischen Eigenschaften, gerade bei Infusionsverfahren ohne geschlossenes Werkzeug, beitragen.

## 8 Herstellung komplexer Geometrien

In den vorangegangenen Kapiteln konnte die grundsätzliche Nutzbarkeit der Technologie zum Vorstabilisieren trockener Faserstrukturen nachgewiesen und Parameterfenster definiert werden. Ebenso wurden erste Untersuchungen zu Grenzbereichen der Technologie und auch zur potenziellen Nutzung von mehreren Sonotroden bzw. der Abdeckung größerer Flächen durchgeführt. Nun gilt es diese Ansätze in einen Realfall zu überführen, um die Anwendbarkeit der Technologie deutlich zu machen.

Im folgenden Kapitel sollen Strategieansätze zur industriellen Anwendung des US-Preformens dargelegt sowie die Herstellung eines aus dem realen Bauteil-Portfolio abgeleiteten Demonstrators vorgestellt werden. Ziel bei Letzterem ist die Validierung der Technologie in Bezug auf die Herstellbarkeit und die Qualität unter annähernd realen Bedingungen, um eine mögliche Adaption hin zur Anwendung beurteilen zu können. Ausgehend von dem untersuchten Bauteil erfolgt weiterhin ein Vergleich der Prozesszeiten zwischen konventionellem und dem US-Verfahren.

### 8.1 Strategieansätze zur Herstellung komplexer Strukturen

Hinsichtlich der Fertigungsstrategie für den Einsatz der US-Preform-Technologie in der Industrie gilt es zwei grundsätzliche Themen voneinander abzugrenzen. Auf der einen Seite stellt sich die Frage nach dem Aufbau von Endeffektoren und ggf. der Nutzung von Arrays. Auf der anderen Seite gilt es die Integration der Technologie in bestehende oder neu konzipierte Fertigungsprozesse zu betrachten. Natürlich besteht bei dieser Abgrenzung eine Abhängigkeit der Themen voneinander, die aber im Folgenden erklärt wird.

Für die Integration in bestehende oder neue Fertigungsanlagen lässt sich generell eine Unterscheidung hinsichtlich der Kinematik treffen. Bei ohnehin kontinuierlichen Verfahren (z.B. Rundflechten, Wickeln) ist die statische Integration von US-Systemen denkbar. Dabei bewegt sich also das Bauteil inkl. Werkzeug am Endeffektor vorbei. Alternativ ist auch der bewegte Einsatz z.B. in einem Portalsystem (ein- oder mehrachsig) oder die Nutzung von mehrachsigen Industrierobotern möglich. Da für die Anwendung von Ultraschall-Schweiß-Systemen zur Verhinderung von Dämpfungseffekten eine steife Bauweise der Peripherie erforderlich ist, liegt hier eine besondere

Herausforderung. Gerade im Hinblick auf Großbauteile ist jedoch in der Regel davon auszugehen, dass ein bewegter Endeffektor unumgänglich ist. Im Mindesten ist von einer Relativbewegung von Bauteil und Effektor auszugehen.

Bei der Betrachtung des Endeffektor-Aufbaus gibt es grundsätzlich zwei Konzepte. Zunächst ist hier das Einzel-Sonotroden-System zu nennen. Bei diesem Ansatz wird ein einzelner Effektor auf einem diskreten Pfad entlang dem Bauteil geführt. Dabei ist eine relative Bewegung der Partner zueinander möglich. Flächen, die die Sonotrodenbreite übersteigen, werden entweder durch parallel liegende Pfade oder ein mäanderförmiges Abfahren der Oberfläche abgedeckt. Wichtig ist dabei eine gezielte Überlappung der Pfade sicherzustellen. Bei gesonderten Kontur-Bereichen kann die Sonotrode bzw. der Endeffektor selbst gezielt gewechselt werden. Vorteil dieses Ansatzes ist die Flexibilität für die Herstellung unterschiedlicher Bauteile. Nachteilig wirkt sich allerdings die begrenzte Produktivität aus.

Um dem zuletzt genannten Umstand Rechnung zu tragen, ist die Nutzung von Sonotroden-Arrays bzw. Multi-Sonotroden-Systemen eine Alternative. Dabei werden mehrere Endeffektoren in formgebender Anordnung nebeneinander platziert. Je nach konstruktivem Aufwand ist die relative Positionierung der einzelnen Effektoren flexibel steuerbar. Durch ein solches System lässt sich die Produktivität erheblich steigern, wie es auch beim Anwendungsbeispiel in Abschnitt 8.2 gezeigt wird. Als nachteilig sind lediglich die eingeschränkte Flexibilität, der höhere Integrationsaufwand sowie die höheren Investitionskosten zu benennen.

Eine Integration von Einzel- oder Multi-Sonotroden-Systemen ist sowohl in statische als auch in bewegliche Mehrachs-Systeme möglich. Eine Entscheidung über die anzuwendende Strategie ist je nach Anwendungsfall unter Beachtung von Geometrie und Kosten zu treffen. Ein Beispiel wird im folgenden Abschnitt näher erläutert.

## **8.2 Strukturwinkel als Validierungselement**

Für die Validierung der Technologie an einer realen Bauteilgeometrie wurden zwei Bauteile gewählt, deren Komplexität über die von ebenen Platten hinausgeht aber dennoch im Labormaßstab in einer verkleinerten Version herstellbar sind. Dabei handelt es sich um Stützwinkel der Center-Wing-Box (CWB) sowie der Keel-Beam-Struktur (KB) des Airbus A350.

Die CWB dient als hochbelastetes Bindeglied zwischen der Flügelstruktur und dem Rumpf. Ein Teil der Rumpfanbindung erfolgt dabei über den KB, welcher sich entlang der Unterseite des Rumpfes ausbreitet. In Abbildung 8.1 oben links ist die Einbaulage dieser Strukturen dargestellt. Darunter sind die Stützstrukturen und deren Zusammenhang mit der Rahmenfarbe korrespondierend zum entsprechenden Modul schematisch dargestellt. Die Stützwinkel in CWB und KB dienen der Verbindung und Versteifung der Gesamtstruktur. Aktuell werden sie ausgehend von trockenen Faserhalbzeugen unter Verwendung von Injektionsverfahren hergestellt. Die Fertigung wird in Abschnitt 8.2.1 erläutert.

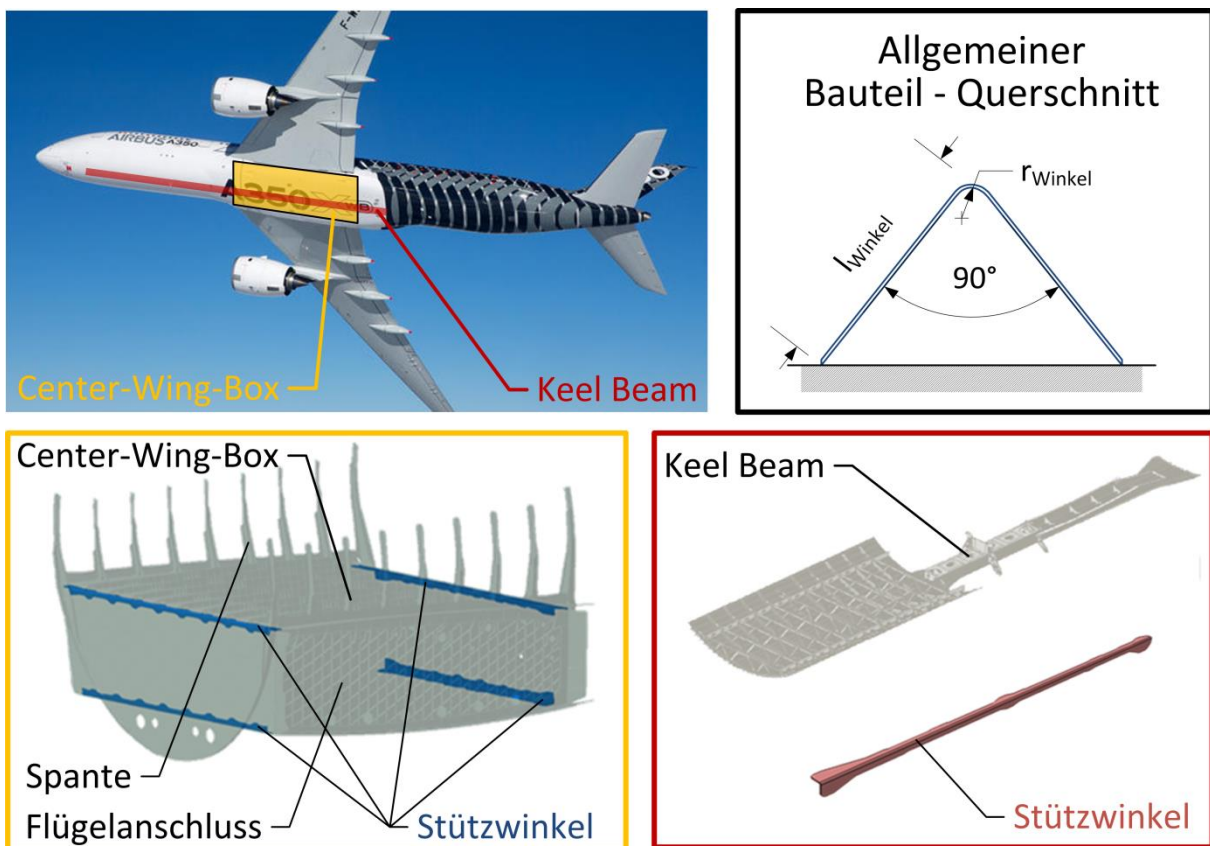


Abbildung 8.1: Stützwinkel der CWB und des Keel Beams als Validierungselemente inkl. Einbaulage und Querschnittsstruktur

Die Geometrie der Bauteile variiert je nach Flugzeugmodell und Einbaulage. Die allgemeine Ausgangsform vor der Besäumung ist allerdings für alle Bauteile gleich. Es handelt sich, wie aus Abbildung 8.1 oben rechts zu entnehmen ist, um eine Winkelstruktur mit konstanter Bauteilstärke  $d_{\text{Winkel}}$ , einem konstanten Radius  $r_{\text{Winkel}}$  und einer Schenkellänge  $l_{\text{Winkel}}$ . Die Gesamtlänge des Winkels variiert dabei zwischen 3,7 m und 5,9 m. Tabelle 8-1 zeigt die Daten aller möglichen Konfigurationen. In der

Folge werden der konventionelle Fertigungsweg sowie die möglichen Verbesserungen durch die Anwendung des US-Prozesses beschrieben.

Tabelle 8-1: Bauteil-Geometrien der realen Strukturen

Bauteil	Nummer	Schenkellänge	Bauteillänge	Bauteilstärke
		$l_{\text{Winkel}}$ [mm]	$l_{\text{B}}$ [mm]	$d_{\text{Winkel}}$ [mm]
CWB-Winkel	1	293	5119	8
	2	439	4621	14
	3	307	5838	8
	4	441	5661	14
KB-Winkel	1	278	3736	8
	2	278	3736	8

### 8.2.1 Konventionelle Fertigung und Chancen durch Prozesssubstitution

Abbildung 8.2 zeigt die Prozesskette für die aktuelle Herstellung der Stützstrukturen. Durch eine automatische Abroll-Einheit, die entlang einer Linearachse verschiebbar aufgehängt ist, werden die einzelnen Lagen auf dem formgebenden Werkzeug abgelegt und mittels Drapier-Rollen in Form gebracht.

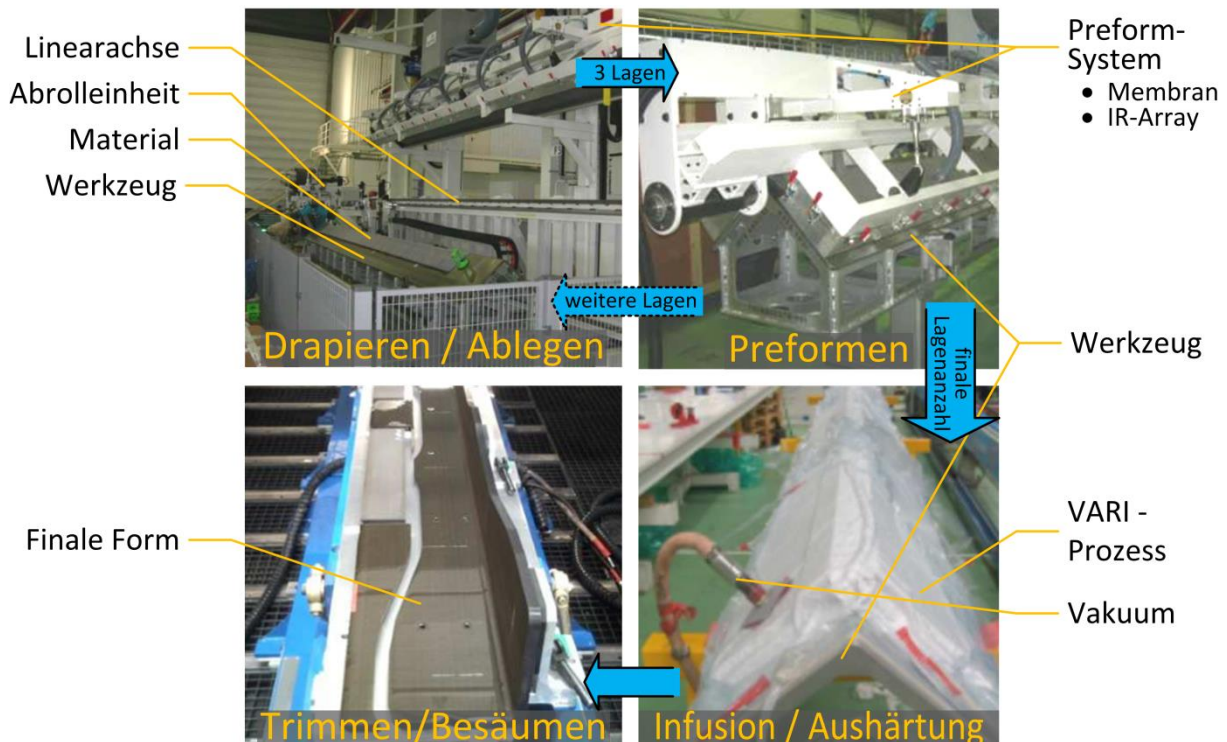


Abbildung 8.2: Übersicht der konventionellen Fertigung der Stützwinkel

Nach jeweils einer Anzahl von drei Lagen findet ein Preform-Zyklus statt. Die Prozess-Durchführung mit einer höheren Lagenanzahl ist auf Grund der erhöhten Prozesszeit und des erheblich ansteigenden Temperatur-Gradienten zwischen Ober-

fläche und Werkzeug nicht möglich. Für den Zyklus wird ein Gestell mit IR-Strahler-Arrays über dem Werkzeug abgesenkt. Die Kompaktierung des Materials erfolgt über eine flexible Mosite®-Membran, die über dem Werkzeug gespannt und evakuiert wird. Nach dem Erreichen der Zieltemperatur von 90 °C an der unteren Lage erfolgt die Abkühlung und die Entlastung. Die Kombination aus Ablege-Vorgang und Preform-Zyklus wird solange wiederholt, bis die finale Anzahl an Lagen abgelegt wurde. Danach erfolgt die Imprägnierung und Konsolidierung des Bauteils durch einen VARI-Prozess. Abschließend wird das Bauteil getrimmt und besäumt. Als trockenes Faserhalbzeug kommt in der Fertigung das auch in dieser Arbeit verwendete SA-Material zum Einsatz. Für dieses wird in der Fertigung eine nominelle Zieldicke von 1 mm pro Lage angenommen.

Der aktuell verwendete Preform-Prozess weist eine Zyklusdauer von 27 min auf. Dies begründet sich in der langen Aufheizdauer, die zum Durchdringen der drei Lagen (3303 g/m<sup>2</sup>) durch Konvektion notwendig ist. Zudem Bedarf es auf Grund des Temperaturunterschiedes zwischen Ober- und Unterseite einer deutlich erhöhten Abkühlzeit. Zusätzlich zur eigentlichen Prozesszeit kommen noch die Rüstzeiten durch das Schließen des Werkzeuges und das Anlegen des Vakuums hinzu.

Durch die Anwendung des US-Preform-Verfahrens ist es möglich das Preformen direkt während der Materialablage unmittelbar hinter der Drapier-Vorrichtung durchzuführen. Dieses Vorgehen würde zwar die Ablagegeschwindigkeit begrenzen, führt aber durch die Integration zu einem kompletten Wegfall des separaten Preform-Prozesses. Eine Betrachtung des möglichen Einsparpotenziales bezogen auf die Herstellungszeit wird in Abschnitt 8.2.4 durchgeführt.

### **8.2.2 Fertigung eines verkleinerten Demonstrators**

Um die Anwendbarkeit der Technologie für die Fertigung der Validierungs-Strukturen zu überprüfen, soll ein Demonstrator gefertigt und beurteilt werden. Da eine „Full-Scale“-Fertigung im Labormaßstab nicht möglich ist, gilt es eine kleinere Version der Winkelstruktur im Sinne einer Machbarkeitsstudie herzustellen. Dazu muss zum einen ein passendes Werkzeug entworfen und zum anderen eine Anlagen- und Fertigungsstrategie definiert werden. Gerade im Hinblick auf den Radien-Bereich gilt es gesonderte Maßnahmen durchzuführen, um die Werkzeugform adäquat abbilden zu können.

Als Werkzeug wurde ein massiver Aluminium-Winkel mit einem Kantenradius von  $r_{\text{Winkel}} = 4 \text{ mm}$  und einer Schenkellänge  $l_{\text{Winkel}} = 200 \text{ mm}$  konstruiert. Die Bauteillänge wurde unter Berücksichtigung des maximalen Hubs der Lineareinheit auf  $l = 400 \text{ mm}$  festgelegt. Zur Positionierung wurden an der Unterseite M8 Gewindebohrungen passend zum Lochbild der Aufnahmeplatte vorgesehen.

Als Material zur Herstellung wurde das in der Fertigung für diese Bauteile ohnehin eingesetzte SA-Material herangezogen. Um einen Vergleich zu weniger voluminösen Halbzeugen erhalten zu können, wurde zusätzlich das HT-Material für die Herstellung selektiert. Für das SA-Material sollen insgesamt vier LP miteinander verbunden werden. Zum Erhalt einer vergleichbaren Materialstärke sollen für das HT-Material fünf LP mit einem zum SA-Material vergleichbaren Lagenaufbau von  $[0/90/+45/-45]_5$  miteinander verbunden werden. Jeweils ein Bauteil pro Material soll in konventioneller Form gefertigt werden und eines unter Verwendung des US-Prozesses. Die Infusion erfolgt abschließend auf dem Werkzeug im VAP-Prozess ohne Druckstück.

Für die Herstellung im US-Verfahren ist die Definition einer Strategie in Anlehnung an einen industriellen Prozess notwendig. Abbildung 8.4 zeigt das Konzept zur Herstellung der realen Bauteile und die vereinfachte Adaption für den Labor-Prozess.

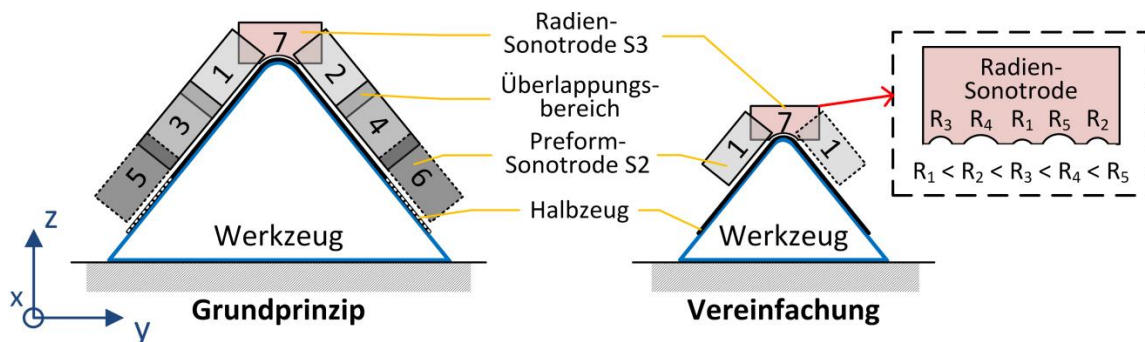


Abbildung 8.3: Strategiekonzept für die Herstellung der Strukturwinkel (links); Vereinfachung für Labormaßstab (rechts)

Im Grundprinzip kommen 4-6 Sonotroden simultan für die ebenen Bereiche zum Einsatz. Die Anzahl ist dabei abhängig von der Schenkellänge des Winkels unter Berücksichtigung der maximalen Sonotrodenlänge von 140 mm. Zusätzlich muss der Radien-Kontur des Winkels Rechnung getragen werden. Hier ist es notwendig eine formgebende Sonotrode einzusetzen. Da der Radius mit steigender Anzahl an LP stetig größer wird, muss entweder ein Wechselsystem eingeführt oder aber eine flexible Kontur-Sonotrode (vgl. Abschnitt 6.1.5) entwickelt und eingesetzt werden.



Für die Umsetzung im Labormaßstab wurde das System auf zwei Endeffektoren reduziert. Die Funktionseinheit mit der adaptiven Ausrichtung und der Sonotrode S2 übernimmt dabei den ebenen Seitenbereich, während eine Sonotrode mit unterschiedlichen Radien (S3), die an einem konventionellen 35 kHz-System der Firma Herrmann Ultraschalltechnik befestigt ist, für die Kompaktierung des Radius zuständig ist. Durch eine Verschiebung der Einheit in Y-Richtung lässt sich abhängig vom LP der notwendige Radius auswählen. Um das Bauteil vollständig zu preformen, wird die verbleibende ebene Seite in einem zweiten Prozessschritt durch die adaptive Sonotrode stabilisiert. Abbildung 8.4 zeigt links die modifizierte Versuchsanlage und rechts das Herstellungskonzept inkl. der Radien-Sonotrode im Detail.

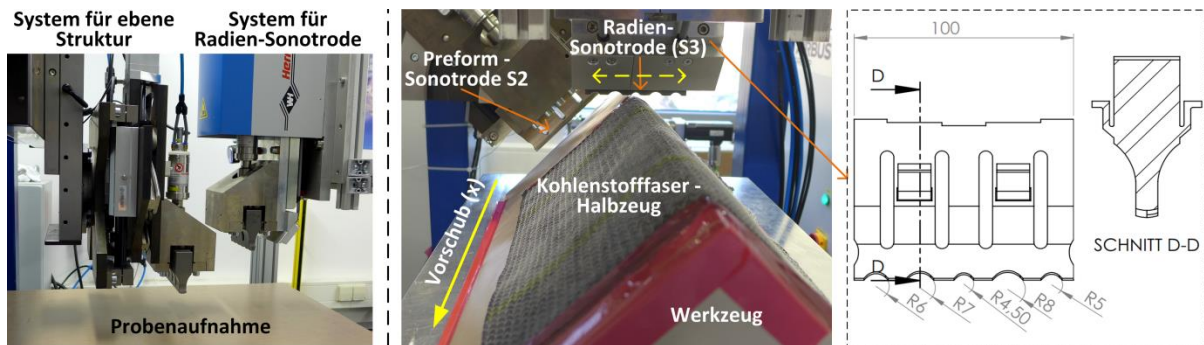


Abbildung 8.4: US-Prozess für die Validierungsstruktur: Modifizierte Versuchsanlage (links); Detailansicht inkl. Radien-Sonotrode S3 (rechts)

Die Parameter für die Durchführung werden gemäß den Erkenntnissen aus den Parameterstudien (Abschnitt 6.2-6.4) festgelegt und sind in Tabelle 8-2 zusammengefasst. Als kritisch ist die inhomogene Schweißdruckverteilung um den Radius zu sehen. Dadurch tritt im idealen Positionierungsfall eine Differenz von 8 % zwischen Scheitelpunkt und Endpunkt der Kontur auf. Zudem ist der Radien-Bereich bei einer nicht fluchtenden Ausrichtung als sensibel für lokale Überpressungen zu definieren. Weiterhin ergibt sich durch die geringen Schweißkräfte ein Problem in der Nutzung der adaptiven Ausrichtung bei der Anwendung von S2 unter 45. Dieses wird in Anhang F verdeutlicht. Eine Beurteilung der hergestellten Bauteile erfolgt über die Analyse des Verhaltens im Radius, der Oberflächenbeschaffenheit und des FVG.

Tabelle 8-2: Schweißparameter für die Herstellung der Demonstratoren

Material	Ebener-Bereich			Radien-Bereich		
	Amplitude [µm]	Schweißdruck [MPa]	Vorschub [mm/s]	Amplitude [µm]	Schweißdruck [MPa]	Vorschub [mm/s]
HT	23,1	0,1	15	23,1	0,1	15
SA	23,1	0,1	20	23,1	0,08	20

### 8.2.3 Beurteilung des Demonstrators

Die Herstellung der Bauteile konnte wie geplant durchgeführt werden. Wie zu erwarten war ist ein genaues Positionieren und Fluchten der Radien-Sonotrode entscheidend, um ungewollte Kanten im Übergangsbereich zu verhindern. In Abbildung 8.5 ist beispielhaft der mittels des US-Verfahrens hergestellte Demonstrator aus dem HT Material zu sehen. Zusätzlich ist der Radius der trockenen Preform dargestellt.

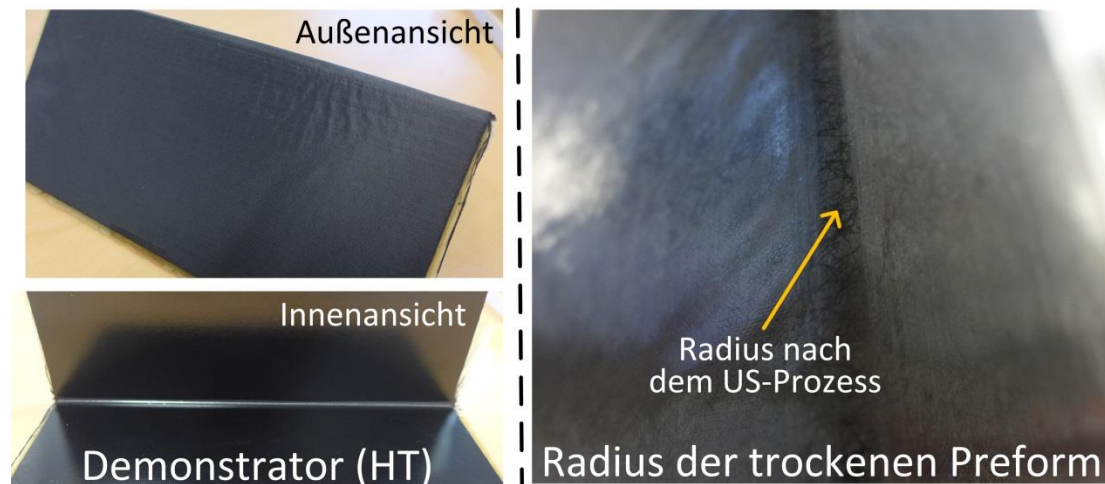


Abbildung 8.5: Fertiggestellter US-Demonstrator (links); Radien-Bereich der trockenen Preform nach dem US-Prozess (rechts)

In Abbildung 8.6 sind Schliffbilder des Radien-Bereiches der HT-Bauteile beispielhaft dargestellt. Augenscheinlich lässt sich im Übergangsbereich zwischen den beiden Sonotroden ((2)/(4)) keine Beeinflussung des Ablageverhaltens ausmachen, so lange die Positionierung der Sonotrode hinreichend genau ist. Im Vergleich zu den konventionell im Ofen unter Vakuum gepreformten Proben ist die Faser-Ausrichtung der US-Proben deutlich formangepasster. Dies ist auf den Preform-Vorgang ohne Druckstück zurückzuführen. Durch die vakuuminduzierten Abgleitkräfte entlang der Schenkel in Richtung des Scheitelpunktes kommt es zu einem Aufschieben des Materials. Für das SA-Material ist dieser Effekt durch das höhere Grundvolumen noch deutlich stärker ausgeprägt. Durch die Verwendung von Druckstücken könnte dieser Effekt zwar vermieden werden, aber gerade für größere Bauteile ist das Vorhalten solcher Werkzeuge (für jeden Radius) ein enormer Kostenaufwand.

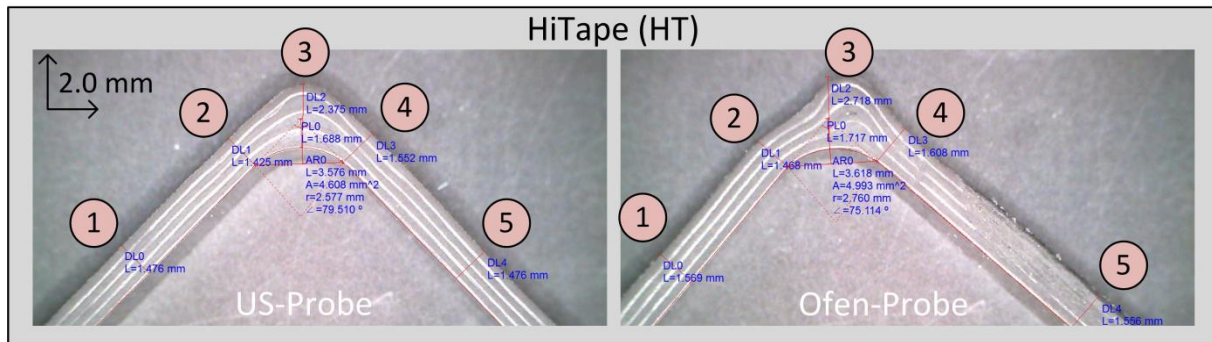


Abbildung 8.6: Schlifffbilder des Radius für das HT-Material: US-Proben (links); Ofen-Proben (rechts)

Der durchschnittliche FVG, der anhand der Massenverhältnisse verschiedener Probenausschnitte ermittelt wurde, liegt für beide HT-Bauteile bei circa 63 %. Bei den SA-Proben konnte für den US-Prozess ein mittlerer Wert von 61,5 % erreicht werden, während beim Referenz-Bauteil lediglich ein Wert von 55 % erzielt werden konnte. Diese Verhältnisse decken sich weitestgehend mit den Ergebnissen aus der Ermittlung der FVG für die CAI-Proben in Abschnitt 7.

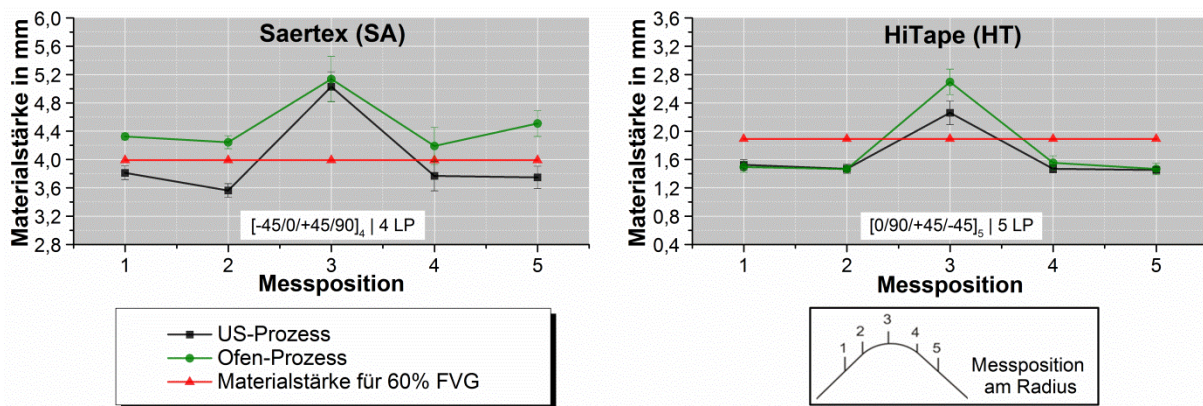


Abbildung 8.7: Durchschnittliche Materialstärke am Radius

Abbildung 8.7 zeigt die gemittelte Dickenverteilung in der Radien-Umgebung, die aus jeweils acht Schnitten je Probe ermittelt wurde. Die rote Linie repräsentiert dabei die Vergleichsdicke für einen FVG von 60 %. Deutlich ist, dass die Werte im Scheitelpunkt für beide Materialien und Prozesse oberhalb der 60 %-Marke liegen. Die bereits erwähnte Verschiebung der Faserlagen während des Preformens trägt zu diesem Effekt bei. Zusätzlich wirken diese Kräfte aber auch bei der späteren Infusion, was die Beeinflussung des FVG beider Prozesse erklärt. Die Auswirkungen für die US-Proben fallen aber hinsichtlich des FVG und vor allem in Bezug auf die Faserstruktur erheblich geringer aus. Insgesamt kann durch den US-Prozess für das

HT-Material ein signifikantes Absinken der Materialdicke im Radius bewirkt werden. Auch ein symmetrisches Verhalten bei geringer Streuung ist erkennbar. Dieses ist beim SA-Material nicht derart ausgeprägt. Eine Erklärung dafür findet sich in der steigenden Sensibilität des voluminösen Materials bezogen auf die Positionierung der Radien-Sonotrode.

Eine weitere Untersuchung wurde hinsichtlich der Oberflächenhomogenität des SA-Materials nach der Konsolidierung durchgeführt. Dazu wurde die Oberfläche mit einem GOM-Scan-System (ATOS III Triple Scan) inspiziert. Die Ergebnisse sind in Abbildung 8.8 dargestellt. Es ist deutlich erkennbar, dass sich die Oberflächenbeschaffenheit bei der US-Probe homogener im Vergleich zur Referenz-Probe darstellt.

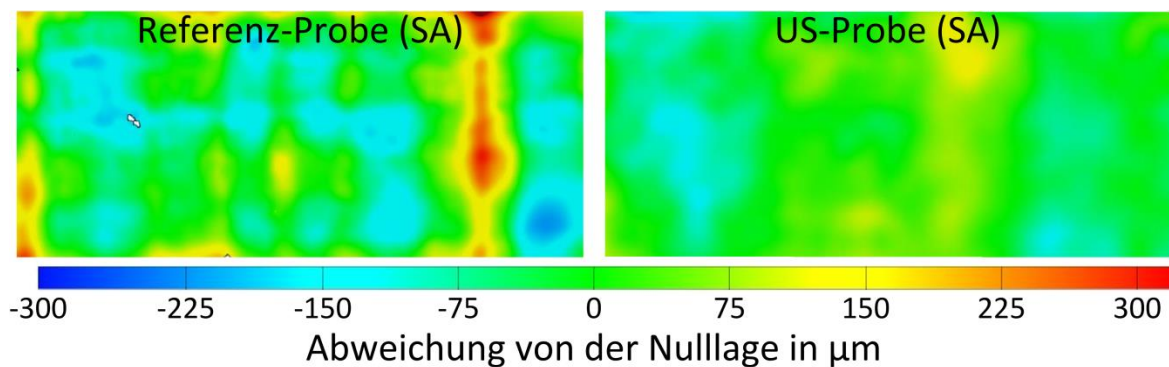


Abbildung 8.8: Oberflächeninspektion der SA-Proben mittels GOM-Scan-System

Abschließend lässt sich somit festhalten, dass die Herstellung des Demonstrators durch die US-Technik ohne Qualitätsverluste möglich ist. Das Verhalten in Konturbereichen lässt sich sogar partiell verbessern. Kritisch ist die Positionierung von Kontur-Sonotroden zu sehen, da eine genaue Flucht maßgeblich die Qualität des Endbauteiles mitbestimmt. Insgesamt kann bei der Verwendung von NCF-Material davon ausgegangen werden, dass es durch den homogenisierenden Prozess zu einem ebeneren Oberflächenbild kommt.

#### 8.2.4 Potenzialabschätzung zur „Lead-Time“-Reduzierung

Ausgehend von der erfolgreichen Machbarkeitsstudie soll im folgenden Abschnitt diskutiert werden, wie sich der US-Prozess im Hinblick auf die Produktivität eignet, um die Gesamtprozesszeit zu verkürzen. Diese sogenannte „Lead-Time“ ist ein essentieller Begriff zur Beurteilung der Wirtschaftlichkeit eines Herstellungsverfahrens. Diese Zeit gibt die gesamte Dauer an, die zur Herstellung eines Bauteiles benötigt

wird. Dazu zählen Maschinen-, Rüst- und Übergabezeiten. Wartungen, Stand- und Ausfallzeiten werden in dem vorliegenden Fall nicht berücksichtigt. Die Herstellungsparameter für den konventionellen Fertigungs-Prozess und den US-Prozess, die gemeinsam mit den Geometriedaten der Bauteile aus Tabelle 8-1 die Produktionszeit bestimmen, sind für das SA-Material in Tabelle 8-3 dargestellt.

Tabelle 8-3: Herstellungsparameter zur "Lead-Time" - Bestimmung

	Ablage- geschwindigkeit [mm/s]	Preform-Dauer [s]	Preform-Intervall [Lagen]	Rüstzeit [s]
<b>Standard-Prozess</b>	83	1620	3	300
<b>US-Prozess</b>	20	abh. von Ablage- geschwindigkeit	1	300

Für den US-Prozess verringert sich die Ablagegeschwindigkeit von 83 mm/s auf 20 mm/s, da zeitgleich mit der Ablage auch der Preform-Prozess stattfindet und damit den Vorschub limitiert. Dafür wird die Preform-Dauer vollständig in den Ablage-Prozess integriert. Das Intervall gibt an nach welcher Anzahl von Lagen ein Preform-Zyklus gefahren wird. Die Rüstzeit ist ein allgemeiner Pufferwert, der z.B. für die Bestückung von Material oder das Abschneiden der Lagen eingerechnet werden muss. Dieser wird für beide Technologien in gleicher Höhe veranschlagt, da keine diskreten Unterschiede ersichtlich sind. Abbildung 8.9 zeigt links die errechnete prozentuale Veränderung der Herstellungsdauer bei der Verwendung des US-Verfahrens im Vergleich zur konventionellen Fertigung. Rechts sind die errechneten Zeitwerte sowie die resultierende Differenz dargestellt.

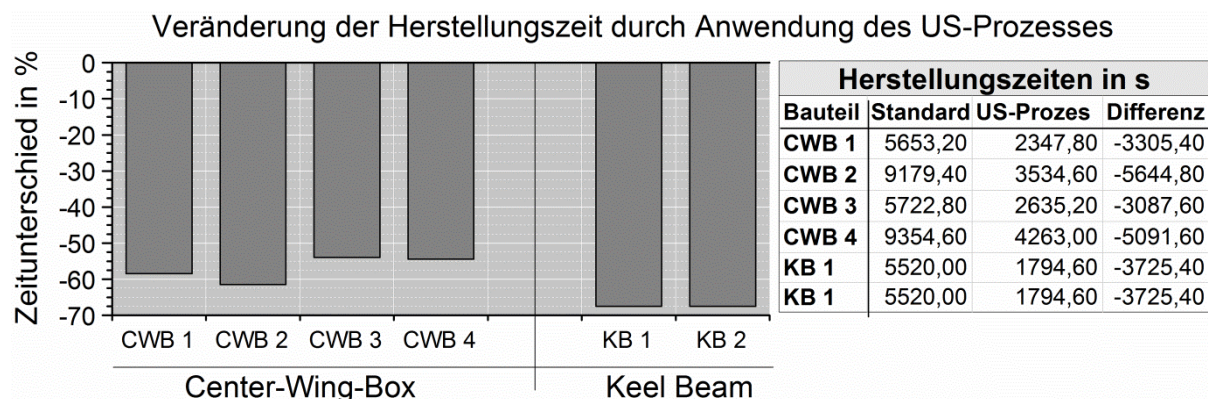


Abbildung 8.9: Veränderung der Herstellungszeit durch den US-Prozess im Vergleich zur konventionellen Herstellung

Es ist klar ersichtlich, dass es ausgehend von den ermittelten Parametern und den getroffenen Annahmen zu einer deutlichen Reduktion der Herstellungszeiten kommt.

Abhängig von der Geometrie der Stützstruktur sind für die Winkel der CWB Ersparnisse zwischen 54 % und 61,5 % zu erwarten. Für den KB ist mit einer Verkürzung der Herstellungszeit von circa 67 % zu rechnen. Diese Ergebnisse zeigen sehr deutlich das Potenzial für die Anwendung. Natürlich sind für eine Einführung auch die „Non-Recurring Costs“ (NRC), die die Investition in die neue Technologie abbilden, zu betrachten, jedoch sind diese im Hinblick auf eine Serienproduktion zu vernachlässigen. Entscheidend für eine produktive Anwendung der Technologie sind die Geometrie, die angewendete Strategie (Multi-Sonotroden-Systeme), das verwendete Material sowie die Anzahl an Faserlagen.

### 8.3 Zusammenfassung

Im zurückliegenden Abschnitt wurde dargelegt, wie man das Ultraschall-Preformen zur Herstellung von komplexen und großen Bauteilen unter den Einschränkungen der abbildbaren Geometrien (vgl. Abschnitt 6.1.5) nutzen kann. Dazu wurden verschiedene Strategien vorgestellt, die auf der Nutzung einzelner oder mehrerer simultan agierender Endeffektoren basieren.

Weiterhin wurde die Technologie erfolgreich an einem Validierungselement erprobt. Dazu wurde ein verkleinerter Demonstrator einer Stützstruktur aus der CWB bzw. dem KB sowohl in konventioneller Bauweise als auch mittels der US-Technologie angefertigt. Im US-Prozess wurde die Multi-Sonotroden-Strategie umgesetzt. Neben der grundsätzlichen Machbarkeit wiesen die mit dem US-Verfahren hergestellten Bauteile eine bessere Qualität im Kontur-Verhalten, einen höheren FVG sowie eine homogenere Oberflächenbeschaffenheit auf. Dennoch muss der Prozess im Hinblick auf die genaue relative Positionierung von Kontur-Sonotrode zum Werkzeug als sensibel bezeichnet werden. Bereits geringe Abweichungen in der Flucht können zu einer ungewünschten Überkompaktierung bzw. zu einer Oberflächenstörung führen. Durch konstruktive und steuerungstechnische Maßnahmen lassen sich solche Effekte jedoch vermeiden.

Die Betrachtung einer möglichen Reduzierung der Prozesszeit zeigte für das Validierungselement ein erhebliches Einsparpotenzial. Die ermittelten Zeitersparnisse in der Fertigung liegen abhängig von der betrachteten Bauteilkonfiguration zwischen 54 % und 67 %. Durch die starke Bindung zur Geometrie ist eine Betrachtung des Einzelfalls allerdings zu empfehlen.

## 9 Zusammenfassung und Aussicht

In der vorliegenden Arbeit wurde ein alternativer Prozess zum sequentiellen Preformen trockener bebindeter Faserstrukturen entwickelt und evaluiert. Die Notwendigkeit zur Etablierung eines neuen Verfahrens konnte im Stand der Technik zum einen durch den mangelhaften Grad der Automatisierung sowie die fehlende kontinuierliche Einsetzbarkeit aktueller Technologie begründet werden. Zum anderen werden gerade bei Großbauteilen in der Luftfahrtindustrie, die über Infusionsverfahren mit offenem Werkzeug hergestellt werden, geforderte FVG und ein homogenes Oberflächenverhalten nicht erreicht. Um diesen Missständen Rechnung tragen zu können, wurde das US-Schweißen für Kunststoffe als mögliche Alternativtechnologie identifiziert. Durch ein kontinuierliches Überfahren, die effektive Temperaturerzeugung sowie das Potenzial die Fasermaterialien durch Vibrationseffekte besser zu verdichten, sind die Chancen zur Etablierung eines neuen Prozesses gegeben.

Im ersten Schritt musste die Technologie durch geeignete konstruktive Maßnahmen für die Anwendung an trockenen Halbzeugen nutzbar und kontrollierbar gemacht werden. Dazu wurde ausgehend von einem kommerziellen Schwinggebilde eine vollständig neue Funktionseinheit konstruiert, deren Kernstück eine adaptive und kraftgesteuerte Sonotrodenausrichtung ist, um eine planparallele Positionierung von Wirkfläche und Materialoberfläche durchgängig sicherstellen zu können. Zusätzlich wurden diverse Sensoren zur Prozessüberwachung eingebunden. Die entwickelte Einheit wurde in der Folge in einen Versuchsstand integriert, der über eine Linearachse eine Relativbewegung zwischen Sonotrode und Material ermöglicht. Eine steife Konstruktion verhindert dabei Dämpfungseffekte. Zur Steuerung der Anlage wurde ein proprietäres Interface geschaffen, über welches Fertigungsabläufe programmiert sowie sämtliche Prozessdaten dokumentiert werden können.

Zur Sicherstellung einer auf die Fläche bezogenen möglichst hohen Produktivität wurde eine breite Sonotrode ( $l_{\text{Sono}} = 140 \text{ mm}$ ) mit einer konvexen Wirkfläche zur Vermeidung lokaler Überpressungen konstruiert. Zur Ermittlung des real wirkenden Schweißdruckes wurde ein mathematisches Modell entwickelt und validiert. Es konnte gezeigt werden, dass die Bestimmung des Schweißdruckes durch die Variablen Material und Lagenanzahl möglich ist. Weiterhin konnte gezeigt werden,

dass auch darunterliegende bereits vorstabilisierte Lagenpakete keinen Einfluss auf das Modell haben. Dies macht eine Ermittlung des realen Schweißdruckes möglich.

Um die Qualität des Prozesses sicherzustellen, wurde ein Überwachungssystem erprobt, welches durch eine Messung der Oberflächentemperatur unmittelbar hinter der Sonotrode mit einer IR-Kamera umgesetzt wird. Zur Validierung der Messung wurde in statischen Versuchen das Aufheizverhalten im Inneren des Laminates untersucht. Zum einen haben die Ergebnisse gezeigt, dass es durch die Reibung der einzelnen Filamente zu einem homogenen Aufheizprozess aus dem Inneren des Materials heraus kommt. Dabei konnten charakteristische Temperaturprofile identifiziert werden, deren Ausprägung abhängig von Materialstruktur und Faserorientierung sind. Zudem konnte ein Einfluss der temperaturabhängigen Sonotroden- deformation nachgewiesen werden. Zum anderen konnten die Untersuchungen zeigen, dass sich die Temperaturprofile, die im Materialinneren und an der Oberfläche im statischen Versuch ermittelt wurden, qualitativ an der Oberfläche widerspiegeln. Durch die gezielte Einbringung von Ablagefehlern konnte letztlich die Anwendbarkeit des Qualitätssicherungssystems dargestellt werden.

Im Weiteren wurden diverse Untersuchungen zur Ermittlung potenzieller Prozessgrenzen und Störgrößen durchgeführt. Dabei wurde nachgewiesen, dass bereits eine geringe Abweichung von  $0,2^\circ$  bezüglich der planparallelen Ausrichtung zu einer signifikanten Beeinflussung des Prozesses führt, weshalb die Nutzung der entwickelten adaptiven Ausrichtung essentiell ist. Weiterhin wurde untersucht inwiefern die Schweißkraft sich auf die Faserorientierung auswirkt. Es konnte gezeigt werden, dass es bereits bei Drücken über  $0,2 \text{ MPa}$  zu deutlichen Strukturveränderungen an den Sonotrodenkanten kommen kann, so dass eine Nutzung üblicher hoher Werte aus der US-Schweiß-Technik nicht zu empfehlen ist. Versuche zur Ermittlung einer maximalen Anzahl zu verbindender Lagenpakete deuteten auf keine Limitationen hin. Es konnte festgestellt werden, dass es durch den Einsatz der Technologie zu einer homogeneren Kompaktierung kommt und dass es möglich ist breitere Flächen durch sich überlappende Pfade ohne Qualitätseinbußen zu stabilisieren. Als nachteilig muss die Einschränkung hinsichtlich der herstellbaren Geometrien festgehalten werden. Durch den notwendigen Flächenkontakt zwischen Sonotrode und Material lassen sich lediglich ebene und 2D gekrümmte Strukturen abbilden. Durch den



Einsatz von Kontur-Sonotroden ist es aber auch möglich kontinuierliche Formen zu bearbeiten.

Durch eine Einflussstudie konnten die Auswirkungen der einzelnen Parameter auf die Prozessantworten charakterisiert werden. Dabei verhielten sich alle Materialien qualitativ gleich. Als Ergebnis konnte festgehalten werden, dass die Temperaturentwicklung im Laminat von der Amplitude dominiert wird und der Einfluss des Schweißdruckes zu vernachlässigen ist. Durch den vibrationsinduzierten Verdichtungsprozess können hohe Schweißkräfte vermieden werden. Bereits die Nutzung von Werten zwischen 0,1 MPa und 0,15 MPa führt in der Regel zu einer ausreichenden Kompaktierung. Als kritisch wurden die Leistung des US-Generators sowie das Regelverhalten identifiziert. Gerade bei kleinen Amplituden, hohen Flächengewichten oder stark vorverdichteten Strukturen kommt das System an seine Leistungsgrenzen.

In einer statischen Vergleichsstudie zum Vakuum-Verfahren und zur Nutzung von Heizelementen unter Druckbeaufschlagung konnte gezeigt werden, dass es mit der US-Technologie möglich ist einen deutlich erhöhten FVG zu erreichen. Zudem zeigte sich, dass es durch das schnelle Aufheizen im US-Prozess ein hohes Einsparpotenzial im Hinblick auf die Prozesszeiten gibt. Die Untersuchung der Kompaktierung konnte ein charakteristisches Verdichtungsverhalten bei der Schallwirkung dokumentieren. Innerhalb der Wirkzeit kommt es zu einem schnellen Verdichtungsanstieg, der sich einem parameterunabhängigen Grenzwertbereich nähert. Kritisch muss die Sensibilität des Prozesses bezogen auf Wirkzeit betrachtet werden. Bereits eine leicht erhöhte Wirkdauer kann zu einem Überkompaktieren des Materials führen.

Mittels der Ergebnisse aus der Einfluss- und der Vergleichsstudie konnte für alle verwendeten Materialien ein Parametersatz zur Herstellung definiert werden, der das Erreichen eines FVG zwischen 60 % und 65 % sicherstellt. Versuche zur Dickenpermeabilität zeigten, dass es durch die höhere Verdichtung, gerade bei unidirektionalen Halbzeugen, zu einer Halbierung der Permeabilität kommen kann. Allerdings konnte bei Geweben durch die kurze thermische Wirkzeit ein Verschluss der Fließkanäle durch den Binder verhindert werden, so dass es materialabhängig sogar zu einer verbesserten Infusionsfähigkeit kommen kann.

Die Betrachtung des Prozesseinflusses auf die mechanischen Eigenschaften wurde in dieser Arbeit für verschiedene Faserhalbzeuge, die im VAP und RTM-Verfahren

konsolidiert wurden, durch Zug-, ILSS- und CAI-Versuche untersucht. Durchweg konnte im Vergleich zur Herstellung durch das Vakuum-Preformen ein erhöhter FVG im Zielbereich erreicht werden. Grundsätzlich zeigte keine im US-Verfahren hergestellte Probe eine Verschlechterung der Performance. Für die im VAP-Prozess gefertigten Proben konnten sogar partielle Verbesserungen ermittelt werden. Die Scherfestigkeit konnte durch eine stärkere Verdichtung und Lagenanbindung angehoben werden. Eine Verringerung der Ondulationen an Geweben führte weiterhin zu einem Anstieg des normierten E-Moduls. In den CAI-Versuchen zeigte sich, dass es durch die Struktureffekte zu reduzierten Schadensflächen und erhöhten Kennwerten kommen kann. Damit könnten bessere Auslegungskriterien generiert werden.

Eine Machbarkeitsstudie für die Anwendung an komplexeren Bauteilen legte dar, dass es durch den Einsatz von Kontur-Sonotroden und Multi-Sonotroden-Systemen auch möglich ist Geometrien, die über den ebenen Bereich hinausgehen, herzustellen. Qualitativ ist neben der Verbesserung des FVG auch eine deutlich homogenere Oberflächenstruktur und Faserausrichtung nachweisbar. Allerdings ist der Prozess in Kontur-Bereichen wegen der Positionierung von Werkstück zu Material als sensibel zu betrachten. In der Studie konnte abschließend gezeigt werden, dass es im Vergleich zu konventionellen Fertigungstechnologien im vorgestellten Beispiel zu einer Reduzierung der Herstellungszeit von mehr als 50 % kommt.

Die in Abschnitt 2.1 formulierten Thesen wurden in dieser Arbeit überprüft und vollumfänglich verifiziert. Hinsichtlich der Zielerreichung lässt sich somit ebenfalls ein positives Fazit für diese Ausarbeitung ziehen. Es wurde ein neuer kontinuierlicher, reproduzier- und kontrollierbarer Prozess zum Vorstabilisieren trockener Faserhalbzeuge präsentiert, ohne dass Qualitätseinbußen zu verzeichnen sind. Sowohl im Hinblick auf die Produktivität als auch auf die mechanischen Bauteileigenschaften sind positive Effekte nachweisbar, die auch auf komplexere Bauteile anwendbar sind. Durch die vorgestellten Parameterstudien lassen sich materialabhängige Prozessfenster ableiten. Eine Überführung in die Anwendung stellt durch die konstruktive Integration den nächsten Schritt dar. Dabei ist eine Optimierung des Generators, der Funktionseinheit sowie der Sonotrodenform zu empfehlen.

## 10 Literatur

- [1] P. Berster, M. Gelhausen und W. Grimme, „Luftverkehrsbericht 2014 - Daten und Kommentierungen des deutschen und weltweiten Luftverkehrs,“ DLR e.V., 2015.
- [2] G. Berchtold, R. Schimkus und Schulte, „Automatisierungstechnologien für große CFK-Strukturen in der Luftfahrt,“ *Lightweight Design*, Bd. 10, pp. 72-76, 2009.
- [3] M. Asareh, A. R. Mills und D. R. Cartié Denis, „Investigation of Preform Manufacturing Techniques using Novel Binder coated carbon fiber tows,“ in *ECCM 13*, Stockholm, 2008.
- [4] Airbus S.A.S, „Technology Airbus, a leading aircraft manufacturer,“ Airbus Policies, 2016. [Online]. Available: <http://www.airbus.com/aircraftfamilies/passengeraircraft/a350xwbfamily/>. [Zugriff am 04 August 2016].
- [5] U. P. Breuer, „Herausforderung an die CFK-Forschung aus Sicht der Verkehrsflugzeug-Entwicklung und -Fertigung,“ in *11. Nationales Symposium SAMPE Deutschland e. V.*, Darmstadt, 2005.
- [6] P. Ermanni, „Autoklaventechnik (Prepregtechnik),“ in *Skript zur Vorlesung Composites Technologien*, Zürich, ETH Zürich, 2004, pp. 4-3 - 4-4.
- [7] Hexcel Corporation, „HexPly Prepreg Technology,“ Hexcel Corporation, 2013.
- [8] M. N. Grimshaw, „Automated Tape Laying,“ in *ASM Handbook Volume 21 Composites*, ASM International, 2007, pp. 480-485.
- [9] M. Flemming, G. Ziegmann und S. Roth, „Prepreg-Niederdruckautoklavverfahren,“ in *Faserverbundbauweisen - Halbzeuge und Bauweisen*, Heidelberg, Springer Verlag, 1996, pp. 33-35.
- [10] A. Mills, „Manual Prepreg Lay-Up,“ in *ASM Handbook Volume 21 Composites*, Cranfield University, ASM International, 2007, pp. 470-476.
- [11] M. Sommer und M. Neitzel, „Imprägnierte Halbzeuge,“ in *Handbuch Verbundwerkstoffe*, München, Carl Hanser Verlag, 2004, pp. 105-147.
- [12] G. W. Ehrenstein, *Faserverbund-Kunststoffe*, München: Carl Hanser Verlag, 2006.
- [13] B. R. Gebart und L. A. Strombeck, „Principles of Liquid Composite Moulding,“ in *Processing of Composites*, München, Carl Hanser Verlag, 1999, pp. 358-387.
- [14] K. Potter, *Resin Transfer Moulding*, London: Chapman and Hall, 1997.
- [15] T. Kruckenberg und R. Paton, *Resin Transfer Moulding for Aerospace*

- Structures, Kluwer Academic Publishers, 1998.
- [16] P. Ermanni, „Liquid Composite Moulding,“ in *Skript zur Vorlesung Composites Technologien*, Zürich, ETH Zürich, 2004, pp. 8-3 - 8-88.
- [17] J. Filsinger, T. Lorenz, F. Stadler und S. Utecht, „Method and device for producing fiber-reinforced components using an injection method“. Deutschland Patent WO 01/68353 A1, 2001.
- [18] G. Ramml, „Entwicklung von Fertigungsverfahren für die Herstellung von Z-Profilen mittels Rundflechttechnik,“ Lehrstuhl für Carbon Composites der TU München, München, 2010.
- [19] W. Li, J. Krehl, J. W. Gillespie, D. Heider and et al., „Process and Performance Evaluation of the Vacuum-Assisted Process,“ *Journal of Composite Materials*, vol. 38, no. 20, pp. 1803-1814, 2004.
- [20] C. Weimer und M. Göttinger, „Dry Fibre Placement Technology - Advancing the Preform Process Chain for Aerospace Applications,“ in *SAMPE EUROPE 1st Symposium on Automation on Composite Technology*, München, 2010.
- [21] P. Mitschang, C. Weimer und T. Grieser, „Preformverfahren,“ in *Handbuch Verbundwerkstoffe*, München, Hanser, 2014, pp. 95-133.
- [22] C. Weimer, Zur nähtechnischen Konfektion von textilen Verstärkungsstrukturen für Faser-Kunststoff-Verbunde, IVW-Schriftenreihe, Bd. 31, Kaiserslautern: Universität Kaiserslautern, Dissertationsschrift, 2002.
- [23] K. Bilisik, „Multiaxis three-dimensional weaving for composites: A review,“ *Textile Research Journal*, pp. 1-19, 2012.
- [24] M. H. Mohamend und Z. H. Zhang, „Method of forming variable cross-sectional shaped three-dimensional fabrics“. Vereinigte Staaten von Amerika Patent US 5085252, 04 02 1992.
- [25] N. K. Naik, Y. C. Sekher and S. Meduri, „Damage in woven-fabric composites subjected to low-velocity impact,“ *Composites Science and Technology*, vol. 60, no. H. 5, pp. 731-744, 2000.
- [26] A. Büsgen, K. Finsterbusch und A. Birghan, „Simulation of composite properties reinforced by 3D shaped woven fabrics,“ in *12th international Conference on Composite Materials*, Biarritz, 2006.
- [27] M. McClain und J. Goering, „Overview of recent Developments in 3D Structures,“ 2012.
- [28] M. McClain und J. Goering, „Rapid Assembly of Fiber Preforms Using 3D Woven Components,“ in *SAMPE 2012*, Baltimore, 2012.
- [29] J. U. Rosenbaum, Rationelle Fertigung faserverstärkter Kunststoffbauteile, W. Michaeli, Hrsg., Verlag TÜV Rheinland, 1989.
- [30] G. Gardiner, „Airbus A350 Update: EADS Innovation Works pursues qualification of Braided Frames for the A350-1000 fuselage,“ *High Performance*

- Composites*, no. 20, pp. 33-39, 2012.
- [31] C. Metzner, A. Gessler, C. Weimer und U. Beier, „Performance assessment on unidirectional braided CFRP materials,“ in *SEICO Conference*, Paris, 2014.
- [32] G. Earle, A. Kruesi, J. Stockton und D. Kruesi, „Asymmetric braiding of improved fiber reinforced products“. Patent WO 92/15740, 1991.
- [33] A. Gessler und F. Maidl, „Method for producing fiber composite semi-finished products by means of a round braiding technique“. United States of America Patent 7,581,479 B2, 2005.
- [34] A. D. Kelkar und J. Whitcomb, „Characterization and structural behavior of braided composites,“ Washington DC, 2009.
- [35] G. Tang and et al., „Dynamic damage and fracture mechanism of three-dimensional braided carbon fiber/epoxy resin composites,“ *Materials & Design*, vol. 22, no. 1, pp. 21-25, 2001.
- [36] A. Gessler und K.-J. Brockmanns, „A Composite Process Innovation: Automated Preform Production Line for CFRP Aircraft Frames,“ in *JEC Automation Innovation Award*, 2010.
- [37] G. Gardiner, „Dry fiber placement: Surpassing limits,“ 18 02 2016. [Online]. Available: <http://www.compositesworld.com/articles/dry-fiber-placement-surpassing-limits>. [Zugriff am 08 08 2016].
- [38] G. Gardiner, „Resin-infused MS-21 wings and wingbox,“ *High Performance Composites*, Bd. 01, 2014.
- [39] H. Girardy and J.-M. Beraud, „An innovative composite solution for cost-effective primary aircraft structures,“ *JEC Composite Magazine*, vol. 8, pp. 36-38, 2013.
- [40] N. Stoffers und C. Krombholz, „Wingcover - Efficient production of wing shells in dry fiber placement technology,“ in *ECCM 17*, München, 2016.
- [41] CTC GmbH, „Carbon Copy 1.3 - Trockenfaser Fiberplacement - Prozess mit Zukunft,“ CTC GmbH, Stade.
- [42] O. Rimmel, D. Becker, J. Mack und P. Mitschang, „Maximizing the out-of-plane permeability of preforms manufactured by dry fiber placement,“ in *ECCM 17*, München, 2016.
- [43] Y. Grohmann, N. Stoffers, A. Kühn und T. Mahrholz, „Development of the direct roving placement technology (DRP),“ in *Proceedings ECCM17*, München, 2016.
- [44] H. Rödel, „Konfektionstechnik für Faserverbundwerkstoffe,“ in *Textile Werkstoffe für den Leichtbau*, Dresden, Springer Berlin Heidelberg, 2011, pp. 403-452.
- [45] R. M. Pelestring und R. C. Madan, „Stitching to Improve Damage Tolerance of Composites,“ in *34th International SAMPE Symposium*, Reno, Nevada, 1989.

- [46] A. Ogale and P. Mitschang, "Tailoring of Textile Preforms for Fiberreinforced Polymere Composites," *Journal of Industrial Textiles*, vol. 34, no. 2, pp. 77-96, 2004.
- [47] A. Ogale, C. Weimer and P. Mitschang, "Selection of sewing threads for preform manufacturing," *Advanced Composite Letters*, vol. 13, no. 4, pp. 199-208, 2004.
- [48] T. Gries und E. Laourine, „Weiterentwicklung der einseitigen Nähtechnik,“ *Technische Textilien*, Bd. 44, pp. 308-310, 2001.
- [49] P. Mitschang, A. Ogale, J. Schlimbach, F. Weyrauch and C. Weimer, "Preform technology: a necessary requirement for quality controlled LCM-processes," *Polymers & polymer composites*, vol. 11, no. 8, pp. 605-622, 2003.
- [50] K. Henning und P. Flachskampf, „Wirtschaftliche Herstellung von Faserverbundbauteilen mit Hilfe automatisiert hergestellter textiler Preforms,“ IfU Institut für Unternehmenskybernetik e. V., Aachen, 2008.
- [51] J. Stephan, Beitrag zum Greifen von Textilien, Berlin: Technische Universität Berlin, Dissertationsschrift, 2001.
- [52] I. Gebauer, „Automated assembly of fibre preforms for,“ in *ASME International Mechanical Engineering Congress &*, Seattle, 2007.
- [53] J. Fleischer und H. Wagner, „Technologieplanung zur automatisierten Fertigung von Preforms für CFK-Halbzeuge,“ in *Leichtbau-Technologien im Automobilbau*, Wiesbaden, Springer Fachmedien, 2014, pp. 11-16.
- [54] M. Dickert und G. Ziegmann, „Influence of binder on the mechanical properties and the permeability of a non-crimp carbon fabric preform,“ in *ECCM 15*, Venedig, 2012.
- [55] M. Dickert, S. Aranda und G. Ziegmann, „Einfluss von Binder auf ausgewählte Prozessparameter in der FVK-Fertigung,“ Institut für Polymerwerkstoffe und Kunststofftechnik, Clausthal-Zellerfeld, 2011.
- [56] U. Beier, High-performance fibre-reinforced composites prepared by a novel preform manufacturing routine, Bayreuth: Universität Bayreuth, Dissertationsschrift, 2009.
- [57] Hexion, *Datenblatt: EPIKOTE Resin 05311*, Duisburg, 2007.
- [58] Hexcel, *Datenblatt: HexForce PrimeTex - Textile Reinforcement for High Performance Composite*, Hexcel, 2014.
- [59] Hexcel, *Datenblatt: HiTape V800E - Textile Reinforcement for High Performance Composite*, Hexcel, 2011.
- [60] C. Shih und L. J. Lee, „Tackification of textile fiber preforms in resin,“ *Journal Of Composite Materials*, Bd. 35, Nr. 21, pp. 1954-1981, 2001.
- [61] D. J. Bull, A. E. Scott, S. M. Spearing and I. Sinclair, "The influence of toughening-particles in CFRPs on low velocity impact damage resistance performance," *Composite Part A*, vol. 58, pp. 47-55, 2014.

- [62] P. J. Hogg, „Toughening of thermosetting composites with,“ *Materials Science And Engineering A*, Nr. 412, pp. 97-103, 2005.
- [63] L. Daelemans, S. van der Heijden, I. De Baere, I. Muhammad, W. V. Paepegem, H. Rahier und K. De Clerck, „Bisphenol A based polyester binder as an effective interlaminar toughener,“ *Composites Part B*, Bd. 80, pp. 145-153, 2015.
- [64] L. Zhu, „Investigations on damage resistance of carbon fiber composite panels toughened using veils,“ *Chinese Journal of Aeronautics*, Bd. 26, Nr. 3, pp. 807-813, 2013.
- [65] C. Ageorges, L. Ye und M. Hou, „Advances in fusion bonding techniques for joining thermoplastic matrix composites: a review,“ *Composites Part A*, Bd. 32, pp. 839-857, 2001.
- [66] M. M. Schwartz, „Joining of composites materials,“ *ASM International*, pp. 35-88, 1994.
- [67] H. Ringwald, Entwicklung und Charakterisierung von Binderaktivierungsverfahren zur Herstellung von carbonfaserverstärkten Kunststoffen, Stuttgart: Dr. Hut, Dissertationsschrift, 2014.
- [68] R. A. Grimm, „Fusion welding techniques for plastics,“ *Welding J*, Bd. 69, pp. 23-29, 1990.
- [69] D. A. McCarville und H. A. Schaefer, „Processing and Joining of Thermoplastic Composites,“ in *ASM Handbook 21*, Ohio/USA, ASM International, 2007, pp. 633-645.
- [70] T. Ströhlein, „Induktives Preformen,“ in *Wissenschaftstag DLR*, Braunschweig, 2007.
- [71] Y. Grohmann, F. Zacharias, F. Kruse und M. Wiedemann, „Electrical resistance heating – a method for binder activation in CFRP processing?,“ in *ECCM 16*, Seville (ESP), 2014.
- [72] F. Weiland, Ultraschall-Preformmontage zur Fertigung von CFK-Luftfahrtstrukturen, Bd. 104, P. D. U. Breuer, Hrsg., Kaiserslautern: IVW-Schriftenreihe, Dissertationsschrift, 2013.
- [73] U. H. Neumann, „Konzipierung und Entwicklung einer kontinuierlichen Vorrichtung zum Preformen geflochtener Kohlestofffaserprofile,“ EADS Innovation Works / TU Hamburg-Harburg, Stade / Hamburg, Diplomarbeit, 2012.
- [74] G. Ehrenstein, Handbuch Kunststoff-Verbindungstechnik, München: Carl-Hanser Verlag, 2004.
- [75] Qpoint Composite GmbH, „Preforming,“ 4koepfe - Print- und Webdesign Pirna, 2016. [Online]. Available: <http://www.qpoint-composite.de/downloads/preforming1.pdf>. [Zugriff am 15 08 2016].

- [76] R. Reinhold, „Composite Preforming Cell - Innovative Automatisierungslösung zu Composite-Serienfertigung,“ *Lightweight Design*, Nr. 3, pp. 14-17, 2013.
- [77] CTC GmbH, „Carbon Copy 1.7 - Kontinuierliches Preforming für CFK-Profile,“ CTC GmbH, Stade.
- [78] M. Coquel, „Fiber-Patc-Placement,“ in *EUCASS 2015*, Krakow, 2015.
- [79] S. D. Rudd, A. C. Long, K. N. Kendall und C. Mangin, *Liquid Moulding Technologies*, Woodhead Publishing, 1997.
- [80] G. Rieber, Einfluss von textilen Parametern auf die Permeabilität von Multifilamentgeweben für Faserverbundkunststoffe, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Dissertationsschrift, 2011.
- [81] J. B. Jones, F. J. Turbett und J. V. Kane, „Exploratory Research on the Application of Ultrasonics to Spotwelding,“ AeroProjects Incorporated, Research Report No. 50-5, Pennsylvania (USA), 1950.
- [82] W. Lehfeldt, *Ultraschallschweißen - Fachbuchreihe Schweißtechnik*, Bd. 36, Düsseldorf: DVS-Verlag, 1964.
- [83] Herrmann Ultraschalltechnik GmbH & Co. KG, „Ultraschalltechnik,“ 2016. [Online]. Available: <https://www.herrmannultraschall.com/de/home/>. [Zugriff am 15.08.2016].
- [84] R. Millner und et al., *Wissenspeicher Ultraschalltechnik*, 1. Auflage, Leipzig: Fachbuchverlag, 1987.
- [85] J. Wodara und Eckhardt, S., „Ultraschallschweißen von Metallen,“ in *Forschungsbericht: Wissenschaftsbereich Montage- und Fügetechnik*, Magdeburg, TH Magdeburg, 1980.
- [86] W. Strohfuß, „Schwarze Magie?“ - Ultraschallfügen,“ *Kunststoffe*, Bd. 85, Nr. 6, pp. 827-833, 1995.
- [87] J. Wodara, „Ultraschallschweißen von Kunststoffen,“ in *Ultraschall Fügen und -trennen*, München, DVS-Verlag GmbH, 2004, p. 114.
- [88] Z. Zhang, X. Wang, Y. Luo and et al., „Study on Heating Process of Ultrasonic Welding of Thermoplastics,“ *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, vol. 23, no. 5, pp. 647-664, 2012.
- [89] C. Domanidis and Y. Gao, „Mechanical Modelling of Ultrasonic Welding,“ *Welding Journal*, no. 4, pp. 140-146, 2004.
- [90] K. S. Suresh, M. Roopa Rani, K. Prakasan and R. Rudramoorthy, „Modeling of temperature distribution in ultrasonic welding of thermoplastics for various joint designs,“ *Journal of Materials Processing Technology*, no. 186, pp. 138-146, 2007.
- [91] J. Devine, „Ultrasonic Plastics Welding Basics,“ *Welding Journal*, vol. 80, no. 1, pp. 29-33, 2001.



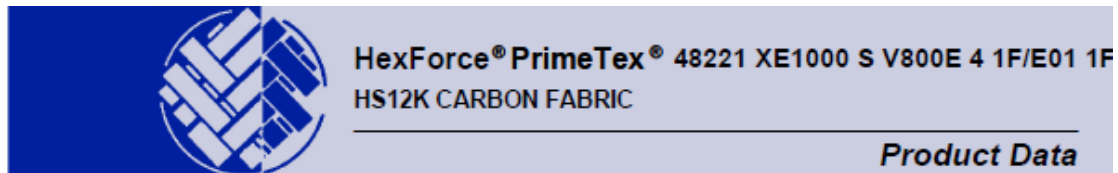
- [92] J. Wodara, „Physikalische Grundlagen des Ultraschallschweißens,“ in *Ultraschall Fügen und -trennen*, München, DVS-Verlag GmbH, 2004, pp. 8-17.
- [93] Herrmann Ultraschalltechnik GmbH & Co. KG, „Ultraschall Grundlagen,“ 2016. [Online]. Available: <https://www.herrmannultraschall.com/de/schwingung-amplitude-frequenz/>. [Zugriff am 2016 08 16].
- [94] I. Fernandez Villegas, „Optimum Processing Conditions for Ultrasonic Welding of Thermoplastic Composites,“ in *ICCM 19*, Montréal (CA), 2013.
- [95] I. Fernandez Villegas, L. Moser, A. Yousefpour, P. Mitschang und H. Bersee, „Process and performance evaluation of ultrasonic, induction and resistance welding of advanced thermoplastic composites,“ *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, Bd. 26, Nr. 8, pp. 1007-1024, 2013.
- [96] K. Suzuki, I. Ohsawa, J. Takahashi und K. Uzawa, „Numerical Study on Ultrasonic Welding Joint for CFRTP,“ in *ICCM 19*, Montréal (CA), 2013.
- [97] X. Wang, J. Yan, S. Yang und R. Li, „FEM Investigation of the Temperature Field of Energy Director During Ultrasonic Welding of PEEK Composites,“ *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, Bd. 19, pp. 593-607, 09 2006.
- [98] T. Tomioka, K. Uzawa, H. Murayama, I. Ohsawa und J. Takahashi, „Joint Efficiency of Multi-Point Spot Ultrasonic Welding for CFRTP,“ in *ICCM 19*, Montréal (CA), 2013.
- [99] M. Roylance, J. Player, W. Zukas und D. Roylance, „Modeling of Ultrasonic Processing,“ *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 93, no. 4, pp. 1609-1615, 2004.
- [100] J. Player, M. Roylance, W. Zukas und D. Roylance, „UTL Consolidation and Out-of-Autoclave Curing of thick Composite Structures,“ in *SAMPE National Meeting*, Bosten (USA), 2000.
- [101] V. Leemon und e. al., „Ultrasonic Method of fabricating a thermosetting matrix fiber reinforced composite structure and the product thereof“. USA Patent 6,432,236 B1, 13 08 2002.
- [102] D. De Mattia und A. Boyeldieu, „Process for manufacturing a part made of composite material that comprises at least one radius of curvature“. USA Patent US 20120234489 A1, 20 09 2012.
- [103] J. S. Gomez, R. A. Dominguez und A. B. Martinez, „Tool and Process for Manufacturing Pieces of Composite Materials Outside an Autoclave“. USA Patent US 2008/0023130 A1, 31 01 2008.
- [104] Z. Martin, M. A. Torrijos und R. Ávila, „Moving towards Out of Autoclave (OoA) processes: CFRP - Ultrasonic (US) Compaction,“ in *EADS Structures days: Composites - Assembly - Metals*, 2013.
- [105] R. Rizzolo und D. F. Walczyk, „Ultrasonic consolidation of thermoplastic composite prepreg for automated fiber placement,“ *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 8 01 2015.

- [106] E. Soccard, „Ultrasonic Assembly Method“. USA Patent US 2008/0210360 A1, 04 09 2008.
- [107] G. Gardiner, „Thermoplastic composites: Primary structure?“, 05 2011. [Online]. Available: <http://www.compositesworld.com/articles/thermoplastic-composites-primary-structure>. [Zugriff am 18 08 2016].
- [108] F. Lionetto, R. Dell'Anna, F. Montagna und A. Meffezzoli, „Modeling of continuous ultrasonic impregnation and consolidation of thermoplastic matrix composites,“ *Composites: Part A*, Bd. 82, pp. 119-129, 19 12 2015.
- [109] F. Lionetto, R. Dell'Anna, F. Montagna und A. Meffezzoli, „Ultrasonic assisted consolidation of commingled thermoplastic/glass fiber rovings,“ *Frontiers in Materials*, Bd. 2, Nr. 32, 21 04 2015.
- [110] H. Ringwald, L. Kittel und K. Drechsler, „Ultrasonic binder activation for carbon fibre preform manufacturing,“ in *SEICO 09*, Paris, 2009.
- [111] B. Arold, U. H. Neumann und H. Seefried, „Stabilization Device, Stabilization Method and method for producing fiber composite components“. USA / Deutschland Patent US 20150129111 A1 / EP 2873517 A1, 20 05 2015.
- [112] B. Arold, A. Gessler, C. Metzner, S. Mittmann und U. H. Neumann, „Abschlussbericht Braided Frames II,“ Airbus Group Innovations, Stade / München, 2014.
- [113] M. Matsudaira and H. Qin, “Features and mechanical parameters of a fabric's compressional property,” *Journal of the Textile Institute*, vol. 86, no. 3, pp. 476-486, 1995.
- [114] B. Chen, E. J. Lang and T.-W. Chou, “Experimental and theoretical studies of fabric compaction behavior in resin transfer molding,” *Materials Science & Engineering A*, vol. 317, no. 1-2, pp. 188-196, 2001.
- [115] T. Kruckenberg, L. Ye and T. Paton, “Static and vibration compaction and microstructure analysis on plain-woven textile fabrics,” *Composites Part A*, vol. 39, no. 3, pp. 488-502, 2008.
- [116] W. Wu, B. Jiang, L. Xie, F. Klunker, S. Aranda and G. Ziegmann, “Effect of compaction and preforming parameters in the compaction behavior of bindered textile preforms for automated composite manufacturing,” *Applied Composite Materials*, vol. 20, no. 5, pp. 907-926, 2013.
- [117] Y. R. Kim, S. P. McCarthy and J. P. Fanucci, “Compressibility and relaxation of fiber reinforcements during composite processing,” *Polymer Composites*, vol. 12, no. 1, pp. 13-19, 1991.
- [118] F. Robitaille and R. Gauvin, “Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing I, II & III,” *Polymer Composites*, Vols. 19, 20, no. 2, 5, 1, pp. 195-216 & 543-557 & 48-61, 1998, 1999.
- [119] S. Bickerton, M. Buntain and A. Somashekar, “The viscoelastic compression behavior of liquid composite molding preforms,” *Composite Part A*, vol. 34, no.

- 5, pp. 431-444, 2003.
- [120] S. V. Lomov, I. Verpoest, T. Peeters, D. Roose and D. Zako, "Nesting in textile laminates: geometrical modelling of the laminate," *Composite Science and Technology*, vol. 63, no. 7, pp. 993-1007, 2003.
- [121] H. Darcy, *Les Fontaines Publiques de la Ville de Dijon*, Paris: Dalmont, 1856.
- [122] M. Bruscke und S. G. Advani, „A finite element/controlö volume approach to mold filling in anisotropic porous media,“ *Polymer Composites*, Bd. 11, Nr. 6, pp. 398-405, 1990.
- [123] D. Becker, *Transversales Imprägnierverhalten textiler Verstärkungsstrukturen für Faser-Kunststoff-Verbunde*, Kaiserslautern: IVW-Schriftenreihe, Dissertationsschrift, 2015.
- [124] Herrmann Ultraschalltechnik GmbH & Co. KG, „EASYBOND CSI,“ 2016. [Online]. Available: <https://www.herrmannultraschall.com/de/easybond-csi/>. [Zugriff am 26 08 2016].
- [125] E. Dietrich, „Leitfaden zum Fähigkeitsnachweis von Messsystemen,“ Q-DAS GmbH, 2002.
- [126] H. Hertz, „Über die Berührung fester elastischer Körper,“ *Journal für die reine und angewandte Mathematik*, Bd. 92, pp. 156-171, 1881.
- [127] L. Eriksson, E. Johannson und C. Wikström, *Design of Experiments*, MKS Umetrics AB, 2008.
- [128] K. Bergmeister, *Kohlenstofffasern im konstruktiven Ingenieurbau*, Ernst & Sohn, 2003.

## 11 Anhang

### A. Zugängliche Datenblätter der verwendeten Materialien



#### Textile Reinforcement for High Performance Composite

Primetex® is a range of carbon fabrics that have been processed for a smooth, closed weave and enhanced uniform appearance. Hexcel® supplies Primetex® fabrics with the physical properties mentioned in this datasheet. Should you wish to achieve specific cosmetic effects with Primetex® please contact Hexcel®.

DESCRIPTION November / 2014

Type of yarns	Warp : AS7 GP 12K HSCP4000 Weft : AS7 GP 12K HSCP4000	
Nominal weight	220 g/m <sup>2</sup>	6.49 oz/sq <sup>2</sup>
Weave style	PLAIN WEAVE	
Width	1000 mm	39.4 in
Powder Type	EPOXY E01 1F	

Nominal construction	Warp : 1.35 yarn/cm	3.5 yarn/in
	Weft : 1.35 picks/cm	3.5 picks/in
Weight distribution	Warp : 50 % Weft : 50 %	
Thickness (*)	0.22 mm / 0.009 in	

\*NB : The above average values are obtained with epoxy laminate at 55% of fibres in volume.

#### Other Informations

powdered on 1 side with 5gsm and cobonded with V800E 4gsm on other side

All information is believed to be accurate but is given without acceptance of liability. Users should make their own assessment of the suitability of any product for the purpose required. All sales are made subject to our standard terms of sales which include limitations on liability and other important terms.

© Copyright Hexcel



For European sales office telephone numbers and a full address list, please go to : <http://www.hexcel.com/contact/salesoffices>

Abbildung 11.1: Datenblatt des Materials Hexcel PrimeTex (PT)

**STYLE DESCRIPTION**

CONSTRUCTION	AREAL-WEIGHT [g/m <sup>2</sup> ]	TOLERANCE Individual [g/m <sup>2</sup> ]	MATERIAL
Powder-Binder <i>lot</i>	8 DG1050261A	-3 / +7	Epikote Resin 05311
-45° <i>lot</i>	217 100200810, 100100810	+/-11	TENAX-J IMS 60 E13 24K 830tex
0° <i>lot</i>	535 100100810, 100100820	+/-27	TENAX-J IMS 60 E13 24K 830tex
+45° <i>lot</i>	217 100200810	+/-11	TENAX-J IMS 60 E13 24K 830tex
90° <i>lot</i>	110 100200810	+/-6	TENAX-J IMS 60 E13 24K 830tex
Powder-Binder <i>lot</i>	8 DG1050261A	-3 / +7	Epikote Resin 05311
Stitching <i>lot</i>	6 25031014	+/-1	PES 48dtex SC

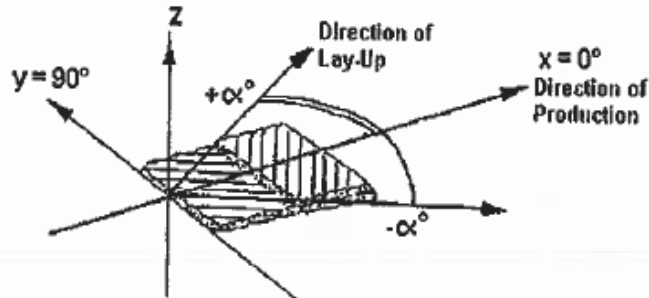
BINDER: Tricot-Loop

TOTAL AREAL WEIGHT: 1101 g/m<sup>2</sup>

GAUGES: 5

TOTAL TOLERANCE: -62/+70

STITCHING LENGTH: 3,1



Fiber-Orientation according EN13473

Loop on -45° Side / double red tracer

Sample Units:

	linear meter of production	m <sup>2</sup> of production
Sample Unit 1:	0	0
Sample Unit 2:	771	1079,4
Sample Unit 3:	1568	2195,2
Sample Unit 4:		

Abbildung 11.2: Daten Saertex Material (SA)




 Produktdatenblatt  
 Tenax® IMS Filamentgarn

Markenname		Tenax®	Tenax®
Produktionsstandort		J	E
Produktbezeichnung		IMS60 E13 24K 830tex	IMS65 E23 24K 830tex
Präparationseigenschaften		E13	E23
Filamentanzahl		24.000	24.000
Garnfeinheit <sup>1)</sup>	[tex]	830	830
Garnrehung	[t/m]	0	0
Lauflänge je kg	[m/kg]	1.200	1.200

1) ohne Präparationsauftrag

#### Eigenschaften (Richtwerte)

Filamentdurchmesser	[µm]	5	5
Dichte	[g/cm <sup>3</sup> ]	1,79	1,78
Zugfestigkeit	[MPa]	5.800	6.000
Zug-E-Modul	[GPa]	290	290
Bruchdehnung	[%]	2,0	2,1
Spez. elektrischer Widerstand	[Ω cm]	1,45 x 10 <sup>-3</sup>	1,45 x 10 <sup>-3</sup>

#### Präparationseigenschaften für Faserfamilie IMS

IMS (Intermediate Modulus) ist für Anwendungen geeignet, die eine höhere Steifigkeit bei gleichzeitig erhöhter Zugfestigkeit erfordern.

E13 = Type mit ca. 1,3 % Präparationsauftrag auf Basis Epoxidharz

E23 = Type mit ca. 1,3 % Präparationsauftrag auf Basis Epoxidharz

Zur optimalen Typenauswahl steht Ihnen unser Verkauf gerne zur Verfügung. Die angegebenen Werte sind Richtwerte. Für die Auslegung von Bauteilen fordern Sie bitte über unseren Verkauf eine Spezifikation an.

Bitte geben Sie auf Ihrer Bestellung den Anwendungsbereich (Luftfahrt oder Industrie & Sport) an.

Die Ausfuhr oder Verbringung von Kohlenstofffasern kann genehmigungspflichtig sein, abhängig von den Eigenschaften, der Endbestimmung und der Endverwendung.

Toho Tenax Europe GmbH  
 Kasinostraße 19-21 • 42103 Wuppertal • Germany

sales@tohotenax-eu.com  
 www.tohotenax-eu.com  
 1/1

Version 03  
 2014-09-01

Abbildung 11.3: Datenblatt Fasern TohoTenax (TT)



Technische Information  
Division Epoxy / Phenolic Resins  
Epoxy Resins

## EPIKOTE™ Resin 05311

### Eigenschaften

- Festes Epoxidharz auf Bisphenol-A-Basis
- Reversibler Umformungsprozess von Preforms
- Gute Rieseigenschaften
- Niedriger Schmelzpunkt (102°C)

### Anwendung

Pulverförmiges Epoxidharz mit guter Rieselfähigkeit auf der Basis von Bisphenol-A, guter Preformbinder für Kohlefaser- oder Glasfasergelege und Gewebe. Verarbeitung durch Bestreuen von Geweben oder Gelegen. Anschließend Fixierung auf dem Fasermaterial durch kurzzeitiges Erwärmen auf Temperaturen oberhalb 102 °C. Aufgrund des thermoplastischen Charakters kann der Umformungsprozess prinzipiell beliebig oft wiederholt werden.

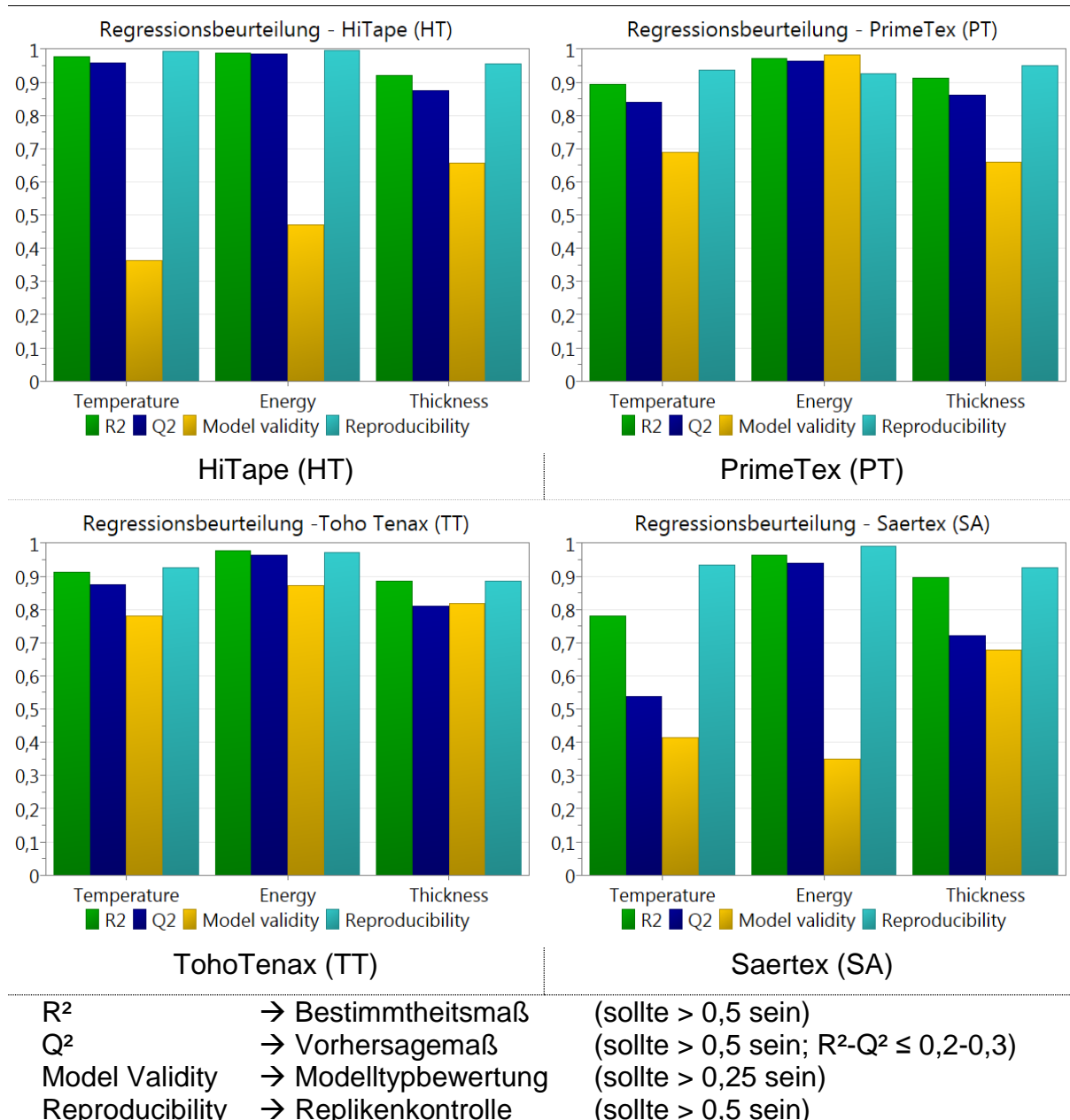
Physikalische und Chemische Eigenschaften		
Eigenschaft	Einheit	EPIKOTE™ Resin 05311
Lieferform		weißliches Pulver
EP nach Mettler	°C	102 ± 5
Epoxidzahl	%	2,4 ± 0,3
Epoxidäquivalent	g/Äquiv.	1.820 ± 228
Epoxidwert	Äquiv./100g	0,056 ± 0,007
Chlorgehalt hydrolysierbar	%	< 0,2
Schüttdichte (20 °C)	kg/m <sup>3</sup>	550 ± 25
Flüchtige Anteile bei 3 h, 140 °C	%	< 0,7
Hydroxylwert	Äquiv./100g	0,34 ± 0,02

Abbildung 11.4: Datenblatt EP-Binder

## B. Diagramme zur Einflussstudie

### Modellvalidierung der Regressionsmodelle innerhalb der Einflussstudie

Tabelle 11-1: Validitätsdaten der Einflussstudie für alle Materialien

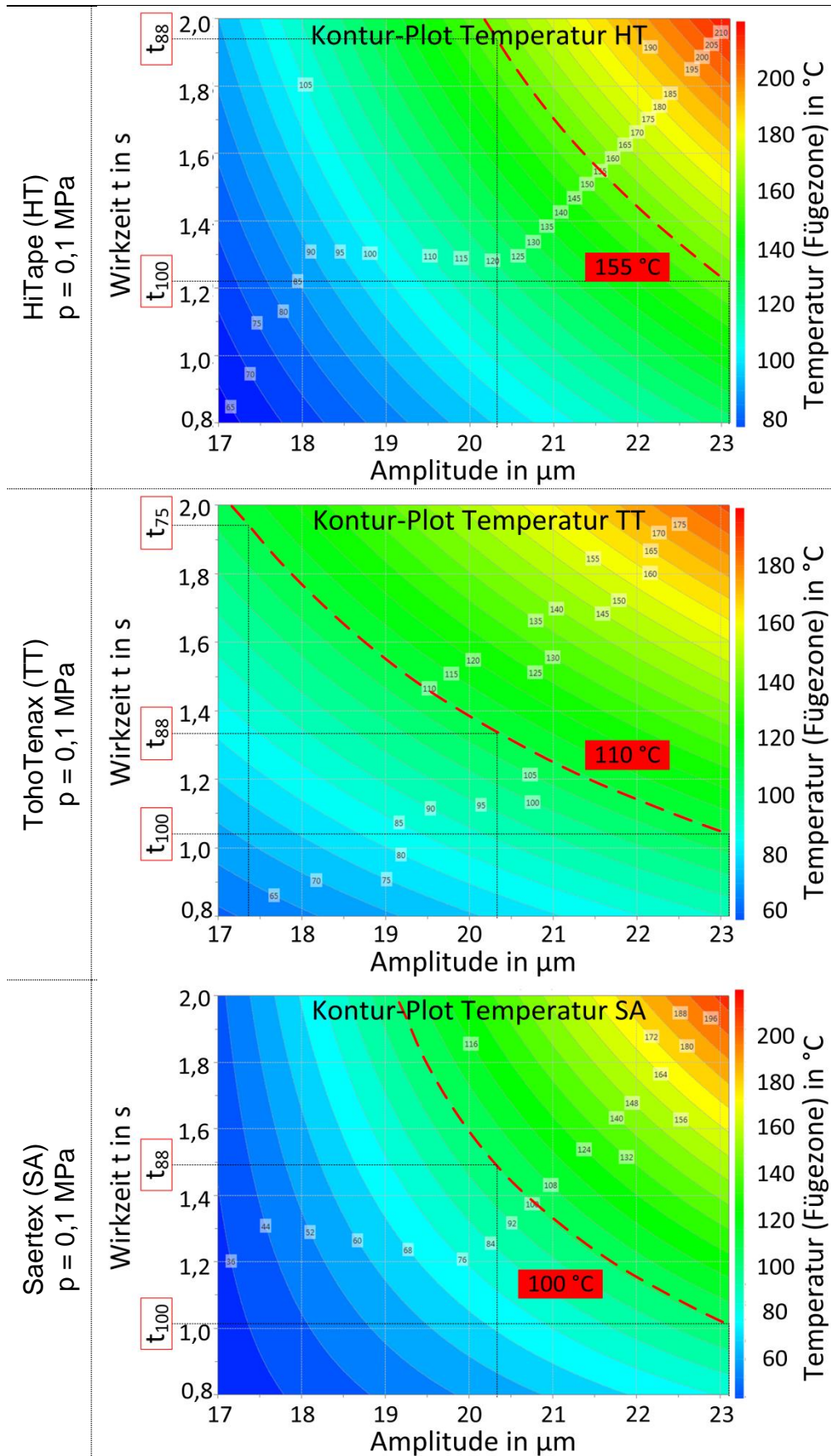


Regressionsmodelle, die ausgehend von der statistischen Versuchsplanung erzeugt werden, können durch das Bestimmtheitsmaß R<sup>2</sup>, das Vorhersagemaß Q<sup>2</sup>, die Modelltypbewertung und die Kontrolle der Streuung wiederholender Versuche beurteilt werden [127]. Die Bedingungen für ein valides Modell sind Tabelle 11-1 zu entnehmen. Gemäß diesen Bedingungen sind alle Modelle innerhalb der Einflussstudie als valide zu bezeichnen.



**Temperaturmodelle zur Ermittlung der Wirkzeiten**

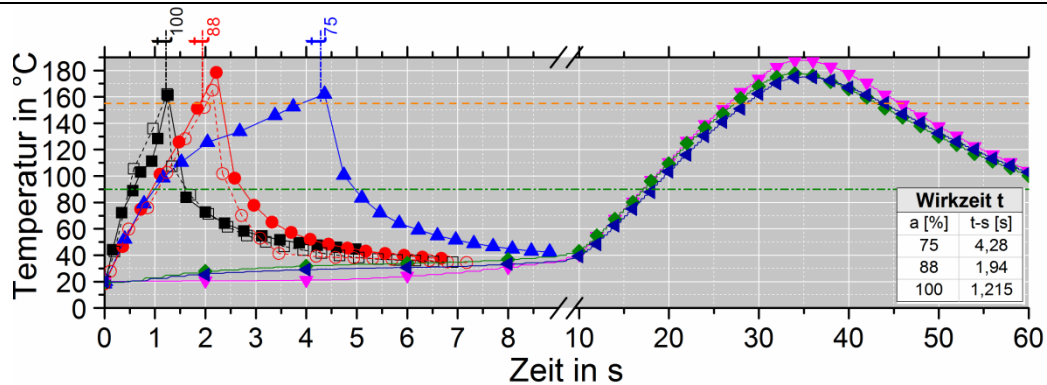
Tabelle 11-2: Konturplots der Regressionsmodelle aus der Einflussstudie



### C. Diagramme zur Vergleichsstudie

Tabelle 11-3: Ergebnisse der Vergleichsstudie für HT, PT und SA

HiTape UD (HT)

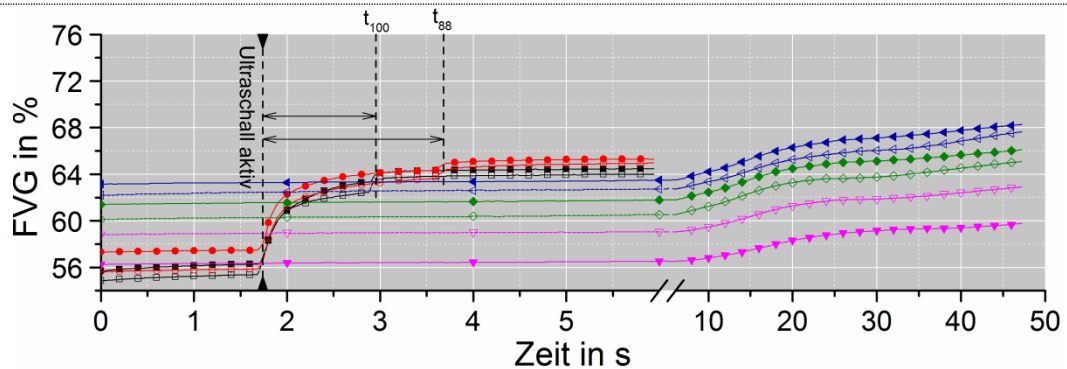


**Temperatur Vergleich, Material: Hexcel HiTape UD 134gsm**

**Ultraschall Kompaktierung:**  
 -■ p=0.1 MPa, A=100%    -□ p=0.15 MPa, A=100%  
 -● p=0.1 MPa, A=88%    -○ p=0.15 MPa, A=88%  
 -▲ p=0.1 MPa, A=75%

**Heizpresse:**  
 -▼ 0,1 MPa  
 -◆ 0,3 MPa  
 -◀ 0,5 MPa

- - - Zieltemperatur  $T_{activate, HT}$   
 - - - unkrit. Temperatur  $T_{unkrit, HT}$

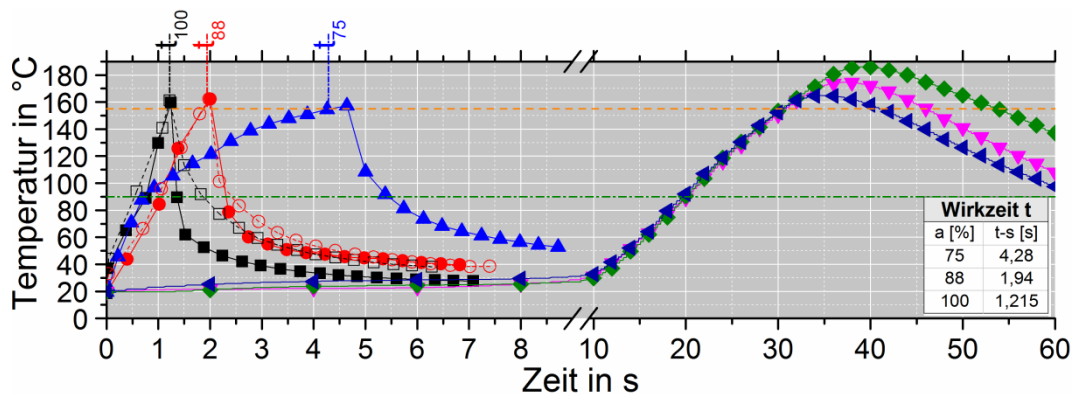


**FVG-Vergleich, Material: Hexcel HiTape UD134 gsm**

**Ultraschall Kompaktierung:**  
 - - - 12 Lagen, p=0.1 MPa, A=100%    - - - 12 Lagen, p=0.1 MPa, A=88%  
 - - - 16 Lagen, p=0.1 MPa, A=100%    - - - 16 Lagen, p=0.1 MPa, A=88%

**Heizpresse:**  
 - - - 12 Lagen, p=0.1 MPa    - - - 12 Lagen, p=0.3 MPa    - - - 12 Lagen, p=0.5 MPa  
 - - - 16 Lagen, p=0.1 MPa    - - - 16 Lagen, p=0.3 MPa    - - - 16 Lagen, p=0.5 MPa

HiTape 0/90 (HT)

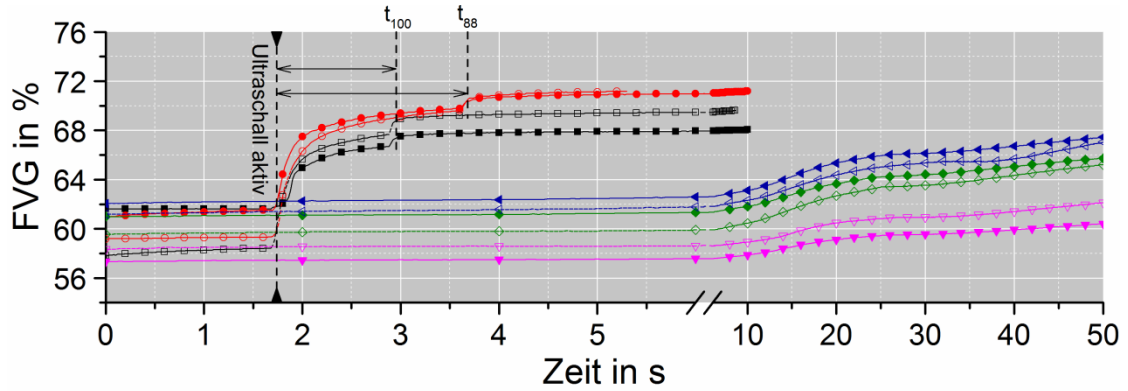


**Temperatur Vergleich, Material: Hexcel HiTape 0/90 134gsm**

**Ultraschall Kompaktierung:**  
 -■ p=0.1 MPa, A=100%    -□ p=0.15 MPa, A=100%  
 -● p=0.1 MPa, A=88%    -○ p=0.15 MPa, A=88%  
 -▲ p=0.1 MPa, A=75%

**Heizpresse:**  
 -▼ 0,1 MPa  
 -◆ 0,3 MPa  
 -◀ 0,5 MPa

- - - Zieltemperatur  $T_{activate, HT}$   
 - - - unkrit. Temperatur  $T_{unkrit, HT}$



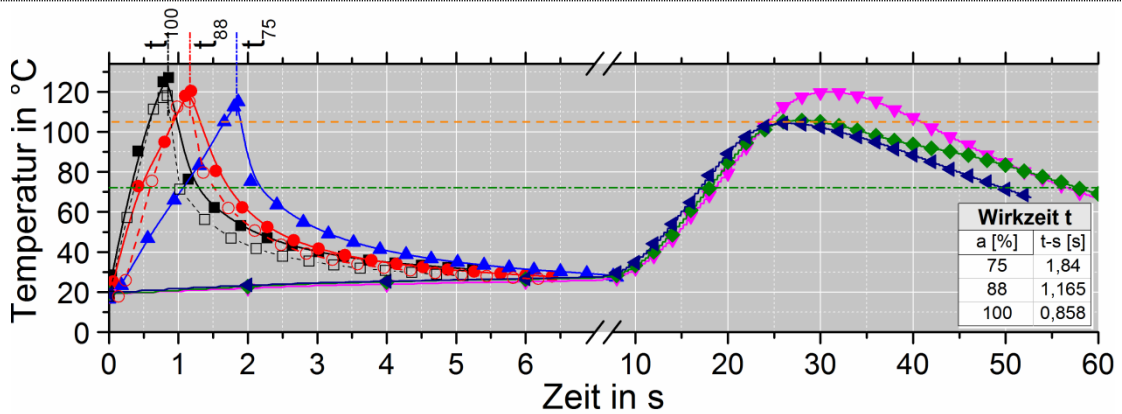
**FVG-Vergleich, Material: Hexcel HiTape 0/90 134 gsm**

Ultraschall Kompaktierung:

- 12 Lagen, p=0.1 MPa, A=100%
- 16 Lagen, p=0.1 MPa, A=100%
- 12 Lagen, p=0.1 MPa, A=88%
- 16 Lagen, p=0.1 MPa, A=88%

Heizpresse:

- ▽--- 12 Lagen, p=0.1 MPa
- ◇--- 16 Lagen, p=0.1 MPa
- ◇--- 12 Lagen, p=0.3 MPa
- ◇--- 16 Lagen, p=0.3 MPa
- ◇--- 12 Lagen, p=0.5 MPa
- ◇--- 16 Lagen, p=0.5 MPa



**Temperatur Vergleich, Material: Hexcel PrimeTex 220gsm**

Ultraschall Kompaktierung:

- p=0.1 MPa, A=100%
- p=0.1 MPa, A=88%
- ▲--- p=0.1 MPa, A=75%
- p=0.15 MPa, A=100%
- p=0.15 MPa, A=88%

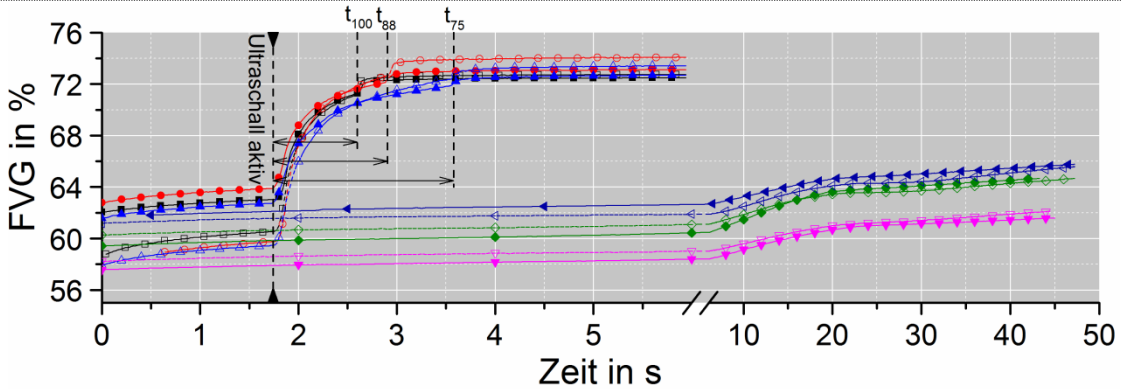
Heizpresse:

- ▽--- 0,1 MPa
- ◇--- 0,3 MPa
- ◇--- 0,5 MPa

--- - - - Zieltemperatur  $T_{activate, PT}$

--- - - - unkrit. Temperatur  $T_{unkrit, PT}$

PrimeTex (PT)



**FVG-Vergleich, Material: Hexcel PrimeTex 220 gsm**

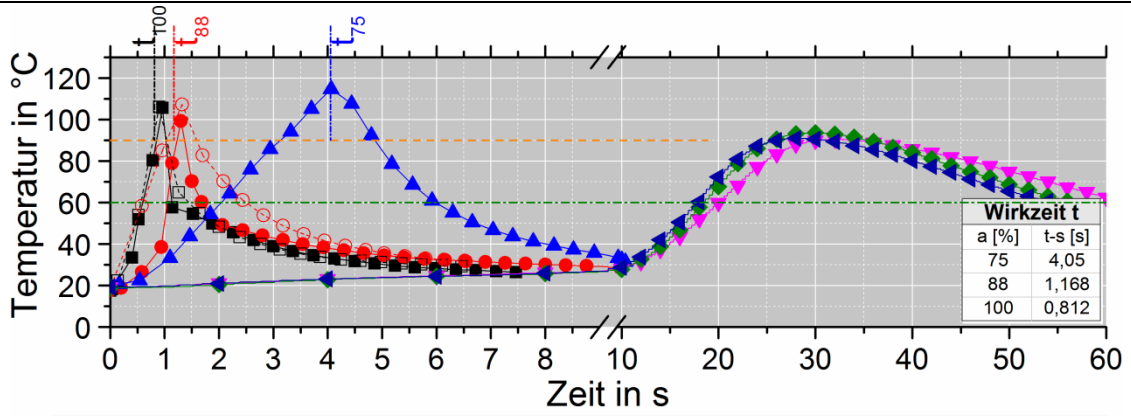
Ultraschall Kompaktierung:

- 9 Lagen, p=0.1 MPa, A=100%
- 12 Lagen, p=0.1 MPa, A=100%
- 9 Lagen, p=0.1 MPa, A= 88%
- 12 Lagen, p=0.1 MPa, A= 88%
- ▲--- 9 Lagen, p=0.1 MPa, A= 75%
- ▲--- 12 Lagen, p=0.1 MPa, A= 75%

Heizpresse:

- ▽--- 9 Lagen, p=0.1 MPa
- ◇--- 12 Lagen, p=0.1 MPa
- ◇--- 9 Lagen, p=0.3 MPa
- ◇--- 12 Lagen, p=0.3 MPa
- ◇--- 9 Lagen, p=0.5 MPa
- ◇--- 12 Lagen, p=0.5 MPa

Saertex (SA)



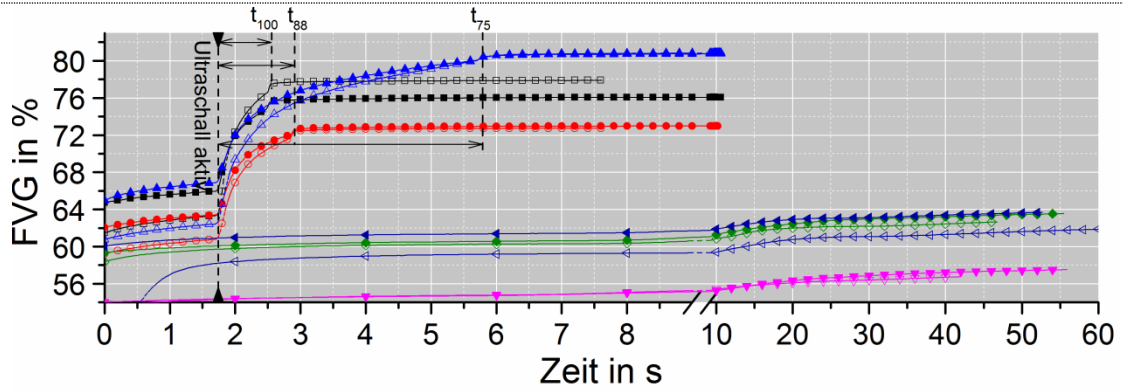
**Temperatur Vergleich, Material: Saertex Quad NCF 1079gsm**

Ultraschall Kompaktierung:

- p=0.1 MPa, A=100%
- p=0.1 MPa, A=88%
- ▲— p=0.1 MPa, A=75%
- p=0.15 MPa, A=100%
- p=0.15 MPa, A=88%

Heizpresse:

- ▼— 0,1 MPa
- ◆— 0,3 MPa
- ◀— 0,5 MPa
- — Zieltemperatur  $T_{\text{activate, SA}}$
- — unkrit. Temperatur  $T_{\text{unkrit, SA}}$



**FVG-Vergleich, Material: Saertex Quad NCF 1079gsm**

Ultraschall Kompaktierung:

- 3 Lagen, p=0.1 MPa, A=100%
- 3 Lagen, p=0.1 MPa, A=88%
- ▲— 3 Lagen, p=0.1 MPa, A=75%
- 4 Lagen, p=0.1 MPa, A=100%
- 4 Lagen, p=0.1 MPa, A=88%
- ▲— 4 Lagen, p=0.1 MPa, A=75%

Heizpresse:

- ▼— 3 Lagen, p=0.1 MPa
- ◆— 3 Lagen, p=0.3 MPa
- ◀— 3 Lagen, p=0.5 MPa
- ▼— 4 Lagen, p=0.1 MPa
- ◆— 4 Lagen, p=0.3 MPa
- ◀— 4 Lagen, p=0.5 MPa

## D. Permeabilitäts-Messzelle

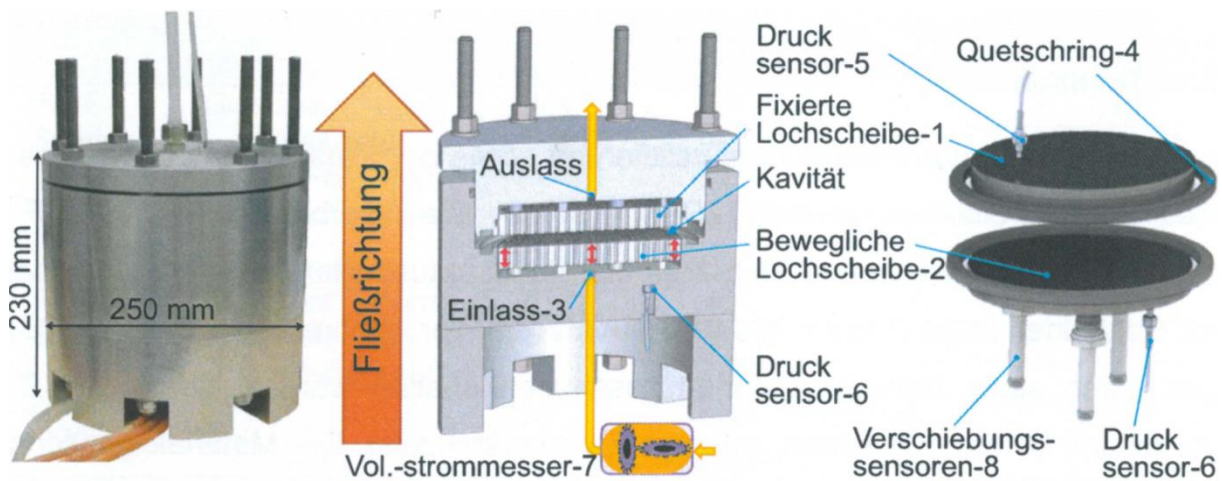


Abbildung 11.5: HyKoPerm (links); CAD-Schnittdarstellung der Messzelle (mitte); CAD-Darstellung ohne Gehäuse (rechts) [123]

Abbildung 11.5 zeigt das Messsystem zur Ermittlung der Dickenpermeabilität von Textilien, welches innerhalb dieser Arbeit verwendet wurde. Das System wurde am IVW entwickelt und patentiert (DE102013102486).

Zur Messung wird das Textil in die Kavität zwischen zwei Aluminium-Lochscheiben (1,2), die der Homogenisierung der Durchströmung dienen, eingelegt. Die Injektion des Messfluids (bekannte Viskosität  $\eta$ ) erfolgt über einen Drucktank bei einem diskreten Druck. Seitliche Quetschringe (4) aus Silikon verhindern ungewollte Strömungsbewegungen, die zum Verfälschen der Messergebnisse führen können. Die Messung erfolgt im gesättigten Zustand, dabei garantiert die Fließrichtung von unten nach oben eine vollständige Verdrängung der Luft. Der Druckabfall kann durch Sensoren in den Druckkammern (5, 6) ermittelt werden. Durch den Bezug von durchströmtem Querschnitt zum gemessenen Volumenstrom (7) lässt sich die Fließgeschwindigkeit bestimmen. Wegsensoren an der beweglich gelagerten Lochscheibe (2) nehmen die Kompaktierungs-Prozesse auf, die während der Injektion auftreten können (hydrodynamische Kompaktierung) [123].

## E. Mechanische Tests

### Prozessparameter der Konsolidierungsprozesse

Im Zuge der Herstellung von Proben zu mechanischen Prüfung kommen in dieser Arbeit zwei Konsolidierungsprozesse zum Einsatz. Hier sind das VAP-Verfahren und das RTM-Verfahren zu nennen. In Tabelle 11-4 sind die relevanten Prozessparameter aufgeführt.

Tabelle 11-4: Parameter für Konsolidierungsprozesse

Parameter	VAP-Prozess	RTM-Prozess
Infusionstemperatur	100 °C	100 °C
Infusionsdruck	Vakuum (< 8 mbar)	3 bar
Kompression / Presse	Vakuum (< 8 mbar)	0,5 MPa
Kavität	-	Ausgelegt auf FVG von 60 %
Abbruchkriterium	Durchfluss < 5g/min	Harzaustritt in Falle / Harzgewicht
Aushärtezeit	120 min	120 min
Aushärtetemperatur	180 °C	180 °C
Heizrate	2,5 K/min	-
Abkühlrate	5 K/min	-

### Nomenklatur-Prinzip der Proben

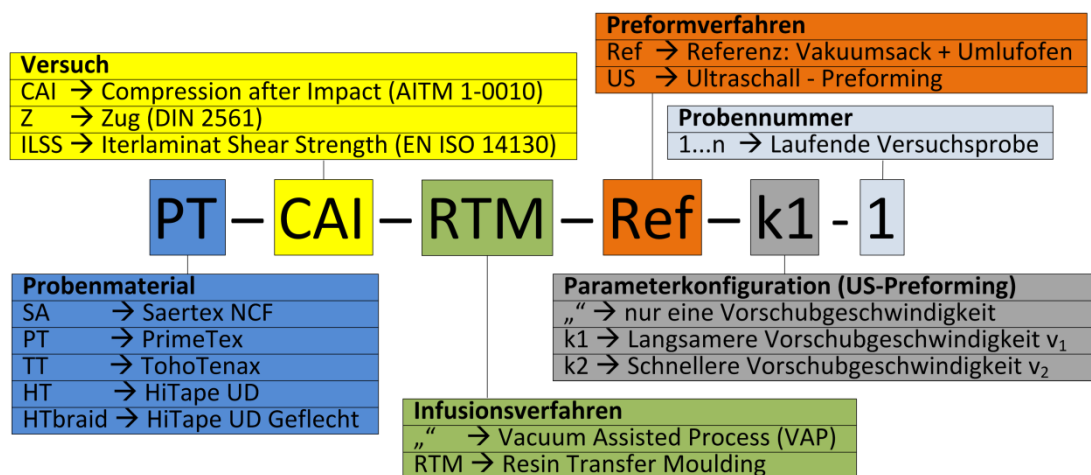


Abbildung 11.6: Nomenklatur der Proben für die mechanischen Tests

Die Bezeichnung des Infusionsverfahrens (grün) oder der Parameterkonfiguration (grau) kann gemäß der Erklärung in Abbildung 11.6 frei bleiben und wird nur optional genutzt. Die Parameterkonfiguration im Besonderen tritt nur bei den US-Proben auf, die mit unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten hergestellt werden, um den Einfluss der Schalldauer zu untersuchen.

### **Probengeometrien und Zuschnitte**

Der Zuschnitt der Proben erfolgt durch die Nutzung eines Wasserstrahl-Schneiders, um hinsichtlich der CAI-Proben ein möglichst ebenes und paralleles Kantenverhalten zu erreichen. Die CAI-Proben weisen gemäß Norm eine Größe von 150 mm x 100 mm ( $\pm 0,2$  mm) auf. Die Außenmaße der ILSS-Proben orientieren sich an der Materialdicke und haben somit Abmessungen von 40 mm x 20 mm ( $\pm 0,2$  mm).

Die Zug-Proben sind nach Norm 250 mm ( $\pm 1$  mm) lang und werden für eine Probenstärke von 1 mm ( $\pm 0,2$  mm) mit einer Breite von 15 mm ( $\pm 0,5$  mm) veranschlagt. Durch die Lasteinleitungselemente mit einer Länge von 60 mm entsteht so eine freie Einspannlänge von 130 mm. Da die geflochtenen Proben keine Länge von 250 mm erreichen können, sondern nur eine von 160 mm, muss die Länge der Lasteinleiter auf 35 mm gekürzt werden.

## F. Ausrichtungsproblematik bei geringen Schweißkräften

Im Zuge der Konstruktion der Funktionseinheit wurde gemäß den Aussagen in der Literatur ([67] [72]) davon ausgegangen, dass beim Preformen von trockenen Faserstrukturen hohe Schweißdrücke bzw. Kräfte oberhalb von 0,5 MPa zum Einsatz kommen. Die angewendeten Parameterstudien und Untersuchungen zu den Prozessgrenzen haben jedoch gezeigt, dass gerade geringe Drücke für einen optimalen Prozess zu bevorzugen sind.

So lange die Grundausrichtung der Funktionseinheit senkrecht oder durch die Arretierung gesichert ist, kann die Funktionsweise auch für geringe Drücke garantiert werden. Lediglich die Schweißkraft  $F$  wirkt in gewollter Orientierung. Verändert sich die Ausrichtung aber bei freier Rotation zu größeren Winkeln ( $\beta_0$ ), dominiert die Gewichtskraft der Rotationsplatte und es kommt durch das Wirken der tangentialen Kraft  $F_T$  zu einer Spaltbildung resultierend im Winkel  $\beta$  und damit zu einer inhomogenen Druckverteilung entlang der Sonotrode. Diese ist bei geringen Schweißdrücken nicht mehr durch die adaptive Konstruktion zu kompensieren. Die Problematik ist in Abbildung 11.7 schematisch dargestellt.

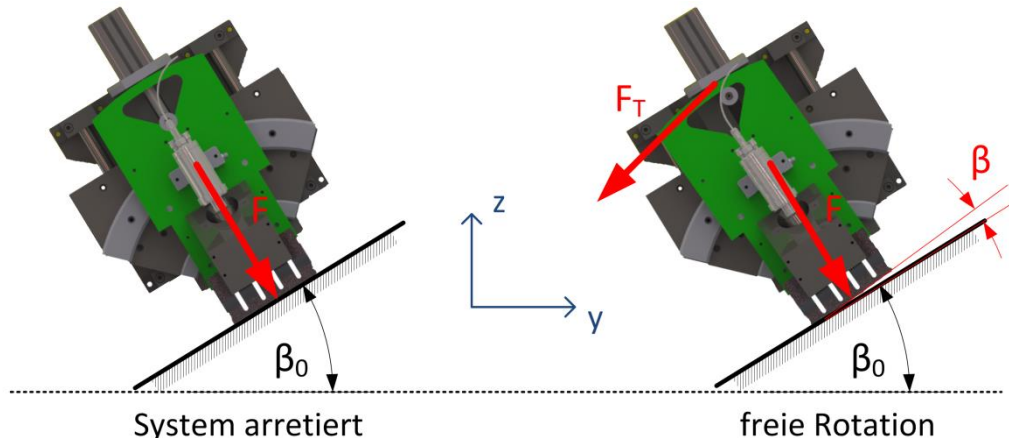


Abbildung 11.7: Auswirkung der Rotation der Funktionseinheit bei geringen Schweißkräften

Eine Lösung dieser Problematik wäre durch eine Massenkompensation, die abhängig vom Rotationswinkel agiert, denkbar. Diese ist konstruktiv in die Anlage zu integrieren. Alternativ müsste über die Möglichkeit nachgedacht werden den Schwerpunkt des rotativen Systems zu verlagern.

Grundsätzlich gilt es die aufgezeigte Problematik im Zuge einer industriellen Anwendung bzw. Integration zu beachten.



## G. Messmittelvalidierung des Dickenmesssystems

Ein Messmittel kann hinsichtlich seiner Fähigkeit beurteilt werden. Diese ist zum einen definiert durch die Abweichung vom zu messenden Sollwert und zum anderen durch die Wiederholgenauigkeit. Das in Abschnitt 4.4 vorgestellten Messsystem ist angelehnt an ein bei Airbus Group Innovations verwendetes Verfahren zur wiederholgenauen Ermittlung der Preformdicke unter einem diskreten Prüfdruck (Vakuum, 0,1 MPa) mittels einer Druckprüfmaschine.

Für die Validierung der Fähigkeit des Messsystems wurde in dieser Arbeit das Verfahren nach Dietrich herangezogen [125]. Die damit verbundene Messmittelprüfung wurde durch 20 repetierende Messungen an einem 0,01 mm dicken Normal aus Edelstahl durchgeführt. Bestimmt wurden daraus der Mittelwert  $x_m$  aller Messwerte  $x$  sowie die Standardabweichung  $s_{st}$  bei einer Probenanzahl  $n_s$  gemäß Formel 11-1.

$$s_{st} = \sqrt{\frac{\sum(x - x_m)^2}{(n_s - 1)}} \quad (11-1)$$

Der Fähigkeitsindex  $C_{gk}$  nach Dietrich ist durch Formel 11-2 definiert. Dabei stellt  $x_g$  den Referenzwert des Normals dar und  $T_{mess}$  die notwendige Messmitteltoleranz zur Erfüllung der geforderten Beziehung  $C_{gk} \geq 1,33$ . Ein Messmittel gilt also als fähig, wenn der Fähigkeitsindex größer als 1,33 ist. Dieser Wert entspricht einer mittleren Abweichung der Messmitteltoleranz von 10 %.

$$C_{gk} = \frac{0,1 \cdot T_{mess} - |x_g - x_m|}{2 \cdot s} \quad (11-2)$$

Als Ergebnis zeigt sich, dass  $C_{gk}$  für einen Toleranzwert  $T_{mess}$  von  $\pm 0,005$  mm einen Wert von 0,149 annimmt. Dies führt zu der Bedingung, dass alle Messerwerte auf  $\pm 5 \mu\text{m}$  gerundet werden müssen.

Auf Grund der inhomogenen Materialstruktur kann die Messmittelfähigkeit auf dem oben beschriebenen Weg nicht am trockenen Fasermaterial ermittelt werden, zumal sich dieser Wert nicht auf das zu prüfende Medium bezieht, sondern auf das Messgerät selbst. Natürlich ist die Wiederholgenauigkeit bei trockenen Preformen eben wegen der inhomogenen Materialstruktur und der Verdichtung durch den anliegenden Prüfdruck als geringer anzusehen. Dennoch haben Messreihen an den Materialien HT, PT und TT gezeigt, dass es nach ausreichender Relaxationszeit (120 s) zu Abweichungen von höchstens  $\pm 10 \mu\text{m}$  innerhalb einer Messreihe kommt.

## Betreute studentische Arbeiten

Herrmann, S.: *Einflussuntersuchung des Ultraschall-Preform-Prozesses auf die mechanischen Eigenschaften von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen im Vergleich zu konventionellen Methoden*, München: LCC, Technische Universität München, 2014.

Rauf, D.: *Untersuchung von Kern- bzw. Ambossmaterialien für die Anwendung des Ultraschallschweißens zur Herstellung von Trockenfaserpreformen*, Reutlingen: Fachhochschule Reutlingen, 2015.

Rauf, D.: *Untersuchung von Qualitätssicherungsmaßnahmen für die Anwendung des Ultraschallschweißens zur Herstellung von Trockenfaserpreformen*, Reutlingen: Fachhochschule Reutlingen, 2015.

Turner, B.: *Verbesserungsbedarfe für die Serienfertigung des Foam Core Leading Edge*, Stade: Hochschule 21 Buxtehude, 2016.

Schneider, T.: *Ein- und mehrseitiges Ultraschall-Preformen komplexer Kohlenstoff-faserstrukturen*, Reutlingen: Fachhochschule Reutlingen, 2016.

## Publikationen

### Journals und Buchbeiträge

Neumann, U.H.; Mitschang, P.; Weimer, C.; Gessler, A.: Thermisches Verhalten von trockenen Kohlenstofffaserlagen beim Preformen mittels Ultraschallschweißtechnik. Fügen von Kunststoffen / Joining Plastics 10 (2016), No. 3-4

Neumann, U.H.; Mitschang, P.; Weimer, C.; Gessler, A.: Einfluss des Ultraschall-Preformens auf die mechanischen Eigenschaften von Kohlenstofffaserverbunden. Zeitschrift Kunststofftechnik / Journal of Plastics Technology 13 (2017) 1

### Symposien und Konferenzbeiträge

Neumann, U.H.: Kosteneffiziente und automatisierbare Vorkonsolidierung von Trockenfasermaterial mit mechanischem Benefit. Airbus Public Knowledge Day. Stade, Germany, 04.07.2014

Neumann, U.H.; Mitschang, P.; Weimer, C.; Gessler, A.: Influence study and compaction behavior using ultrasonic welding for preform activities. ECCM 17. München, Germany, 27.06. – 30.06.2016

Neumann, U.H.; Mitschang, P.; Weimer, C.; Gessler, A.: Ultrasonic Welding as Pre-Consolidation Step for Dry Fiber Material. 8<sup>th</sup> International Seminar of Joining Aerospace Material. Noordwijk, Netherlands, 28.09. – 29.09.2016

Neumann, U.H.: Ultrasonic Preforming: Improvement of dry fiber processing and opportunities for automation of CFRP part manufacturing. Airbus Composite Days 2016. Stade, Germany, 05.10. – 06.10.2016

### Patente

Schutzrecht EP 2 873 517 A1 (20.05.2015). Arold, B.; Neumann, U. H.; Seefried, H.: Stabilisierungsvorrichtung, Stabilisierungsverfahren und Verfahren zum Erzeugen von Faserverbund-Bauteilen

Schutzrecht US 2015 / 0129111 A1 (14.05.2015). Arold, B.; Neumann, U. H.; Seefried, H.: Stabilization Device, Stabilization Method and Method for Producing Fiber Composite Components

Schutzrecht DE 10 2015 220 073 A1 (20.04.2017). Neumann, U. H.: Kontaktelement und Verfahren zum Herstellen einer Preform

Schutzrecht DE 10 2016 115 416 A1 (16.03.2017). Beier, U.; Breu, C.; Neumann, U. H.: Vorrichtung und Verfahren zur Herstellung eines Vorformlings aus mit Bindermittel versehenem Kurzfasermaterial