

Ultraschallsensorgeführte Infusions- und Aushärteprozesse für Faserverbundkunststoffe

Von der Fakultät für Maschinenbau
der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig

zur Erlangung der Würde

eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von: Dipl.-Ing. Nico Liebers
aus: Grimma

eingereicht am: 8. Juni 2017
mündliche Prüfung am: 19. September 2017

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Martin Wiedemann
Prof. Dr.-Ing. Sabine Langer
Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Christian Hühne

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Faserverbundleichtbau und Adaptronik des Deutschen Zentrums für Luft- und Raumfahrt e. V. (DLR) in Braunschweig.

In erster Linie möchte ich meinem Doktorvater und Erstgutachter Prof. Dr.-Ing. Martin Wiedemann für seine Betreuung, die vielen wissenschaftlichen Anregungen und seine Unterstützung danken. Weiterhin gilt mein besonderer Dank Prof. Dr.-Ing. Sabine Langer für die Übernahme des Zweitgutachtens und Prof. Dr.-Ing. Christian Hühne für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Des Weiteren danke ich meinem Abteilungsleiter Dr.-Ing. Markus Kleineberg für die Schaffung der notwendigen Freiräume und der hervorragenden technischen Bedingungen zur Durchführung der Untersuchungen, die wesentlich zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen haben.

Auch danke ich den Mitarbeitern des Instituts und vor allem den Kollegen der Abteilung Faserverbundtechnologie für die angenehme, kollegiale und kreative Arbeitsatmosphäre.

Besonders möchte ich mich bei meinen Kollegen Dominic Bertling, Hardy Köke, Arne Hindersmann und Sven Ropte für die zahlreichen konstruktiven Diskussionen, Anregungen und die Durchsicht der Arbeit bedanken. Ebenfalls gilt mein Dank meinen ehemaligen Studenten Florian Schadow, Florian Raddatz, Henrike Glimme, Matthias Janzen, Lars Trampe und Daniel Lysek für ihre sorgfältige und engagierte Arbeit.

Ich bedanke mich zutiefst von ganzem Herzen bei meinen Eltern, die mich mein ganzes Leben mit viel Liebe, Rat und Tat unterstützt haben. Ebenfalls bedanke ich mich herzlichst bei meiner Partnerin Guillemette. Ohne ihren Rückhalt und ihre Geduld wäre die Anfertigung dieser Arbeit nicht möglich gewesen.

Ich widme diese Arbeit meiner Mutter. In ewiger Dankbarkeit, Liebe und Gedenken.

Kurzzusammenfassung

Die Herstellung von Faserverbundstrukturen ist im Vergleich zu konventionellen Konstruktionsmaterialien aufwendig und komplex. Die Herstellung läuft im heutigen Stand der Technik nach starren Prozessen ab, während die Eigenschaften der Ausgangsmaterialien und Fertigungsmittel starken Schwankungen unterliegen. Diese Schwankungen führen zu ungewollten Abweichungen im Prozessablauf, die bei der Steuerung nicht berücksichtigt werden, sodass die Eigenschaften des fertigen Bauteils variieren oder fehlerhafte Bauteile entstehen.

Zur Regelung der Prozesse und zur Reaktion auf solche Abweichungen ist es notwendig, den aktuellen Bauteilzustand und den Fortschritt des Herstellungsprozesses mit geeigneten Messverfahren zu erfassen. Bei der Herstellung duroplastischer Faserverbundstrukturen stellen neben der Formgebung die Impprägnierung der Fasern mit dem Harz und die Harzaushärtung die beiden wichtigsten Prozessschritte dar. In dieser Arbeit werden Ultraschallsensoren, Messverfahren und Auswertemethoden entwickelt, die die relevanten Bauteileigenschaften während der Imprägnierung und Aushärtung erfassen können. An die Sensoren wird die Anforderung gestellt, die Bauteileigenschaften und den Herstellungsprozess nicht zu beeinflussen und den Bedingungen während der Fertigungsprozesse standzuhalten. Die Zielsetzung dieser Arbeit ist eine zuverlässige, präzise und automatisierte Bauteil- und Prozessüberwachung, die unmittelbar verarbeitbare, quantitative Informationen bereitstellt. Diese Informationen ermöglichen die Regelung der Prozessparameter des laufenden Herstellungsprozesses und damit die Reaktion auf Abweichungen.

In dieser Arbeit werden ein kommerziell erhältliches Ultraschallmesssystem experimentell verifiziert und Ursachen für die geringe Eignung dieses Systems zur Prozessüberwachung identifiziert. Auf Basis dieser Erkenntnisse werden Sensoren entwickelt, die diesen Anforderungen genügen. Diese bestehen aus piezoelektrischen Keramiken, die durch eine Klebeverbindung an die Formwerkzeuge angebracht werden. Hierfür wird empirisch die am besten geeignete Kombination aus piezoelektrischem Material, Geometrie und Sensoranbringung ermittelt. Die Sensoren zeichnen sich durch hohe Leistung und Sensitivität, kleine Abmaße und niedrige Kosten aus. Im Gegensatz zu den untersuchten, konventionellen Prüfköpfen entfällt die Grenzschicht zwischen Sensorvorlauf und Formwerkzeug, sodass weniger Störsignale entstehen. Die Signalauswertung wird erleichtert und mehr Informationen können aus dem Signal gewonnen werden.

Die Schallsignale, die aus Interaktionen der Schallwellen mit dem Formwerkzeug und Bauteil entstehen, und ihre Zusammenhänge mit dem Bauteilzustand und Prozessfortschritt werden charakterisiert. Zur Beschreibung der Zusammenhänge werden physikalische und empirische Modelle aufgestellt und numerische Berechnungsmethoden entwickelt. Zusammen mit zuvor gemessenen Materialkennwerten ermöglichen diese die Bestimmung des Bauteilzustands aus den Schallsignalen. Mit Hilfe des entwickelten Messsystems können während der Imprägnierung der Fasern mit der Harzmatrix die Ankunftszeit, die Form, die Geschwindigkeit und die Richtung der Fließfront ermittelt werden. Auch die veränderliche Bauteildicke kann aus dem Schallsignal abgeleitet werden. Schließlich können der Aushärtungsfortschritt der duroplastischen Matrix und die dabei auftretenden Gel- und Vitrifikationsübergänge erfasst werden.

Das Messsystem ist damit in der Lage, mit einem Sensortyp an jeder Messstelle die wichtigsten Informationen über den Bauteilzustand zu erfassen und stellt die Grundlage für geregelte, effiziente Infusions- und Aushärteprozesse dar.

Abstract

The manufacturing of fiber reinforced plastic parts is complex and expensive compared to conventional construction materials. In state of the art production processes follow fixed program routines, while the properties of the raw materials and production tools vary over a widely. These variations lead to unwanted deviations in the manufacturing process which are not fed back into the process control. Hence, the final part properties vary considerably and scrapping can occur.

In order to achieve a closed-loop process control and react to these deviations, it is essential to monitor the part in production and the production progress. For thermoset fiber reinforced plastics, the two most crucial manufacturing steps – besides forming the part – are the resin impregnation of the fiber textiles and the thermoset resin cure. In this thesis, ultrasound sensors along with measuring and data processing methods are developed. These allow the monitoring of the most critical parameters during impregnation and cure. The sensors are required to sustain the conditions during manufacturing and must not affect the part quality or process procedures. The objective of this thesis is a reliable, precise and automatic part and process monitoring that provides online, processable and quantitative information. This information enables the closed-loop control of the manufacturing process and reaction to deviations.

In this thesis, a commercially available ultrasonic monitoring system is validated experimentally and the causes for its low suitability for fiber composite process monitoring are identified. Derived from these findings, sensors adapted to these requirements are being developed. The sensors are composed of piezoelectric ceramics which are adhesively mounted onto the mold. The most effective combination of piezoelectric material, sensor geometry and sensor integration is selected empirically. The developed sensors are characterized by high power output and sensitivity, as well as small dimensions and low cost. In comparison to conventional transducers, with this new method the interface between transducer housing and mold wall is eliminated thus reducing the number of interfering signals. This reduction leads to a simplified signal analysis and broader information can be extracted from the signals.

The measured sound signals are influenced by their interaction with the mold and the processed part. The correlations between the part state and process progression with the sound signals are characterized. In order to describe these correlations, physical and empirical models are formulated and numerical computation methods are developed. Combined with experimentally obtained material parameters, these models enable monitoring of the part state through the analysis of the sound signals. With the developed measurement system, the flow front arrival time, shape, velocity and direction can be monitored during resin injection into the fiber textiles. Additionally the variable part thickness can be derived. Finally, during the thermoset resin cure the degree of cure and the occurring morphological transitions – the gel and vitrification points – can be acquired.

Hence, the measurement system is able to acquire the most important information about the part in production with the same sensor type and at all sensor positions. The system lays the foundation for efficient, closed-loop liquid composite molding and cure processes.

*„A self-fulfilling prophecy
of endless possibility
In rolling reams across a screen
In algebra, in algebra“*

Analyse, Thom Yorke

Inhaltsverzeichnis

Symbolverzeichnis	xi
1. Einleitung	1
2. Stand der Technik	3
2.1. Herstellung von Faserverbundstrukturen	3
2.1.1. Prepregverfahren	3
2.1.2. Injektionsverfahren: Resin Transfer Moulding	4
2.1.3. Infusionsverfahren	4
2.1.4. Vernetzung von Epoxidharzen	8
2.2. Messverfahren zur Überwachung von Herstellungsprozessen von Faserverbunden	11
2.2.1. Messverfahren zur Überwachung von Faserverbundprozessen	11
2.2.2. Ultraschallbasierte Messverfahren zur Überwachung von Faserverbundprozessen	14
2.3. Theoretische Grundlagen zum Ultraschall	16
2.3.1. Ausbreitung von Schallwellen	16
2.3.2. Erzeugung und Detektion von Schallwellen	20
2.4. Bewertung Stand der Technik	23
3. Motivation und Zielstellung der Arbeit	27
3.1. Motivation	27
3.2. Forschungshypothese	29
3.3. Gliederung der Arbeit	30
4. Entwicklung geeigneter Sensoren und Charakterisierung des Systems	33
4.1. Prozessüberwachung mit am Formwerkzeug applizierten piezoelektrischen Keramiken	33
4.1.1. Experimenteller Vergleich unterschiedlicher piezoelektrischer Schallwandler	35
4.1.2. Formwerkzeugintegration der piezoelektrischen Schallwandler	40
4.2. Verwendetes Messsystem	42
4.3. Verwendete Signalverarbeitung und -auswertung	43
4.4. Modellhafte Beschreibung des Systems aus Schallwandler, Formwerkzeug und Bauteil	47
4.5. Analytische Optimierung des Sensorvorlaufs für den Impuls-Echo-Betrieb	55
4.6. Zusammenfassung	64
5. Überwachung von Fließprozessen bei Harzinjektionsverfahren	65
5.1. Detektion der Harzankunft	65
5.2. Bestimmung der Fließgeschwindigkeit	71
5.2.1. Charakterisierung des Signalverlaufs während des Fließfrontdurchgangs	72
5.2.2. Optische Verifizierung mit automatisierter Bildauswertung	81
5.3. Bestimmung der Fließrichtung	93
5.3.1. Charakterisierung des Signalverlaufs während des Fließfrontdurchgangs	94
5.3.2. Optische Verifizierung mit automatisierter Bildauswertung	97
5.4. Zusammenfassung	100

6. Überwachung der Harzaushärtung	103
6.1. Detektion des Gel- und des Vitrifikationspunktes	103
6.1.1. Messmethode zur simultanen Bestimmung von akustischen und rheologischen Eigenschaften	103
6.1.2. Korrelation der Messergebnisse	106
6.1.3. Automatisierung der Bestimmung der Gel- und Vitrifikationspunkte mit Hilfe von künstlichen neuronalen Netzen	108
6.2. Bestimmung des Vernetzungsgrades	115
6.3. Zusammenfassung	119
7. Überwachung der Laminatdicke	121
7.1. Relevante Methoden zur Bestimmung der Laminatdicke	121
7.2. Dickenmessung mit Hilfe von Ultraschall	121
7.3. Ultraschallbasierte Laminatdickenmessung	123
7.3.1. Annahme einer konstanten Schallgeschwindigkeit	123
7.3.2. Kompensation der Schallgeschwindigkeit bei Serienprozessen	123
7.3.3. Kompensation der Schallgeschwindigkeit durch vorherige Kalibrierung	124
7.3.4. Kompensation der Schallgeschwindigkeit durch in-situ-Kalibrierung	125
7.4. Charakterisierung Einflusses des Faservolumengehaltes	125
7.4.1. Triaxiales Glasfasergelege	126
7.4.2. Triaxiales Kohlenstofffasergelege	129
7.4.3. Berechnung der vom Faservolumengehalt abhängigen Schallgeschwindigkeit	132
7.5. Validierung der ultraschallbasierten Dickenmessung mit Wirbelstromabstandssensor	134
7.6. Messverfahren zur simultanen Messung von Schallgeschwindigkeit und Laminatdicke	139
7.7. Zusammenfassung	142
8. Demonstration an autoklavbasierter Infusion einer Flügelrippe	145
8.1. Demonstrationsbauteil	145
8.2. Sensorintegration	146
8.3. Überwachung der Fließfrontausbreitung	148
8.4. Überwachung der Laminatdickenentwicklung	153
8.5. Überwachung der Aushärtung	156
8.6. Zusammenfassung	157
9. Zusammenfassung und Ausblick	159
9.1. Zusammenfassung	159
9.2. Ausblick	161
Literatur	163
Abbildungsverzeichnis	173
Tabellenverzeichnis	181
Anhang	183
A. Akustische Materialdaten	183
A.1. Literaturwerte	183
A.2. Gemessene Schallgeschwindigkeit metallischer Werkstoffe in Abhängigkeit der Temperatur	184
B. Erläuterung eines B-Bildes	186

C.	Signalanalyse zur Bestimmung der Parameter zur Modellbildung in Kapitel 4.4 . . .	187
D.	Ergänzung zu Kapitel 5.2	189
D.1.	Analyse des gemessenen Impuls-Echo-Zeitsignals	189
D.2.	Modellbildung	190
D.3.	Berechnungsergebnisse des Amplitudenabfalls während des Fließfrontdurchgangs (Ergänzung zu Abschnitt 5.2.2)	192
E.	Detektion des Gel- und Vitrifikationspunktes mit künstlichen, neuronalen Netzen . .	194
F.	Vergleich der Laminatdickenmessung mit Ultraschall und Wirbelstromabstandssensoren	196
G.	Bauteildicken der Rippe	197

Symbolverzeichnis

Abkürzungen

Abkürzung	Bezeichnung
BAM	Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung
DDK	Dynamische Differenzkalorimetrie
DEA	Dielektrische Analyse
DFT	Diskrete Fourier-Transformation
DSC	Differential Scanning Calorimetrie
EP	Epoxid(harz)
FFT	Fast Fourier Transformation
FWZ	Formwerkzeug
PE	Impuls-Echo
PMMA	Polymethylmethacrylat
RTM	Resin Transfer Moulding
SLI	Single Line Injection
TR	Transmission, Durchschallung
US	Ultraschall
WS	Wirbelstrom

Lateinische Formelzeichen

Formelzeichen	Einheit	Bezeichnung
a	–	Trainingsdaten
A	V	(Signal-)Amplitude
A^+	V	Amplitude des auswertbaren Signals
A^-	V	Amplitude des ungewollten Stör-Signals
b	–	Schwellwert
$b_{1,2}$	–, m , s	Breite in P_{quad}
B	MPa	Kompressionsmodul
c	$\frac{m}{s}$	Schallgeschwindigkeit
C	–	Kreuzkorrelationsfaktor
d	m	Dicke, Abstand
d_{ij}	$\frac{V}{m}$	Piezoelektrische Ladungskonstante
dir	–	Richtung
D	m	Kreisdurchmesser
E	MPa	Elastizitätsmodul
f	Hz	Frequenz
f_0	Hz	Mittenfrequenz
$f_{\text{Ziel}}()$	–	Zielfunktion
F	m^2	Fläche
FG	$\frac{g}{m^2}$	Flächengewicht
g	$\frac{m}{s^2}$	Fallbeschleunigung
g_{ij}	$\frac{C}{N}$	Piezoelektrische Spannungskonstante
G	MPa	Schubmodul
h	m	Höhe
H	J	Enthalpie
J	$\frac{W}{m^2}$	Schallintensität
k_{ij}	–	Piezoelektrischer Kopplungsfaktor
k	–	Impedanzverhältnis
K	m^2	Permeabilität
l	m	Sensorkantenlänge
l_{s-e}	m	Schallstrecke zwischen Sender und Empfänger

Formelzeichen	Einheit	Bezeichnung
l_N	m	Nahfeldlänge
m	kg	Masse
n	–	Anzahl $\in \mathbb{N}$
N_t	$Hz \cdot m$	Piezoelektrischer Frequenzkoeffizient
p	$bar = 10^5 Pa$	Druck
P	–	Parametrisierte Kurve
Q	J	Wärme
r	–, m , s	Breite in P_{Ellipse}
R	–	Reflexionsfaktor
s	–	Signal
S_i	–	Eigenschaften eines Schallstrahls
t	s	Zeit
T_C	$^{\circ}C$	Curietemperatur
T_g	$^{\circ}C$	Glasübergangstemperatur
T	–	Transmissionsfaktor
U	V	Elektrische Spannung
$v_{\text{Fließfront}}$	$\frac{m}{s}$	Fließfrontgeschwindigkeit
V_f	–	Faservolumengehalt
w	–	Wichtung
x	m	Koordinate, Fließfrontposition
\bar{x}	–	Normierte Fließfrontposition
y	m	Koordinate
z	–	Ganze Zahlen $\in \mathbb{Z}$
Z	$\frac{kg}{s \cdot m^2}$	Impedanz

Griechische Formelzeichen

Formelzeichen	Einheit	Bezeichnung
α	$\frac{dB}{m}$	Schalldämpfung
β	$^{\circ}$	Winkel
γ	$-, \frac{1}{m}, \frac{1}{s}$	Skalierungsfaktor in P_{Ellipse} , $P_{\text{Gau\ss}}$ und P_{quad}
ϵ	$\frac{F}{m}$	Elektrische Permittivität
η	$Pa \cdot s$	Viskosität
ϑ	$^{\circ}C$	Temperatur
Θ	$^{\circ}$	Öffnungswinkel, Fließfrontwinkel
κ	mm	Korrekturfaktor
λ	m	Wellenlänge
μ	$-, m, s$	Mittelpunkt in P_{Ellipse} , $P_{\text{Gau\ss}}$ und P_{quad}
ν	$-$	Querkontraktionszahl
ξ	m	Teilchenauslenkung
ϱ	$\frac{g}{cm^3}$	Dichte
σ	$-, m, s$	Breite in $P_{\text{Gau\ss}}$
τ	s	Schall- und Signallaufzeit
Φ	$-$	Vernetzungsgrad
ω	Hz	Kreisfrequenz

Indizes

Index	Bezeichnung
0	Ausgangszustand, vor Fließfrontankunft
1	Endzustand, nach Fließdurchgang
<i>a</i>	abgegeben
<i>Al</i>	Aluminium
<i>atm</i>	Atmosphäre
<i>AKL</i>	Autoklav
<i>comp</i>	Kompression
<i>FWZ</i>	Formwerkzeug
<i>gel</i>	Gelpunkt
<i>ges</i>	Gesamt
<i>inj</i>	Injektion
<i>lt</i>	longitudinal
<i>MO</i>	Messobjekt
PE	Impuls-Echo
<i>r</i>	reflektiert
<i>s</i>	Sende-
<i>s – e</i>	Zwischen Sende- und Empfangselement
<i>St</i>	Stahl
<i>t</i>	transmittiert
<i>tv</i>	transversal
TR	Transmission
US	Ultraschall
<i>vac</i>	Vakuum
<i>vit</i>	Vitrifizierungspunkt
WS	Wirbelstrom

1. Einleitung

Faserverbundwerkstoffe besitzen hervorragende gewichtsspezifische mechanische Eigenschaften, die ein großes Potential zur Gewichtseinsparung von Strukturen bieten. Durch ihren gezielten Einsatz können beispielsweise bei Flugzeugen und Kraftfahrzeugen der Energiebedarf gesenkt und bei Windenergieanlagen die Leistungsfähigkeit gesteigert werden. Somit kann ein Beitrag geleistet werden, den großen aktuellen Herausforderungen des Klimawandels zu entgegnen und der Forderung nach effizienter Ressourcennutzung gerecht zu werden. Die Herstellung von Faserverbundbauteilen ist jedoch im Vergleich mit bewährten Werkstoffen wie Aluminium und Stahl sehr aufwendig und komplex, sodass neben den Ausgangsmaterialien auch die Herstellungsprozesse hohe Kosten verursachen [9, 122]. Weiterhin führen vergleichsweise große Schwankungen in Halbzeugen und Fertigungsprozessen zu streuenden Bauteileigenschaften, die bei der Bauteilauslegung durch Sicherheitsfaktoren berücksichtigt werden müssen [162, 19, 106, 88, 69, 99, 74, 96]. Dies führt zu einem verminderten Leichtbaupotential, sodass die Faserverbundwerkstoffe ihren Wettbewerbsvorteil gegenüber anderen Werkstoffen verlieren.

Eine wichtige Gruppe der Faserverbunde stellen die faserverstärkten Duroplaste dar, auf welchen der Fokus dieser Arbeit liegt. Bei dieser Werkstoffgruppe härtet die duroplastische Kunststoffmatrix durch eine chemische Reaktion aus und bildet mit den Verstärkungsfasern einen untrennbaren Hochleistungsverbundwerkstoff. Neben der Ablage und Formgebung der Faserverstärkung stellen die Imprägnierung der Fasern mit der duroplastischen Matrix und deren anschließende Aushärtung die wichtigsten Prozessschritte zur Herstellung dar. Erst während der Herstellung entsteht der eigentliche Verbundwerkstoff und auch die Endigenschaften werden dabei maßgeblich beeinflusst. [158, 22, 97, 26]

Im heutigen Stand der Technik erfolgt die Bauteilherstellung einerseits zumeist durch manuelle, wenig automatisierte Prozesse. Andererseits werden starre Prozessabläufe verwendet, deren Parameter zuvor aufwendig in Versuchsreihen empirisch ermittelt werden oder auf Erfahrungen beruhen. Die großen Schwankungen der Ausgangsmaterialien und ihre Einflüsse auf den Prozessablauf werden weder erfasst, noch in der Prozessregelung berücksichtigt. So können beispielsweise Verscherungen oder Fehlstellen im Fasermaterial den Ablauf der Imprägnierung signifikant beeinflussen, wobei es durch ungewolltes Zusammentreffen von Fließfronten zu Einschlüssen von Gas kommen kann, die als trockene Stellen im Bauteil zurückbleiben können. Diese Defekte sind oft nicht reparabel und das Bauteil muss gegebenenfalls aussortiert werden. Meist werden diese Schwankungen durch aufwendige Maßnahmen wie den großflächigen Einsatz von Fließhilfen und lange Prozesse kompensiert. Auch der Aushärtungsverlauf kann durch Mischungsfehler und Alterung des Harzes oder durch Temperaturabweichungen großen Schwankungen unterliegen. Zur Gewährleistung einer ausreichenden Aushärtung werden die Temperprozesse mit großen Sicherheitsfaktoren beaufschlagt. Daraus folgt eine verminderte Produktivität und ein erhöhter Verbrauch von Hilfsmitteln. Zudem ist die Findung der optimalen Prozessparameter bei der Entwicklung neuer Prozesse für neue Bauteile oder bei Substitution der Ausgangsmaterialien sehr aufwendig, auch da die Prozessführung anhand von Hilfsparametern wie Druck und Temperatur der Fertigungsanlagen stattfindet.

Ein effizienterer Ansatz ist daher die Erfassung von relevanten Informationen über den aktuellen Bauteil- und Prozesszustand, die das Erkennen von Abweichungen und das Reagieren durch Anpassung der Prozessparameter erlaubt. Hierfür werden Sensoren und Messverfahren benötigt, die zuverlässig und mit ausreichender Genauigkeit die relevanten Parameter während des laufenden Prozesses

erfassen und bereitstellen können. Dabei dürfen sie weder den Prozessablauf noch die Bauteilqualität negativ beeinflussen. Zur Überwachung der Infusions- und Aushärteprozesse existiert eine große Zahl von kommerziell erhältlichen Sensoren und wissenschaftlichen Untersuchungen. Bis auf wenige Ausnahmen finden diese jedoch noch keine Anwendung bei der industriellen Fertigung von Faserverbundstrukturen. Ein Grund ist, dass viele Sensoren in direktem Kontakt zum Bauteil stehen müssen und damit Abdrücke auf der Bauteiloberfläche erzeugen oder sogar in das Bauteil eingebettet werden müssen. Oft ist dies nicht zulässig und die Sensoren können nur im Randbereich, welcher bei der Endbearbeitung entfernt wird, eingesetzt werden, sodass die Aussagekraft über den eigentlichen Bauteilbereich vermindert wird. Außerdem ist es oft erforderlich, Bohrungen in das Formwerkzeug zur Sensorintegration einzubringen, wodurch die Formdichtigkeit beeinträchtigt wird. Ein weiterer Grund für den geringen industriellen Einsatz von Sensoren zur Prozessüberwachung ist die eingeschränkte Aussagekraft, da oft mit einem Sensortyp nur ein Teil der prozessrelevanten Parameter erfasst werden kann. Auch beschränkt sich der Großteil der in der Literatur beschriebenen wissenschaftlichen Untersuchungen auf den Labormaßstab und die Übertragbarkeit auf industrielle Randbedingungen wird vernachlässigt.

Ultraschallsensoren weisen den großen Vorteil auf, dass sie die Schallwellen durch das Formwerkzeug hindurch ins Bauteil senden können. Damit ist der direkte Kontakt zum Bauteil nicht erforderlich, sodass weder Bauteil noch Formwerkzeug beeinträchtigt werden. Auch können das Bauteilinnere und verdeckte Bereiche durchschallt und überwacht werden. Ultraschallsensoren können bei den anspruchsvollen Umgebungsbedingungen in Faserverbundfertigungsanlagen bei hohen Temperaturen und Drücken eingesetzt werden. Wie in dieser Arbeit gezeigt wird, eignen sich die bereits kommerziell erhältlichen Ultraschallsensoren und Messsysteme nur eingeschränkt zur Prozessüberwachung unter industriellen Bedingungen und schöpfen das Potential des möglichen Informationsspektrums über den Bauteilzustand nicht vollständig aus.

Daher werden in dieser Arbeit geeignetere Ultraschallsensoren entwickelt und Untersuchungen mit dem Ziel durchgeführt, die Zusammenhänge zwischen dem Schallsignal und dem Bauteilzustand mathematisch oder empirisch zu beschreiben. Die aus den Ergebnissen abgeleiteten Modelle sollen dazu dienen, aus dem Messsignal und seinem Verlauf die relevanten Parameter in-situ, zuverlässig und ausreichend genau berechnen zu können. Der Fokus der Untersuchungen liegt auf „open mould“-Infusionsprozessen, in welchen eine starre Formwerkzeughälfte und eine flexible Membran verwendet werden, die das Bauteil einschließen. Bei diesen Prozessen wird gegenüber „closed mould“- und Prepreg-Prozessen die größte Anzahl relevanter Parameter benötigt. Die für den Herstellungsprozess relevanten Parameter sind die Ausbreitung der Fließfront, die Dicke des Bauteils und der Aushärtungszustand, als auch der Gel- und Vitrifikationspunkt. Jedoch können die Ergebnisse auch auf „closed mould“-Injektionsprozesse, bei welchen die Bauteildicke zwischen zwei starren Formhälften definiert ist, und auf Prepregprozesse, bei welchen der Prozessschritt der Harzimpregnierung entfällt, angewandt werden.

In Kapitel 2 werden nach der Beschreibung des Standes der Technik zur Herstellung von Faserverbundstrukturen und Messverfahren zur Prozessüberwachung ausgewählte Grundlagen zur Schallausbreitung und -erzeugung zum besseren Verständnis der angestellten Untersuchungen erläutert. Darauf folgt die Bewertung des Standes der Technik durch experimentelle Erprobung eines kommerziellen, auf Ultraschall beruhenden Systems zur Prozessüberwachung. Aus dem Stand der Technik wird in Kapitel 3 die Motivation und die Zielstellung dieser Arbeit abgeleitet und die Gliederung der Arbeit in einem Schaubild dargelegt. In den folgenden Kapiteln 4 bis 7 wird auf die Entwicklung der Sensoren, die Systemcharakterisierung, die Überwachung des Harzflusses, der Harzaushärtung und der Laminatdicke eingegangen. In Kapitel 8 wird schließlich die Übertragbarkeit der Sensoren und der Messverfahren auf industriennahe Fertigungsprozesse demonstriert.

2. Stand der Technik

2.1. Herstellung von Faserverbundstrukturen

Die Materialeigenschaften von Faserverbundwerkstoffen entstehen erst während ihrer Herstellung, wenn Verstärkungsfasern und Matrix durch Konsolidierung einen Verbund eingehen. Durch die Wahl der Ausgangsmaterialien, des Lagenaufbaus und der Faserorientierungen, aber auch durch den Herstellungsprozess, werden die endgültigen Eigenschaften maßgeblich bestimmt. So vielfältig wie die Auswahl von Verstärkungsfasern und Matrixwerkstoffen ist auch die Auswahl an Verfahren zur Herstellung von Faserverbundstrukturen. Je nach Randbedingungen wie Bauteilgeometrie, Materialpaarung, Qualitätsanforderung und Stückzahl ergibt sich das geeignete Fertigungsverfahren zur Herstellung eines Bauteils.

In dieser Arbeit liegt der Schwerpunkt auf duroplastischen Matrixwerkstoffen, die durch eine thermisch aktivierte chemische Reaktion dreidimensionale Bindungen eingehen. Die Bindungen können im Gegensatz zu Thermoplasten nicht reversibel durch Temperatureinwirkung aufgelöst werden. Duroplaste zeichnen sich gegenüber Thermoplasten durch ihre hohen mechanischen und thermischen Eigenschaften aus, wodurch sie ausgezeichnet für faserverstärkte Strukturbauteile geeignet sind. Durch ihre guten Fließeigenschaften im schwach vernetzten Zustand können sie leicht in die Faserhalbzeuge eingebracht werden.

2.1.1. Prepregverfahren

Vor allem in der Luftfahrtindustrie werden häufig sogenannte Prepreg-Materialien¹ eingesetzt. Prepregs sind textile Halbzeuge, die bereits vom Hersteller unter reproduzierbaren Bedingungen mit Harz imprägniert sind und nach der Formgebung unter Druck in einem Autoklav ausgehärtet werden können. Der Vorteil liegt in der Auslagerung des Fertigungsschritts der Imprägnierung. Aufgrund hoher Faservolumenanteile und ondulationsfreier Faserläufe erreichen Bauteile aus Prepreg sehr hohe mechanische Eigenschaften [106] und können relativ einfach automatisiert abgelegt werden. Nachteilig sind dagegen die hohen Material- und Investitionskosten für die Anlagen die notwendige Tiefkühlagerung mit relativ kurzer Haltbarkeit von meist unter einem Jahr. Weitere Nachteile stellen die eingeschränkte Verfügbarkeit und Materialauswahl, sowie die geringere Drapierbarkeit der Faserhalbzeuge dar.

Prepreg wird meist zur Herstellung großflächiger, schwach gekrümmter Strukturen verwendet. Zur Verarbeitung wird nur eine starre, formgebende Werkzeughälfte verwendet. Damit gehört es zu den sogenannten „open-mould“-Verfahren, während bei „closed-mould“-Verfahren zwei starre Formzeughälften eingesetzt werden, die eine definierte Kavität erzeugen. Der Laminataufbau wird nach der Formgebung vakuumdicht zwischen Form und einer flexiblen Membran eingeschlossen. Durch Evakuieren der Kavität wird die verbleibende Luft zwischen den Prepreglagen entfernt. Die Aushärtung erfolgt bei erhöhtem Druck meist im Autoklaven (Abbildung 2.1) und unter Temperatureinwirkung. Durch den Druck werden die Einzellagen miteinander verpresst und eventuell verbleibende Luftblasen komprimiert. [158, 22, 97, 26]

¹Prepreg, kurz für engl. „pre-impregnated“, vorimprägniert

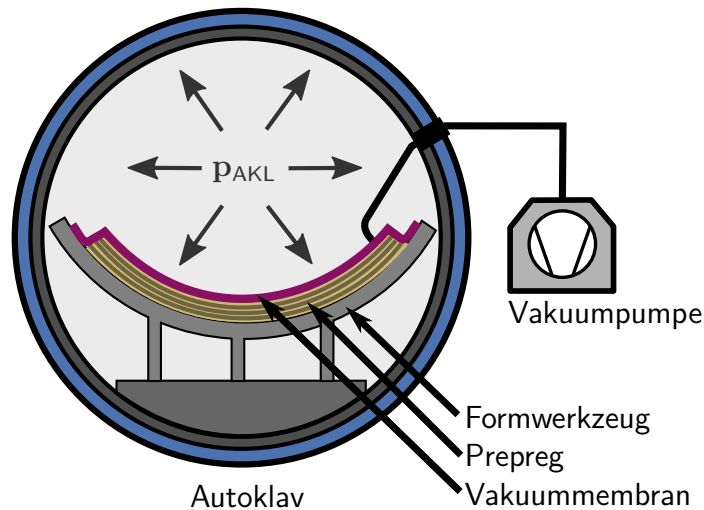


Abbildung 2.1.: Exemplarische Darstellung eines Autoklav-Prepreg-Prozesses

2.1.2. Injektionsverfahren: Resin Transfer Moulding

Eine kostengünstige Alternative zu den Prepregverfahren stellen Injektionsverfahren dar, wobei die Faserhalbzüge erst nach der Formgebung mit dem Harz imprägniert werden. Die große Auswahl an Ausgangsmaterialien und die gute Formbarkeit der Fasertextilien ermöglichen ein breites Anwendungsspektrum, während die Halbzüge in der Regel deutlich günstiger als Prepregmaterialien sind. Auch kann meist eine höhere Ablegerate als bei Prepregmaterialien erreicht werden [9, 122]. Bei der Verwendung von Mehrkomponenten-Harzsyste men entfällt zum einem die teure Tiefkühlagerung und zum anderem weisen sie eine hohe Haltbarkeitsdauer auf.

Bei den Injektionsverfahren wird zunächst ein sogenannter Preform durch Zuschneiden, Stapeln, Verformen und Fixieren der trockenen Textilhalbzeuge hergestellt. Der Preform wird zwischen die Formhälften in die Kavität eingelegt und die Form geschlossen. Im Anschluss wird das flüssige Harz mit Hilfe eines Druckgradienten $\frac{dp}{dx}$ über die Fließlänge x eingebracht und schließlich ausgehärtet. Bei dem häufig verwendeten RTM-Verfahren (*Resin Transfer Moulding*) werden die Preforms zwischen zwei festen Formhälften („closed-mould“) eingebracht, die meist mit Hilfe einer Presse zugehalten werden. Die Formkavität wird je nach Verfahrensvariante evakuiert und das Harz fließt unter Druckbeaufschlagung in das Fasermaterial. Das RTM-Verfahren eignet sich vor allem für kleine bis mittelgroße Bauteile hoher Stückzahl und hohen Qualitätsanforderungen. Das Verfahren bzw. Teilschritte lassen sich vergleichsweise gut automatisieren und es können somit relativ hohe Taktraten erreicht werden. [158, 22, 97]

2.1.3. Infusionsverfahren

Für kleine bis mittlere Serien und große Bauteile ist das RTM-Verfahren durch die aufwendigen Formwerkzeuge unrentabel bzw. für große Abmessungen oder komplexe Geometrien technisch schwer realisierbar, sodass für diese häufig Vakuuminfusionsverfahren angewendet werden. Hierbei wird vergleichbar zu den Prepregprozessen nur eine feste Formhälfte verwendet und die zweite durch eine flexible Membran ersetzt („open-mould“). Dadurch wird eine Formhälfte eingespart sowie die Formenkomplexität unter anderem durch eine einfachere Abdichtung deutlich reduziert.

In Abbildung 2.2 wird der prinzipielle Fertigungsaufbau für eine Infusion dargestellt. Auf dem Fasermaterial wird meist ein Abreißgewebe platziert, sodass die Vakuummembran und andere Hilfsmittel

vom Bauteil entfernt werden können. Durch das Abreißgewebe entsteht auf der zum Formwerkzeug abgewandten Seite eine raue Oberfläche.

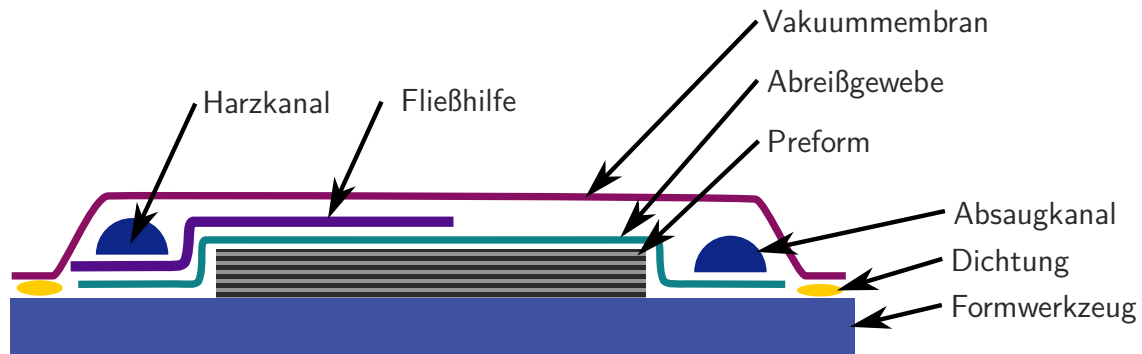


Abbildung 2.2.: Exemplarischer Infusionsaufbau

Zur Beschleunigung und Unterstützung des Harzflusses können spezielle Textilie mit hoher Permeabilität (eine sogenannte „Fließhilfe“) und Verteilerkanäle auf dem Preform verteilt werden. Des Weiteren werden Kanäle zur Harzzufuhr und Evakuierung angebracht und schließlich der gesamte Aufbau mit der Membran und Dichtung vakuumdicht verschlossen und die entstandene Kavität evakuiert. Durch Öffnen der Harzleitung beginnt die Infusion.

Auf den Harzvorratsbehälter wirkt der Atmosphärendruck $p_{atm,Harz}$, sodass durch den Druckunterschied zwischen Umgebung und Bauteil mit dem Vakuumdruck p_{vac} das Harz in die Faserzwischenräume fließt. Zur Erhöhung der Druckdifferenz $p_{atm} - p_{vac}$, z.B. für qualitativ hochwertige Bauteile mit hohem Faservolumenanteil, muss der Atmosphärendruck erhöht werden, was in einem Autoklaven realisiert werden kann (Abbildung 2.5, p_{AKL}). Eine Druckerhöhung allein auf der Seite des Harzvorratsbehälters führt zu einer Verformung der Membran und einer wachsenden Harzansammlung unterhalb der Membran, sodass das Harz nicht in die Faserzwischenräume fließt.

Durch Evakuierung der so entstandenen Kavität werden der Preform und die Fertigungshilfsmittel durch den auf die Membran wirkenden Atmosphärendruck komprimiert. Der Kompressionsdruck p_{comp} ergibt sich aus der Differenz des Atmosphärendrucks p_{atm} und des Vakuumdrucks p_{vac} (Gleichung 2.1), unter Vernachlässigung der Membransteifigkeit [127] zu:

$$p_{comp} = p_{atm} - p_{vac} \quad (2.1)$$

Die Kompression ist weiterhin abhängig von Material und Art des Faserhalbzeugs, des Aufbaus des Preforms und der Zeit. Auch erhöht ein wiederholtes Entspannen und Komprimieren den Kompressionsgrad weiter, was vermutlich in einem zunehmend parallelem Anordnen der Fasern begründet liegt [162, 163, 58]. Zudem kann die Geometrie einen Einfluss nehmen, beispielsweise wird die Kompression in kleinen, konkaven Radien durch die begrenzte Dehnfähigkeit der Vakuummembran begrenzt. Der Prozessschritt des Komprimierens beeinflusst folglich entscheidend die Ausgangsdicke des Preforms und damit dessen Faservolumengehalt V_f und Permeabilität K . Der Faservolumengehalt V_f ergibt sich aus dem Flächengewicht $FG_{Preform}$, der Dichte des Fasermaterials ρ_{Faser} und der Preformdicke $d_{Preform}$:

$$V_f = \frac{FG_{Preform}}{\rho_{Faser} \cdot d_{Preform}} \quad (2.2)$$

Nach dem Komprimieren kann die Infusion des Harzes in den Preform erfolgen. Durch den Druckunterschied zwischen Injektionsdruck p_{inj} und Vakuumdruck p_{vac} beginnt das Harz durch die Injektionsleitung und Verteilerkanäle bis zum Preform zu fließen. Der Injektionsdruck ergibt sich aus den auf dem Harzvorratsbehälter wirkenden Atmosphärendruck p_{atm} . Besteht ein Höhenunterschied Δh

zwischen Harzvorrat und dem Bauteil, wird der Injektionsdruck um den hydrostatischen Druck der Harzsäule vermindert (Abbildung 2.3). Dieser ergibt sich aus der Fallbeschleunigung g , der Harzdichte ρ_{Harz} und dem Höhenunterschied Δh . Zudem ergeben sich Druckverluste aufgrund von Reibung:

$$p_{\text{inj}} = p_{\text{atm}} - \rho_{\text{Harz}} \cdot g \cdot \Delta h - p_{\text{Verlust}} \quad (2.3)$$

Der Harzfluss durch das Fasergewebe lässt sich mit Hilfe des Gesetzes von Darcy beschreiben, welches das Fließen inkompressibler Fluide durch poröse Medien charakterisiert. Die Fließgeschwindigkeit v ergibt sich dabei aus der Permeabilität K , der Viskosität η und dem Druckgradienten $\frac{dp}{dx}$ [17] durch folgende Differenzialgleichung:

$$v = \frac{dx}{dt} = -\frac{K}{\eta} \cdot \frac{dp}{dx} \quad (2.4)$$

Bei Vakuuminfusionsprozessen ergibt sich durch die flexible Membran die Besonderheit, dass sich die Bauteildicke aufgrund der sich ändernden Druckverhältnisse verändert. In Abbildung 2.3 wird dies verdeutlicht. In der Region (a) liegt der Preform noch unimprägniert und in seiner ursprünglichen Dicke nach der Kompression vor. In der Region (b) unmittelbar an der Fließfront kommt es aufgrund von Benetzung mit Harz und damit einhergehender verminderter Reibung zwischen den Fasern zu weiterer Kompression, da hier noch ein Druck nahe p_{vac} anliegt. Im Bereich (c) kommt es zu einer Entspannung des Fasermaterials, da sich hier der Druck erhöht. Die getränkten Fasern relaxieren sich dabei weniger stark als im trockenen Zustand [162, 35]. Aufgrund der zur Harzzuleitung hin reduzierten Faserkompression und der damit verbundenen zunehmenden Permeabilität, kommt es zu einem nichtlinearen Druckgradienten [17].

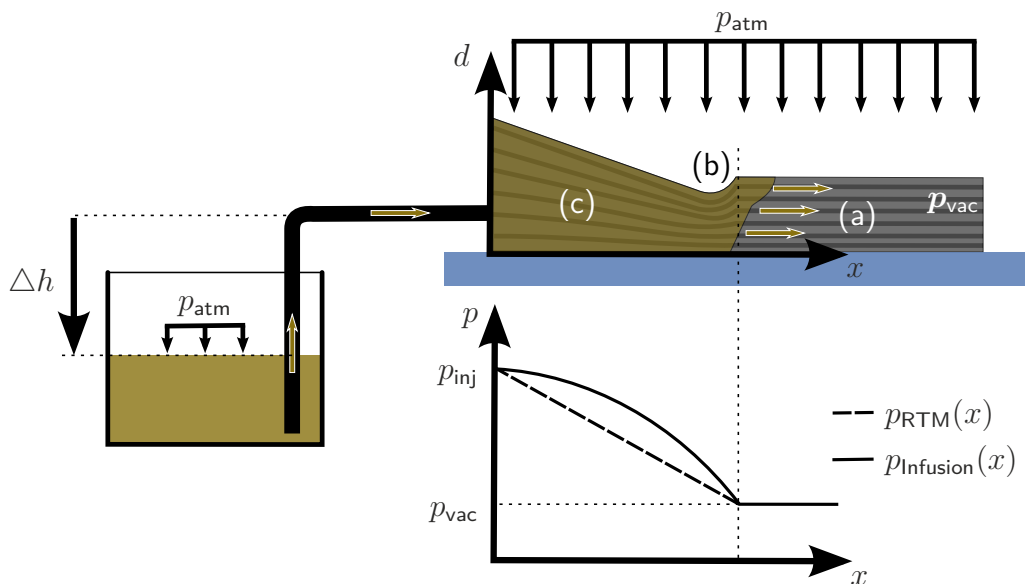


Abbildung 2.3.: Druckverhältnisse und Bauteildickenentwicklung während der Infusion [17, 162, 35]

Am Ende der Infusion liegt ein über die Länge, ausgehend von der Harzzuleitung zur Absaugung, abnehmendes Dickenverteilungsprofil vor, das unvermeidbar ist. Solange das fortschreitend aushärtende Harz noch fließfähig ist, kann die inhomogene Faservolumengehaltsverteilung ausgeglichen werden bzw. überschüssiges Harz aus dem Bauteil geleitet werden. Diese Ausgleichsprozesse sind maximal möglich bis das Harz die Gelierung erreicht. An diesem Punkt geht das flüssige Harz in einen Festkörper über und ist nicht mehr fließfähig. Infolgedessen können nach Durchschreiten des Gelpunkts keine Dickenkorrekturen mehr vorgenommen werden.

Abbildung 2.4 zeigt schematisch die Änderung der Harzdichte während des Aushärteprozesses. Durch Aufheizen auf Prozesstemperatur $\vartheta_{\text{Prozess}}$ sinkt die Dichte ρ aufgrund thermischer Expansion ($a \rightarrow b$). Während des Aushärtungsvorgangs ($b \rightarrow d$) steigt die Dichte, die bis zum Gelieren (c) durch nachfließendes Harz ausgeglichen werden kann. Nach dem Aushärteprozess wird das Bauteil wieder auf Raumtemperatur abgekühlt, wodurch das Volumen weiter abnimmt ($d \rightarrow f$). Während der Abkühlung wird der Vitrifizierungspunkt (e) durchlaufen, bei welchem das Harz in einen glasartigen Zustand übergeht. Mit diesem Übergang geht ein geringerer thermischer Ausdehnungskoeffizient einher. Die Volumenschwindung nach dem Gelieren wird teilweise durch die Verstärkungsfasern verhindert. Zur Erreichen einer festgelegten Laminatdicke gilt es demzufolge diese Schwindung zu berücksichtigen.

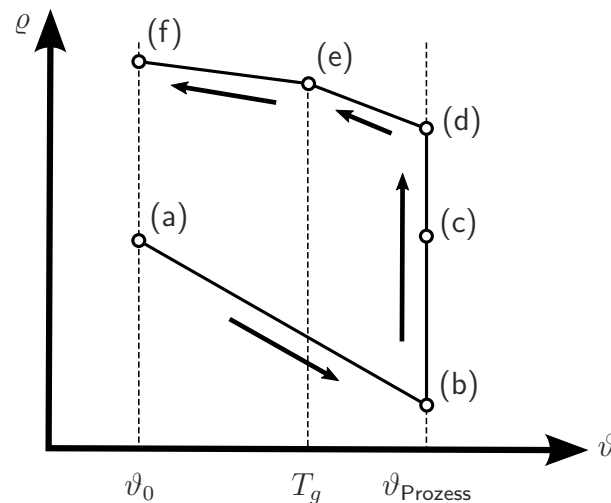


Abbildung 2.4.: Dichteänderung während des Aushärteprozesses [125]

Am DLR wurde das Infusionsverfahren „*Single Line Injection*“ (SLI) [59] entwickelt, bei welchem die durch den Preform geformte Kavität über die gleiche Versorgungsleitung evakuiert und anschließend mit Harz getränkt wird. Über ein Verbindungsstück werden die drei Leitungen zum Bauteil, zur Vakuumpumpe und zum Harzvorratsbehälter miteinander verbunden, wie auch in Abbildung 2.5 dargestellt. Durch Anwendung des SLI-Verfahrens sind weniger Hilfsmittel, nur eine Zuleitung zum Bauteil und keine Harzfalle erforderlich. Zudem lässt sich bei dem Verfahren ein geringerer, auf den Harzvorrat wirkenden, Atmosphärendruck $p_{\text{atm, Harz}}$ einstellen, als er im Autoklav vorherrscht. Der Druck lässt sich über ein Differenzdruckventil einstellen, sodass der Injektionsdruck p_{inj} angepasst werden kann. Dies erlaubt es, die eingebrachte Harzmenge und die sich ergebende Laminatdicke zu beeinflussen. Der Differenzdruck Δp ist dabei wie folgt definiert:

$$\Delta p = p_{\text{AKL}} - p_{\text{atm, Harz}} \quad (2.5)$$

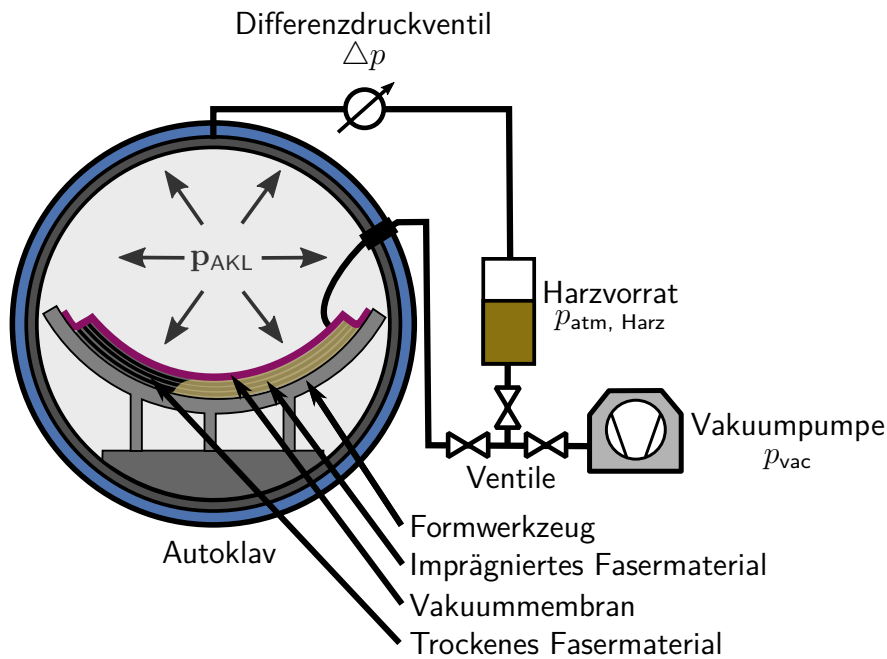


Abbildung 2.5.: Autoklav-Infusions-Prozess mit dem SLI-Verfahren

2.1.4. Vernetzung von Epoxidharzen

Epoxidharze („EP“) finden sowohl aufgrund ihrer vorteilhaften mechanischen Eigenschaften als auch ihrer hohen thermischen Beständigkeit breiten Einsatz als Matrixwerkstoff für Faserverbundstrukturen. Sie weisen einen geringen Reaktionsschwund, geringe Viskosität und gute Faserbenetzung und -haftung auf. Auch ist die Gelierung bei hohem Vernetzungsgrad vorteilhaft, als auch die Vernetzung durch Polyaddition, wobei keine Abspaltprodukte entstehen. Zudem bieten Epoxidharze die Möglichkeit, die Reaktion über die Zugabe von chemischen Reaktionsbeschleunigern und die Wahl der Prozesstemperatur die Reaktionsgeschwindigkeit sehr breit einzustellen. [21, 20, 22]

Die Ausgangsstoffe von Epoxidharzen besitzen mindestens eine Epoxidgruppe, wie sie in Abbildung 2.6 dargestellt ist. Die meisten für Faserverbunde eingesetzten Epoxidharze basieren auf Bisphenol A. Als Härter werden entweder Amine oder Säureanhydride verwendet, die eine Verbindung mit der Epoxidgruppe ohne Nebenprodukte eingehen und dabei ein dreidimensionales, dicht vernetztes, unendliches Netzwerk aufbauen. Die Reaktion ist exotherm, das heißt, dass Wärme freigesetzt wird. Die Reaktionsgeschwindigkeit nimmt mit zunehmender Temperatur zu. Daraus kann bei nicht ausreichender Wärmeabfuhr ein Kreislauf einer zunehmenden Reaktionsgeschwindigkeit und damit einhergehenden Wärmeabgabe entstehen, der bis zur thermischen Zersetzung des Harzes führen kann.

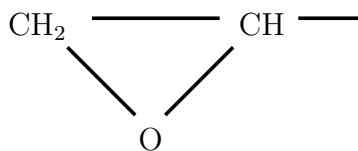


Abbildung 2.6.: Epoxidgruppe

Der Vernetzungsgrad Φ , bzw. Aushärtegrad, ist definiert als Verhältnis der bereits eingegangenen chemischen Verbindungen zu den ursprünglich vorhandenen funktionellen Gruppen [21]:

$$\text{Vernetzungsgrad } \Phi = \frac{\text{Geschlossene Verbindungen}}{\text{Ursprünglich vorhandene funktionelle Gruppen}} \quad (2.6)$$

Ein Vernetzungsgrad von 100 % kann nicht immer erreicht werden, da nicht alle Reaktanden aufgrund der immer eingeschränkteren Molekülbeweglichkeit einen Reaktionspartner finden. Häufig wird der Vernetzungsgrad mit Hilfe der dynamischen Differenzkalorimetrie (DDK, engl. DSC für *Differential Scanning Calorimetry*) bestimmt, wobei der Wärmestrom \dot{Q} , der aus einer Harzprobe während der Aushärtung frei wird, gemessen wird. Der aktuelle Vernetzungsgrad Φ_{DSC} bestimmt sich dabei aus dem Verhältnis der bisher abgegebenen Enthalpie ΔH_a bzw. der Restenthalpie ΔH_r zur insgesamt freiwerdenden Reaktionsenthalpie ΔH_{ges} [21]:

$$\Phi_{DSC} = \left(\frac{\Delta H_a}{\Delta H_{ges}} \right) = \left(1 - \frac{\Delta H_r}{\Delta H_{ges}} \right) \quad (2.7)$$

$$\Delta H_a(t) = \frac{1}{m} \int_0^t \dot{Q} \, dt \quad (2.8)$$

Während der Vernetzung geht das flüssige Harz zum duroplastischen Feststoff über und durchläuft dabei verschiedene, charakteristische Phasen, die sich durch physikalische Phänomene zeigen. Während der Vernetzung nimmt durch Ansteigen der Moleküllängen die Viskosität zu und die Dichte steigt im Zuge der höheren Anordnung an, was zu einer Volumenschwindung führt.

Während der Vernetzung treten drei morphologische Phasen auf: Von einer flüssigen Phase geht das System in einen gummiartigen Zustand über, bis es schließlich einen festen, glasartigen Zustand erreicht. Der erste Übergang vom flüssigen in den gummiartigen Zustand wird als Gelierung und der Übergang in den glasartigen, festen Zustand als Vitrifikation bzw. Verglasung bezeichnet. [21, 37]

Am sogenannten *Gelpunkt* liegt laut Definition erstmals ein durch das gesamte Harzvolumen reichendes, zusammenhängendes Netzwerk vor, sodass die molare Masse gegen unendlich geht. Ab diesem Punkt liegt ein Feststoff vor, sodass das Harz nicht mehr fließfähig ist und erstmals Schubkräfte übertragen kann. Der Gelpunkt befindet sich stets beim gleichen, vom Harzsystem abhängigen Aushärtegrad. An dem unendlichen Netzwerk sind jedoch noch nicht zwangsläufig alle Moleküle beteiligt, das heißt, dass noch nicht alle Reaktanden einen Reaktionspartner gefunden haben. [146, 21, 37]

Für den Verarbeitungsprozess ist die Gelierung von großer Bedeutung, da bis zum Gelpunkt das Harz noch fließfähig ist und bis zum Gelpunkt entstandene Reaktionsschwindungen durch Nachfließen von Harz ausgeglichen werden können. Einer der Vorteile der Epoxidharze gegenüber anderer Harze ist, dass deren Gelpunkt bei einem relativ hohen Vernetzungsgrad von ca. 60 % liegt, sodass ein Großteil der Vernetzung im fließfähigen Zustand abläuft. [134]

Die sogenannte Vitrifizierung bezeichnet die Änderung in den festen, glasartigen Zustand, die im Gegensatz zur Gelierung reversibel ist. Im glasartigen Zustand verfallen die Moleküle in eine Starre und sind signifikant in ihrer Bewegung verhindert, womit auch die Steifigkeit sprunghaft ansteigt. Die Vitrifizierung findet bei der vom Aushärtegrad abhängigen Glasübergangstemperatur T_g statt.

Auch das unvernetzte, flüssige Harz hat eine Glasübergangstemperatur, die $T_{g,0}$ bezeichnet wird und meist weit unter 0 °C liegt. Die maximal erreichbare Glasübergangstemperatur wird mit $T_{g,\infty}$ angegeben. Mit Voranschreiten der Vernetzung steigt die Glasübergangstemperatur des Harzes. Übersteigt diese jedoch bei der Vernetzung die Härtungstemperatur, kann die Reaktion aufgrund der eingeschränkten Beweglichkeit der Molekülketten zum Erliegen kommen, wodurch die Reaktion nur rein diffusionsgesteuert abläuft. Selbst bei langem Prozessieren bei dieser Temperatur vernetzt das Harz nur sehr langsam weiter. Erst durch Erwärmen über die Glasübergangstemperatur wird die Reaktionsgeschwindigkeit stark erhöht.

Da die Vitrifizierung ein zeitabhängiger Vorgang ist, kann eine Glasübergangstemperatur von 20 bis 40 K höher als die Härtungstemperatur durch das verzögerte Verlangsamen der Vernetzungsreaktion erreicht werden [37]. Da sich die Vitrifizierung über einen Zeitraum erstreckt, ist die genaue Definition

der Glasübergangstemperatur T_g nicht trivial, sodass meist ein Mittelwert angegeben wird, der aber durch unterschiedliche Mess- und Auswertemethoden stark variieren kann.

Aus dem TTT-Diagramm (engl. „*Time-Temperature-Transition*“ für Zeit-Temperatur-Übergang) eines Harzsystems können in Abhängigkeit der isothermen Härtungstemperatur und der Zeit die durchlaufenen morphologischen Zustände und der Aushärtegrad abgelesen werden (Abbildung 2.7).

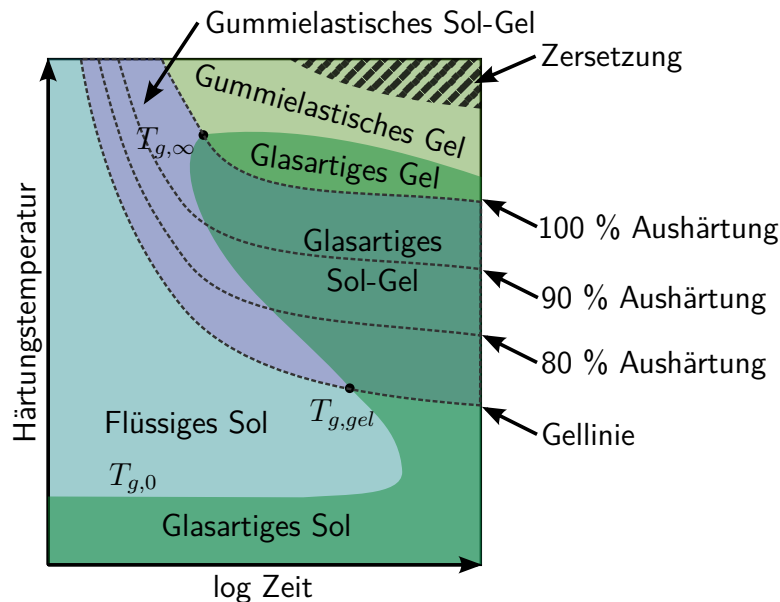


Abbildung 2.7.: TTT-Diagramm (nach [20])

Der Bereich, in dem das System einen glasartigen Zustand annimmt, ist dunkelgrün hervorgehoben. Der Gelpunkt wird wie der Aushärtegrad als Linie angegeben, da das Gelieren stets beim gleichen Aushärtegrad stattfindet und unumgänglicher Teil der Vernetzung ist. Die Linien der Vitrifizierung, der Gelierung und der vollständigen Vernetzung grenzen sechs morphologische Zustandsbereiche ab.

Das Sol ist noch weitgehend unvernnetz, sodass es in Lösungsmitteln lösbar ist, dagegen ist der Gel-Anteil unlösbar. Das Sol-Gel enthält sowohl lösliche als auch unlösliche Anteile, erst bei vollständiger Aushärtung liegen keine löslichen Anteile mehr vor. [37, 146, 134]

Des Weiteren lassen sich im TTT-Diagramm die charakteristischen Glasübergangstemperaturen ablesen. $T_{g,0}$ bezeichnet die Glasübergangstemperatur des unvernnetzten Harzes. Unterhalb dieser Temperatur findet keine Reaktion statt. Bei Überschreiten setzt – wenn zuerst auch sehr langsam – die Vernetzung ein. Wird das Harz bei Temperaturen unter $T_{g,gel}$ – dem Schnittpunkt der Gel- und der Vitrifizierungslinie – gehärtet, nimmt es noch vor dem Gelieren einen glasartigen Sol-Zustand ein. Ohne Temperaturerhöhung vernetzt das Harz nur noch sehr langsam. Dieser Effekt wird z.B. zur Prepreg-Herstellung genutzt.

Die höchstmögliche Glasübergangstemperatur eines Harzsystems wird $T_{g,\infty}$ bezeichnet, die im TTT-Diagramm dem Schnittpunkt der Linie der vollständigen Vernetzung mit der Vitrifizierungslinie entspricht. Oberhalb von $T_{g,\infty}$ erweicht auch das vollständig gehärtete Material zu einem gummielastischen Gel. Der abfallende Verlauf der Vitrifizierungslinie rechts von $T_{g,\infty}$ liegt der Devitrifizierung zugrunde, die bei langem Aussetzen hoher Temperaturen auftritt und mit Abbau von Vernetzungen einhergeht. Damit ist $T_{g,\infty}$ ein wichtiger materialspezifischer Kennwert zur Festlegung der Temperaturdauerbelastungsgrenze des Werkstoffs. [37, 146, 134]

2.2. Messverfahren zur Überwachung von Herstellungsprozessen von Faserverbunden

Bei der Herstellung von faserverstärkten Kunststoffen unterliegen sowohl die Ausgangsmaterialien als auch die Produktionsparameter relativ großen Schwankungen, die die Bauteilqualität maßgeblich beeinflussen. Hier ist vor allem das Harz zu nennen, dessen Fließeigenschaften und Reaktionskinetik signifikant von Temperatur, Mischungsfehlern und Alterung verändert werden. Schon durch kleine Temperaturdifferenzen können der Tränkungsprozess des Preforms und die Aushärtung vom Soll abweichen. Bei konvektiver Erwärmung, beispielsweise im Autoklaven, treten besonders inhomogene Temperaturverteilungen im Bauteil auf, die auch von Prozess zu Prozess stark schwanken können [88]. Auch die textilen Halbzeuge unterliegen großen Schwankungen, wie beispielsweise lokale Abweichungen des Flächengewichts oder Fehlstellen. Zudem können beim Umformprozess zur Erstellung des Preforms zusätzliche lokale Abweichungen entstehen. Daraus resultieren lokale Schwankungen in der Permeabilität und der Dicke, die das Fließbild bei der Infusion und die Bauteildicke maßgeblich beeinflussen können. [162, 19, 106, 69, 99, 74, 96]

Im Stand der Technik werden überwiegend feste Prozessparameter gewählt und Abweichungen zumeist durch lange Haltezeiten der Temperaturstufen ausgeglichen, um eine ausreichende Aushärtung zu gewährleisten. Daraus resultieren sowohl lange Taktzeiten und damit einhergehend hohe Produktionskosten, als auch eine breite Toleranz der Bauteileigenschaften. Diese müssen vorab bei der Bauteilauslegung berücksichtigt werden, sodass die Leichtbaugüte aufgrund der erforderlichen höheren Sicherheitsfaktoren sinkt. Zur Gewährleistung der vollständigen Tränkung und Vermeidung von Lufteinschlüssen wird oft auf einen verstärkten Einsatz von Fließhilfen zurückgegriffen.

Wenn es gelingt, Abweichungen vom Soll- und den Bauteilzustand in-situ im Prozess zu erfassen, können daraus abgeleitet Korrekturmaßnahmen eingeleitet und der Prozess in Funktion des Bauteilzustandes geregelt werden. Auf diese Weise können Bauteile effizienter in geforderter Qualität mit einem engen Toleranzfeld hergestellt und das Auftreten von Ausschussbauteilen reduziert werden. Aber auch die bisher empirisch geprägte und zeitaufwendige Entwicklung von neuen Prozessen kann durch geeignete Messverfahren beschleunigt, das Prozessverständnis erhöht und Simulationsmodelle validiert werden.

Der folgende Literaturüberblick stellt den derzeitigen Stand der Technik solcher Sensor- und Messsysteme zur Prozessüberwachung dar.

2.2.1. Messverfahren zur Überwachung von Faserverbundprozessen

Temperatursensoren

In der Literatur finden sich zahlreiche Konzepte und Untersuchungen zu Sensoren und Messsystemen zur Überwachung der Infusions- und Aushärteprozessschritte. Im Stand der Technik werden standardmäßig Thermoelemente oder Widerstandsthermometer verwendet, um die Werkzeugtemperatur zu messen. Eine Messung direkt am oder im Bauteil ist aufgrund des erhöhten Vorbereitungsaufwandes und der Beeinträchtigung der Qualität meist nicht zulässig. Die Werkzeugtemperatur lässt nur sehr eingeschränkte Rückschlüsse auf Bauteilqualität und -zustand zu und dient vor allem der Kontrolle der Prozessführung.

Tuncol et. al. [142] weisen nach, dass die Ankunft der Fließfront mit Hilfe von zeitlichen Temperaturverläufen punktuell detektiert werden kann. Dabei wird die Temperaturänderung registriert, die durch das Harz verursacht wird. Dafür muss die Änderung genügend groß bzw. die Messung genau genug sein. Die Sensitivität von Temperatursensoren im Werkzeug – wenn auch nahe der Oberfläche – reichen meist nicht aus. Auch bei langen Fließvorgängen gleichen sich Harz- und Werkzeugtemperatur immer weiter an, sodass dieser Messeffekt immer kleiner wird.

Neben der Harzankunft lassen Temperatursensoren auch Aussagen über den Aushärtungszustand zu, wie Hsiao zeigt [45]. Dabei werden die gemessenen Temperaturen an unterschiedlichen Stellen am Bauteil mit einem Reaktionsmodell abgeglichen und dieses an die gemessenen Werte angepasst. Hieraus lässt sich der Aushärtfortschritt berechnen und teilweise voraussagen. Jedoch werden hierfür zahlreiche Materialparameter und möglichst Temperaturmessungen nahe der Bauteiloberfläche und im Bauteilinneren benötigt.

Optische Sensoren

Die Fließfront lässt sich bei open-mould-Prozessen oft optisch verfolgen und mit Hilfe von Kameras und Bildverarbeitung automatisiert bestimmen. Auch eine Implementierung von Kameras in Öfen und Autoklaven für diesen Zweck ist möglich. Der Vorteil liegt in der großflächigen, zweidimensionalen Überwachung. Jedoch lassen sich nur visuell zugängliche Bereiche auf diese Weise überwachen, die Bauteilunterseite und von Hilfsmitteln verdeckte Bereiche können nicht überwacht werden. Durch den Einsatz von Infrarotkameras ergibt sich für die Fließfrontüberwachung ein höherer Kontrast. Des Weiteren bieten sie die Möglichkeit die Temperaturverteilung zu bestimmen und daraus über die Oberfläche den Aushärtungszustand mittels eines Reaktionsmodells zu berechnen.

Faserförmige Sensoren

Viele Messsysteme beruhen auf faserförmigen Sensoren, die entweder direkt in das Bauteil eingelegt oder in das Werkzeug integriert werden. Zu diesen Sensoren zählen die „*Fibre Bragg*“-Sensoren, bei welchen sogenannte Gratings in optische Leiter eingebracht werden, die ein bestimmtes Muster aufweisen. Durch die Gestaltung des Musters werden gezielt Teile des Spektrums des Lichtsignals reflektiert. Verändert sich dieses Muster – beispielsweise wenn der Leiter gedehnt wird – können anhand der charakteristischen Änderungen des Spektrums auf die Ursachen zurückgeschlossen werden. Hauptsächlich werden mit den Fibre Bragg Gratings Dehnungen und Eigenspannungen gemessen [56, 55]. Auf diese Weise können auch die Fließfront, Gel- und Vitrifikationspunkt, als auch der Aushärtgrad bestimmt werden [141].

Bei der „*Time-Domain-Reflectometry*“ werden hochfrequente elektrische Signale in einem elektrischen Leiter verwendet, wodurch Reflexionen an der Grenze zwischen mit Harz imprägnierten und trockenen Bereichen auftreten. Der Reflexionsfaktor lässt Rückschlüsse auf die Aushärtung und die Laufzeit auf die Fließfrontposition zu [105]. Nach einem ähnlichen Prinzip können geführte, mechanische Wellen in Drähten verwendet werden [144].

Der Nachteil der faserförmigen Sensoren ist das meist notwendige direkte Einbringen in das Bauteil und das kritische Herausführen der sensiblen Fasersensoren. Auch sind Messtechnik und Signalauswertung aufwendig.

Piezoelektrische Keramiken

Durch das Einbetten piezoelektrischer Keramiken in das Bauteil werden ebenfalls Aussagen über den Bauteilzustand während der Herstellung ermöglicht. Dabei wird das Schwingverhalten durch die sich verändernden Bauteileigenschaften beeinflusst. Die Durchführung einer Impedanzspektroskopie kann zur Überwachung der Harzankunft, des Aushärtungsfortschrittes, der Viskosität und der Gel- und Vitrifikationspunkte herangezogen werden. Jedoch muss der starke Temperatureinfluss auf die Schwingcharakteristik der Keramik kompensiert werden. Das Einbetten von Sensoren in das Bauteil und das aufwendige Herausführen der Kabel aus dem Formwerkzeug, bzw. dem Vakuumaufbau, sind nicht zulässig in der industriellen Herstellung von Faserverbundbauteilen. Vorteilhaft hingegen ist, dass die Sensoren zur Überwachung des fertigen Bauteils im Betrieb weiterverwendet werden können. [148, 15, 108]

Nach einem ähnlichen Prinzip kann auch das Resonanzverhalten der Formwerkzeugwand, welches durch das aushärtende Bauteil beeinflusst wird, mit Hilfe eines piezoelektrischen Aktors gemessen und zur Auswertung genutzt werden [153].

Elektrische Sensoren

Im Stand der Technik und der Literatur finden sich zahlreiche Anwendungen und Untersuchungen zu dielektrischen und resistiven Sensoren, die auf der Messung der Veränderung der elektrischen Eigenschaften des Harzes während der Aushärtung beruhen. Bei den dielektrischen Sensoren, der sogenannten „Dielektrischen Analyse“ (DEA), wird zwischen zwei Elektroden ein elektrisches Wechselfeld angelegt und die komplexe, elektrische Permittivität $\epsilon^* = \epsilon' + j\epsilon''$ bestimmt. Durch das Ausbilden von Dipolen und der Wanderung von Ionen wird dabei Energie dissipiert (imaginärer Anteil ϵ'') und gespeichert (reeller Anteil ϵ'). Durch die fortschreitende Aushärtung wird die Beweglichkeit der Ionen und der Dipole eingeschränkt. Die Auswertung des Signals lässt Rückschlüsse auf die Aushärtung, aber auch auf Viskosität und Harzankunft zu.

Die Aussagekraft kann durch Frequenzspektroskopie weiter gesteigert werden. Somit können beispielsweise Viskosität und Aushärtegrad separat ermittelt werden. Die Elektroden können dabei so ausgeführt werden, dass sie das Bauteil einschließen, sodass es als Dielektrikum in einem Plattenkondensator wirkt. Sie müssen allerdings elektrisch von dem Formwerkzeug isoliert werden. Bei großen Bauteildicken sind sehr hohe Spannungen notwendig, um ein ausreichend starkes elektrisches Feld zu erzeugen.

Werden die Elektroden kammförmig ausgeführt (Abbildung 2.8), können die Sensoren auf einer Seite des Bauteils angebracht und mit geringerer Spannung betrieben werden. Diese Ausführung findet im industriellen Umfeld weitverbreitete Anwendung. Meist werden die Sensoren mit Hilfe eines Gewindes in das Formwerkzeug bündig mit der Formoberfläche eingeschraubt. Die Sensoren müssen demnach aufwendig in die Formwerkzeuge eingebracht werden und beeinträchtigen dabei die Bauteiloberfläche und die Vakuumdichtheit der Formen. Einer der Nachteile der dielektrischen Sensoren ist, dass sie direkten Kontakt zum Bauteil benötigen. Außerdem erfolgt die Messung des Harzzustands mit den Kammsensoren nur mit geringer Eindringtiefe und die Elektroden dürfen nicht durch leitfähige Materialien, wie beispielsweise Kohlenstofffasern, kurzgeschlossen werden. [52, 61, 95, 157]



Abbildung 2.8.: Dielektrischer Sensor mit Kammelektroden, Variante zum Einlegen in Bauteil

Auf einem ähnlichen Prinzip beruhen die resistiven Sensoren, bei welchen ein Gleichstrom zwischen zwei Elektroden durch das Harz fließt und dessen elektrischer Widerstand gemessen wird. Der elektrische Widerstand des Harzes wird hauptsächlich von dessen Ionenviskosität bestimmt. Gegenüber den dielektrischen Sensoren wird eine deutlich einfachere Messtechnik benötigt, jedoch ist die Aussagekraft im Vergleich geringer, da die Analyse nur im Zeitbereich möglich ist. Die resistiven Sensoren eignen sich daher vor allem zur Fließfrontüberwachung, wo mit einfachen Mitteln viele Sensorpunkte bedient werden können. So wie auch die dielektrischen benötigen die resistiven Sensoren Kontakt

zum Bauteil und müssen gegen Kurzschluss bei Kontakt mit Kohlenstofffasern gesichert werden. [69, 61, 107, 29]

Der Fokus dieser Arbeit liegt auf der Überwachung der Herstellungsprozesse von Faserverbundkunststoffen basierend auf der Messung und Auswertung von Ultraschallsignalen. Deren Vorteile und der Stand der Technik werden im Folgenden dargelegt.

2.2.2. Ultraschallbasierte Messverfahren zur Überwachung von Faserverbundprozessen

Ultraschallmethoden besitzen gegenüber anderen Prüfverfahren zur Überwachung der Vorgänge während der Infusion und Aushärtung den großen Vorteil, dass sie keinen direkten Kontakt zum Harz bzw. Bauteil benötigen. Die Schallwellen können direkt in das Formwerkzeug eingekoppelt werden und von dort aus weiter in das Laminat eindringen. Damit sind die Sensoren mit wesentlich geringerem Aufwand in die Produktionsmittel integrierbar und können in allen Bauteilbereichen eingesetzt werden, da sie die Oberfläche nicht beeinträchtigen. Auch wird die Vakuumdichtigkeit der Formwerkzeuge nicht beeinträchtigt.

Die Überwachung der Harzaushärtung beruht auf der mit der Aushärtung einhergehenden Änderung der elastischen Module und Dichte, sodass die Schallgeschwindigkeit des Harzes ansteigt [90, 89]. Dabei wird bei der Durchschallung des Laminats ein Mittelwert über die Dicke bestimmt. Gegenüber den elektrischen Messverfahren, bei welchen die Eindringtiefe nur wenige Mikrometer beträgt, stellt dies einen weiteren Vorteil dar. Aufgrund des schlechten Wärmetransports und frei werdender Reaktionswärme kann der Verlauf der Harzaushärtung im Innern des Laminats im Vergleich zur Oberfläche stark abweichen. Die mittlere Schallgeschwindigkeit über die Laminatdicke ist dagegen ein geeigneteres Mittel zur Beurteilung des Aushärtungszustands. Solange eine Aushärtung stattfindet, wird dies anhand einer Laufzeitänderung messbar.

In Abbildung 2.9a ist die typische Anordnung von Ultraschallprüfköpfen zur Prozessüberwachung dargestellt. Im Stand der Technik finden sich ausschließlich Anwendungen an geschlossenen Werkzeugen [90, 91, 130, 94, 121, 138, 95, 112, 1]. Dabei werden die Ultraschallsensoren in dafür vorgesehene Bohrungen eingebracht und fest verschraubt. Um die Schalleinkopplung in die Werkzeugwand zu gewährleisten, wird ein Koppelmittel zwischen Sensor und Formwerkzeug verwendet. In den häufigsten Anwendungen wird das Durchschallungsverfahren verwendet. Bei diesem werden zwei Ultraschallsensoren jeweils im Ober- und Unterwerkzeug koaxial angeordnet. Von einem der Prüfköpfe wird ein Schallimpuls ausgesandt, in die Werkzeugwand eingekoppelt und das Laminat in Dickenrichtung durchschallt. Über die gegenüberliegende Werkzeugwand wird der Schallimpuls zum Empfänger geleitet und dort registriert.

Zur Auswertung wird meist die Schalllaufzeit τ und -amplitude A verwendet. Aus diesen Größen werden die Schallgeschwindigkeit c und teilweise die Schalldämpfung α des Verbundes berechnet. Ein typischer Verlauf einer isothermen Aushärtung ist in Abbildung 2.9b dargestellt. Die Schallgeschwindigkeit steigt in einem S-förmigen Verlauf um etwa zwei Drittel an, während die Amplitude ein charakteristisches, lokales Minimum besitzt. Laut McHugh [90] wird das Minimum durch die Vitrifikation des Harzes verursacht. Um Rückschlüsse auf die Aushärtung bzw. die Reaktionsgeschwindigkeit zu ziehen, verwendet die Mehrheit der Autoren die Schallgeschwindigkeit bzw. deren erste Ableitung nach der Zeit [155, 90, 89, 83, 4]. Eine konstante Schallgeschwindigkeit deutet auf ein Erliegen der Reaktion hin. Die Bestimmung von Aushärtungsfortschritt, Gel- und Vitrifikationspunkt basierend auf Ultraschallmessungen werden in Kapitel 6 diskutiert.

Da im Durchschallungsverfahren durch das trockene Fasermaterial nahezu keine Schallübertragung möglich ist, lässt sich die Ankunft der Harzfließfront durch einen signifikanten Anstieg der Signalamplitude am Empfänger feststellen. Eine Signalübertragung ist erst möglich, wenn an der Messstelle das

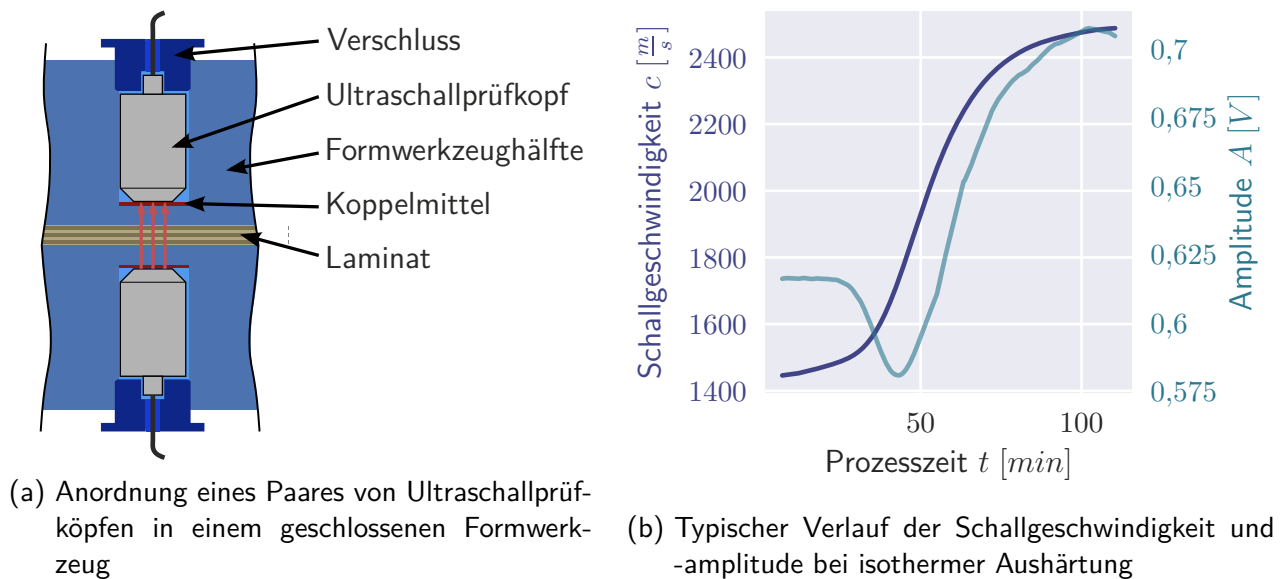


Abbildung 2.9.: Aushärtungsüberwachung mit Ultraschall

Fasermaterial über die gesamte Bauteildicke mit Harz imprägniert wurde und so eine „Brücke“ gebildet hat. Im Impuls-Echo-Betrieb führt das Benetzen des Faserhalbzeugs an der Werkzeugoberfläche zu einem Abfall des zurück reflektierten Schallsignals. Vor dem Imprägnieren wird der Schallimpuls nahezu vollständig reflektiert, danach wird ein Anteil der Schallenergie in das Harz eingekoppelt [86].

Stöven [131] hat einen optimierten Ultraschallprüfkopf und ein Messverfahren entwickelt, bei welchem das Bauteil in Dickenrichtung durchschallt wird, jedoch auch das trockene Fasermaterial überwunden werden kann. Da die Schallgeschwindigkeiten im trockenen und benetzten Fasermaterial unterschiedlich sind, lässt sich aus der Schalllaufzeit vom Sender zum Empfänger die Höhe des benetzten Fasermaterials bestimmen. Die Prüfköpfe sind derart gestaltet, dass sie eine genügend hohe Schallleistung erzeugen, um ebenfalls das trockene Fasermaterial im Vakuum zu durchschallen. Hierfür müssen sie jedoch direkt in Kontakt zum Bauteil stehen. Das Verfahren eignet sich infolgedessen, um Permeabilitätsmessungen in Dickenrichtung durchzuführen, allerdings nur mit einem Fluid mit bekannter und konstanter Schallgeschwindigkeit. Damit ist die Überwachung der Harzausbreitung in Dickenrichtung für industrielle Herstellungsprozesse eher ungeeignet.

Es finden sich in der Literatur Messanordnungen, bei denen das an der Grenzfläche zwischen Formwerkzeug und Laminat bzw. Harz reflektierte Echo ausgewertet und zur Analyse des Vernetzungsfortschritts genutzt wird. Cohen-Tenoudji et al. verwenden in [16] senkrecht einfallende Transversalwellen zur Aushärtungsüberwachung. Alig et al. nutzen in [7] eine Kombination aus Longitudinal- und Transversalwellen zur Berechnung der mechanischen Moduli von Klebschichten. Die Aussagekraft ist dabei auf die Oberfläche des Bauteils beschränkt. Die Erzeugung und der Empfang von Transversalwellen sind im Allgemeinen komplex, da bei der Wellengenerierung meist auch ungewollte Longitudinalwellen erzeugt werden.

Ein kommerzielles System zur ultraschallbasierten Aushärtekontrolle ist „US-Plus“, welches von der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) und der Iserlohner Kunststoff GmbH [65, 10] entwickelt wurde. Dabei kommen die von Krautkrämer angefertigten Ultraschallprüfköpfe „K4V1“ zum Einsatz (Abbildung 2.10).

Für die Untersuchungen in dieser Arbeit stand ein solches System zur Validierung zur Verfügung und wird in Kapitel 2.4 als Referenz für den Stand der Technik experimentell validiert.



Abbildung 2.10.: Konventionelle Prüfköpfe zur Aushärtungsüberwachung mit Ultraschall [30]

2.3. Theoretische Grundlagen zum Ultraschall

In diesem Abschnitt werden die notwendigen theoretischen Grundlagen zur Erzeugung und Ausbreitung von Schallwellen zum Verständnis der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen und Berechnungen beschrieben.

2.3.1. Ausbreitung von Schallwellen

Schall ist die Ausbreitung mechanischer Schwingungen von Teilchen von gasförmiger, flüssiger oder fester Stoffe. Die Auslenkung der Teilchen führt zu Wechselwirkung mit benachbarten Teilchen und damit zur Schallausbreitung. Ultraschall ist definiert als der Bereich oberhalb der vom Menschen wahrnehmbaren Frequenzen $f \geq 20$ kHz. Die Schallausbreitung kann in zwei elementare Wellenformen unterschieden werden, aus welchen sich komplexere Formen zusammensetzen. Bei Longitudinal- bzw. Druckwellen ist die Richtung der Teilchenbewegung und Ausbreitung identisch, die Wechselwirkung beruht auf Zug- und Druckkräften (Abbildung 2.11a). Bei Transversal- bzw. Scherwellen schwingen die Teilchen senkrecht zur Ausbreitungsrichtung, wobei Schubkräfte wirken (Abbildung 2.11b). Letztere treten lediglich in festen Stoffen auf, da nur diese Schubkräfte übertragen können.

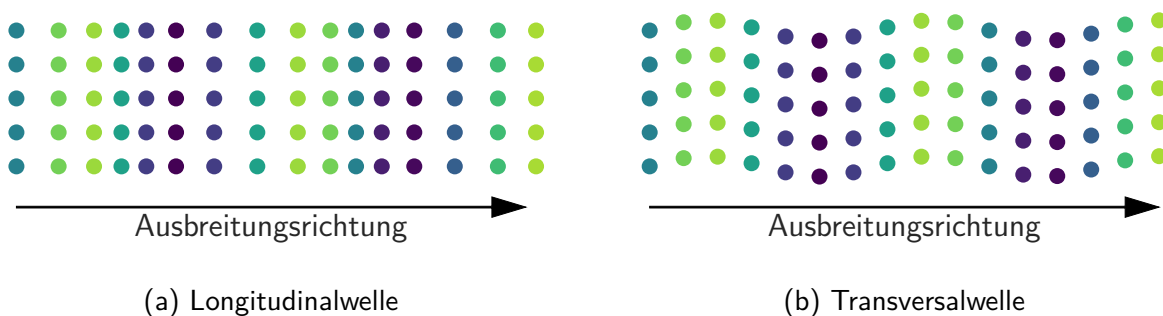


Abbildung 2.11.: Elementare Schallwellen

Die Ausbreitungs- bzw. Schallgeschwindigkeit c steht mit der Wellenlänge λ und der Frequenz f bzw. der Periodendauer T in folgender Beziehung:

$$c = \frac{\lambda}{T} = \lambda \cdot f \quad (2.9)$$

Vereinfacht können diese Vorgänge als Feder-Masse-System beschrieben werden. Äquivalent zu Feder-Masse-Systemen hängt die Übertragungsgeschwindigkeit der Schwingungen von der Elastizität der

Verbindung der Teilchen (Federkonstante bzw. E-Modul) und der Trägheit der Teilchen (Schwingmasse bzw. Dichte) ab. Hinzu kommt durch die Kopplung von Längs- und Querverformung – charakterisiert durch die Querkontraktionszahl ν – die Überwindung der Trägheit dieser Querbewegung, sodass sich Gleichung 2.10 für die Ausbreitungsgeschwindigkeit von Longitudinalwellen c_{lt} ergibt. [62]

$$c_{lt} = \sqrt{\frac{E}{\rho} \frac{1 - \nu}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}} \quad (2.10)$$

Für Flüssigkeiten ist c_{lt} abhängig vom Kompressionsmodul B :

$$c_{lt} = \sqrt{\frac{B}{\rho}} \quad (2.11)$$

Für Transversalwellen ergibt sich die Ausbreitungsgeschwindigkeit c_{tv} mit dem Schubmodul G zu:

$$c_{tv} = \sqrt{\frac{E}{\rho} \frac{1}{2(1 - \nu)}} = \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (2.12)$$

Die Schallgeschwindigkeiten von Longitudinal- und Transversalwellen stehen demzufolge im Verhältnis:

$$\frac{c_{tv}}{c_{lt}} = \sqrt{\frac{1 - 2\nu}{2(1 - \nu)}} \quad (2.13)$$

Die Querkontraktionszahl liegt für feste Stoffe stets im Bereich $0 < \nu \leq 0,5$, woraus für das Verhältnis der Ausbreitungsgeschwindigkeiten $0 < \frac{c_{tv}}{c_{lt}} \leq 0,707$ folgt. Transversalwellen weisen infolgedessen im gleichen Stoff stets eine geringere Ausbreitungsgeschwindigkeit als die Longitudinalwellen auf. [62]

Aus der Teilchenauslenkung ξ ergibt sich in Abhängigkeit der Kreisfrequenz ω der Schallwechseldruck p :

$$p = \rho \cdot c \cdot \omega \cdot \xi = Z \cdot \omega \cdot \xi \quad , \text{ mit } \omega = 2\pi f \quad (2.14)$$

Die Impedanz Z wird aus dem Produkt von Schallgeschwindigkeit c und Dichte ρ gebildet und stellt ein Maß für den materialspezifischen Schallwiderstand dar:

$$Z = c \cdot \rho \quad (2.15)$$

Die Impedanz ist u.a. für die Schallübertragung zwischen unterschiedlichen Materialien von großer Bedeutung. Aus Schalldruck und Impedanz bildet sich die Schallintensität J , die im Gegensatz zum Schalldruck die Energie der Schallwelle charakterisiert:

$$J = \frac{1}{2} \cdot \frac{p^2}{Z} = \frac{1}{2} \cdot Z \cdot \omega^2 \cdot \xi^2 \quad (2.16)$$

Schallübertragung an Grenzflächen

Trifft eine Schallwelle auf die Grenzfläche zu einem anderen Stoff treten beim senkrechten Auftreffen auf die Grenzfläche Reflexion und Transmission auf (Abbildung 2.12). Das Verhältnis vom reflektierten p_r zum eingegangenen Schalldruck p_0 wird durch den Reflexionsfaktor R und des transmittierten Schalldrucks p_t durch den Transmissionsfaktor T ausgedrückt. Beide Faktoren ergeben sich aus den Impedanzen Z_i der beiden Stoffe für den senkrechten Fall:

$$R = \frac{p_r}{p_0} = \frac{Z_2 - Z_1}{Z_2 + Z_1} \quad (2.17)$$

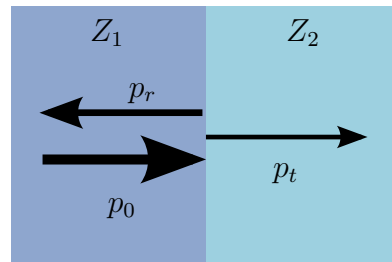


Abbildung 2.12.: Reflexion und Transmission beim senkrechten Auftreffen auf Grenzfläche

$$T = \frac{p_t}{p_0} = \frac{2 \cdot Z_2}{Z_2 + Z_1} \quad (2.18)$$

Trifft Schall von einem Stoff auf einen schallweichereren Stoff ($Z_2 < Z_1$), ergibt sich ein negativer Reflexionsfaktor R , was eine Phasenumkehr der reflektierten Welle bedeutet. Im umgekehrten Fall ($Z_2 > Z_1$), beim Auftreffen einer Welle an einer Grenzfläche zu einem schallhärteren Stoff, ergibt sich ein Transmissionsfaktor $T > 1$, sodass der transmittierte Schalldruck größer als der eingehende $p_t > p_0$ ist.

Beim schrägen Eintreffen einer Schallwelle auf eine Grenzfläche unterschiedlicher Medien kommt es zu Reflexion und Brechung. Zusätzlich kann in diesem Fall eine Umwandlung in andere Wellenarten (Wellenmoden) auftreten. Der reflektierte Winkel β_r entspricht dem eingehenden Winkel β_0 (Abbildung 2.13):

$$\beta_r = \beta_0 \quad (2.19)$$

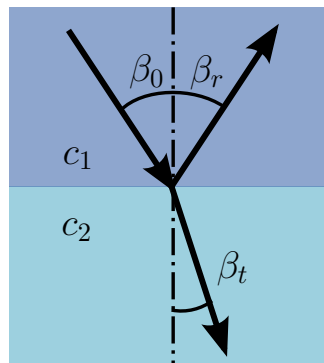


Abbildung 2.13.: Brechungs- und Reflexionswinkel an ebener Grenzfläche

Der Brechungswinkel der transmittierten Schallwelle β_t ergibt sich aus dem Einfallswinkel β_e und den Schallgeschwindigkeiten c_i der beiden Medien:

$$\frac{\sin \beta_0}{\sin \beta_t} = \frac{c_1}{c_2} \quad (2.20)$$

Die Zusammenhänge der sich ergebenden Schalldrücke bei schrägem Auftreffen auf eine Grenzfläche sind deutlich komplexer als bei senkrechtem Einfall. Zusätzlich können bei Schallwellen Modenumwandlungen auftreten. So können Longitudinalwellen sowohl bei Reflexion als auch bei Einschallung in einen anderen Stoff Transversalwellen erzeugen und umgekehrt. Welche Wellenarten mit welchem Schalldruck entstehen hängt vom Winkel, den beteiligten Stoffen und der Beschaffenheit des Grenzflächenkontakts ab. Aufgrund der hohen Komplexität der Vorgänge und der hohen Abhängigkeit der

mechanischen Charakteristik der Grenzfläche ist häufig nur eine experimentelle Bestimmung möglich. [62]

Die Berechnung der Reflexionsamplitude bei schrägem Einfall von Schallwellen wird in Abschnitt 5.2.1 benötigt. Zur besseren Übersicht werden die mathematischen Zusammenhänge im genannten Abschnitt betrachtet.

Bei der Ausbreitung einer Schallwelle durch einen Stoff wird diese aufgrund unterschiedlicher Ursachen schwächer. Schall breitet sich je nach Schallquelle typischerweise kugel- oder zylinderförmig aus. Dies hat zur Folge, dass sich die Schallenergie mit wachsendem Abstand zur Quelle d_1 auf eine zunehmend größere Fläche verteilt (Abbildung 2.14). Diese geometrisch begründete Schallschwächung wird durch die Gleichungen 2.21 und 2.22 abhängig vom Abstand d_1 beschrieben, wobei d_0 der Abstand vom virtuellen Nullpunkt und p_0 der Schalldruck der Schallquelle ist [62]:

$$\begin{aligned} J_{1,\text{Zylinder}} &= J_0 \cdot \frac{A_0}{A_1} = J_0 \cdot \frac{d_0}{d_1} \\ p_{1,\text{Zylinder}} &= \sqrt{2 \cdot Z \cdot J_1} = p_0 \cdot \sqrt{\frac{d_0}{d_1}} \end{aligned} \quad (2.21)$$

$$\begin{aligned} J_{1,\text{Kugel}} &= J_0 \cdot \frac{A_0}{A_1} = J_0 \cdot \left(\frac{d_0}{d_1}\right)^2 \\ p_{1,\text{Kugel}} &= p_0 \cdot \frac{d_0}{d_1} \end{aligned} \quad (2.22)$$

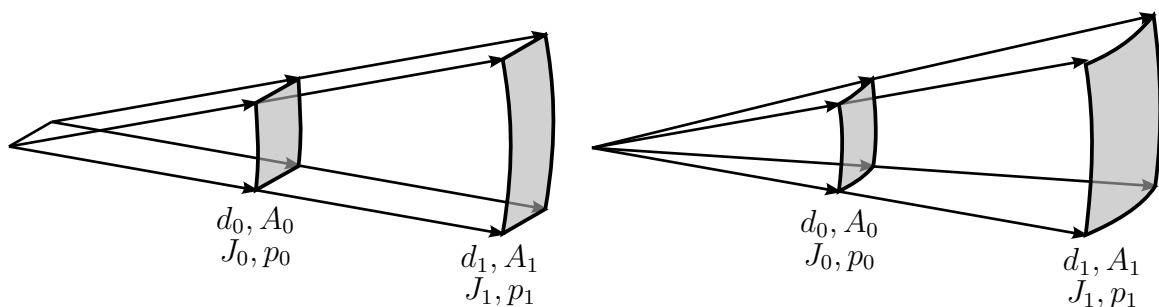


Abbildung 2.14.: Abstandsgesetz für Zylinder- und Kugelwelle

Neben den geometrischen Ursachen existieren zwei stoffspezifische Mechanismen der Schallschwächung. Zum einen wird Schall durch die Streuung an Stoffinhomogenitäten im durchschallten Stoff geschwächt. Zum anderen findet eine Dissipation der Schallenergie durch Reibung, der Schallabsorption, statt. Bei der Streuung treten an Grenzflächen von Inhomogenitäten Reflexion, Brechung und Beugung auf, sodass der Schalldruck in Richtung der ursprünglichen Ausbreitung sinkt. Bei Faserverbundwerkstoffen ist mit einer hohen Schalldämpfung durch Streuung zu rechnen, da Fasern und Matrix sehr unterschiedliche mechanische Eigenschaften aufweisen.

Laut Krautkrämer [62] spielt die Streuung jedoch eine vernachlässigbare Rolle, wenn die Wellenlänge mehr als 100 Mal größer ist als die Dimension der Inhomogenität. Kohlenstofffasern weisen einen Filamentdurchmesser von $7 \mu\text{m}$ auf [22, 20]. Über die gesamte Aushärtung liegt die Schallgeschwindigkeit des Harzes ca. im Bereich $1500 \frac{\text{m}}{\text{s}} \leq c_{\text{Harz}} \leq 2500 \frac{\text{m}}{\text{s}}$ [93]. Hieraus folgt, dass die Bedingung einer Wellenlänge von $\lambda > 100 \cdot 7 \mu\text{m}$ bei einer Frequenz $f < 2,14 \text{ MHz}$ erfüllt ist. Bei Störungen $\geq \frac{\lambda}{100}$ nimmt der Einfluss der Streuung in etwa mit der dritten Potenz der Größe der Inhomogenität zu. [62]

Bei der Absorption tritt eine Dämpfung der Teilchenbewegung auf, wodurch die Schallenergie in Wärme umgewandelt wird. Die Dämpfung ist umso stärker, je schneller die Teilchen sich bewegen, sodass die Absorption proportional zur Frequenz ist. Allgemein werden somit höhere Frequenzen stets stärker gedämpft als niedrige.

Zur Beschreibung der Schalldämpfung durch Absorption und/oder Streuung wird die stoffspezifische Dämpfung α herangezogen. Der Schalldruck nimmt über eine Laufstrecke d abhängig von α exponentiell ab:

$$p = p_0 \cdot e^{-\alpha \cdot d} \quad (2.23)$$

Die Umformung von Gleichung 2.23 ergibt die Dämpfung in Neper (Np):

$$\alpha_{Np} = \frac{1}{d} \cdot \ln \left(\frac{p_0}{p} \right) \left[\frac{\text{Np}}{\text{m}} \right] \quad (2.24)$$

Die Angabe der stoffspezifischen Dämpfung wird jedoch häufig in Dezibel (dB) bezogen auf die Laufstrecke angegeben, die mit dem dekadischen Logarithmus und einem Faktor von 20 gebildet wird:

$$\alpha_{dB} = \frac{20}{d} \cdot \lg \left(\frac{p_0}{p} \right) \left[\frac{\text{dB}}{\text{m}} \right] = \frac{\ln 10}{20} \left[\frac{\text{Np}}{\text{m}} \right] \approx 0,1151 \left[\frac{\text{Np}}{\text{m}} \right] \quad (2.25)$$

In der Literatur sind nur wenige Werte für die Dämpfungseigenschaften von Materialien zu finden, die zudem große Wertebereiche annehmen. Die Gründe dafür sind einerseits in der geringen Messgenauigkeit und andererseits in der großen Abhängigkeit der Dämpfung von Herstellung und Zusammensetzung etc. der Materialien zu suchen. Dies ist vor allem bei Kunststoffen der Fall, zudem wenn diese Verstärkungsmaterialien enthalten. Die Dämpfung nimmt in der Regel mit steigender Temperatur zu. Diese Eigenschaft ist besonders bei Kunststoffen stark ausgeprägt. [62]

2.3.2. Erzeugung und Detektion von Schallwellen

Die meisten Ultraschallanwendungen nutzen piezoelektrische Materialien zur Erzeugung und Messung von Ultraschallwellen. Der piezoelektrische Effekt („piezo“, griech. Druck) wurde bereits 1880 von Jacques und Pierre Curie entdeckt. Er beruht darauf, dass unterhalb der Curietemperatur T_C in piezoelektrischen Materialien die Kristallstruktur asymmetrisch verzerrt vorliegt, sodass die Elementarzellen des Kristallgitters einen Dipol entwickeln (Abbildung 2.15).

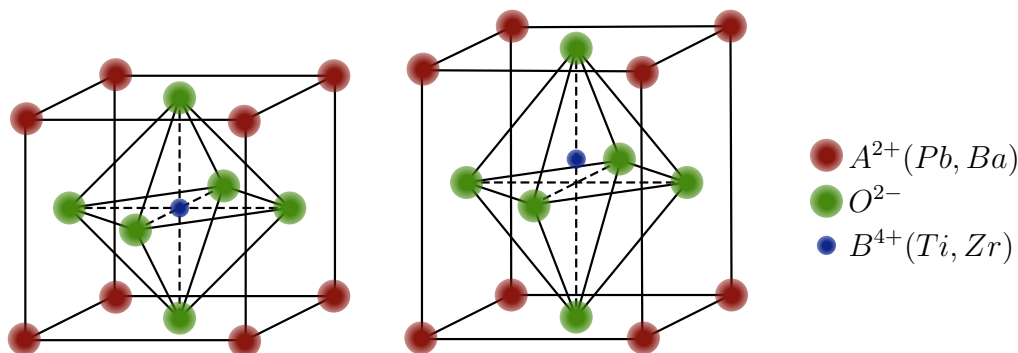


Abbildung 2.15.: Piezoeffekt: links symmetrisches Gitter ($\vartheta > T_C$), rechts verzerrtes Gitter mit Dipol ($\vartheta < T_C$)

Wird der Kristall mechanisch belastet, verzerrt sich das Gitter und durch die Verschiebung des Ladungsschwerpunktes entsteht eine elektrische Spannung, die nahezu linear von der mechanischen

Spannung abhängt. Auch die Art der Belastung – Zug oder Druck – zeigt sich durch Vorzeichen der elektrischen Spannung.

Umgekehrt kann durch Anlegen einer elektrischen Spannung eine Verformung des Kristalls hervorgerufen werden. Dabei handelt es sich um den reziproken piezoelektrischen Effekt. In natürlichen piezoelektrischen Materialien liegen Domänen vor, innerhalb derer die gleiche Dipolausrichtung der Elementarzellen herrscht. Die Domänen sind jedoch unterschiedlich ausgerichtet, sodass der gesamte Kristall nach außen elektrisch neutral ist. Um den piezoelektrischen Effekt technisch nutzbar zu machen, muss der Kristall polarisiert werden. Die Polarisierung wird durch ein starkes elektrisches Feld erreicht, das bei einer Temperatur von knapp unterhalb T_C angelegt und während der Abkühlung aufrechterhalten wird. Die Polarisierung bleibt danach auch ohne das elektrische Feld erhalten. Wird der Kristall über T_C erwärmt, richten sich die Dipole in den Domänen nach Unterschreiten von T_C neu aus, sodass der Kristall wieder nach außen elektrisch neutral ist. Auch bei erhöhten Temperaturen können spontane Umpolarisierungsvorgänge auftreten, deren Wahrscheinlichkeit mit der Temperatur steigt. [116, 62]

Zur Charakterisierung der mechanischen Verformung Δx bei einer angelegten Spannung U_s wird die piezoelektrische Ladungskonstante d_{ij} verwendet, die in guter Näherung linear ist. Die Indizes i, j geben die Richtung der Wirkung und der Ursache an. Dabei gilt bei piezoelektrischen Materialien die Nomenklatur, ein kartesisches Koordinatensystem zu verwenden, bei welchem die Achsen mit 1, 2, 3 nummeriert sind. Die Achse 3 entspricht der Polarisierungsrichtung. Für einen scheibenförmigen Aktuator, der sowohl in Dickenrichtung polarisiert als auch elektrisch kontaktiert ist, ist ein hoher Faktor d_{33} ausschlaggebend. [62, 116, 66]

$$\Delta x = d_{ij} \cdot U_s \quad (2.26)$$

Für den umgekehrten Fall der Umwandlung einer mechanischen Spannung σ in eine elektrische Spannung U_e wird die piezoelektrische Spannungskonstante g_{ij} herangezogen:

$$U_e = g_{ij} \cdot x \cdot \sigma \quad (2.27)$$

Zum Empfang von Ultraschallwellen wird demnach der direkte und zum Erzeugen der reziproke piezoelektrische Effekt genutzt. Die Keramiken werden mit einer dünnen, leitfähigen Beschichtung an Unter- und Oberseite versehen, sodass diese als parallele Platten und die piezoelektrische Keramik als Dielektrikum eines Plattenkondensators agieren.

Wie in Abbildung 2.16 schematisch dargestellt, wird in einem Ultraschallprüfkopf die piezoelektrische Keramik durch eine Klebstoffschicht in ein Gehäuse integriert.

Ober- und Unterseite des Aktuators werden elektrisch kontaktiert, wobei die Unterseite häufig über das meist metallische Gehäuse geerdet ist. Durch einen Dämpfungskörper auf der Keramik wird ein für die Auswertung unerwünscht langer Impuls verhindert. Die Schalllaufstrecke durch das Gehäuse bis zur Aufsetzfläche wird als Vorlauf bezeichnet, der vor allem bei Impuls-Echo-Anwendungen zur zeitlichen Trennung der unterschiedlichen Echos benötigt wird. Zur Erzeugung einer Longitudinalwelle wird eine in Dickenrichtung polarisierte Keramik verwendet, die durch ein kontinuierliches oder impulsförmiges elektrisches Spannungssignal dazu proportionale mechanische Verformungen in Dickenrichtung vollzieht. Durch die Verformungen werden Schallwellen erzeugt, die durch den Vorlauf über eine Koppelschicht ins Prüfobjekt laufen.

Jedoch erfährt die Keramik keine reine Dickenschwingung, sondern auch Verformungen in Längs- und Breitenrichtung und Verscherungen, sodass dadurch zudem Transversalwellen angeregt werden. Die Ursache hierfür ist die Querkontraktion, die jeder elastische Körper aufweist. [116]

Die Dickenschwingung des piezoelektrischen Aktuators löst im angrenzenden Material Schallwellen aus. Zunächst werden eine große Anzahl halbkugelförmiger Wellen erzeugt, die sich überlagern, wodurch es zu Interferenzen kommt. Im sogenannten Nahfeld bildet sich durch die Überlagerungen

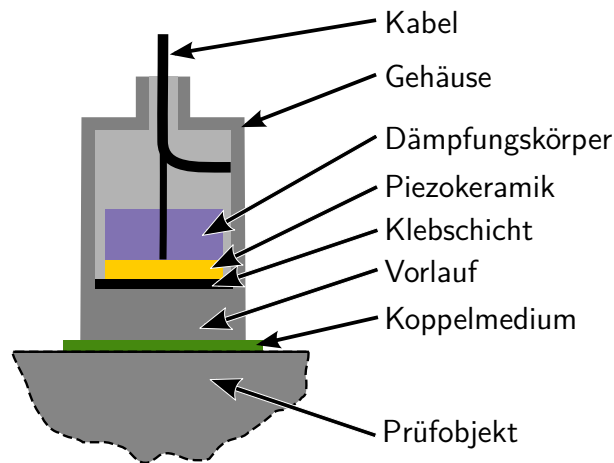


Abbildung 2.16.: Aufbau eines Ultraschallprüfkopfes

ein inhomogenes Schallfeld aus. Erst im sogenannten Fernfeld liegt ein näherungsweise homogenes Schallfeld vor. Die Nahfeldlänge l_N ist definiert als der Abstand zwischen Aktuator und Anfang des Fernfeldes (Abbildung 2.17). [128]

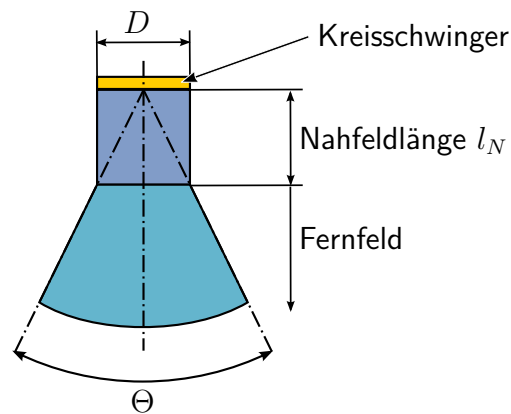


Abbildung 2.17.: Nah- und Fernfeld eines Kreisschwingers (nach [128])

Die Nahfeldlänge l_N kann aus der Schallwellenlänge λ und dem Durchmesser D des Kreisschwingers nach Gleichung 2.28 berechnet werden:

$$l_N = \frac{D^2 - \lambda^2}{4\lambda} \quad (2.28)$$

$$\approx \frac{D^2}{4\lambda} \quad \text{für } \lambda \ll D \quad (2.29)$$

An das Nahfeld schließt sich das in diesem Falle kegelförmige Fernfeld an. Der Öffnungswinkel Θ ergibt sich nach Gleichung 2.30 ebenfalls aus Wellenlänge λ und Durchmesser D des Kreisschwingers [128]:

$$\sin\left(\frac{\Theta}{2}\right) = \frac{\lambda}{D} \quad \text{wenn } \lambda < D \quad (2.30)$$

Für das Fernfeld gilt das Abstandsgesetz für eine Kugelwelle (Gleichung 2.22). Je größer der Öffnungswinkel Θ ist, desto kleiner wird der Abstand zum virtuellen Ausgangspunkt der Kugelwelle und umso stärker sinkt die Schallintensität über seine Laufstrecke. Je nach Werkstoff kann dieser Einfluss größer als die stoffspezifische Dämpfung α für die Reichweite der Schallwelle sein [62].

2.4. Bewertung Stand der Technik

Für die Untersuchungen dieser Arbeit stand das kommerziell erhältliche System „US-Plus“ (siehe Kapitel 2.2.2) zur Verfügung, welches als repräsentative Referenz für den Stand der Technik zur ultraschallbasierten Prozessüberwachung im Bereich der Faserverbunde gewertet wird. Dabei werden die Prüfköpfe „K4V1“ mit einer Mittenfrequenz von $f_0 = 4$ MHz und einer Einsatztemperatur bis 180 °C verwendet. Das System umfasst die notwendige Messtechnik zur Schallerzeugung und Signalaufnahme von bis zu 8 Kanälen. Mit Hilfe der Software können Einstellungen der Messparameter vorgenommen und die Aufnahme, Analyse und Darstellung der Daten durchgeführt werden.

In den aus der Literatur bekannten Anwendungsfällen wird das Messverfahren nur auf Fertigungsverfahren mit closed-mould-Formwerkzeugen angewandt. Dabei werden die Sensoren überwiegend in Bohrungen im Formwerkzeug eingeführt. Zur Einkopplung der Schallwellen in die Formwand wird vorwiegend ein pastöses Koppelmedium oder ein Weichmetall verwendet und durch Verschrauben Kraft aufgebracht. In Vorarbeiten am DLR [63] wurden Adapter entwickelt, die eine Anwendung der Sensoren in der Vakuummembran bei open-mould-Prozessen ermöglicht. Das Prinzip der Sensoren wird in Abbildung 2.18 verdeutlicht.

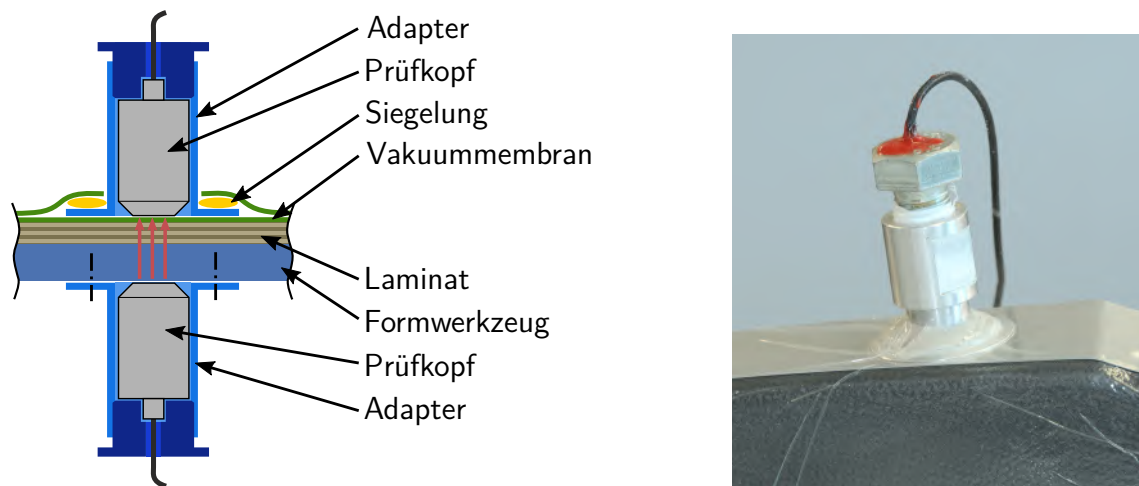


Abbildung 2.18.: Anpassung der Sensoren auf open-mould-Prozesse

Da bei open-mould-Prozessen die Werkzeugwand deutlich dünner gestaltet ist, wird auch hier ein Adapter anstelle eines Bohrlochs zur Sensorintegration verwendet. Der Adapter für die Vakuumseite ist mit einem Teller ausgestattet, auf welchem die Vakuummembran gesiegelt werden kann. In der dargestellten Ausführung werden Adapter und Sensor auf der ersten Vakuummembran positioniert und in eine zweite Membran eingesiegelt. Um das Einkoppeln der Schallwellen zu gewährleisten, muss der Adapter vakuumdicht verschlossen sein, sodass durch den Unterdruck zwischen den Membranen eine Anpresskraft entsteht.

Bei open-mould-Prozessen ist aufgrund der flexiblen Vakuummembran die Laminatdicke variabel, während bei closed-mould-Prozessen die Laminatdicke durch die feste Kavitätshöhe definiert wird und bekannt ist. Die Laufzeit des Schalls ist folglich neben der Schallgeschwindigkeit auch von der unbekannteren Laminatdicke abhängig. Zur Überwachung der Aushärtung durch Auswertung der Schallgeschwindigkeitsmessung muss infolgedessen der Einfluss der veränderlichen Laminatdicke auf die Schalllaufzeit berücksichtigt werden. Bei bekannter Schallgeschwindigkeit kann somit auf die aktuelle Laminatdicke geschlossen werden, was eine aktive Regelung der Laminatdicke ermöglicht. Diese kann beispielsweise durch Anpassung der Druckbedingungen beeinflusst werden. [63, 64] Auf die ultraschallbasierte Messung der Laminatdicke wird in Kapitel 7 eingegangen.

Zur Beurteilung der Sensoren und des Messsystems werden mehrere Validierungsversuche durchgeführt. Dabei steht vor allem der Einsatz im Autoklaven bei erhöhtem Druck (bis 7 bar) und erhöhter Temperatur (bis 180 °C) im Fokus. Diese Prozessbedingungen spiegeln einen typischen, für die Sensorik den anspruchsvollsten, Anwendungsfall im Luftfahrtbereich wieder. Prepregmaterialien werden vorwiegend unter diesen Prozessparametern verarbeitet. Aber auch für Infusionsverfahren sind diese nicht unüblich.

Für die Versuche wird ein bestehendes Formwerkzeug zur Herstellung von Prüfplatten im Infusionsverfahren gewählt, bei welchem ein massives Druckstück verwendet wird. Das Druckstück liegt auf dem Fasermaterial und wird von einer Vakuummembran eingeschlossen, sodass die Laminatdicke nicht definiert wird. Durch das Druckstück wird eine hohe Oberflächenqualität auf der zum Formwerkzeug abgewandten Seite erzeugt. An das Werkzeug werden an drei Stellen Ultraschallsensorpaare angeordnet. Zur Erhöhung der Prozesssicherheit werden zwei Vakuummembranen verwendet. Die Sensoren werden jedoch direkt auf dem Druckstück platziert, sodass die Sensoren in beide Membranen eingesiegelt werden müssen. Die Versuche wurden im Rahmen von [32] durchgeführt.

Obwohl es sich um ein ebenes und damit geometrisch sehr einfaches Formwerkzeug handelt, führt die Einbringung der Sensoren in die Vakuummembran zu einem hohen Vorbereitungsaufwand. Zur genauen Positionierung der Sensoren auf dem Druckstück zu den an der Unterseite verschraubten Sensoren kommt ein Laserprojektor zur Anwendung.

Bei den Versuchen wird das Injektionsharz *HexFlow RTM6* der Firma *Hexcel* [41] verwendet, welches speziell für Luft- und Raumfahrtanwendungen entwickelt ist. In den Versuchen wird es bei einer Temperatur von 120 °C injiziert und teilweise ausgehärtet und schließlich bei 180 °C vollständig ausgehärtet. Auf diese Weise werden, unter Variation der Dauer der Temperaturstufen, mehrere Prüfplatten im SLI-Infusionsverfahren hergestellt. Dabei wird ein Ringguss verwendet und eine Zusatzkavität auf dem Druckstück platziert, welches über Bohrungen mit der Preformkavität verbunden ist.

Die Prozessüberwachung mit dem Ultraschallsystem liefert meist nur zu Beginn der Infusion Informationen über den Prozessverlauf, teilweise wird zu keinem Zeitpunkt ein Signal empfangen. Bei nahezu allen Messungen bricht das Signal beim Aufheizen von 120 °C auf 180 °C ab.

Die Ursache wird in einer unzureichenden akustischen Ankopplung der Ultraschallköpfe zum Druckstück und Formwerkzeug vermutet. Die Temperaturerhöhung führt durch thermische Expansion der Adapter zu einem geringeren Anpressdruck der Sensoren gegen das Formwerkzeug. Durch den Einsatz einer Spiralfeder zwischen Sensor und Adapterverschluss kann eine Anpresskraft auch bei erhöhten Temperaturen erzeugt und die Signalabrisse geringfügig reduziert werden. Dennoch bestehen weiter unvermeidbare Reflexionsverluste an der Grenzfläche zwischen Vorlauf und Formwerkzeug.

Um die Zuverlässigkeit weiter zu steigern, werden verschiedene Koppelmittel untersucht. Das Koppelmittel muss die Rauigkeit des Sensors und des Formwerkzeugs als auch einen möglichen Kippwinkel zwischen beiden ausgleichen. Werden diese nicht kompensiert, kann ein Luftspalt entstehen, an welchem die Schallwellen nahezu vollständig zurück reflektiert werden. Dabei sollte die Impedanz des Koppelmittels auf die angrenzenden Materialien so angepasst sein, dass möglichst geringe Verluste durch Reflexion entstehen. Diese Forderungen müssen auch über längere Zeit und bei erhöhter Temperatur erhalten bleiben.

Neben dem zuvor verwendeten, pastösen Hochtemperaturkoppelmittel werden sowohl weiche Metalle, wie auch in [25] beschrieben, als auch Silikonscheiben untersucht. Das pastöse Koppelmittel verteilt sich bei einem Großteil der Versuche unter dem Vakuumsack großflächig, sodass möglicherweise keine ausreichende Menge am Sensorkopf verbleibt. Demzufolge muss es bei jeder Messung erneuert werden und kann zu unerwünschter Verunreinigung und Korrosion des Werkzeugs oder gar des Bauteils führen. Mit den anderen untersuchten Koppelmitteln kann jedoch keine eindeutige Verbesserung der Verlässlichkeit der Ankopplung erzielt werden, wodurch die Technologie noch nicht die notwendige Reife besitzt, den Herstellungsprozess im Autoklaven zu überwachen.

Des Weiteren sind trotz der angegebenen Dauertemperaturbeständigkeit von 180 °C einige Sensoren nicht mehr funktionsfähig, da die Signalkabel nicht mehr aus den Sensoren gelöst werden können. Dabei sind ausschließlich die Sensoren auf der Unterseite des Formwerkzeugs betroffen, bei welchen vermutlich das Lötmedium aufgeschmolzen und in den Stecker des Signalkabels geflossen ist.

Zudem ist die vorliegende Messsoftware nicht geeignet, um verlässlich aus dem aufgenommenen Ultraschallsignal die Schallgeschwindigkeit und -dämpfung zu ermitteln. Bei nahezu allen Messungen treten im Verlauf der Schalllaufzeit Sprünge auf, die einem Vielfachen der Periodendauer des Ausgangssignals entsprechen. Laut Dokumentation der Software wird die Kreuzkorrelation zur Auswertung der Signale genutzt, sodass der Algorithmus zwischen lokalen Maxima zu springen scheint. Eine mögliche Ursache kann ein zu schmal gewähltes Fenster des aufgenommenen Signals darstellen, sodass bei großen Laufzeitunterschieden über die Messung nicht mehr das Signal in dem aufgenommenen Signalfenster liegt. Selbst die ermittelte Dämpfung bzw. Amplitude unterliegt starken Sprüngen. Die Messsoftware zeichnet ausschließlich die ausgewerteten Größen auf, sodass kein nachträgliches Auswerten des Rohsignals möglich ist.

3. Motivation und Zielstellung der Arbeit

3.1. Motivation

Im Stand der Technik wird meist die Regelung der Prozessparameter während der Infusion und Aushärtung duroplastischer Faserverbundstrukturen durch starre, zuvor festgelegte Programmabläufe realisiert. Jedoch kann durch große Schwankungen der Halbzeugeigenschaften und der Temperaturverteilung der Prozessverlauf stark variieren. Dies hat zur Folge, dass die Kompensation dieser Abweichungen bei der Prozessführung zu unnötig langen Zykluszeiten – beispielsweise lange Temperprozesse zur Gewährleistung der ausreichenden Vernetzung – und einem massiven Einsatz von Hilfsmitteln wie Fließhilfe zur Sicherstellung einer vollständigen Tränkung führen. Nicht alle Abweichungen können durch eine solche starre Prozessführung ausgeglichen werden, sodass ein erhöhtes Risiko eines fehlerhaften Bauteiles besteht. Die Findung der Prozessparameter erfolgt meist empirisch und iterativ. Aufgrund der eingeschränkten Informationen über den Prozessablauf und Bauteilzustand ist dieser Arbeitsschritt sehr aufwendig. Die in-situ-Erfassung qualitäts- und prozessrelevanter Parameter während der Fertigung eines Faserverbundbauteils durch geeignete Sensoren und Signalauswertung stellen infolgedessen ein wichtiges Mittel zur Automatisierung der Prozesse dar.

Messsysteme, basierend auf Ultraschall zur Prozessüberwachung bei der Herstellung von Faserverbundstrukturen, weisen ein hohes Potential als Mittel zur Qualitätssicherung, zur Prozessentwicklung, -analyse, -bewertung und -regelung auf. Sie liefern ein breites Spektrum an Informationen über den aktuellen Bauteilzustand, während mit alternativen Messmethoden meist nur einzelne Parameter bestimmt werden können. Auch stellt der Betrieb ohne direkten Kontakt zum Bauteil einen entscheidenden Vorteil dar, da gerade bei industriellen Prozessen und Strukturbauteilen Abdrücke durch Sensoren oder gar in das Bauteil eingebettete Sensoren meist nicht zulässig sind.

Im Stand der Technik hat sich jedoch die Ultraschallsensorik noch nicht durchgesetzt, da unter anderem hohe Investitionskosten für Sensoren und Messsystem, aber auch die noch nicht ausreichende Robustheit, Aussagekraft und Genauigkeit der Systeme die technische Umsetzung erschweren. Auch besteht Bedarf bei der Weiterentwicklung der Integration der Sensoren in industrielle Prozessbedingungen, sodass diese keinen oder nur einen geringen Einfluss auf den Ablauf der Prozesse nehmen.

Wie sich in den Literaturquellen widerspiegelt, findet der Großteil der Untersuchungen im Bereich der Grundlagenforschung im Laborumfeld statt. Dabei werden oft nicht die Bedarfe und Rahmenbedingungen der Faserverbundproduktion berücksichtigt. In dieser Arbeit soll ein Beitrag geleistet werden, mit Hilfe von geeigneteren Ultraschallsensoren, für die Bauteilherstellung aus faserverstärkten Duroplasten im industriellen Umfeld für die Produktion relevante Informationen mit hoher Genauigkeit und Robustheit automatisiert bereit zu stellen. Als Ziel sollen dabei für einen Faserverbundproduzenten oder eine Prozessregelungseinheit verarbeitbare Informationen automatisch generiert werden. Die Informationen können zur Qualitätssicherung, aber auch zur Prozessregelung genutzt werden. Die Regelung findet damit in Abhängigkeit der wichtigsten Bauteilzustandsparameter während der Infusion und Aushärtung des Bauteils statt, anstelle der Anlagenparameter wie Temperatur und Druck.

Zur Findung offener Fragestellungen und des Entwicklungsbedarfs wird das kommerziell erhältliche Messsystem „*US-Plus*“ auf dessen Eignung zur Prozessüberwachung erprobt und Ursachen für dabei auftretende Funktionsstörungen lokalisiert. Kritische Störungen sind dabei vordergründig die Übertragung der Schallwellen in das Formwerkzeug, die erschwerte Sensorintegration und die Messsoftware.

Zur Lösung dieser Probleme werden im Rahmen dieser Arbeit besser geeignete Sensoren entwickelt, ein Messsystem beschafft und eine Software entwickelt, die die Aufzeichnung der benötigten Daten und die Implementierung von Algorithmen zur Datenanalyse erlaubt. Die Sensoren bestehen dabei aus piezoelektrischen Keramikscheiben, die an das Formwerkzeug integriert werden. Durch Reduzierung der Grenzschichten entstehen im Vergleich mit den bisher eingesetzten Ultraschallprüfköpfen weniger komplex zusammengesetzte und stärkere Signale. Die Entwicklung der Sensoren und die Charakterisierung der Eigenschaften des aus Sensoren und Formwerkzeug entstehenden Systems wird in Kapitel 4 beschrieben. Dies lässt eine einfachere Modellierung der Signalentstehung in Abhängigkeit des Bauteilzustands zu. Durch Aufstellen dieser Modelle und Bestimmung der materialspezifischen Parameter können mittels Auswertung der im Prozess gewonnenen Signale qualitäts- und prozessrelevante Größen berechnet werden. Dabei werden Zusammenhänge zwischen dem Schallsignal und dem Sensor- und Formwerkzeugeigenschaften, dem Imprägnierungsvorgang des Fasermaterials, der Baueildicke und Harzaushärtung erschlossen und jeweils Modelle und Berechnungsmethoden aufgestellt, sodass sich folgende Hypothese ergibt:

3.2. Forschungshypothese

Durch den Einsatz formwerkzeugintegrierter, piezoelektrischer Keramiken als Sensoren zur Prozessüberwachung entsteht ein faserverbundtechnologisch konformes Messsystem, welches durch modellhafte Beschreibung und Kalibrierung der materialspezifischen Eigenschaften die genaue, robuste und automatisierte in-situ-Überwachung von Fließfrontposition, -profil, -geschwindigkeit und -richtung, Laminatdicke und Aushärtung mit Gel- und Vitrifikationsübergang erlaubt.

In Abbildung 3.1 ist das System aus piezokeramischen Keramiken, dem Formwerkzeug und dem Bauteil während seiner Herstellung schematisch dargestellt. Das Formwerkzeug dient als Schallübertragungsmittel zum Bauteil und übt, wie auch die Sensorcharakteristik, großen Einfluss auf die Signalentstehung und Schallübertragung aus. Die Ultraschallwellen und infolgedessen die Sensorsignale werden durch den Bauteilzustand beeinflusst. Um aus den Ultraschallsignalen präzise und verlässliche Aussagen über den Bauteilzustand zu ermitteln, müssen diese Einflüsse charakterisiert und modelliert werden. Im Folgenden wird die Gliederung der Arbeit zur Charakterisierung der Einflüsse des Schallsystems und der Bauteilzustände beschrieben.

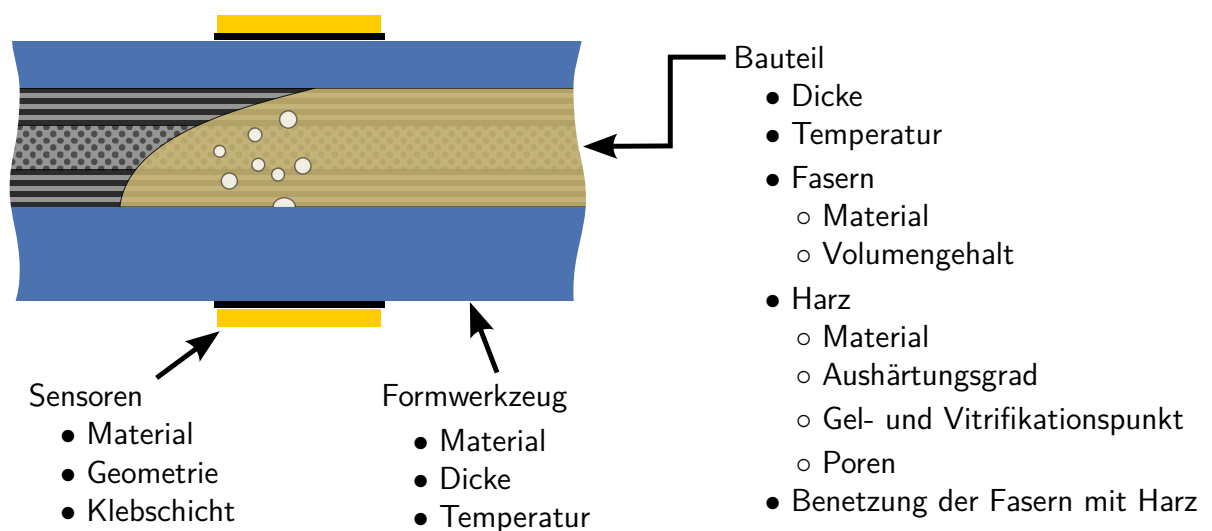


Abbildung 3.1.: Schema der ultraschallbasierten Prozessüberwachung und deren wichtigste Einflussparameter

3.3. Gliederung der Arbeit

Die Gliederung der Arbeit und der Signalfluss des Messverfahrens sind in Abbildung 3.2 als Flussdiagramm dargestellt.

In Kapitel 2 wird ein Überblick über die grundlegenden Herstellungsverfahren von Faserverbundstrukturen, der Messverfahren zur Prozessüberwachung und deren Bewertung gegeben. Außerdem werden die relevanten theoretischen Grundlagen zur Schallausbreitung und -erzeugung gelegt.

Im folgenden Kapitel 4 wird zunächst auf die Entwicklung besser geeigneter Sensoren, der Auswahl der Sensorgeometrie und -materialien und deren Integration in das Formwerkzeug eingegangen. Zum anderen wird das verwendete Messsystem und die Methoden zur Berechnung von Signallaufzeit τ und Amplitude A beschrieben. Das aus Sensoren, Formwerkzeug und Messobjekt entstehende System wird modellhaft beschrieben, sodass die zu erwartenden Signale vorhergesagt werden können. Das Kapitel beschäftigt sich mit der Signalerzeugung und -erfassung, deren Weiterverarbeitung zu den Größen, die in den folgenden Kapiteln als Eingangsgrößen benötigt werden.

Die Aussagen über den Harzfluss in Kapitel 5 beruhen ausschließlich auf der Berechnung und Auswertung der Amplitude der Signale, während in den Kapiteln 6 und 7 die Auswertung der Laufzeit im Vordergrund steht. In Kapitel 5 wird der Einfluss des Imprägniervorgangs des trockenen Fasermaterials auf die Impuls-Echo- und Transmissionssignale in Abhängigkeit des Formwerkzeugmaterials beschrieben. Dieser Zusammenhang erlaubt die Detektion der Harzankunft und Aussagen über das Fließfrontprofil in Bauteildickenrichtung. Auch werden dabei die von Sensorform, Formdicke und -material abhängige Verteilung des Schalldrucks und das entstehende Messsignal über den Fließfrontdurchgang betrachtet, woraus Rückschlüsse auf Fließfrontgeschwindigkeit und -richtung gezogen werden können.

In Kapitel 6 wird der Einfluss der Vernetzungsreaktion des Harzes und der dabei auftretenden morphologischen Zustandsänderungen auf das Schallsignal untersucht. Die in Kapitel 4 entwickelten Sensoren ermöglichen durch ihren kleinen Bauraum, einen einfachen Versuchsaufbau zur simultanen Messung der Schallsignale und der rheologischen Eigenschaften zu realisieren. Dieser Messaufbau erlaubt die Kalibrierung des Verlaufs der Schallgeschwindigkeit zur Bestimmung des Gel- und Vitrifikationspunktes. Eine automatisierte Bestimmung der beiden Punkte wird anhand von künstlichen neuronalen Netzwerken demonstriert. Zusätzlich wird der Zusammenhang zwischen dem Vernetzungsgrad und der Schallgeschwindigkeit beschrieben.

Aufbauend auf den in Kapitel 6 gewonnenen Erkenntnissen, bei welchen die Bauteildicke als konstant vorausgesetzt wird, wird in Kapitel 7 der Einfluss der Änderung der Dicke und damit einhergehend die Änderung des Faservolumengehalts auf die Schallgeschwindigkeit und -laufzeit analysiert. Auch der Einfluss der Vernetzung des Harzes und Möglichkeiten zur Korrektur des Einflusses für die Laminatdickenmessung werden betrachtet und experimentell validiert.

Abschließend wird in Kapitel 8 die Übertragbarkeit der zuvor unter Laborbedingungen erprobten Methoden auf einen industriell relevanten Herstellungsprozess und technisch anspruchsvollen Randbedingungen demonstriert.

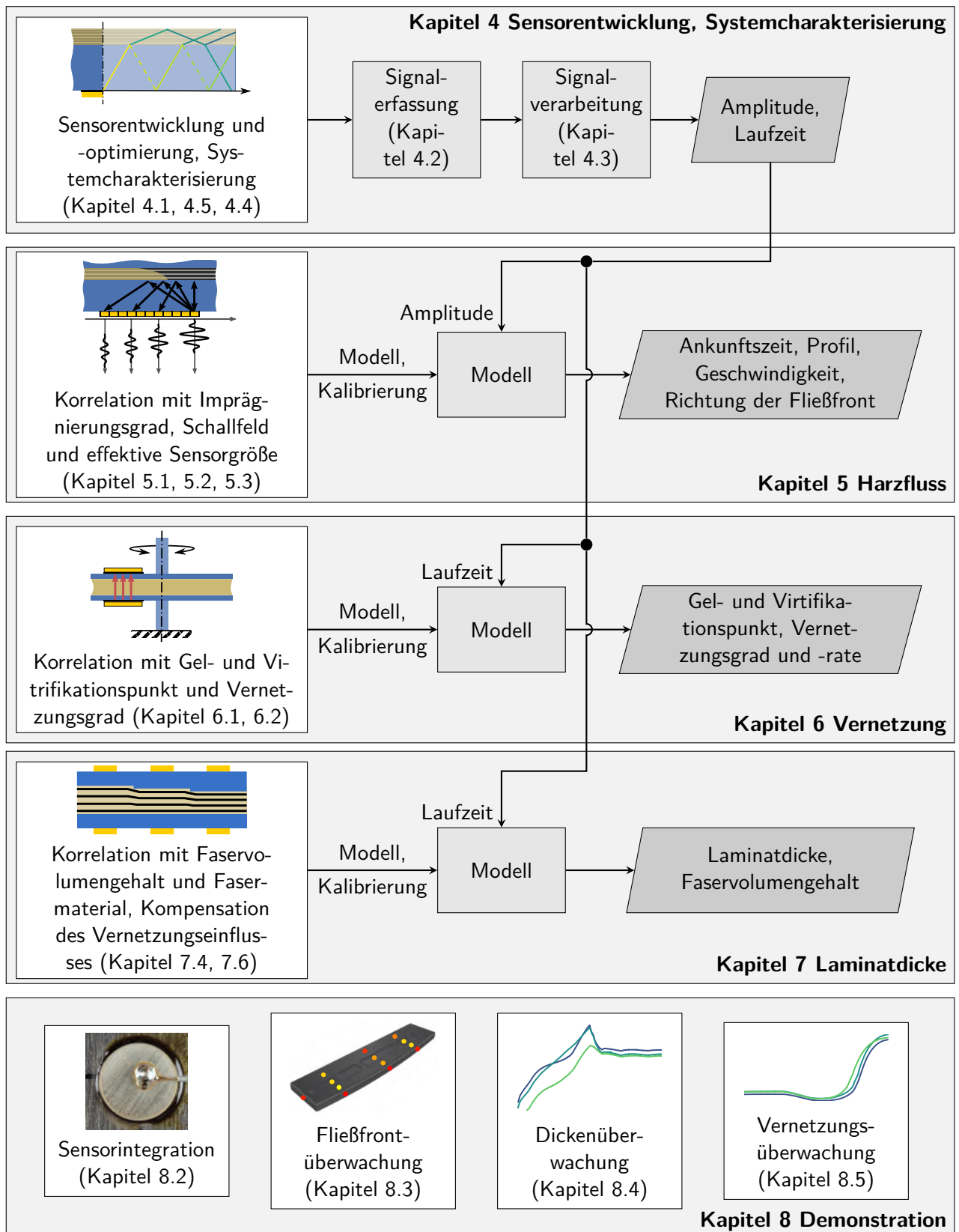


Abbildung 3.2.: Gliederung der Arbeit und Datenfluss des entwickelten Messsystems

4. Entwicklung geeigneter Sensoren und Charakterisierung des Systems

Die Bewertung des kommerziell erhältlichen Messsystems „*US-Plus*“ ergibt, dass die verwendeten Ultraschallprüfköpfe durch die störanfällige Einkopplung nicht die notwendige Zuverlässigkeit aufweisen. Außerdem unterliegt die Auswertung der Messsignale Störungen, die Rohsignale werden nicht gespeichert und die Verarbeitung der Daten während einer Messung ist nicht möglich.

4.1. Prozessüberwachung mit am Formwerkzeug applizierten piezoelektrischen Keramiken

Aufgrund der unzureichenden Zuverlässigkeit der vorhandenen Messtechnik – wenigstens im Bereich der Autoklavtechnologie – wird das Verfahren weiter entwickelt. Als einflussreichste Ursache für die ungenügende Schallamplitude wird die störanfällige Einkopplung der Schallwellen aus den Ultraschallprüfköpfen in das Formwerkzeug lokalisiert. Durch Unebenheiten der Kontaktflächen können Luftspalten in dieser Grenzfläche entstehen, die die Schallwellen nicht überschreiten können. Zum Ausgleich werden Koppelmittel verwendet, deren Wirkung jedoch unter der Einwirkung von Temperatur und Druck zunehmend nachlässt. Die Untersuchungen können kein geeignetes Koppelmittel identifizieren. Zudem sind die Prüfköpfe nur mit einem Stahlgehäuse erhältlich, sodass bei Formwerkzeugen aus anderen Materialien hohe, unvermeidbare Reflexionsverluste entstehen können.

Durch direktes Aufbringen von piezoelektrischen Aktoren auf die Formaußenseite (Abbildung 4.1b), entfällt hingegen die kritische Grenzfläche zwischen Prüfkopfvorlauf und Werkzeugwand (Abbildung 4.1a) [81, 75]. Auf diese Weise werden die Ultraschallwellen direkt vom piezoelektrischen Schallwandler in das Formwerkzeug geleitet. Die Formwand dient dabei als Vorlauf und leitet den Schall ohne Grenzflächen zum Bauteil. Das Prinzip funktioniert auch ohne den Dämpfungskörper, der in den meisten Ultraschallprüfköpfen auf dem Schallwandler angebracht ist, um einen kurzen, breitbandigen Impuls zu erzeugen.

Die an den Grenzflächen entstehenden Reflexionen und sich daraus durch Überlagerung ergebenden Impuls-Echo- und Transmissionssignale sind in Abbildung 4.2 für die konventionellen Prüfköpfe und die formwerkzeugintegrierten, piezoelektrischen Elemente vergleichend nebeneinander dargestellt. Das Berechnungsverfahren wird in Kapitel 4.4 erläutert. An dieser Stelle soll die deutlich komplexere Signalkomposition durch die zusätzliche Grenzfläche zwischen Vorlauf und Formwand demonstriert werden. Dies führt zu Überlagerungen, die eine Auswertung von Amplituden oder Laufzeiten eines bestimmten Strahlenganges erschweren.

Die geringere Komplexität der Signalkomposition bei der Methode der piezoelektrischen Elemente ermöglicht eine einfachere Beschreibung des entstehenden Systems aus Piezoelementen, Formwerkzeug und Bauteil. Die so mögliche modellhafte Beschreibung der Signalentstehung führt zu einer erhöhten Aussagekraft über den Bauteilzustand. Da die Prüfköpfe nur mit einem Stahlgehäuse erhältlich sind, werden auf die vorgeschlagene Weise mögliche Impedanzunterschiede zwischen Vorlauf des Prüfkopfes und Werkzeug vermieden, wodurch hohe Verluste durch Reflexion auftreten können. In vergleichenden Versuchen zeigt sich, dass deutlich höhere Schallamplituden eingekoppelt und höhere

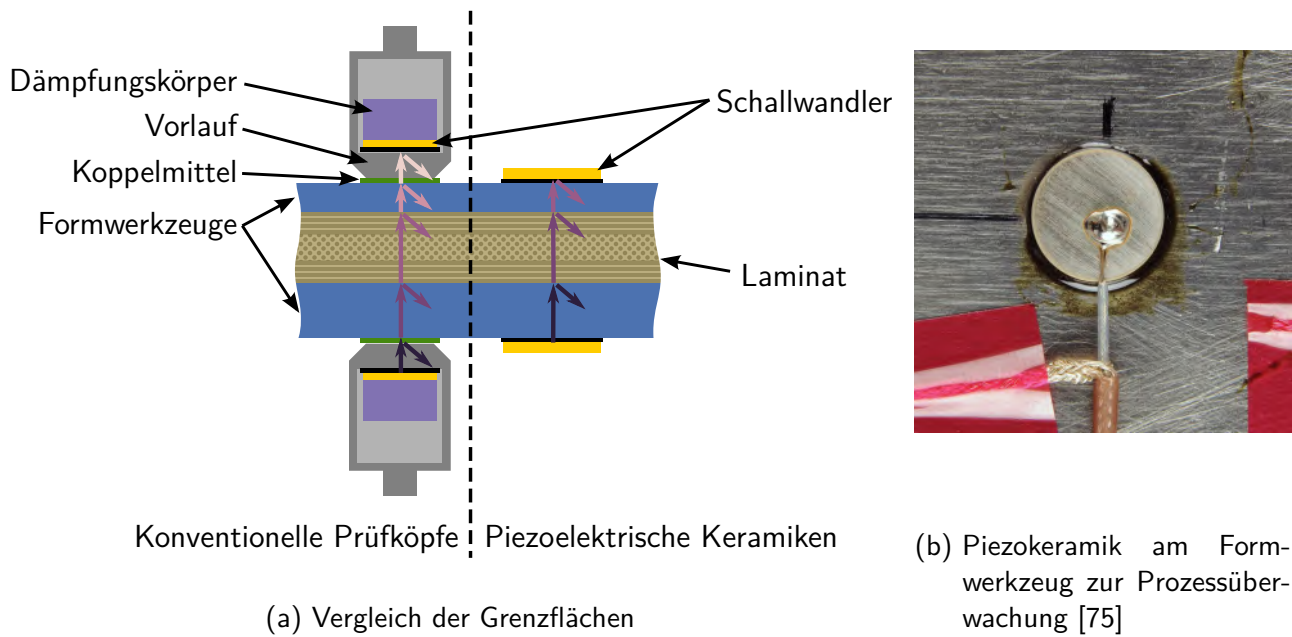


Abbildung 4.1.: Vergleich konventioneller Prüfköpfe mit piezoelektrischen Keramiken zur Prozessüberwachung

Messsensitivitäten bei hoher Zuverlässigkeit gegenüber der Verwendung der konventionellen Prüfköpfe erreicht werden, die im folgenden Abschnitt 4.1.1 beschrieben sind. Neben einer verbesserten Signalqualität und Zuverlässigkeit, sind diese Sensoren deutlich kleiner und somit leichter in Formwerkzeuge integrierbar, aber auch wesentlich kostengünstiger. Zudem können die Materialien – der piezoelektrische Schallwandler, der Klebstoff und das Lötmedium – gegebenenfalls individuell auf die Anwendungsbedingungen, im Speziellen auf die Anwendungstemperatur, angepasst werden. [75, 79]

Im Folgenden werden Untersuchungen sowohl der Zusammenhänge der Materialauswahl und geometrischen Abmessungen der piezoelektrischen Wandler als auch deren Anbringung an das Formwerkzeug beschrieben.

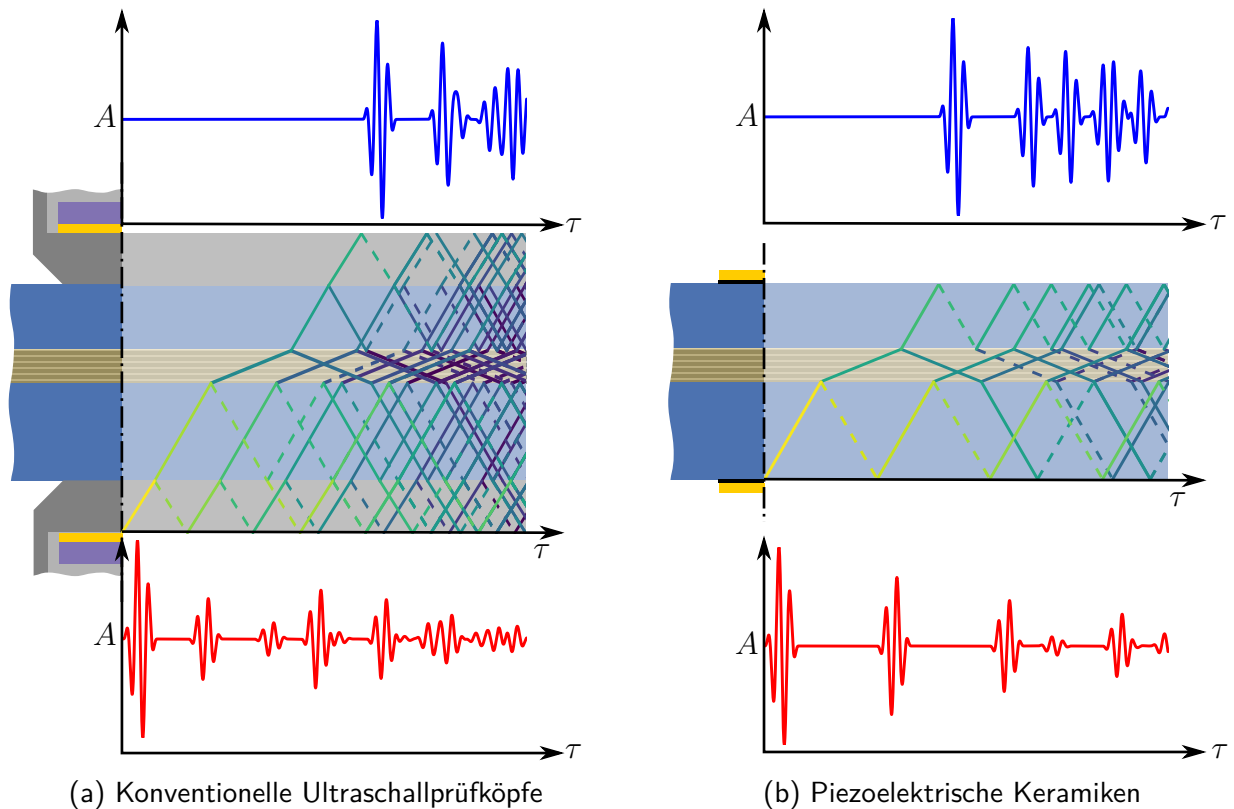


Abbildung 4.2.: Vergleich der Grenzflächen und daraus resultierender Signalzusammensetzung

4.1.1. Experimenteller Vergleich unterschiedlicher piezoelektrischer Schallwandler

Es werden mehrere piezoelektrische Plattenaktuatoren, die sich in ihren Materialeigenschaften und geometrischen Abmessungen unterscheiden, auf ihre Eignung für die ultraschallbasierte Prozessüberwachung der Herstellung von Faserverbundstrukturen untersucht. Dabei wird nicht der Anspruch erhoben, ein globales Optimum, sondern eine gut funktionierende Lösung zu finden, die eine zuverlässige und hochqualitative Prozessüberwachung unter den Bedingungen einer autoklavbasierten Herstellung ermöglicht.

Zur Untersuchung der Eignung der unterschiedlichen piezoelektrischen Schallwandler und zum Vergleich mit den konventionellen Prüfköpfen *K4V1* wird ein Versuchswerkzeug konstruiert, in welchem Reinharzproben ausgehärtet werden können. Das Werkzeug besteht aus zwei Stahlplatten von 15 und 5 mm Dicke mit einem Distanzstück aus Polymethylmethacrylat (PMMA) mit einer kreisrunden Kavität, in welche das Harz eingefüllt werden kann. Durch die Verwendung einer Silikondichtung zwischen Distanzstück und Formwerkzeughälften variiert die Dicke geringfügig und beträgt ca. $13,1 \pm 0,3 \text{ mm}$.

Die Ultraschallprüfköpfe werden mit Hilfe von Adaptoren und dem pastösen Hochtemperaturkoppelmedium gegen das Formwerkzeug gepresst. Auf die Formhälften werden verschiedene piezoelektrische Aktuatoren durch eine dünne Klebschicht aufgebracht und durch eine Lötverbindung mit einem Signalkabel kontaktiert. Dabei wird die Klebschicht so gestaltet, dass ein leitender Kontakt der Unterseite der Keramik zum metallischen Untergrund gewährleistet wird. Dadurch kann die elektrische Erdung der Sensoren über eine Verbindung der Kabelschirmung mit dem Formwerkzeug realisiert werden. Die Versuche werden unter Raumtemperatur mit dem Harzsystem Araldite LY564 mit dem Härter Aradur 22962 [47] durchgeführt. Zur Signalerzeugung dient ein „US-Plus“-System und zur Signalerfassung ein digitaler Oszillograph *Tektronix TDS 3014B* mit einer Abtastfrequenz von 500 MHz.

Im Vorfeld zu diesem Versuch werden bereits einige Plattenaktuatoren durch paarweises Aufkleben auf einen Aluminiumblock auf ihre Signalstärke bei der Durchschallung des Blocks geprüft. Aus diesen Erkenntnissen können bereits einige sehr dünne und sehr dicke Aktuatoren von den weiteren Untersuchungen ausgeschlossen werden, da sie nur sehr schwache Signalstärken erreichen. Bei den relativ dünnen Aktuatoren kann dies in den hohen Resonanzfrequenzen begründet sein, die stärker gedämpft werden. Bei den dickeren Aktuatoren wird die niedrige Signalamplitude vermutlich durch die geringere elektrische Feldstärke verursacht, die durch den größeren Abstand der Kontaktflächen auf der Ober- und Unterseite der Aktuatoren entsteht.

Materialkenndaten			PIC151		PIC255	
Curietemperatur	T_C	$[^{\circ}C]$	250	350		
Frequenzkoeffizient	N_3	$[Hz \cdot m]$	1950	2000		
Piezoelektrische Ladungskonstante	d_{33}	$\left[10^{-12} \frac{C}{N}\right]$	500	400		
Piezoelektrische Spannungskonstante	g_{33}	$\left[10^{-3} \frac{Vm}{N}\right]$	22	25		
Aktuatordicke	d	$[mm]$	1,0	0,5	0,75	1,0
Nennfrequenz nach Datenblatt	$f_N = \frac{N_t}{d}$	$[MHz]$	1,95	4,0	3,0	2,0
Nennfrequenz gemessen	f_N	$[MHz]$	2,18	4,61	2,90	2,16

Tabelle 4.1.: Nach Vorauswahl untersuchte piezoelektrische Plattenaktuatoren [109] zur Eignung zur Durchschallung von Reinharz

Die untersuchten Aktuatoren sind in Tabelle 4.1 mit ausgewählten Kenndaten gegenübergestellt. Beide Materialien bestehen aus modifiziertem Blei-Zirkonat-Titanat (PZT) und stammen vom gleichen Hersteller *PI Ceramic GmbH* [109]. Die Piezokeramiken sind in die 3-Richtung – der Dickenrichtung – polarisiert, sodass sie durch ihre Dickenschwingung vorwiegend Longitudinalwellen anregen. Die Aktuatoren haben einen identischen quadratischen Querschnitt mit einer Kantenlänge von $l = 10 \text{ mm}$, sodass sie zur Vergleichbarkeit die gleiche Querschnittsfläche besitzen. Vor allem das Material *PIC255* ist durch seine hohe Curietemperatur interessant für die Prozessüberwachung bei höheren Temperaturen.

Aus den unterschiedlichen Dicken und Materialeigenschaften ergeben sich unterschiedliche Nenn-dickenresonanzfrequenzen, die von den gemessenen Werten geringfügig abweichen. Die Ultraschallprüfköpfe besitzen eine Nennfrequenz von 4 MHz, im Durchschallungsversuch durch Reinharz wird eine Mittenfrequenz von 2,4 MHz gemessen, im Impuls-Echo-Verfahren innerhalb eines Metallblocks ergeben sich 4,17 MHz.

Die piezoelektrischen Ladungs- und Spannungskonstanten d_{33} und g_{33} sind ein Maß dafür, wie gut das piezoelektrische Material elektrische Ladungen in mechanische Kraft und umgekehrt umsetzt. Daher sind diese Kennwerte ausschlaggebend für die Effizienz im Sendebetrieb der Aktuatoren, wodurch das Material *PIC151* besser als Schallerzeuger und *PIC255* besser als Empfänger geeignet sein sollte.

Die Messergebnisse dieser Versuche sind in den Diagrammen in Abbildung 4.5 auf Seite 39 am Ende dieses Kapitels als Übersicht dargestellt. Die Auswertung beruht auf Rohmessdaten, die in [120]

gewonnen wurden. In allen Diagrammen sind die Signalamplituden in einer Falschfarbendarstellung als sogenanntes „B-Bild“ über der Messzeit auf der Abszisse und Signallaufzeit auf der Ordinate aufgetragen. Die Erklärung zum Aufbau eines B-Bilds wird im Anhang in Abbildung B.1 gegeben.

Durch die zunehmende Aushärtung des Harzes steigt dessen Schallgeschwindigkeit. Daraus entstehen abnehmende Übertragungszeiten des Schallsignals und der charakteristische S-förmige Verlauf. Charakteristisch ist auch die stark absinkende Amplitude, die hier im Bereich von ca. 4 bis 6 h auftritt, die durch eine erhöhte materialspezifische Dämpfung des Harzes während der Aushärtung hervorgerufen wird. Der Vergleich der Ergebnisse der verschiedenen Sensoren zeigt deutliche Unterschiede der Signalqualität.

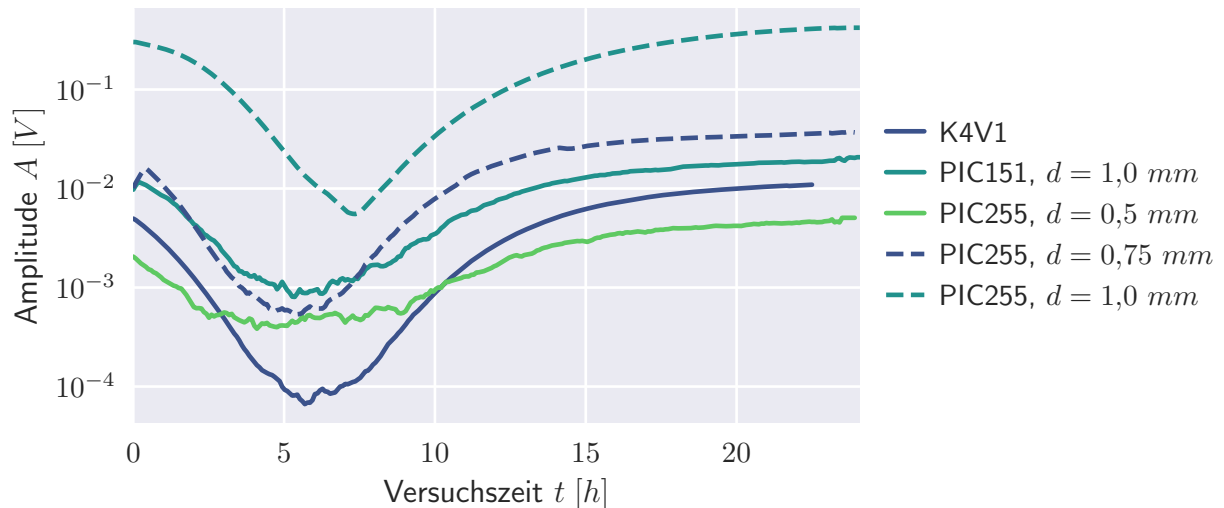


Abbildung 4.3.: Amplitudenverlauf der gemessenen Ultraschallsignale während der Aushärtung des Reinharzes

Die mit Hilfe der Fourier-Transformation ermittelten Amplitudenverläufe der Messungen sind in Abbildung 4.3 gegenübergestellt. Dabei sei angemerkt, dass die Signale ausgehend vom Ausgangswert mit einer festen Verstärkung aufgenommen werden. Infolgedessen kommt es bei starkem Absinken der Amplitude durch den schlechten Signal-Rausch-Abstand zur Verfälschung der ermittelten Amplituden. Im Vergleich mit den konventionellen Prüfköpfe *K4V1* zeigen, mit Ausnahme der *PIC255 0,5 mm*-Keramik, alle Aktuatoren eine höhere Amplitude über den gesamten Versuch. Durch die *PIC255 1 mm*-Keramik wird mit Abstand die höchste Durchschallungsamplitude erreicht, die etwa um einen Faktor von 40 über der gemessenen Amplitude der konventionellen Prüfköpfe liegt.

Einer der wichtigsten Ursachen für diesen Unterschied liegt vermutlich in den hohen Verlusten bei der Schallübertragung aufgrund von Reflexionen an der Grenzfläche zwischen dem Vorlauf der Prüfköpfe und der Werkzeugwand. In diesem Versuchsaufbau wird ein Formwerkzeug aus Stahl verwendet, wodurch die Verluste durch Reflexion relativ gering sind, da das Prüfkopfgehäuse ebenfalls aus Stahl besteht. Bei anderen Formwerkzeugmaterialien, wie Aluminium oder Faser-Kunststoff-Verbunden, sind noch bedeutend größere Verluste zu erwarten.

In Abbildung 4.4 werden die Rohsignale im Zeit- und Frequenzbereich miteinander verglichen. Die Amplituden sind hierfür normiert und die Zeitachse auf das erste lokale Maximum referenziert. Für die Abbildung sind die Signale am Ende der Vernetzung des Harzes repräsentativ ausgewählt. Das Signal der konventionellen Prüfköpfe *K4V1* zeichnet sich durch seinen kurzen Impuls und damit hoher Bandbreite aus. Gegenüber dem Ausgangssignal werden nach Durchschallen des Harzes die höheren Frequenzen stärker gedämpft und die Mittenfrequenz – von ursprünglich ca. 4,17 MHz – signifikant vermindert.

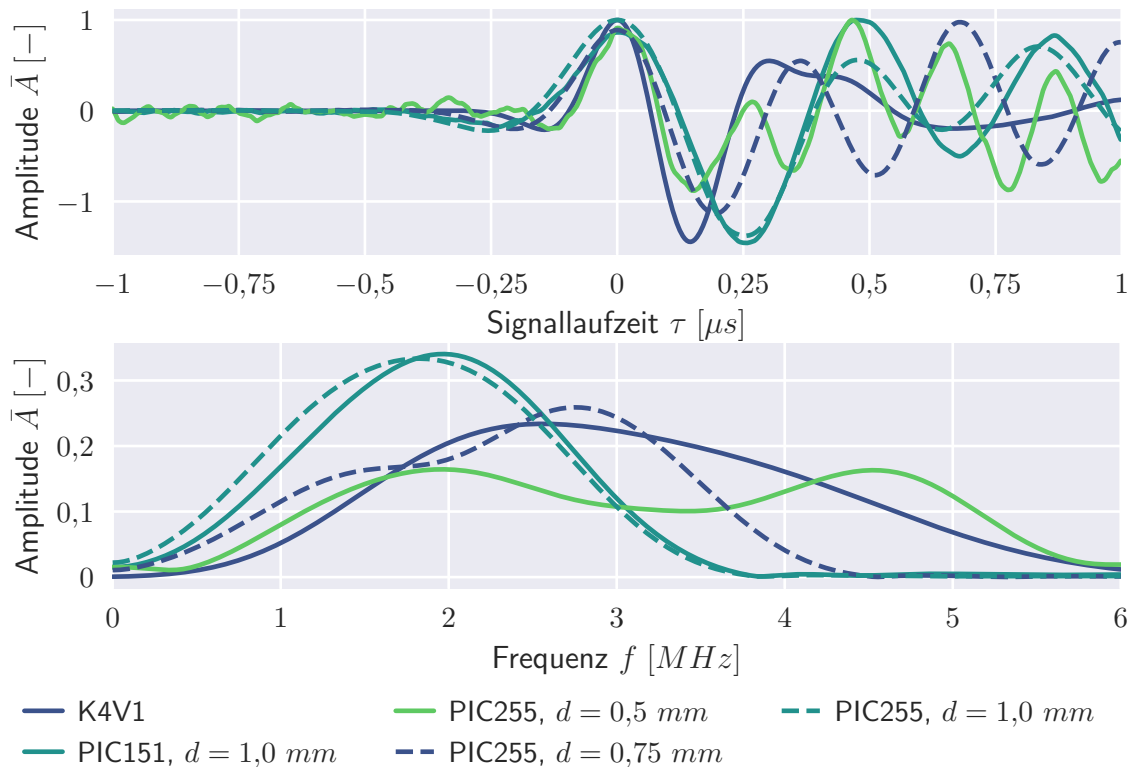


Abbildung 4.4.: Signalvergleich im Zeit- und Frequenzbereich (normierte Amplituden)

Die Piezokeramiken erzeugen durch den fehlenden Dämpfungskörper einen wesentlich breiteren Impuls, was sich auch in einer geringeren Bandbreite niederschlägt. Trotz des kurzen Signalausschnitts und unter Anwendung eines Hanning-Fensters¹, sind bei einigen Frequenzspektren mehrere lokale Maxima zu erkennen, die auf Überlagerungen von Impulsen hindeuten. Die breiten Impulse sind im Durchschallungsverfahren nicht nachteilig, da hierbei meist nur die Laufzeit der zuerst eintreffenden Longitudinalwelle ausgewertet wird. Bei Impuls-Echo-Anwendungen können sie jedoch durch Überlagerungen der Echos zu nicht auswertbaren Signalen führen. Die Referenzprüfköpfe *K4V1* sind jedoch durch ihre Bauweise ebenfalls nicht für den Impuls-Echo-Betrieb geeignet, da im Vorlauf an den Grenzflächen auch Echos entstehen, die das empfangene Signal überlagern.

Unter Verwendung der *PIC255 1 mm*-Keramik kann auch im Zeitraum der Aushärtung, in welchem die materialspezifische Dämpfung maximal wird, ein hochqualitatives Signal empfangen werden. Vor allem in Anbetracht der Probendicke von ca. 13 mm scheint die Keramik geeignet zu sein, eine ultraschallbasierte Prozessüberwachung zu realisieren. Auf Basis der guten Ergebnisse dieser Versuche werden die piezoelektrischen Keramiken des Materials *PIC255* mit 1 mm Dicke für die weiteren Untersuchungen ausgewählt.

¹Wichtungsfunktion zur Reduzierung des sogenannten „Leckeffektes“. Bei nichtperiodischen Signalen führt dieser zu Verfälschung der Frequenzanalyse. Das Hanning-Fenster $w_{\text{hann}}[n]$ der Länge N ist wie folgt definiert [111]:

$$w_{\text{hann}}[n] = \frac{1}{2} \left(1 - \cos \left(\frac{2\pi n}{N-1} \right) \right)$$

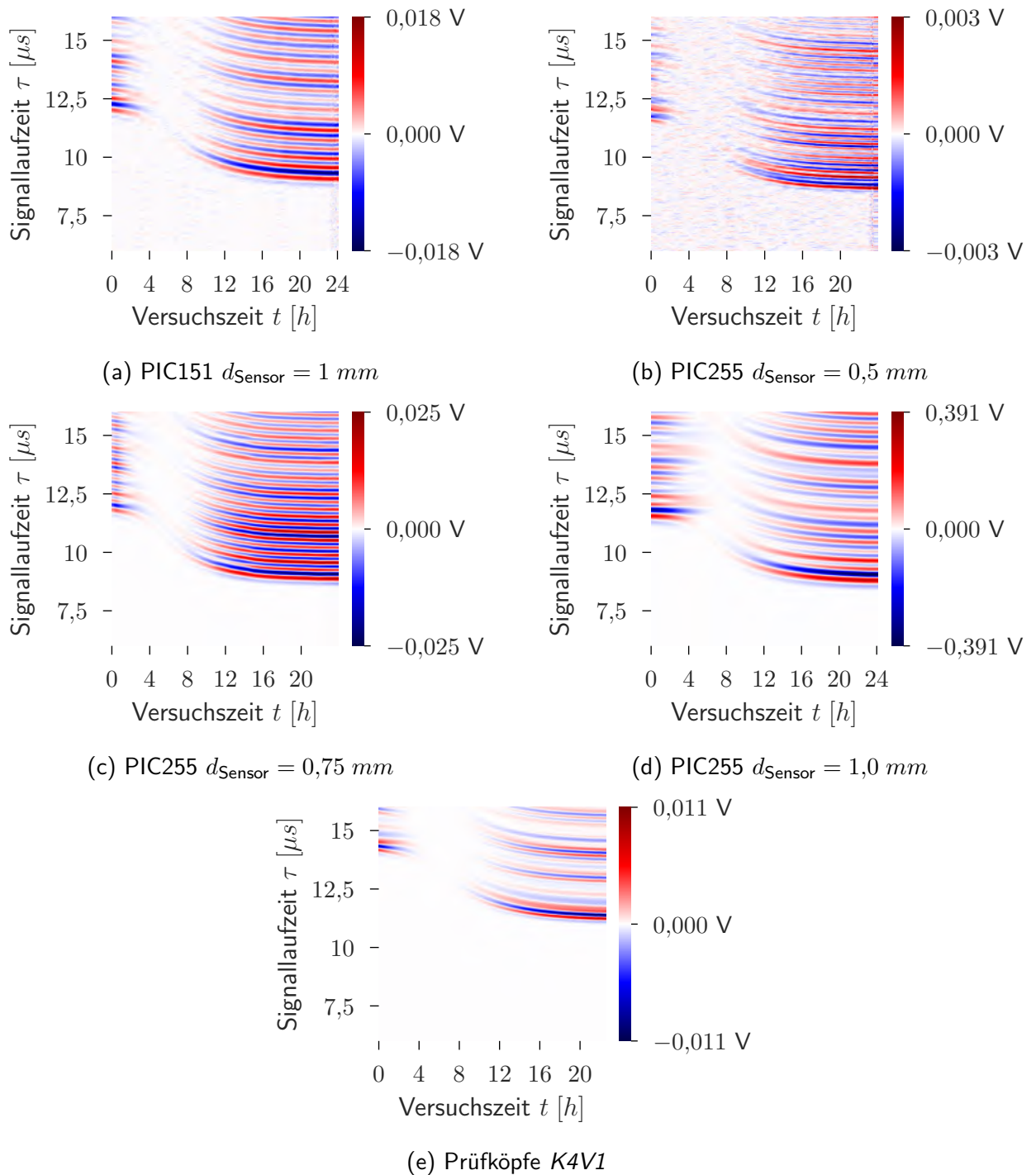


Abbildung 4.5.: Signalverläufe in Falschfarbendarstellung der konventionellen Prüfköpfe und piezoelektrischen Aktuatoren bei der Durchschallung einer Reinharzprobe

4.1.2. Formwerkzeugintegration der piezoelektrischen Schallwandler

Kazys et al. [53, 54] beschreiben und bewerten eine Vielzahl von Möglichkeiten, Piezokeramiken anzubringen, um sie bei erhöhten Temperaturen als Schallwandler zu betreiben. Ein mechanisches Anpressen ohne Koppelmittel an den Fügepartner erfordert eine geringe Oberflächenrauigkeit, die nur durch aufwendiges Polieren zu realisieren ist. Der notwendige Anpressdruck kann zur Beschädigung der spröden Keramiken führen. Durch den Einsatz von Koppelmitteln sind die Anforderungen an die Oberflächengüte und der Anpressdruck geringer. Die Autoren kommen zu dem Schluss, dass neben dem Einsatz von Klebstoffen unlösbare Fügeverfahren wie Hartlöten und diverse Schweißverfahren die beste Eignung zur Sensoranbringung aufweisen.

In dieser Arbeit werden die piezoelektrischen Sensoren durch eine Klebverbindung an das Formwerkzeug angebracht. Dieses Fügeverfahren stellt den geringsten Aufwand und die größte Flexibilität im betrachteten Anwendungsgebiet dar.

Die Ober- und Unterseite der piezoelektrischen Scheiben besitzen eine dünne, leitfähige Schicht zur elektrischen Kontaktierung. Diese dient dem Aufbringen eines elektrischen Feldes bei der Schallerzeugung oder der Messung der elektrischen Spannung bei der Schallmessung, wie in Abbildung 4.6 schematisch dargestellt ist. Der elektrische Kontakt muss durch das Verfahren der Sensorintegration an das Formwerkzeug über den gesamten Prozessverlauf gewährleistet werden.

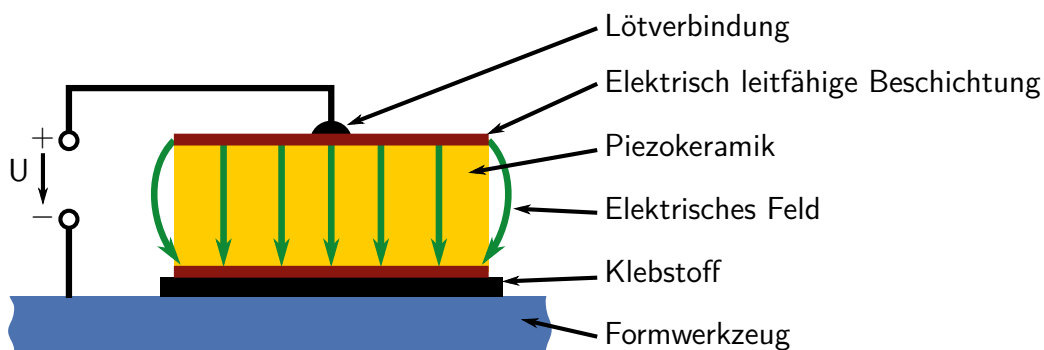


Abbildung 4.6.: Schema der elektrischen Kontaktierung einer piezoelektrischen Keramik. Die Keramik wird über eine Klebschicht an das Formwerkzeug zur Prozessüberwachung angebracht. Am Rand sind die elektrischen Feldlinien gewölbt, sodass dort die elektrische Felddichte abnimmt [62].

Durch Weichlöten wird ein elektrischer Leiter mit der Oberseite des Sensors verbunden. Der elektrische Kontakt zur Unterseite wird über die Klebschicht und das Formwerkzeug hergestellt. Bei elektrisch nicht leitfähigen Formwerkzeugmaterialien muss zusätzlich eine leitfähige Schicht eingebracht werden. Der Klebstoff muss über seine Dicke eine genügend große elektrische Leitfähigkeit aufweisen. Hierfür sind geringe Klebschichtdicken vorteilhaft. Die Untersuchungen dieser Arbeit zeigen, dass eine zu dicke Klebschicht und eine ungenügende elektrische Leitfähigkeit des Klebstoffs zu ungenügend funktionsfähigen Sensoren führen. Die Klebschicht muss folglich reproduzierbar mit einer geringen Dicke ausgeführt werden.

Zudem stellen die hohen Temperaturen, denen die Sensoren bei der Prozessüberwachung ausgesetzt werden, enorme Anforderungen an den Klebstoff und die Lötmittel. Der Klebstoff muss dabei folgende Forderungen erfüllen:

- Mechanische Übertragung der Schallwellen vom Aktuator bzw. zum Sensor
- Gewährleistung des elektrischen Kontakts
- Sichere Befestigung der Sensoren auch bei Handhabung des Formwerkzeugs
- Konstante Eigenschaften über gesamten Temperatur- $0\text{ }^{\circ}\text{C} \leq \vartheta \leq 180\text{ }^{\circ}\text{C}$ und Druckbereich $0\text{ bar} \leq p_{abs} \leq 7\text{ bar}$
- Keine oder geringe Alterung
- Gute Verarbeitbarkeit

Die Vorgänge der Schallerzeugung in den Piezokeramiken und der Schallübertragung über die Klebschicht in das Formwerkzeug führen zu komplexen Überlagerungen von Schallsignalen. Daher ist eine Auswahl durch mechanisch-thermische Kenndaten nicht möglich. Die Kennwerte sind im Großteil der Klebstoffdatenblätter nicht angegeben. Daher wird der empirische Ansatz gewählt, eine Auswahl an möglichen Klebstoffen auf ihre Eignung in ihrer Anwendung zu untersuchen und durch die erreichte Signalqualität unter erhöhter Temperatur zu bewerten. In Tabelle 4.2 ist eine Auswahl der untersuchten Klebstoffe zusammengefasst. Die Auswertung beruht zum Teil auf Rohmessdaten, die in [120] und [49] gewonnen wurden.

Bezeichnung	<i>RTM6</i>	<i>LOCTITE 620</i>	<i>LOCTITE 278</i>	<i>X280</i>	<i>EX1551</i>	<i>Hysol 9514</i>
Anzahl Komponenten	1	1	1	2	2	1
Klebstoffart	Epoxidharz (EP)	Acrylester, anaerob		EP	Cyanat- ester	EP
Härtungstemperatur [$^{\circ}\text{C}$]	180	Raumtemperatur			177	175
Angegebene Einsatztemperatur [$^{\circ}\text{C}$]	180	200	200	200	260	175

Tabelle 4.2.: Untersuchte Klebstoffe zur Applikation der Piezokeramiken am Formwerkzeug (Auswahl) [41, 40, 39, 44, 133, 38]

Bei der Untersuchung unterschiedlicher Klebstoffe auf ihre Eignung zur Sensorintegration kommt es bei einigen zu reversiblen, aber auch irreversiblen Versagen der Schallübertragung bei einem Überschreiten einer spezifischen Grenztemperatur. Das reversible Versagen zeichnet sich dadurch aus, dass nach Verringerung der Temperatur eine Signalübertragung wieder möglich ist. Dieser Effekt wird auf die charakteristische Abnahme der mechanischen Kennwerte durch den Übergang des Duroplasten von einem glas- zu einem gelartigen Zustand – der Vitrifizierung – zurückgeführt. Beim Übergang vom glas- in den gelartigen Zustand fallen alle mechanischen Steifigkeiten auf einen Bruchteil ihrer Ausgangswerte [21].

Diese Vermutung wird durch Messung der Glasübergangstemperatur T_g mittels Differenzkalorimetrie (DSC) der jeweiligen Klebstoffe nachgewiesen. Die ermittelten Glasübergangstemperaturen

korrelieren mit den Temperaturen im Versuch, bei denen das Versagen auftritt. Diese geringen Steifigkeiten scheinen nicht mehr für eine genügend gute Schallübertragung auszureichen. So liegt bei den Klebstoffen *X280* und *Hysol 9514* die Glasübergangstemperatur weit unter der angegebenen Einsatztemperatur, während bei *RTM6* auch bis ca. $220\text{ }^{\circ}\text{C}$ und damit bei 40 K über der angegebenen Temperatureinsatzgrenze ein Messbetrieb möglich ist. Mit dem Hochtemperaturharz *EX1551* sind noch deutlich höhere Einsatztemperaturen bis $\geq 260\text{ }^{\circ}\text{C}$ möglich.

Bei einigen Klebstoffen kommt es zu einem irreversiblen Versagen, sodass auch nach Temperaturverringerung keine Signalübertragung messbar war. Die DSC-Analyse zeigt bei diesen Klebstoffen bei der jeweiligen kritischen Temperatur einen teils starken exothermen Vorgang und somit eine Nachvernetzung. Der Mechanismus, der im Zuge einer Nachvernetzung zum irreversiblen Abbruch der Signalübertragung führt, ist nicht bekannt. Eine wahrscheinliche Erklärung ist, dass es zu einer starken Volumenschwindung kommt, die lokal zu Ablösungen bis hin zu Riss- oder Porenbildungen führt. Diese Defekte können nicht von den Schallwellen überwunden werden.

Dieser Effekt wird bei den beiden Acrylesterklebstoffen *LOCTITE 620* und *LOCTITE 278* beobachtet. Zur Aushärtung dieser beiden Klebstoffe werden Metallionen benötigt, die entweder aus den Fügepartnern oder aus einem zusätzlich eingesetzten Aktivator zur Verfügung gestellt werden. Der Vorteil dieser Klebstoffe liegt darin, dass sie bei Raumtemperatur aushärten. Mit *LOCTITE 620* ist eine Signalübertragung bis ca. $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ möglich. Bei Überschreiten dieser Temperatur wird in DSC-Messungen eine starke Nachvernetzungsreaktion nachgewiesen. Bei *LOCTITE 278* kommt es schon bei geringeren Temperaturen zu diesem Effekt.

Infolge dieser Erkenntnisse eignet sich *RTM6* zur Anbringung der Sensoren, um bei erhöhten Temperaturen bis $180\text{ }^{\circ}\text{C}$ Ultraschallmessungen durchzuführen. Das häufige Funktionsversagen der Sensoren aufgrund von zu dicker Klebschichten, die zu einer elektrischen Isolation der Sensorunterseite führten, wird durch Zugabe von Füllstoffen behoben. Durch die Füllstoffe wird die elektrische Leitfähigkeit des Klebstoffs in ausreichender Weise gesteigert, sodass der Sensorbetrieb gewährleistet ist. Die Verwendung von Graphitpulver als Füllstoff zeigt die besten Ergebnisse.

4.2. Verwendetes Messsystem

Die Untersuchungen in Abschnitt 2.4 zeigen, dass neben den Sensoren auch die Messsoftware und Signalauswertung des betrachteten, kommerziellen Systems „*US Plus*“ weder zur Prozessüberwachung noch zur Durchführung von Untersuchungen geeignet ist.

Daher wird eine geeignete Messhardware eingesetzt, die eine offene Schnittstelle besitzt, und infolgedessen mittels einer selbst entwickelten Software ansteuerbar ist. Auf diese Weise kann ein auf den Bedarf zugeschnittenes, erweiterbares Messprogramm erstellt werden. Für die Untersuchungen wird eine Messsoftware mit der open-source-Programmiersprache *Python* [113] mit graphischer Benutzeroberfläche entwickelt.

Die verwendete Messhardware besteht aus zwei Teilen: Zum einen aus einem Pulser-Receiver, der sogenannten „*Opbox*“ [12], und zum anderen aus einem 32-Kanal-Multiplexer [13] der Firma *Optel* (Wroclaw, Polen).

Wie in Abbildung 4.7 dargestellt ist die *Opbox* über eine USB-Schnittstelle und der Multiplexer über eine RS232-Schnittstelle mit einem PC verbunden, über welche Befehle und Daten kommuniziert werden. Die beiden Geräte sind untereinander zum Triggern und zur Übermittlung von analogen Messsignalen verbunden. Die *Opbox* kann zum eigenständigen Einkanalbetrieb genutzt werden und dient dabei als Impulsgenerator, Verstärker und Analog-Digital-Wandler. Im Mehrkanalbetrieb werden die Impulse im Multiplexer selbst erzeugt, auf den entsprechenden Sendekanal geleitet und das analoge Messsignal vom Empfangskanal zur Abtastung zur *Opbox* übertragen. Die Abtastung geschieht mit einer Abtastrate von $f_s = 100\text{ MHz}$ und einer Auflösung von 8 bit (intern 10 bit).

Ein Nachteil des Multiplexers ist eine vergleichsweise starke Störung zu Anfang des Messsignals. Die Störung wird durch den hohen Spannungsunterschied zwischen Sendepuls (bis 360 V) und dem empfangenen Signal (< 2 V) und der dazu notwendigen Signalverstärkung verursacht, sodass es zu einem Störsignal bei der Signalerfassung durch den Impulsgeber (sog. „Crosstalk“) kommt.

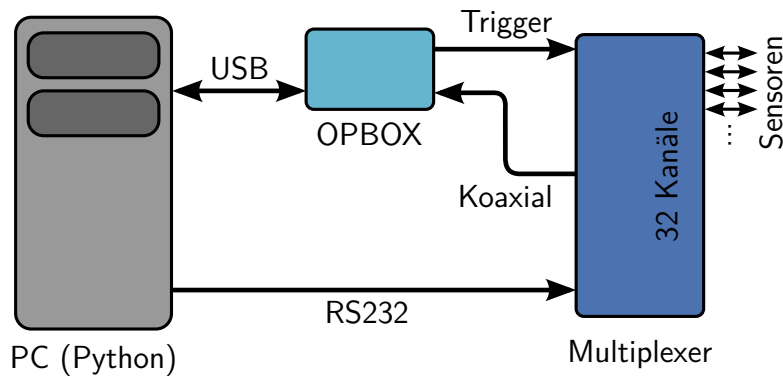


Abbildung 4.7.: Anschlussdiagramm der Opbox und des Multiplexers mit PC-Einheit

4.3. Verwendete Signalverarbeitung und -auswertung

Die zentralen Messgrößen der ultraschallgestützten Prozessüberwachung stellen die Laufzeit τ und die Amplitude A des erfassten Signals dar. Die Laufzeit τ , die das Schallsignal zum Durchqueren des Bauteils benötigt, ergibt sich aus der zeitlichen Verzögerung zwischen aufgenommenem Signal τ_{ges} und Referenzsignal τ_0 :

$$\tau = \tau_{ges} - \tau_0 \quad \tau_0 = f(\vartheta) \quad (4.1)$$

Das Referenzsignal wird am leeren Werkzeug unter Zuhilfenahme eines Koppelmittels aufgenommen. Auf diese Weise wird die Laufzeit τ_0 gemessen, die durch das Formwerkzeug, aber auch durch die Messtechnik verursacht werden. Da die Schallgeschwindigkeit im Formwerkzeug temperaturabhängig ist, muss das Referenzsignal bei Einsatztemperatur bestimmt oder anderweitig korrigiert werden. Der Einfluss ist proportional zur Formwerkzeugdicke.

Eine einfache Methode der Laufzeitbestimmung ist die Verfolgung eines Peaks, z.B. des ersten auftretenden, lokalen Maximums, der über einem festgelegten Amplitudenschwellwert A_{min} liegt. Dies lässt sich wie in Gleichung 4.2 für zeitdiskrete Signale über Bedingungen implementieren. Die Genauigkeit dieser Methode ist jedoch durch die Abtastrate f_s begrenzt, sodass sich bei der verwendeten Abtastrate von $f_s = 100$ MHz eine Auflösung von $\Delta\tau = 10$ ns ergibt. Lokales Maximum in zeitdiskretem Signal $s[i]$ liegt an der Stelle i vor, wenn:

$$(s[i] \geq A_{min}) \wedge (s[i] > s[i-1]) \wedge (s[i+1] \leq s[i]) \quad (4.2)$$

Eine weitere Methode, die Verzögerung zwischen einem Signal s und einem Referenzsignal s_{ref} zu bestimmen, ist die Kreuzkorrelation (Gleichung 4.3). Der Kreuzkorrelationsfaktor C dient als Maß für die Ähnlichkeit zweier Signale. Durch Variation der zeitlichen Verschiebung τ wird der Korrelationsfaktor C an der Stelle der größten Übereinstimmung beider Signale s und s_{ref} maximal. Angewandt auf zeitdiskrete Signale ergibt sich Gleichung 4.4, die durch Dividieren mit dem Effektivwert der Signale s und s_{ref} normiert wird. Damit ergibt sich bei identischen Signalen ein Korrelationsfaktor von $\bar{C} = 1$. [111, 151, 103]

$$C(\tau) = \int_{-\infty}^{\infty} s(t) \cdot s_{\text{ref}}(t + \tau) dt \quad (4.3)$$

$$\bar{C}(k) = \frac{\sum_i s[i] \cdot s_{\text{ref}}[i + k]}{\sqrt{\sum_i (s[i])^2 \cdot \sum_i (s_{\text{ref}}[i + k])^2}} \quad (4.4)$$

Die Kreuzkorrelation dient auch bei verrauschten und gedämpften Signalen als robuste Methode zur Bestimmung der zeitlichen Verzögerung zweier Signale, wie in Abbildung 4.8 demonstriert wird. Die beiden Signale s_1 und s_2 stellen dabei zum Ausgangssignal s_{ref} um $\Delta\tau_i$ verschobene Signale dar. Das Signal s_1 ist identisch zum Ausgangssignal s_{ref} und das Signal s_2 entspricht dem Ausgangssignal mit geringerer Amplitude und wird von einem Rauschen überlagert. Im unteren Diagramm sind die normierten Kreuzkorrelationsfaktoren zwischen s_1 und s_2 zum Ausgangssignal $\bar{C}(s_{\text{ref}}, s_1)$ und $\bar{C}(s_{\text{ref}}, s_2)$ über der Signalverschiebung aufgetragen. Beide Verläufe weisen ein klares Maximum an der Stelle der jeweiligen Signalverschiebung auf. Trotz des Rauschens und der geringeren Amplitude erreicht $\max(\bar{C}(s_{\text{ref}}, s_2)) \approx 1$.

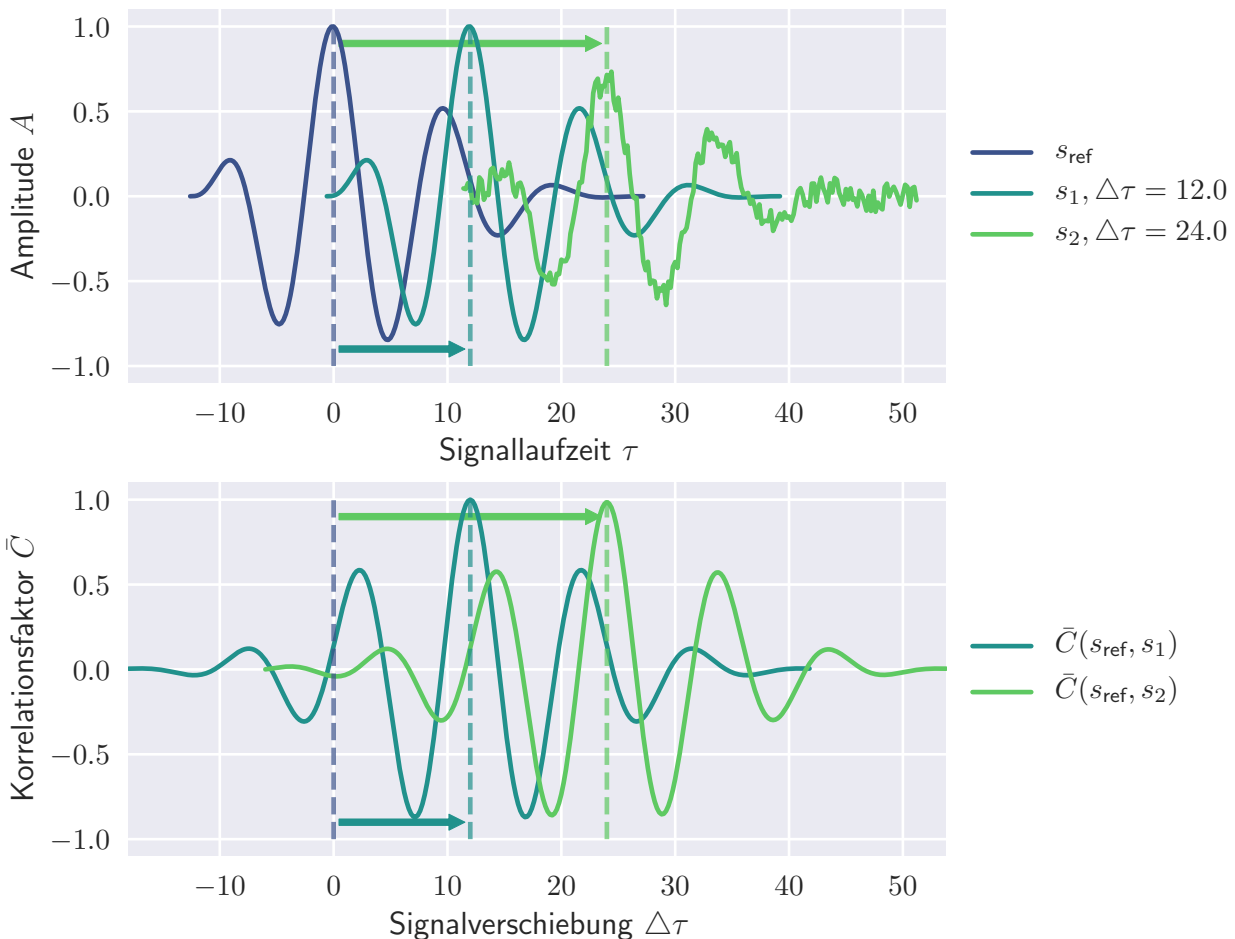


Abbildung 4.8.: Anwendung der Kreuzkorrelation zur Findung der Verschiebung eines Referenzsignals (s_0) auf ein identisches Signal (s_1) und ein abgeschwächtes, verrauschtes Signal (s_2)

Durch lineare Interpolation der Signale können die Laufzeitunterschiede deutlich höher aufgelöst werden, als durch die Abtastrate f_s begrenzt [143]. Die in dieser Arbeit verwendeten Messdaten werden zur Signalanalyse mit der Kreuzkorrelation mit 19 Zwischenpunkten linear interpoliert, sodass

eine Auflösung von $\Delta\tau = 0,5 \text{ ns}$ erreicht wird. Der Nachteil der Kreuzkorrelation liegt im relativ hohen Rechenaufwand, der jedoch – angesichts der hohen Messintervalle von $\Delta t \geq 0,1 \text{ s}$ – auch für eine hohe Zahl von Kanälen geleistet werden kann.

Die Laufzeit kann ebenfalls mit hoher Genauigkeit aus dem mittels Diskrete Fourier-Transformation (DFT) bestimmten Phasenwinkel φ bzw. der Phasenwinkeldifferenz $\Delta\varphi$ zwischen Eingangs- und Ausgangssignal ermittelt werden. Die Fourier-Transformation ist für analoge Signale definiert zu [111, 151, 103]:

$$X(f) = \int_{-\infty}^{\infty} s(t) \cdot e^{-j2\pi f t} dt \quad (4.5)$$

Die Beträge von X sind die Amplituden der Frequenzanteile, das sogenannte Spektrum. Die Winkel zwischen Real- und Imaginärteil von X ergeben die Phasenwinkel. Für zeitdiskrete Signale mit N Werten ergibt sich [111, 151, 103]:

$$X(k) = \sum_{i=1}^N s[i] \cdot e^{-j2\pi i \frac{k}{N}} \quad \text{mit } k = 0, 1, 2, \dots, N-1 \quad (4.6)$$

mit den jeweiligen Frequenzen:

$$f(k) = \frac{k \cdot f_s}{N} \quad (4.7)$$

Aus der Phasenwinkeldifferenz zwischen Referenz- und Messsignal kann mit Hilfe der Gleichung 4.8 die Laufzeit berechnet werden. Der Phasenwinkel kann nur innerhalb einer Periode, dementsprechend im Bereich von $0 \leq \varphi \leq 2\pi$ berechnet werden. Jedoch liegen die Wellenlängen im Harz – je nach Vernetzungszustand – im Bereich von ca. $0,75 \text{ mm} \leq \lambda \leq 1,25 \text{ mm}$ bei $f_0 = 2 \text{ MHz}$. Folglich sind sie um ein Vielfaches kleiner als die üblichen Bauteildicken.

Zur Absolutwertbestimmung der Laufzeit ist es notwendig, zum Phasenwinkel ein Vielfaches N der Periodendauer T zu addieren, welche aus der Bauteildicke und Schallgeschwindigkeit abgeschätzt werden muss:

$$\tau = \frac{\Delta\varphi}{2\pi f_0} + N \cdot T = \frac{\Delta\varphi + N \cdot 2\pi}{2\pi f_0} \quad \text{mit } \Delta\varphi = \varphi_0 - \varphi \quad (4.8)$$

Die Variationsbreite der Bauteildicke und der Schallgeschwindigkeit ergeben eine zu große Unsicherheit bei der Abschätzung des zu erwartenden Laufzeitbereichs. Dieser ist größer als die Periodendauer T , sodass N nicht abgeschätzt werden kann.

Im Folgenden werden die drei Methoden zur Laufzeitbestimmung verglichen. Dazu werden die Schallmessdaten einer isothermen Harzaushärtung herangezogen. Zur besseren Vergleichbarkeit werden die Messdaten bei konstanter Probendicke bestimmt, sodass die Laufzeit nur von der Schallgeschwindigkeit abhängt.

Die gleichen Messdaten einer repräsentativen Messung werden mit Hilfe der drei Methoden zur Laufzeitermittlung ausgewertet, wobei wie in Abbildung 4.9 zu sehen ist, sich abweichende Laufzeiten ergeben. Zur besseren Übersicht ist nur ein Teil der Versuchsergebnisse abgebildet. Die Laufzeiten der Methode des ersten auftretenden lokalen Maximums („Peak“) sind etwas geringer als die der anderen Methoden. Deutlich ist dabei die niedrigere Auflösung der Peakmethode zu sehen, die durch das Abtastintervall begrenzt ist.

Die Ergebnisse der Laufzeitermittlung aus dem Phasenwinkel durch Anwendung der Fast-Fourier-Transformation (FFT) und der Kreuzkorrelation zeigen eine gute Übereinstimmung. Zum Phasenwinkel wird vgl. Gleichung 4.8 ein Vielfaches der Periodendauer $N \cdot T$, mit in diesem Fall $N = 3$, hinzuaddiert. Die Peakmethode weist aufgrund der Begrenzung durch die Abtastrate f_s eine geringere Auflösung auf, sodass der Verlauf unstetig ist. Welche der Methoden die höchste Präzision aufweist, kann hier nicht abschließend beurteilt werden. Bei der Messdatenauswertung der durchgeführten

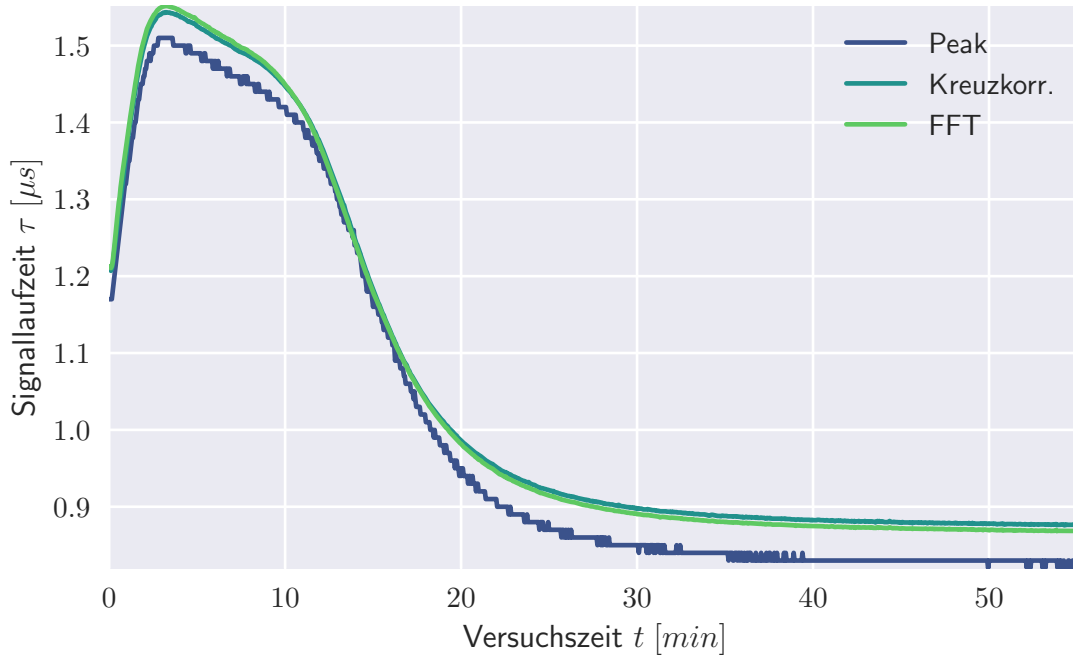


Abbildung 4.9.: Ergebnisse der unterschiedlichen Methoden zur Laufzeitberechnung

Untersuchungen ist die Kreuzkorrelation die robusteste Auswertemethode, mit deren Hilfe auch bei schlechter Signalqualität der Laufzeitverlauf bestimmt werden kann. Die Robustheit und die breite Anwendung der Kreuzkorrelation wird auch in der Literatur beschrieben [143, 111, 151, 103].

In der Literatur [90, 138] wird häufig die gemessene Amplitude A auf die Amplitude A_0 des Referenzsignals bezogen. Auch wird häufig aus diesen Werten die Dämpfung α bezogen auf die Proben dicke berechnet. In den Untersuchungen zeigt sich jedoch, dass die Amplitude des Referenzsignals oft sogar unterhalb der des Messsignals liegt und somit negative Dämpfungswerte entstehen. Dies liegt darin begründet, dass das zur Aufnahme des Referenzsignals verwendete Koppelmedium eine andere Impedanz als das Harz aufweist. Durch die dabei stärker auftretenden Reflexionsverluste ergibt sich die geringe Amplitude des Referenzsignals.

In dieser Arbeit wird daher die Veränderung der Signalamplitude A bezogen auf den Wert zu Beginn der Messung und nicht die Materialdämpfung α für Aussagen über den Bauteilzustand herangezogen. Die Berechnung der Amplitude erfolgt über die Fourier-Transformation, die gegenüber anderen Messmethoden – wie beispielsweise durch den Maximalwert des Signals $\max(\text{Signal})$ oder die Amplitude des ersten, lokalen Maximums – eine höhere Genauigkeit und einen stetigen Verlauf erreicht [90, 86]. In einigen Zeitbereichen während des Aushärtvorgangs werden höhere Frequenzanteile gedämpft, sodass sich das Frequenzspektrum zu tieferen Frequenzen verschiebt. Aus diesem Grund wird die Amplitude über einen Frequenzbereich – von $\frac{1}{4}f_0 \leq f \leq 4 \cdot f_0$ um die Mittenfrequenz f_0 des Signals – gemittelt.

4.4. Modellhafte Beschreibung des Systems aus Schallwandler, Formwerkzeug und Bauteil

Eine modellhafte Beschreibung des Systems ist Voraussetzung, um aus den Messsignalen Informationen über den Bauteilzustand und den Prozessfortschritt zu gewinnen. Auch die Messparameter und die Gestaltung des Messaufbaus können auf diese Weise sinnvoll gewählt werden. Die Sensoren werden stets koaxial angeordnet und die Schallwellen treffen im senkrechten Winkel auf Grenzflächen. Daher wird das Modell auf die eindimensionale Schallausbreitung beschränkt. Ziel ist es, die Impuls-Echo- und Durchschallungszeitsignale numerisch zu berechnen, die sich aus der Überlagerung der an Grenzflächen entstehenden Echos zusammensetzen.

Das Prinzip des Berechnungsverfahrens ist in Abbildung 4.10 schematisch dargestellt. In den N Schichten liegen unterschiedliche Schallgeschwindigkeiten $c(n)$, Materialdichten $\rho(n)$, Materialdämpfungen $\alpha(n)$ und Schichtdicken $d(n)$ vor. Aus den Dichten und Schallgeschwindigkeiten ergeben sich die Schallimpedanzen $Z(n)$ (Gleichung 2.15). Diese werden zur Berechnung der Reflexions- und Transmissionsgrade $R(k, dir)$ und $T(k, dir)$ der $1 \leq k \leq N + 1$ Grenzschichten in beide Richtungen $dir = \{1, -1\}$ herangezogen (Gleichungen 2.17 und 2.18). Auf der unteren Grenzschicht $k = 1$ befindet sich der Schallsender und auf der oberen Grenzschicht $k = N + 1$ der Empfänger. Auf diesen Grenzschichten werden die Impuls-Echo- s_{PE} und Durchschallungssignale s_{TR} registriert.

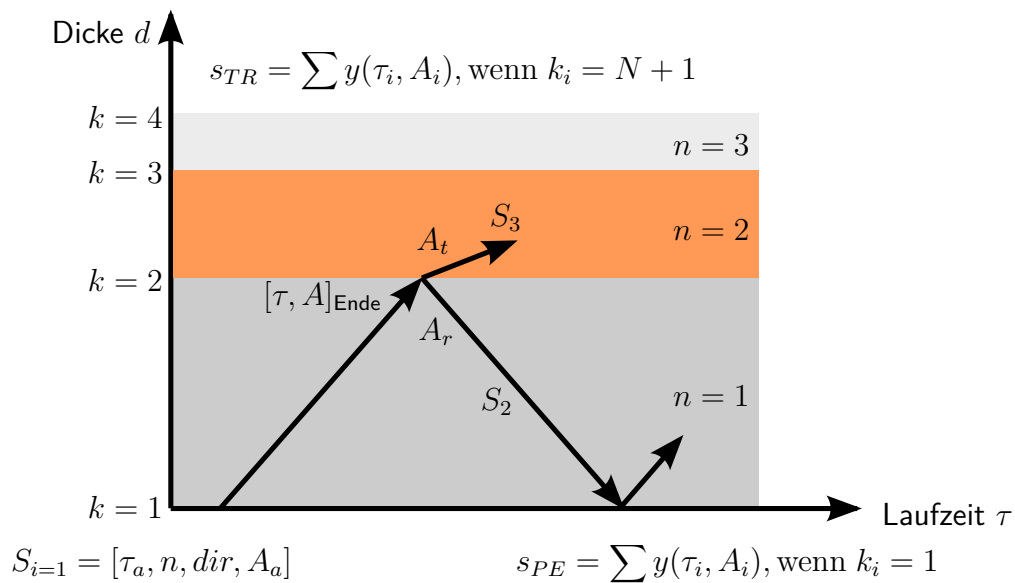


Abbildung 4.10.: Schema des Berechnungsverfahrens des Impuls-Echo- s_{PE} und Durchschallungssignals s_{TR}

Die Signalvorhersage beruht auf der Berechnung der Schalllaufzeiten τ aus Materialdicke d und Schallgeschwindigkeit c bis zum Auftreffen auf eine Grenzschicht. An der Grenzschicht wird ein Teil zurück reflektiert und ein Teil transmittiert, sodass zwei Schallwellen entstehen, deren Amplituden und Übertragungszeiten zur nächsten Grenzschicht berechnet werden. Bei der Reflexion an einem schallharten zu einem schallweichen Material ($Z_i > Z_{i+1}$) wird das reflektierte Signal phasengedreht ($R < 0$). Zusätzlich nimmt die Schallamplitude durch die stoffspezifische Dämpfung α ab (Gleichung 2.23).

Bei dem Berechnungsverfahren werden folgende Vereinfachungen und Annahmen getroffen:

- Alle Grenzflächen sind parallel und die Schallwellen treffen senkrecht auf diese.
- Die geometrische Schallschwächung (Abstandsgesetz vgl. Abschnitt 2.3) wird vernachlässigt bzw. über die stoffspezifische Dämpfung α beschrieben.
- Es werden nur longitudinale Wellen betrachtet und die deutlich schwächeren Transversalwellen nicht berücksichtigt.
- Die Klebstoffschicht zur Anbringung der Sensoren wird vernachlässigt und ein Transmissionsfaktor von $T = 1$ angenommen, während die Schallstrahlen ideal zurück reflektiert werden ($R = -1$).
- Es werden ideale, verlustfreie Sensoren angenommen.

Das Ablaufdiagramm zu dem Algorithmus ist in Abbildung 4.11 dargestellt. Schallwellen können als sogenannte Schallstrahlen beschrieben werden [62, 128]. In diesem Modell wird jeder Schallstrahl beschrieben durch einen Datensatz $S_i = [\tau_i, n_i, dir_i, A_i]$ mit Startlaufzeit, Nummer der Schicht, Richtung und Amplitude, der seine Anfangsbedingungen definiert. Im Beispiel ergeben sich aus dem ersten Datensatz $S_1 = [\tau_1, 1, 1, A_1]$ die nächsten Datensätze zu $S_2 = [\tau_2, 2, 1, A_i]$ und $S_3 = [\tau_r, 1, -1, A_r]$ mit $\tau_2 = \tau_3 = \frac{d_1}{c_1}$.

Die Datensätze werden einem Speicher hinzugefügt und in einer Schleife abgearbeitet. Liegt τ_i über der vorher festgelegten Laufzeitgrenze τ_{max} der Impuls-Echo- und Durchschallungssignale, wird der Datensatz nicht in den Speicher überführt. Der neue Datensatz wird nur in den Speicher abgelegt, wenn $|A_i|$ größer als eine Mindestamplitude A_{min} ist. Die Schleife wird solange wiederholt bis der Speicher leer ist.

Trifft ein Schallstrahl auf eine Außengrenzschicht, auf welcher sich ein Sensor befindet, wird das Signal – in Abhängigkeit seiner berechneten Laufzeit und Amplitude – durch Superposition hinzugefügt. Alle an den Grenzflächen auftreffenden Schallstrahlen überlagern sich, aus welchen sich die Signale zusammensetzen.

Als Referenzsignal s_{ref} kann ein analytisch beschriebenes oder ein gemessenes Signal verwendet werden. Für die Materialdaten können Literaturwerte (Tabelle A.1 im Anhang) oder gemessene Werte herangezogen werden.

In Abbildung 4.12 ist ein Ergebnis des entwickelten Algorithmus in einem closed-mould Aluminiumwerkzeug dargestellt. Ober- und Unterwerkzeug weisen eine Dicke von jeweils 36 mm auf und bilden eine Kavität von 5 mm. Der Versuch findet bei $\vartheta = 60^\circ C$ mit dem Epoxidharz LY 564 [47] statt. Das obere Diagramm zeigt dabei das Transmissions- und das untere Diagramm das Impuls-Echo-Signal. In schwarz sind die gemessenen Signale aufgetragen.

Im mittleren Diagramm werden der zeitliche Verlauf der Schallstrahlen durch die Schichten (Formwerkzeuge und Harz) visualisiert. Die Farben geben die Amplitude wieder und die gestrichelten Linien symbolisieren phasenumgekehrte Signale aufgrund von Reflexion bei $R < 0$.

Sowohl die Gewinnung des Referenzsignals als auch die Bestimmung der Laufzeiten durch die Schichten mit Hilfe der Kreuzkorrelation sind im Anhang C beschrieben. Das Referenzsignal wird aus dem Transmissionssignal extrahiert und mit Hilfe von Laufzeitmessungen zwischen Echos auf den Zeitpunkt der Auslösung τ_0 zurück projiziert. Es ist im unteren Diagramm in gelb eingezeichnet und liegt im Bereich $0 \mu s \leq \tau \leq 7 \mu s$. Das Referenzsignal ist auch im Anhang in Abbildung C.2 in einem gesonderten Diagramm dargestellt.

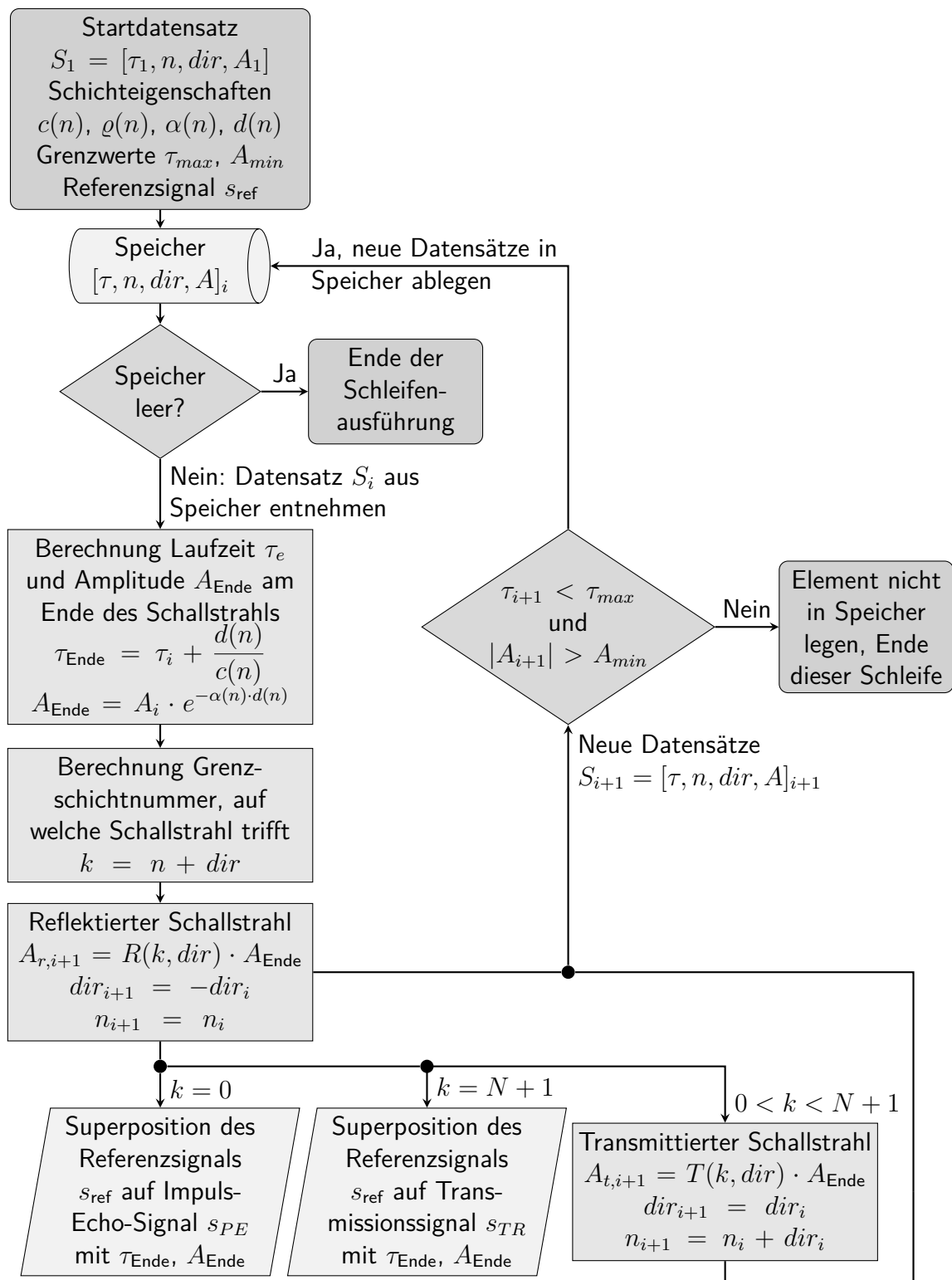


Abbildung 4.11.: Ablaufdiagramm des Berechnungsverfahrens

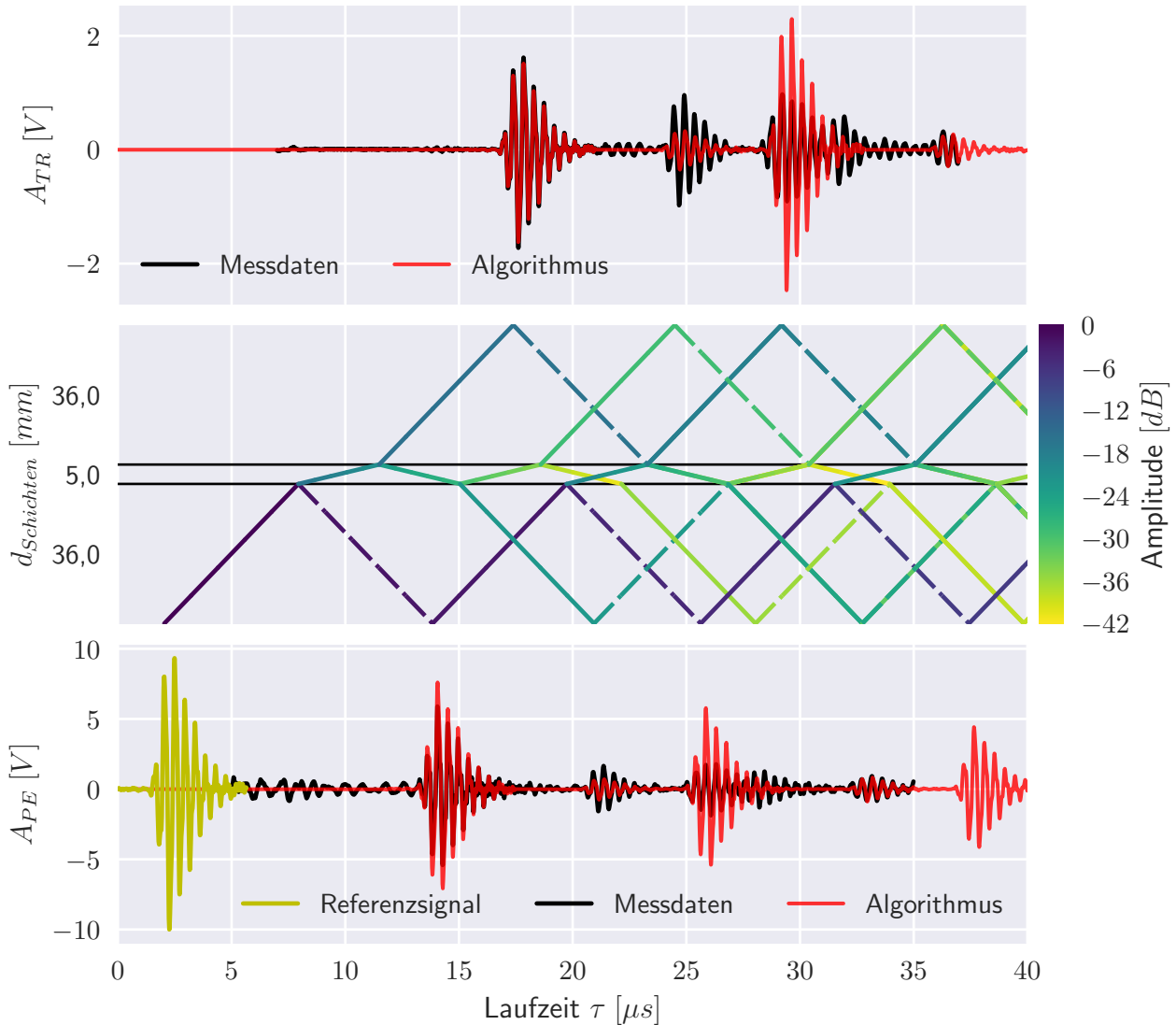


Abbildung 4.12.: Numerische Berechnung der Signale in einem geschlossenen Formwerkzeug und Vergleich mit Messdaten

Die durch den Algorithmus berechneten Signale sind im oberen und unteren Diagramm rot eingezeichnet. Die verwendeten Materialparameter sind in Tabelle 4.3 zusammengefasst. Die Laufzeiten werden aus den Signalen gemessen und hieraus die Schallgeschwindigkeiten errechnet. Daher stimmen die Laufzeiten der Echos der gemessenen und der berechneten Signale gut überein.

Der Wert für die Dämpfung des Epoxidharzes ist der Literatur entnommen. Jedoch unterliegt vor allem bei Kunststoffen die Dämpfung großen material- und herstellungsabhängigen Schwankungen. Aus diesem Grund liegt nur eine geringe Übereinstimmung der Echoamplituden vor. Hinzu kommt, dass die Amplitude A_1 des Referenzsignals ebenfalls notwendig ist und hier nur geschätzt werden kann ($A_1 = 10 \text{ V}$). Dennoch zeigt das Ergebnis eine prinzipielle Eignung des Berechnungsverfahrens, die jedoch eine große Abhängigkeit von den Materialparametern aufweist.

Es bietet sich an, das Berechnungsverfahren zur Findung der wahren, aktuellen Materialparameter mit einer Optimierung zu koppeln. In dieser Arbeit wird zur Demonstration eine gradientenbasierte Optimierung verwendet. Dabei wird das Powell-Verfahren [110] aus dem *Python*-Modul *SciPy* [50] verwendet. Iterativ werden während der Optimierung die Materialdaten in einer Schleife mit dem Ziel angepasst, dass die modellierten Signale mit den Messdaten übereinstimmen.

Parameter	Einheit	Formwerkzeuge	Bauteil	Quelle
Laufzeit τ	μs	5,899	3,552	Messung, Anhang C
Dicke d	mm	36	5	laut Konstruktion
Schallgeschwindigkeit $c = \frac{d}{\tau}$	$\frac{m}{s}$	6103	1408	berechnet
Dichte ρ	$\frac{g}{cm^3}$	2,7	1,1	[62], [90]
Dämpfung α	$\frac{dB}{mm}$	0,01	1	Annahme, [90]

Tabelle 4.3.: Verwendete Parameter zur Berechnung des Impuls-Echo- und Transmissionssignals

Der Ablauf der Verknüpfung des Berechnungsverfahrens mit der Optimierung ist in Abbildung 4.13 dargestellt. Im ersten Optimierungsschritt werden alle Materialparameter angepasst, die einen Zusammenhang mit der Laufzeit $\tau(n)$ in den Materialschichten besitzen. Diese Parameter sind die Schallgeschwindigkeiten c_1 , c_2 und c_3 . Im open-mould-Bereich bietet es sich auch an, die Schichtdicke d_2 des Bauteils zu optimieren. Als Zielfunktion $f_{Ziel,1}$ dient die Maximierung des Korrelationsfaktors \bar{C} , der nur eine geringe Sensitivität zur Signalamplitude besitzt:

$$f_{Ziel,1} = \max \left(\bar{C}(s_{PE,gemessen}, s_{PE,berechnet}) + \bar{C}(s_{TR,gemessen}, s_{TR,berechnet}) \right) \quad (4.9)$$

Es sei jedoch erwähnt, dass eine Anpassung der Schallgeschwindigkeiten auch einen Einfluss auch die Reflexions- R und Transmissionsfaktoren T und damit auf die Echoamplituden ausüben.

Im zweiten Optimierungsschritt werden die Materialparameter, die einzig Auswirkungen auf die Signalamplitude besitzen, angepasst. Die Parameter sind die Materialdämpfung α_1 und die Anfangsamplitude des Referenzsignals A_1 . Hier ist die Zielfunktion $f_{Ziel,2}$ die Minimierung der Summe der quadratischen Abweichungen zwischen den Signalen mit der Signallänge N :

$$f_{Ziel,2} = \min \left(\frac{1}{N_{PE}} \sum_{i=1}^{N_{PE}} (s_{PE,gemessen}[i] - s_{PE,berechnet}[i])^2 + \frac{1}{N_{TR}} \sum_{i=1}^{N_{TR}} (s_{TR,gemessen}[i] - s_{TR,berechnet}[i])^2 \right) \quad (4.10)$$

Mit Hilfe der gradientenbasierten Optimierung werden nur lokale Minima ausgehend von den Startwerten gefunden und nicht das globale Optimum. Die Startwerte können wie zuvor dargestellt durch Analyse der Messdaten abgeschätzt werden, die dann mit Hilfe der Optimierung präziser bestimmt werden. Vor allem Parameter, die die Laufzeiten bestimmen, sind hier kritisch. Sind diese bestimmt, können die Parameter, die die Signalamplituden beeinflussen, gut mit einer gradientenbasierten Optimierungsmethode angepasst werden.

Die Ergebnisse der Optimierung sind in Abbildung 4.14 aufgetragen und die durch die Optimierung angepassten Parameter werden in Tabelle 4.4 mit den geschätzten Startwerten verglichen. Gegenüber Abbildung 4.12 wird eine deutlich höhere Berechnungsgenauigkeit der Signale erreicht, sodass auch die Echoamplituden eine hohe Übereinstimmung aufweisen.

Die Schallgeschwindigkeiten werden während der Optimierung nur geringfügig angepasst, da aus der Signalanalyse bereits gute Startwerte vorliegen. Die Dämpfungswerte hingegen nehmen deutlich

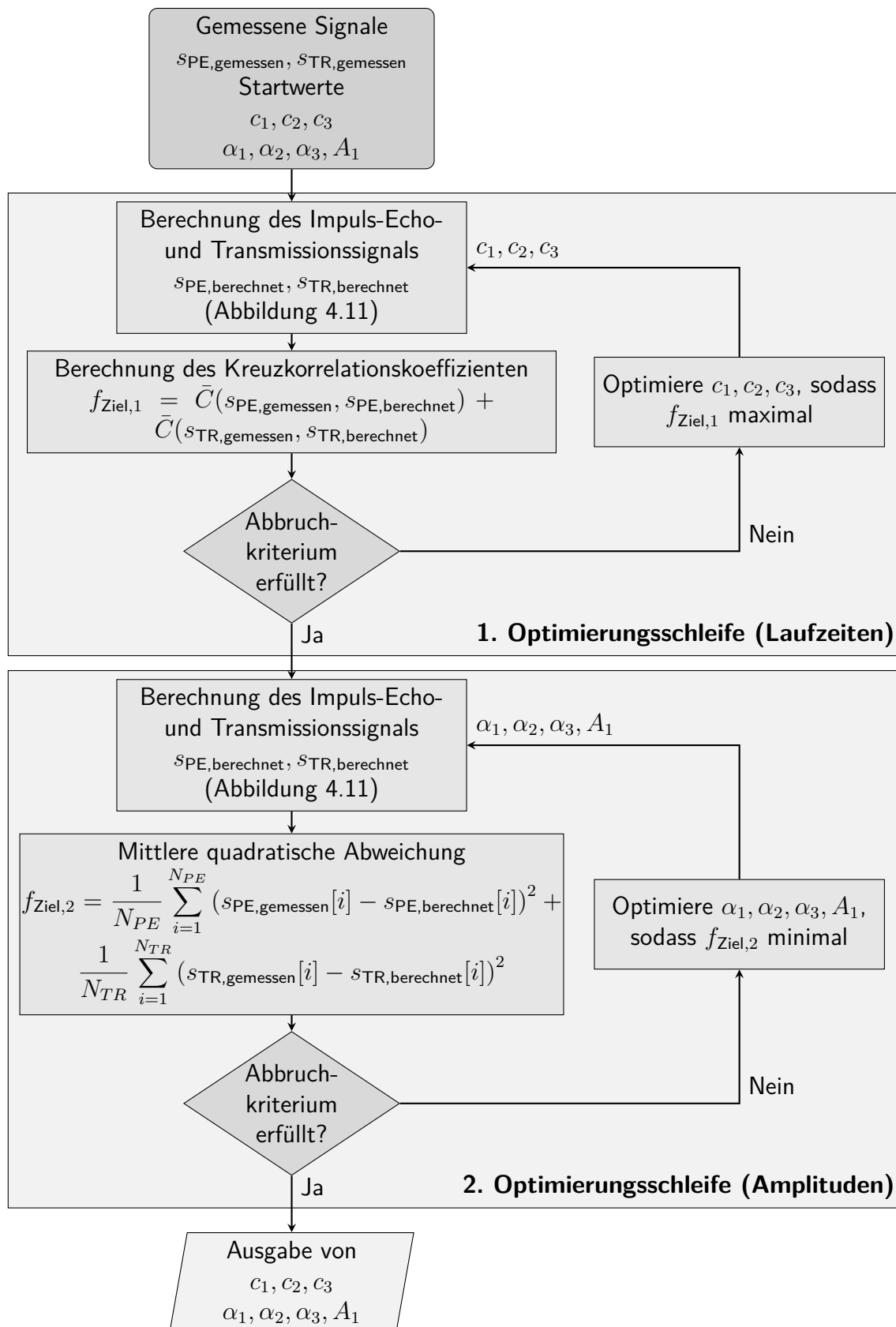


Abbildung 4.13.: Kopplung des Berechnungsverfahrens mit Optimierung

unterschiedliche Werte gegenüber den Literaturwerten an. Die Dämpfung durch die Harzprobe erreicht nach der Anpassung einen signifikant geringeren Wert, während sich relativ hohe Werte für die Formwerkzeuge ergeben. Aufgrund der Vernachlässigung der Verluste durch Klebschicht und Sensoren und der Annahme eines Transmissionsfaktors von $T = 1$ an den Grenzflächen zwischen Formwerkzeugen und Sensoren, findet ein Ausgleich dieser Verluste durch die hohen Dämpfungswerte statt. Durch die Erweiterung des Berechnungsmodells und der Anpassung dieser Parameter durch die Optimierung können präzisere Dämpfungswerte für die Formwerkzeuge gefunden werden.

Parameter	Einheit	Vor Optimierung	Nach Optimierung
c_1		6103	6101,7
c_2	$\frac{m}{s}$	1408	1414,4
c_3		6103	6096,5
α_1		0,01	0,098
α_2	$\frac{dB}{mm}$	1	0,078
α_3		0,01	0,136
A_1	V	10	14,64

Tabelle 4.4.: Verwendete Parameter zur Berechnung des Impuls-Echo- und Transmissionssignals

Im Beispiel in Abbildung ist zu erkennen, dass mit steigender Laufzeit die Signale zunehmend komplexer aus einer Vielzahl von Echosignalen zusammengesetzt werden. Daher nimmt die Übereinstimmung der gemessenen und berechneten Signale bei höheren Laufzeiten ab, da schon kleine Ungenauigkeiten in Laufzeit und Amplitude der dicht nebeneinander eintreffenden Echos große Auswirkungen auf das Ergebnis besitzen.

Im Beispiel bestehen die Formhälften aus dem gleichen Material der gleichen Dicke, sodass sie – durch nahezu gleiche Schallgeschwindigkeiten – annähernd die gleiche Laufzeit aufweisen. Dies führt dazu, dass Echos etwa gleichzeitig auf Grenzflächen treffen und kleine Unterschiede des Aufbaus große Auswirkungen auf diesen Signalabschnitt haben. Zur effizienten Informationsgewinnung aus den Signalen sind Aufbauten vorteilhaft, in denen die Echos zeitverzögert eintreffen, sodass deren Amplitude und Laufzeit ausgewertet werden können.

Die großen Wanddicken im Beispiel und damit verbundenen hohen Laufzeiten sind hingegen positiv für die Signalanalyse, da die relativ breiten Impulse so deutlich voneinander abgegrenzt sind. Im Impuls-Echo-Signal in Abbildung 4.14 sind drei Echos mit Pfeilen markiert. Das erste Echo durchläuft die erste Formwerkzeugwand zweimal und das zweite wird an der Grenzfläche zwischen Bauteil und zweitem Formwerkzeug zurück reflektiert. Das dritte der markierten Echos legt den doppelten Weg des ersten Echos zurück. Durch die Auswertung der Laufzeitunterschiede der separat auftretenden Wellenpakete kann infolgedessen die Schalllaufzeit durch das Bauteil ermittelt werden.

Dabei sei angemerkt, dass aufgrund der temporär zunehmenden Dämpfung im weiteren Verlauf der Aushärtung, das zweite Echo nicht mehr empfangen werden kann. Am Ende der Aushärtung sinkt die Dämpfung deutlich und der Reflexionsgrad zwischen Formwerkzeugwand und Bauteil nimmt ab. Das Echo tritt jedoch aufgrund der höheren Schallgeschwindigkeit des Harzes zu früheren Schalllaufzeiten auf den Sensor und wird zumindest teilweise vom Echo davor überlagert. Dadurch kann der Laufzeitunterschied nicht ausgewertet werden.

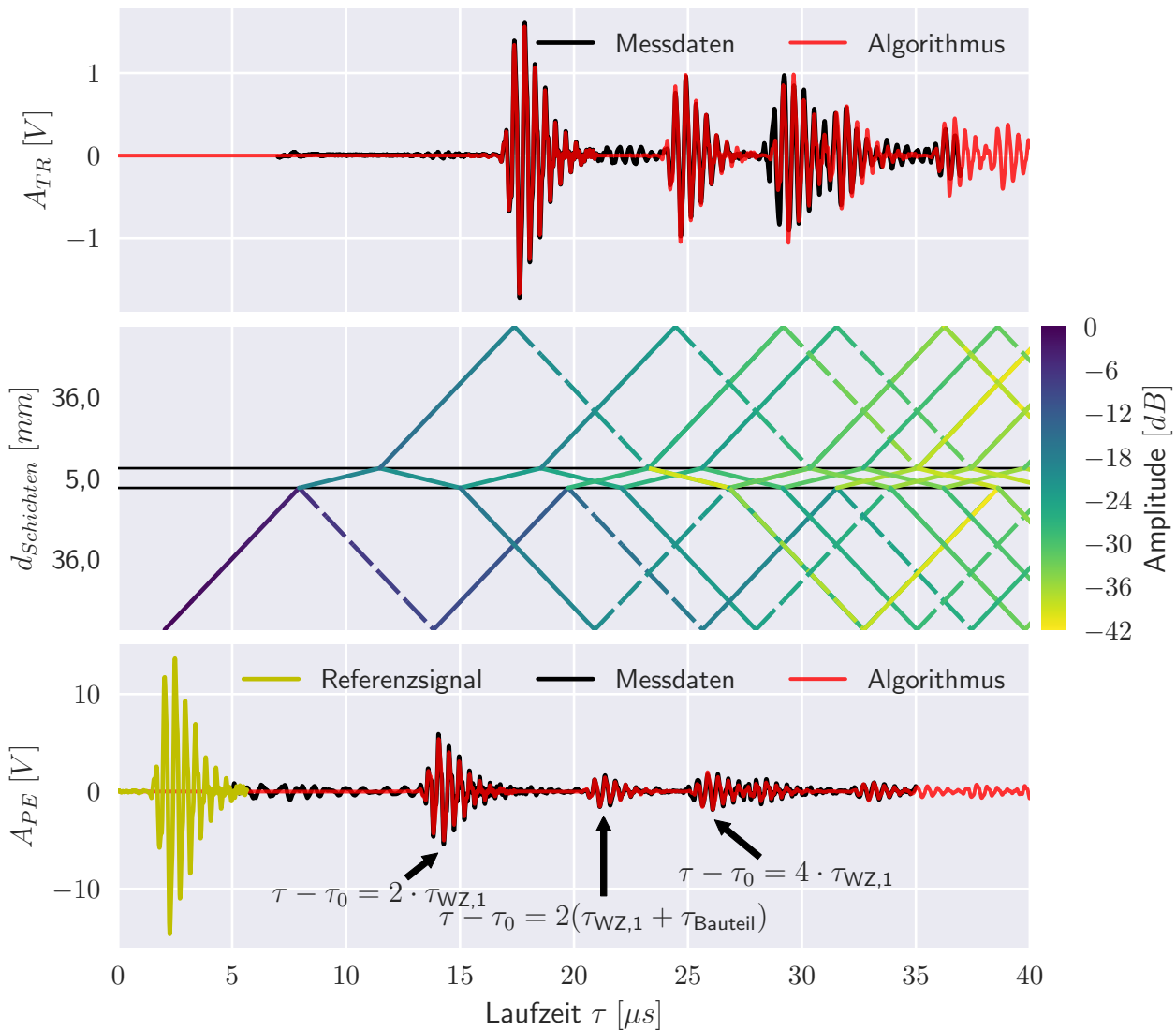


Abbildung 4.14.: Numerische Vorhersage der Signale in einem geschlossenen Formwerkzeug und Validierung durch Vergleich mit Messdaten

Auch zeigen die Ergebnisse, dass das Signal von Echos aus longitudinalen Wellen dominiert wird, da neben den berechneten Echos keine Signalausschläge signifikanter Amplitude erkennbar sind.

Da mit Hilfe des vorgestellten Verfahrens die Schallgeschwindigkeiten des Formwerkzeugmaterials berechnet werden können, sind Rückschlüsse auf deren mittlere Temperatur möglich. Die Schallgeschwindigkeit ist Messungen zufolge für Aluminium, Stahl und Invar im relevanten Temperaturbereich linear abhängig von der Temperatur (siehe A.2 im Anhang). Gegenüber der Laufzeitbestimmung mithilfe eines Referenzsignals und der Kreuzkorrelation wird mit der in dieser Arbeit entwickelten Berechnungsmethode der Fehler des Temperatureinflusses des Formwerkzeugmaterials kompensiert. Auch wird kein Referenzsignal benötigt, welches bei geschlossenen Werkzeugen oft nur aufwendig durch Auffüllen mit Wasser oder einem anderen Fluid möglich ist.

4.5. Analytische Optimierung des Sensorvorlaufs für den Impuls-Echo-Betrieb

Die Messung der Laufzeit eines Schallsignals zum Durchlaufen des Laminats in Dickenrichtung im Impuls-Echo-Verfahren stellt gegenüber dem Durchschallungsbetrieb zahlreiche Vorteile dar. Dabei wird nur ein Sensor auf einer Seite des Bauteils benötigt, sodass der Aufwand bei der Sensorintegration vermindert wird. Zudem entfallen die genaue Positionierung der Sensorpaare und dessen Fehlereinfluss auf die Laufzeit.

Um einen Impuls-Echo-Betrieb zu ermöglichen, bei welchem die Laufzeit innerhalb des Laminats gemessen werden kann, muss der Vorlauf auf die Messaufgabe angepasst werden. Dieser muss einerseits so gestaltet sein, dass eine möglichst hohe Schallenergie in das Laminat und zurück zum Sensor gelangt. Zum anderen muss durch die Gestaltung des Vorlaufes gewährleistet werden, dass unerwünschte Echos zeitlich separiert von dem gesuchten Signal zum Sensor gelangen. Da an der Grenzfläche Vorlauf-Laminat stets aufgrund des Impedanzunterschieds ein Teil des Schalls zurück reflektiert wird, entsteht unvermeidlich ein Störsignal, welches das gesuchte Impuls-Echo-Signal überlagern kann.

In Abbildung 4.15 sind die relevanten Schallstrahlen skizziert. Die beiden ersten Echos innerhalb des Vorlaufs treffen jeweils vor und nach dem auswertbaren Impuls-Echo-Signal auf. Das gesuchte, auswertbare Signal trifft nach zweifachem Durchlaufen des Laminats durch den Vorlauf zurück auf den Sensor. Das Ziel ist, dass dieses Signal nicht von den Störechos überlagert wird, sodass dessen Laufzeit ermittelt werden kann.

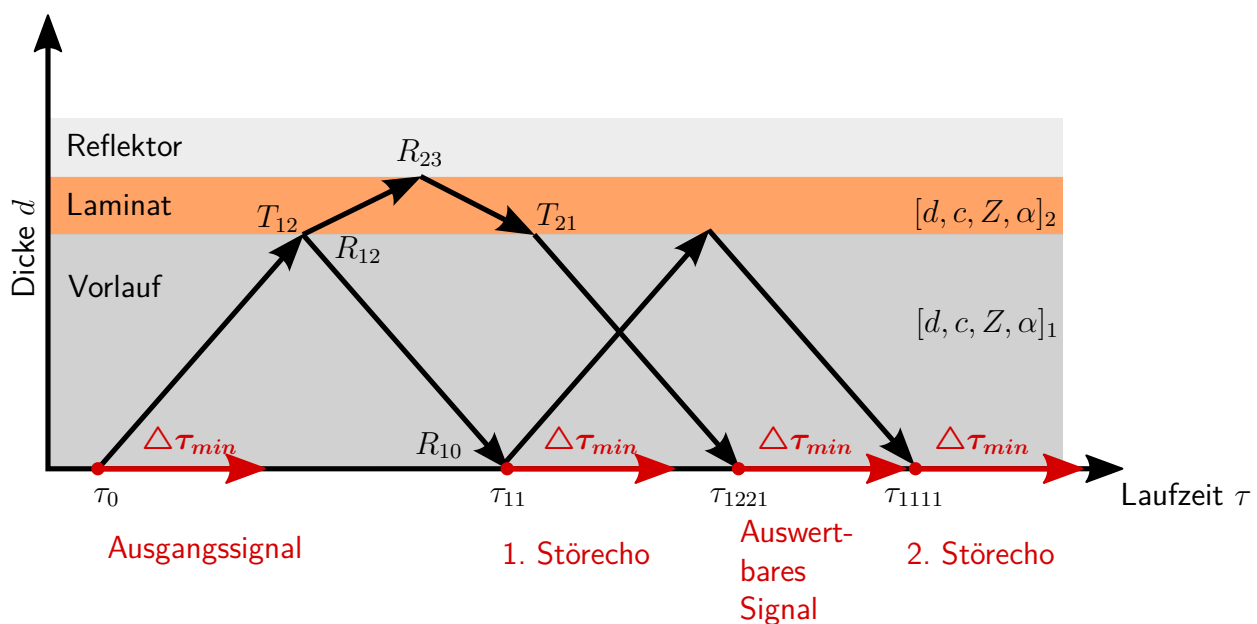


Abbildung 4.15.: Modell zur Anpassung der Vorlaufgeometrie und des -materials

Für die Auswertung müssen die eintreffenden Echos einen minimalen Laufzeitunterschied $\Delta\tau_{min}$ besitzen, sodass sie voneinander unterscheidbar sind. Der zeitliche Mindestabstand wird mit der Breite des Schallsignals, der Impulsbreite, gleichgesetzt. Unter der Bedingung, dass der Zeitabstand des Impuls-Echo-Signals zum ersten Echo innerhalb des Vorlaufs mindestens $\Delta\tau_{min}$ betragen soll, ergibt sich die kleinste auswertbare Laufzeit im Laminat $\tau_{2,min}$. Die Indizes geben den Schallweg, die die Strahlen durch die Materialschichten vollziehen, wieder. Die Laufzeit τ_{11} entspricht der doppelten

Laufzeit durch die erste Materialschicht ($\tau_{11} = 2\tau_1 + \tau_0$) und τ_{1221} der Laufzeit des Schallweges durch die ersten beiden Schichten und zurück ($\tau_{1221} = 2(\tau_1 + \tau_2) + \tau_0$):

$$\begin{aligned}\tau_{1221} &> 2\tau_{11} + \Delta\tau_{min} \\ 2\tau_1 + 2\tau_{2,min} &> 2\tau_1 + \Delta\tau_{min} \\ \Delta\tau_{min,1} &< 2\tau_{2,min}\end{aligned}\quad (4.11)$$

Das heißt, dass die Impulsbreite kleiner als die doppelte Laufzeit durch das Laminat sein muss. Unter Berücksichtigung der für das Laminat erwarteten Wertebereiche für die Schallgeschwindigkeit $c_{2,min} \leq c_2 \leq c_{2,max}$ und die Laminatdicke $d_{2,min} \leq d_2 \leq d_{2,max}$ folgt für den Wertebereich der Laufzeit τ_2 :

$$\begin{aligned}\tau_{2,min} &\leq \tau_2 \leq \tau_{2,max} \\ \frac{d_{2,min}}{c_{2,max}} &\leq \tau_2 \leq \frac{d_{2,max}}{c_{2,min}}\end{aligned}\quad (4.12)$$

Hieraus folgt die Forderung für die Impulsbreite:

$$\Delta\tau_{min,1} < 2 \frac{d_{2,min}}{c_{2,max}} \quad (4.13)$$

Die größte auswertbare Laufzeit im Laminat $\tau_{2,max}$ entspricht unter der Forderung, dass das Impuls-Echo-Signal mit den minimalen Zeitabstand vor dem zweiten Störecho auftritt:

$$\begin{aligned}\tau_{1221} &< \tau_{1111} - \Delta\tau_{min} \\ \tau_{2,max} &< \tau_1 - \frac{\Delta\tau_{min}}{2}\end{aligned}\quad (4.14)$$

Bei gegebener Impulsbreite $\Delta\tau_{min}$ kann mit diesen Forderungen auf den auswertbaren Messbereich von τ_2 geschlossen werden. Der untere Messbereich ist allein von $\Delta\tau_{min}$ abhängig, der obere kann durch die Laufzeit im Vorlauf τ_1 eingestellt werden.

$$\frac{\Delta\tau_{min}}{2} \leq \tau_2 \leq \tau_1 - \frac{\Delta\tau_{min}}{2} \quad (4.15)$$

Der Schallgeschwindigkeitsbereich über die gesamte Aushärtung beträgt ca. $1500 \frac{m}{s} \leq c_2 \leq 2500 \frac{m}{s}$ [90]. Besitzt der Impuls eine Dauer von $\Delta\tau_{min} = 3 \mu s$, beträgt die kleinste auswertbare Laufzeit $\tau_{2,min} = 1,5 \mu s$. Unter Berücksichtigung des gesamten Wertebereichs der Schallgeschwindigkeit muss die Laminatdicke $d_{2,min} \geq 3,75 \text{ mm}$ sein. Wenn nur zu Anfang der Aushärtung die Laufzeit gemessen werden soll, beginnt der Messbereich aufgrund der geringeren Schallgeschwindigkeit bereits bei $d_{2,min} \geq 2,25 \text{ mm}$.

In Abbildung 4.16 ist das Berechnungsergebnis eines Impuls-Echo-Signals dargestellt, bei welchem das auswertbare Signal zwischen den beiden ersten Störsignalen ohne Überlagerung zum Sensor gelangt. Die Schallgeschwindigkeit im Laminat ist $c_2 = 1500 \frac{m}{s}$, dem Wertebereich zu Anfang der Aushärtung. Die Laminatdicke $d_{2,min} \geq 2,25 \text{ mm}$ entspricht dem oben ermittelten, kleinsten auswertbaren Messbereich bei einer Impulsbreite von $\Delta\tau_{min} = 3 \mu s$. Das Formwerkzeug besteht aus Aluminium ($c_{Al} = 6320 \frac{m}{s}$) und besitzt eine Dicke von $d_1 = 20 \text{ mm}$. Bei dieser Dicke ist die Bedingung für die mindestens geforderte Laufzeit im Vorlauf laut Gleichung 4.14 erfüllt, sodass es nicht zu einer Überlagerung kommt.

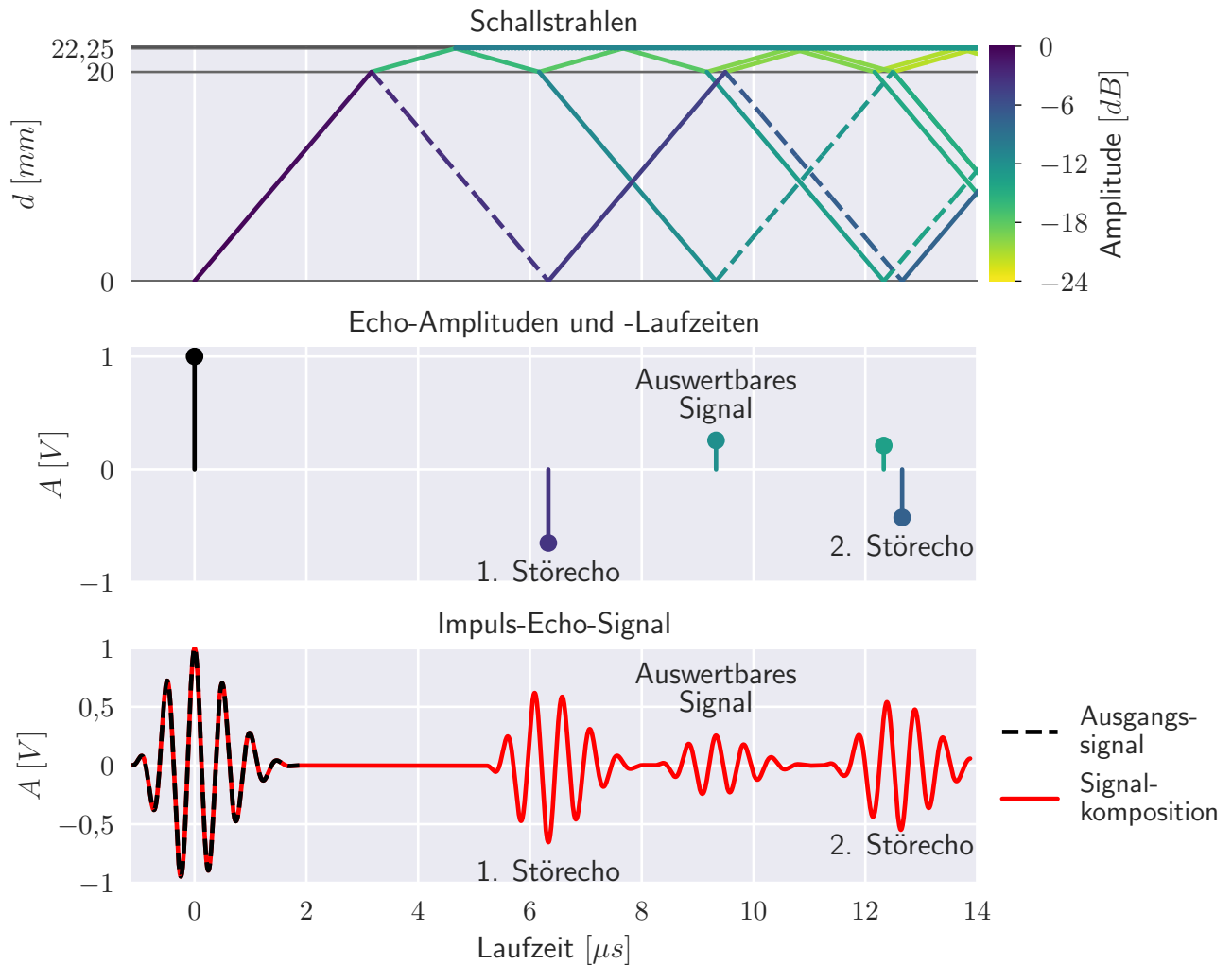


Abbildung 4.16.: Berechnung des Impuls-Echo-Signals mit einem Vorlauf aus Aluminium unter idealisierten Bedingungen ohne Dämpfung im Laminat ($\alpha_2 = 0$) und idealer Reflexion an der Grenzfläche zwischen Laminat und oberem Formwerkzeug ($R_{23} = 1$)

Die Betrachtungen zeigen, dass der Bereich der auswertbaren Laufzeiten des Impuls-Echo-Signals durch die Störechos im Vorlauf eingeschränkt wird. Gelingt es, ein hohes Amplitudenverhältnis des Impuls-Echo-Signals zu den Störechos zu erreichen, kann die Laufzeit trotz Überlagerungen ausgewertet werden. Da beim Durchschallen des Laminats eine hohe Dämpfung auftritt und je nach Vorlaufmaterial hohe Verluste bei der Reflexion an der Grenzschicht auftreten können, muss das Vorlaufmaterial auf das Laminat mit dem Ziel der Signalamplitudenmaximierung angepasst werden.

Zur Unterscheidung von ungewollten, störenden Signalen wird die Notation „-“ eingeführt und für auswertbare Signale die Notation „+“. Die Amplitude des Störsignals A^- , bezogen auf die Amplitude des Ausgangssignals $\frac{A^-}{A_0}$, hängt von der Dämpfung innerhalb des Vorlaufs α_1 und dessen Dicke d_1 ab. Nach n-facher Reflexion an der Grenzfläche Vorlauf-Laminat (Reflexionsfaktor R_{12}) und (n-1)-facher Reflexion an der Sensorgrenzschicht (R_{10}) ergibt sich für dessen Amplitude A^- bezogen auf die Ausgangssignalamplitude A_0 :

$$\frac{A^-}{A_0} = 10^{-\alpha_1 \frac{nd_1}{10}} \cdot R_{12}^n \cdot R_{10}^{n-1} \quad (4.16)$$

Die Amplitude des gesuchten Impuls-Echo-Signals A^+ hängt zusätzlich von der Dämpfung innerhalb des Laminats α_2 , den Transmissionsfaktoren an der Grenzschicht T_{12} und T_{21} für jede Ausbreitungsrichtung und den Reflexionsfaktor an der Grenzschicht zur zweiten Formhälfte R_{23} ab (siehe auch Abbildung 4.15):

$$\frac{A^+}{A_0} = 10^{-\alpha_1 \frac{d_1}{10} - \alpha_2 \frac{d_2}{10}} \cdot T_{12} \cdot R_{23} \cdot T_{21} \quad (4.17)$$

Das Verhältnis der beiden Signale $\frac{A^+}{A^-}$ hängt für $n = 1$ nicht von der Dämpfung im Vorlauf α_1 ab, da beide Signale den gleichen Schallweg durch den Vorlauf nehmen. Wenn große Vorlaufstrecken notwendig sind, muss auf ein Material mit geringer Dämpfung zurückgegriffen werden, um messbare Signalamplituden zu erreichen.

Die Dämpfung im Laminat wird als gegeben und nicht beeinflussbar angenommen, wie auch der Reflexionsfaktor R_{23} , der möglichst hoch sein sollte und nur Einfluss auf die Amplitude des auswertbaren Impuls-Echo-Signals nimmt. Das Verhältnis der Amplituden der beiden Signale ist demzufolge abhängig von T_{12} , T_{21} und R_{12} , die durch die Impedanzen der beiden Materialien Z_1 und Z_2 bestimmt werden. Die Reflexions- und Transmissionsfaktoren hängen vom Verhältnis k der beiden Impedanzen ab:

$$k = \frac{Z_1}{Z_2} \quad (4.18)$$

Für die Transmissionsfaktoren der Grenzfläche Vorlauf-Laminat und in umgekehrter Richtung ergibt sich durch Substitution:

$$T_{12} = \frac{2Z_2}{Z_1 + Z_2} = \frac{2Z_2}{kZ_2 + Z_2} = \frac{2}{k + 1} \quad (4.19)$$

$$T_{21} = \frac{2Z_1}{Z_1 + Z_2} = \frac{2kZ_2}{kZ_2 + Z_2} = \frac{2k}{k + 1} \quad (4.20)$$

Der Reflexionsfaktor an der Grenzfläche zwischen Vorlauf und Harz ist:

$$R_{12} = \frac{Z_2 - Z_1}{Z_2 + Z_1} = \frac{Z_2 - kZ_2}{Z_2 + kZ_2} = \frac{1 - k}{1 + k} \quad (4.21)$$

Die Amplitude des Impuls-Echo-Signals A^+ ist proportional zu:

$$T_{12} \cdot T_{21} = \frac{2}{k + 1} \cdot \frac{2k}{k + 1} = \frac{4k}{(k + 1)^2} \quad (4.22)$$

Das Amplitudenverhältnis von Impuls-Echo- zu dem Störsignal mit n -facher Reflexion ist damit:

$$\frac{A^+}{A^-} = \frac{4k}{(k + 1)^2} 10^{\frac{\alpha_1 d_1}{10}(n-1) - \frac{\alpha_2 d_2}{10}} \left| R_{10}^{-n+1} R_{23} \right| \cdot \left| \frac{k + 1}{k - 1} \right|^n \quad (4.23)$$

Das Amplitudenverhältnis des Impuls-Echo-Signals zum ersten Störsignal ($n = 1$) ergibt sich infolgedessen zu:

$$\frac{A^+}{A^-} = \left| \frac{4k}{1 - k^2} \cdot R_{23} \right| \cdot 10^{-\alpha_2 \frac{d_2}{10}} \quad (4.24)$$

Für die Differenz der Amplituden von auswertbarem Impuls-Echo-Signal und Störsignal folgt:

$$\frac{A^+ - A^-}{A_0} = 10^{\frac{-\alpha_2 d_2 - \alpha_1 d_1}{10}} \cdot |R_{23}| \cdot \frac{4k}{(k + 1)^2} - 10^{-n\alpha_1 \frac{d_1}{10}} |R_{10}|^{n-1} \cdot \left| \frac{1 - k}{k + 1} \right|^n \quad (4.25)$$

Die Amplitudendifferenz zum ersten Störecho ($n = 1$) ist folglich:

$$\frac{A^- - A^+}{A_0} = 10^{-\alpha_1 \frac{d_1}{10}} \left(|R_{23}| \cdot 10^{-\alpha_2 \frac{d_2}{10}} \cdot \frac{4k}{(k+1)^2} - \frac{|1-k|}{1+k} \right) \quad (4.26)$$

Unter den idealisierten Bedingungen, dass im Vorlauf und im Laminat keine Dämpfung auftritt ($\alpha_1 = \alpha_2 = 0$) und das Schallsignal vollständig an der Grenzfläche zwischen Laminat und zweitem Formwerkzeug zurück reflektiert wird ($R_{23} = 1$), ist die Amplitudendifferenz:

$$\frac{A^+ - A^-}{A_0} = \frac{|k^2 + 4k - 1|}{(k+1)^2} \quad (4.27)$$

In Abbildung 4.17 sind die Amplitudendifferenzen und -verhältnisse des Impuls-Echo-Signals zu den beiden Störechos unter den idealisierten Bedingungen aufgetragen. Zur besseren Übersicht wird im rechten Diagramm das Amplitudenverhältnis logarithmisch dargestellt. Da bei $k = 1$ der Reflexionsfaktor $R_{12} = 0$ annimmt, geht das Amplitudenverhältnis an dieser Stelle gegen unendlich und stellt damit den idealen Zustand eines gegen Null gehenden Störsignals dar. Jedoch ist es unter den technischen Anforderungen, wie der thermisch-mechanischen Eigenschaften, meist nicht möglich, ein Vorlaufmaterial gleicher Impedanz zu wählen.

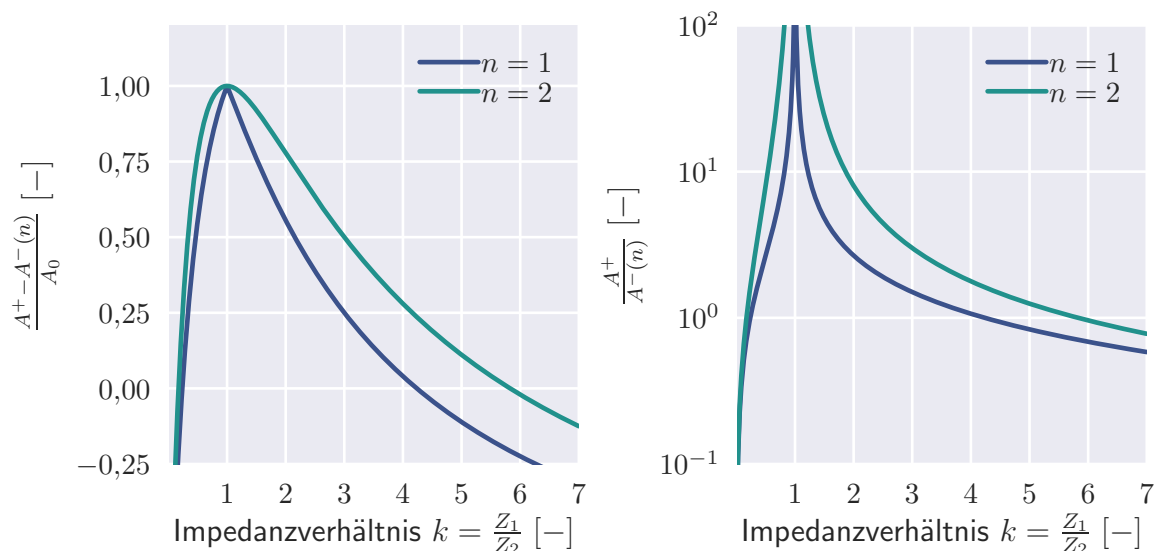


Abbildung 4.17.: Einfluss des Verhältnisses k der Impedanzen des Vorlaufes Z_1 und des Laminats Z_2 auf die Amplitude des Impuls-Echo-Signals A^+ im Vergleich zum ersten und zweiten Störechos $A^-(n)$ (links Differenz, rechts Verhältnis). Vernachlässigung der Dämpfung in Vorlauf und Laminat und ideale Reflexion an zweitem Formwerkzeug ($\alpha_1 = \alpha_2 = 0, R_{23} = 1$)

Auch werden nur wenige Materialdaten zur Impedanz unterschiedlicher Werkstoffe in der Literatur angegeben. Aluminium besitzt gegenüber einem unvernetzten Epoxidharz ein Impedanzverhältnis von $k_{Al-EP} \approx 9,8$ und Stahl von $k_{textSt-EP} \approx 23,8$. Im Vergleich dazu weisen vollständig ausgehärtete und unvernetzte Epoxidharze eine sehr ähnliche Impedanz auf, sodass $k \approx 1,45$. Bei faserverstärkten Kunststoffen steigt mit dem Faservolumengehalt durch Zunahme sowohl der Dichte als auch der Schallgeschwindigkeit (siehe Kapitel 7.4) ebenfalls die Impedanz. In Anbetracht der bei der Faserverbundherstellung verwendeten Werkstoffe für die Formwerkzeuge kommt es zu unvermeidbar hohen Reflexionsgraden an der Grenzfläche zum Laminat R_{12} . Bei Formwerkzeugen aus Faserverbundstoffen

ist der Reflexionsfaktor deutlich geringer, jedoch weisen diese eine hohe Schalldämpfung auf. Hinzu kommt die hohe Schalldämpfung im Bauteil selbst, sodass auf diese Weise keine auswertbaren Impuls-Echo-Signale über den gesamten Prozessverlauf erreicht werden können.

Eine weitere Möglichkeit, ein auswertbares Impuls-Echo-Signal zu erzeugen, besteht in der Wahl eines dünnen Vorlaufs. Eine geringe Vorlaufdicke d_1 kann dazu verwendet werden, dass durch die geringe Laufzeit τ_1 im Vorlauf störende Echos durch vielfache Reflexion innerhalb der Laufzeit des gesuchten Impuls-Echo-Signals τ_{1221} stark abgeschwächt werden.

Das Prinzip ist in Abbildung 4.18 skizziert. Die Schallstrahlen und das sich ergebende Impuls-Echo-Signal sind in Abbildung 4.19 dargestellt. Das Formwerkzeug besteht aus Aluminium mit einer Dicke von $d_1 = 0,4 \text{ mm}$. Es ist die exponentielle Abnahme der Amplituden der Echos innerhalb des Vorlaufs zu erkennen, die die Störechos darstellen. Durch die verringerte Amplitude dieser Störsignale ist das Schallsignal, welches das Laminat durchlaufen hat, im zusammengesetzten Impuls-Echo-Signal (unterstes Diagramm in Abbildung 4.19) zeitlich von den Störsignalen abgegrenzt. Die zeitlich nahe aufeinander auftreffenden Schallsignale führen zu einer Verstärkung des Ausgangssignals. Gleiches gilt auch für das auswertbare Signal, sodass dieser Effekt keine Auswirkung auf die Verhältnisse des gesuchten zu den störenden Signalen besitzt.

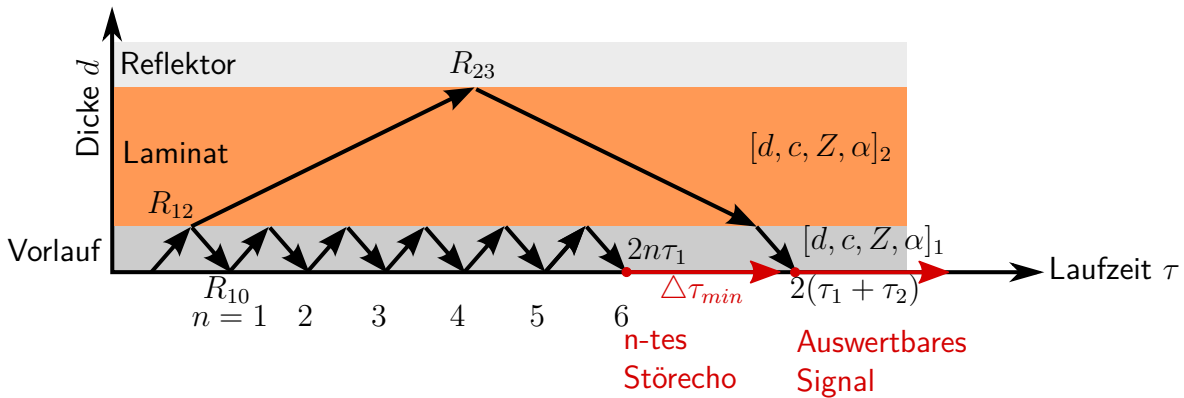


Abbildung 4.18.: Prinzip des dünnen Vorlaufs, sodass durch n-fache Reflexion das Störsignal stark gedämpft wird

Das Laminat besitzt im Beispiel eine Schallgeschwindigkeit von $c_2 = 1500 \frac{\text{m}}{\text{s}}$ und eine Dicke von $d_2 = 2 \text{ mm}$. Die Impulslänge ist wie zuvor $\Delta\tau_{\text{min}} = 3 \mu\text{s}$. Auch werden die idealisierten Bedingungen ohne Dämpfung im Messobjekt und einem idealen Reflexionsfaktor $|R_{23}| = 1$. Trotz der geringeren Laminatdicke als im Beispiel zuvor (Abbildung 4.16) kann – wie in diesem Beispiel zu erkennen ist – aus dem Impuls-Echo-Signal die Laufzeit im Laminat τ_2 ausgewertet werden, da der Impuls keinen starken Überlagerungen unterliegt.

Mit Hilfe der Gleichung 4.23 kann die Anzahl der notwendigen Reflexionen n berechnet werden, um ein vorher festgelegtes Verhältnis der beiden Signalamplituden zu erreichen. Unter Anwendung der Gleichung 4.25 kann dies für eine festgelegte Differenz erfolgen. Hieraus folgt die maximal zulässige Vorlaufdicke d_1 , um durch eine genügend hohe Anzahl von Reflexionen n die Störsignalamplitude ausreichend abzuschwächen, bevor die Laufzeit des Messsignals erreicht ist:

$$2 \cdot n \cdot \tau_1 + \Delta\tau_{\text{min}} \leq 2 \cdot (\tau_1 + \tau_2)$$

$$d_1 \leq \left(2 \frac{d_2}{c_2} - \Delta\tau_{\text{min}} \right) \frac{c_1}{2n - 1} \quad (4.28)$$

In den Diagrammen in Abbildung 4.20 sind die Amplitudenverhältnisse und -differenzen für die üblicherweise verwendeten Formwerkzeugmaterialien dargestellt. In den beiden Diagrammen in der

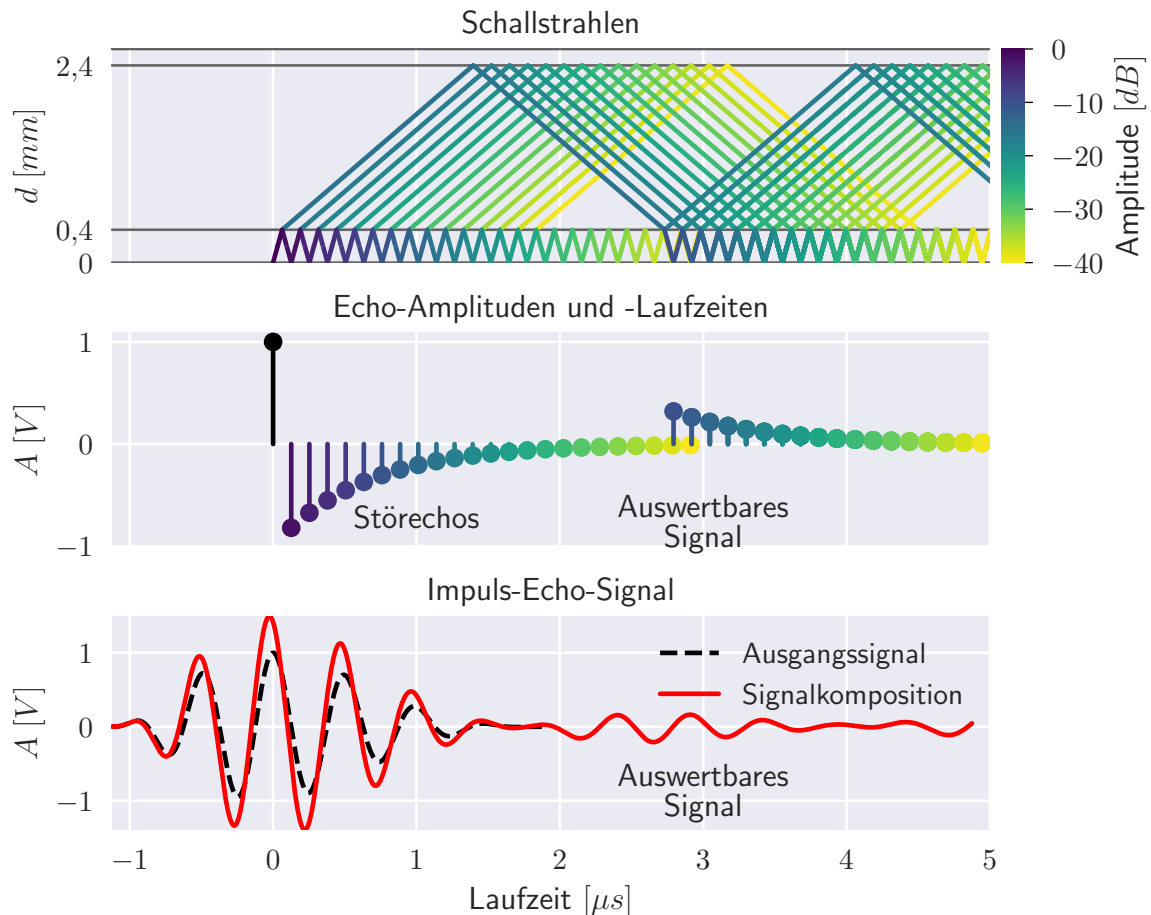


Abbildung 4.19.: Berechnung der Signalkomposition des Impuls-Echo-Signals mit einem dünnen Vorlauf aus Aluminium mit einer Dicke von $d_1 = 0,4 \text{ mm}$

linken Spalte wird die Abhängigkeit von der Anzahl der Reflexionen und rechts von der Vorlaufdicke gezeigt. In der oberen Diagrammzeile ist die Amplitudendifferenz von auswertbarem Signal und Stör-signal bezogen auf die Ausgangsamplitude A_0 und in der unteren Zeile deren Verhältnis dargestellt.

Die Werte bei unterschiedlichen Vorlaufdicken werden für verschiedene Materialien (Stahl, Aluminium und Epoxidharz) mit Materialdaten aus der Literatur berechnet. Zur Verdeutlichung des Einflusses der hohen Dämpfung des Epoxidharzes sind zusätzlich auch die Kurven für diesen mit vernachlässigter Dämpfung aufgetragen.

Generell kann gefolgert werden, dass durch Verringern der Vorlaufdicke der Amplitudenabstand zwischen Signal- und Stör-signal signifikant verbessert werden kann. Trotz der hohen Dämpfung liegen aufgrund des guten Impedanzverhältnisses von $k \approx 1,45$ die Amplituden des Epoxidharzvorlaufs auch bei geringer Anzahl von Reflexionen weit über denen der metallischen Vorläufe. Da die Dämpfung einen geringen Einfluss besitzt, ist in der logarithmischen Darstellung des Amplitudenverhältnisses über der Anzahl der Reflexionen ein annähernd linearer Zusammenhang zu erkennen.

Durch eine höhere Dämpfung wird bei mehrfacher Reflexion das Stör-signal im Verhältnis stärker gedämpft als das Impuls-Echo-Signal. Bei alleiniger Betrachtung des Amplitudenverhältnisses ist eine möglichst hohe Dämpfung vorteilhaft, jedoch sinkt dadurch auch die absolute Signalamplitude des Impuls-Echo-Signals signifikant. Dies kann dazu führen, dass aufgrund zu geringer Verstärkung und unvermeidbarem Rauschen der Messtechnik die Amplitude für eine Auswertung zu gering wird. Bei

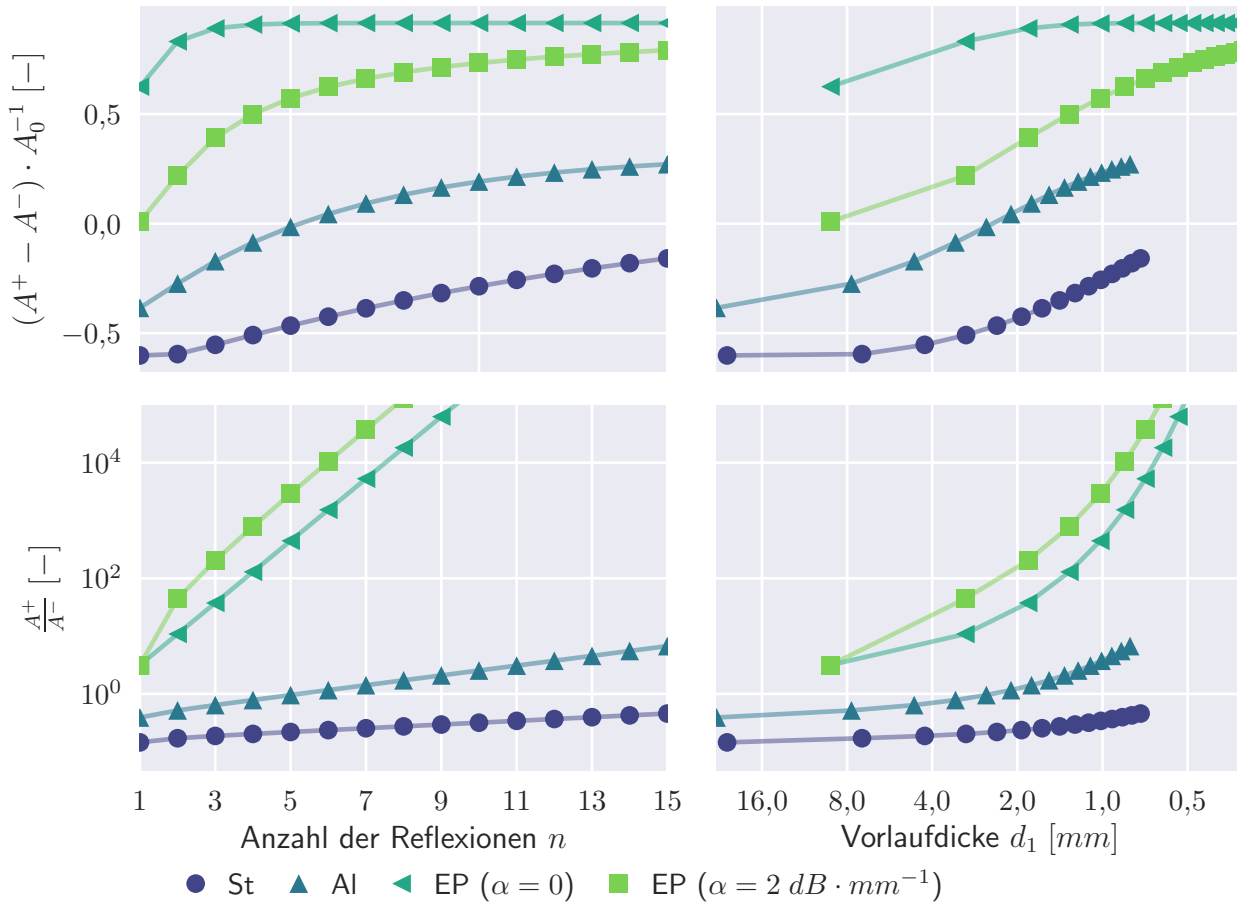


Abbildung 4.20.: Differenzen und -verhältnisse von Impuls-Echo- A^+ zu Störsignalamplitude A^- bei n -facher Reflexion in dünnen Vorläufen mit unterschiedlichen Vorlaufmaterialien. Für ein Laminat zu Vernetzungsbeginn mit einer Schallgeschwindigkeit von $c_2 = 1500 \frac{m}{s}$ und einer Dicke $d_2 = 2 \text{ mm}$. Die Dämpfung im Laminat wird vernachlässigt ($\alpha = 0$) und die Reflexion an der Grenzschicht zwischen Laminat und oberem Formwerkzeug ist ideal ($R_{23} = 1$).

Erhöhung der Reflexionszahl nimmt der Einfluss der Dämpfung weiter ab, sodass diese Maßnahme besser für eine Steigerung der Signalqualität geeignet ist als eine Dämpfungserhöhung.

Ein Vorlauf aus Aluminium erreicht gegenüber Stahl höhere Amplituden aufgrund des günstigeren Impedanzverhältnisses von $k_{Al-EP} \approx 9,8$ zu $k_{extSt-EP} \approx 23,8$ bei vergleichbarer Dämpfung. Aber auch bei einem Aluminiumvorlauf müssen Dicken unter $d_1 = 3 \text{ mm}$ eingestellt werden, damit Amplitudendifferenzen $A^+ - A^- > 0$ bzw. -verhältnisse $\frac{A^+}{A^-} > 1$ erreicht werden. Erst bei einer Dicke von $d_1 = 2 \text{ mm}$ wird nur knapp ein besseres Amplitudenverhältnis gegenüber dem Epoxidharzvorlauf mit einfacher Reflexion erreicht, während die Amplitudendifferenz weiterhin geringer bleibt.

Bei solch geringen Laufzeiten im Vorlauf τ_1 kommt es zusätzlich zu komplexen Überlagerungen der transienten Signale, die zu Auslöschungen und Verstärkungen und infolgedessen zu einer signifikanten Änderung der Signalform führen können, wie sie in Abbildung 4.19 zu sehen sind. Ausschlaggebend dafür ist die Wellenlänge $\lambda = \frac{c}{f}$ innerhalb des Vorlaufs. Je nach Impulsbreite kann dies dazu führen, dass bei Schichtdicken weniger Wellenlängen komplexe Signalformen entstehen, welche eine Signalauswertung erschwert.

Zusammengefasst ist ein Vorlauf mit einem Impedanzverhältnis von möglichst nahe $k = 1$ am besten geeignet, einen guten Signalamplitudenabstand zwischen gesuchten Impuls-Echo-Signal von der Rückwand des Laminats und den im Vorlauf bei $k \neq 1$ unvermeidlich entstehenden, störenden Echos zu erreichen. Bei Messbereichen mit großen Laufzeiten τ_2 im Laminat können die Signale durch große Vorlaufdicken d_1 zeitlich separiert werden, sodass die Impulse sich nicht überlagern. Durch die Wahl eines dünnen Vorlaufs kann das Störsignal durch Reflexionsverluste abgeschwächt werden.

Zu den betrachteten Einflüssen und der idealisierten Betrachtung kommen in der praktischen Umsetzung jedoch weitere Störquellen hinzu, die die Auswertung des Impuls-Echo-Signals erschweren. Die besten Ergebnisse in den Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit werden mit einem dünnen Vorlauf aus Aluminium mit einer Dicke von $d_1 = 2 \text{ mm}$ erzielt. In Abbildung 4.21 werden die Durchschallungs- mit den Impuls-Echo-Signalen dieses Aufbaus verglichen. In den oberen Diagrammen sind die Signale als B-Bilder (siehe Abschnitt B im Anhang) über den gesamten Prozessverlauf dargestellt.

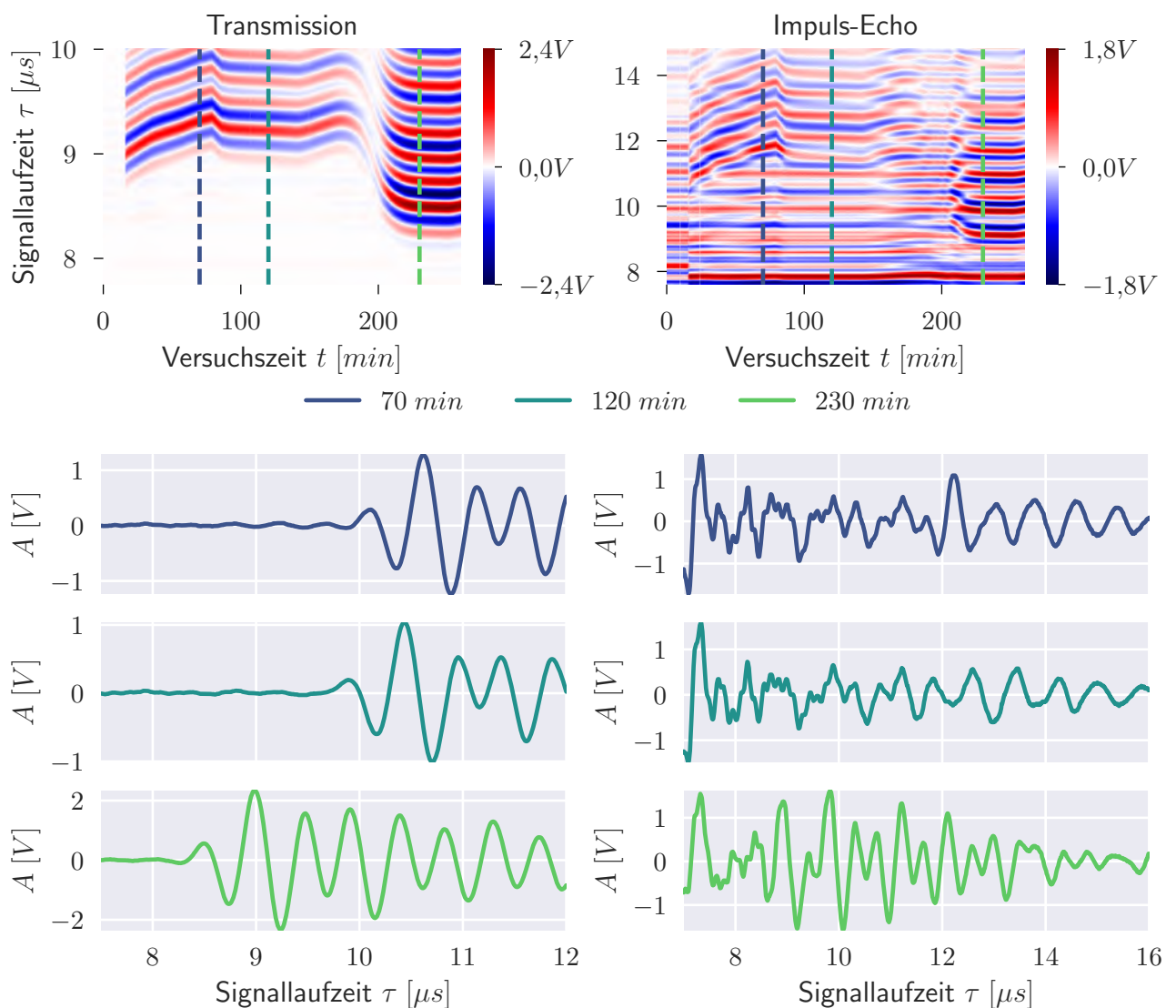


Abbildung 4.21.: Vergleich der Signale im Transmissions- (links) und Impuls-Echo-Betrieb (rechts); oben: B-Bilder über den gesamten Prozess; unten: Signale zu unterschiedlichen Zeiten während des Herstellungsprozesses

Da beim Impuls-Echo-Verfahren das Schallsignal die Laminatdicke zweimal passiert, wirken sich Laufzeitänderungen im Laminat doppelt auf dieses aus. Zur besseren Vergleichbarkeit ist daher der Darstellungsbereich der Signallaufzeit des Impuls-Echo-Signals doppelt so groß gewählt als das des Durchschallungssignals. Laufzeitänderungen werden folglich in dieser Darstellung gleich groß skaliert. In den unteren Diagrammen sind die Signale an drei Zeitpunkten beispielhaft aufgetragen.

Beim Vergleich wird deutlich, dass das Impuls-Echo-Signal gegenüber dem Durchschallungssignal mit starken Störungen überlagert ist, sodass eine Laufzeitbestimmung erschwert wird. Die Durchschallungssignale weisen bis zum Auftreten des ersten Impulssignals nahezu kein Rauschen auf, sodass die Laufzeit gut mit der Kreuzkorrelation ermittelt werden kann. Das Impuls-Echo-Signal dagegen wird mit Störsignalen vergleichbarer Amplitude überlagert, sodass die Laufzeitentwicklung kaum nachzuvollziehen ist. Die Störsignale werden zum Teil durch den Schallwandler selbst ausgelöst, da dieser nach Anregung über eine lange Dauer Schwingbewegungen unterliegt. Neben Druckwellen senkrecht zum Bauteil entstehen ebenfalls Wellen anderer Moden und Bewegungsrichtungen, die nach Reflexion zurück zum Sensor gelangen und zu den beobachteten Störsignalen führen.

Bei Vorläufen aus Epoxidharz konnten trotz des günstigen Impedanzverhältnisses nur sehr schwache Impuls-Echo-Signale empfangen werden. Es ist zu vermuten, dass der Reflexionsfaktor an der Grenzfläche zum Bauteil aufgrund des Trennmittels in der Realität größer ist, als der theoretisch berechnete.

4.6. Zusammenfassung

Dieses Kapitel beschreibt die Untersuchungen der Eignung von formwerkzeugintegrierten, piezoelektrischen Keramiken als Schallerzeuger und -sensoren zur Prozessüberwachung. Dabei werden die Vorteile gegenüber konventionellen Ultraschallprüfköpfen auch experimentell nachgewiesen und die am besten geeignete Konfiguration aus piezoelektrischem Material und Sensorgeometrie durch Vergleichsversuche bestimmt. Auch die in der Anwendung am besten geeignete Applikation der Sensoren wird experimentell bestimmt. Ebenfalls werden das verwendete Messsystem und Algorithmen zur Berechnung der Schallamplitude und -laufzeit beschrieben. Auf diesen beiden Größen beruht die weitere Auswertung der folgenden Kapitel, um Aussagen über den Bauteilzustand und Prozessfortschritt zu treffen.

Durch Interaktion des ausgesendeten Schallsignals mit dem aus Formwerkzeughälften und Bauteil bestehenden System, entstehen Reflexionen an jeder Grenzfläche dieser Medien unterschiedlicher akustischer Eigenschaften. Aus diesen Echos unterschiedlicher Amplitude und Laufzeit setzen sich die gemessenen Schallsignale komplex zusammen. Die Signalkomposition wird mit einem numerischen Modell beschrieben, das eine Berechnung der Signale erlaubt. Durch Umkehrung der Methode können aus den aufgenommenen Signalen die akustischen Eigenschaften der Medien berechnet werden.

Wie in der Hypothese aufgestellt, konnte gezeigt werden, dass durch den Einsatz *formwerkzeugintegrierter, piezoelektrischer Keramiken als Sensoren zur Prozessüberwachung ein faserverbundtechnologisch konformes Messsystem* entsteht, welches die Charakterisierung der Zusammenhänge zwischen Bauteilzustand und Schallsignalen und die Signalauswertung erleichtert. Somit können aus der Messung und Auswertung der Sensorsignale mehr Informationen über den Bauteilzustand gewonnen werden.

Die Hypothese kann jedoch nur für den Durchschallungsbetrieb bestätigt werden. Im Impuls-Echo-Betrieb der Sensoren kann keine Auswertung der Laufzeit im Laminat über den gesamten Herstellungsprozessverlauf erfolgen. Weitere Untersuchungen der Eignung der Sensoren für die Prozessüberwachung der Herstellung von Faserverbundbauteilen wird in Kapitel 8 beschrieben.

5. Überwachung von Fließprozessen bei Harzinjektionsverfahren

Die Fasertränkung bei Injektions- oder Infusionsverfahren ist ein kritischer Prozessschritt, welcher eine hohe Sensitivität bezüglich Abweichungen in Preform, Temperaturverteilung und Viskosität des Harzes besitzt. Auch Abweichungen in Hilfsmitteln wie Faltenbildung in der Vakuummembran können das Fließbild signifikant beeinflussen. Solche Falten bilden Kanäle, in welchen das Harz durch den geringen Fließwiderstand schneller fließen kann als im Fasermaterial. Dies kann zu starkem Voreilen der Harzfront führen, wodurch noch nicht imprägniertes Fasermaterial von der Fließfront umschlossen wird. Solch ein Einschluss kann bei unzureichendem Druckgradienten und Fließfähigkeit des Harzes nicht mehr geschlossen werden, sodass dieser Bauteilbereich nicht vollständig imprägniert wird.

Die entstandene trockene Stelle ist ein kritischer Defekt. Dieser kann in der Regel nicht nachträglich behoben werden, sodass das Bauteil je nach Defektgröße und -position nicht verwendet werden kann. Auch andere Abweichungen wie fehlende Rovings im Faserhalbzeug oder ein Freiraum am Rand des Preforms können solche Kanäle bilden.

5.1. Detektion der Harzankunft

Aus diesen Gründen ist es sinnvoll, das Fließbild und den Füllfortschritt zu überwachen. Die Informationen können in die Prozessgestaltung des laufenden oder der darauffolgenden Prozesse einfließen und zur Qualitätssicherung dienen. In vielen Fällen kann die Harzausbreitung optisch verfolgt werden, jedoch ist dies nicht bei allen Verfahren und Bauteilen möglich. Generell bei allen closed-mould-Verfahren ist kein optischer Zugang geboten, sowie bei open-mould-Verfahren oft Bereiche verdeckt sind. Eine optische Überwachung im Ofen oder Autoklaven ist zwar technisch aufwendig, aber möglich.

Dagegen sich Ultraschall gut, da kein direkter Kontakt zum Fasermaterial oder zum Harz notwendig ist, sondern nur zur Außenfläche des Formwerkzeuges. Daher wird die Fließfront durch die Sensoren nicht beeinflusst.

Die Harzankunft kann dabei im Impuls-Echo- als auch im Durchschallungsverfahren detektiert werden. Das Messprinzip ist in Abbildung 5.1 für ein geschlossenes Formwerkzeug schematisch dargestellt. Bevor das Fasermaterial benetzt ist, werden die Schallwellen aufgrund des hohen Impedanzunterschieds zwischen Formmaterial und Vakuum $Z_{\text{Vakuum}} = 0$ bzw. Luft $Z_{\text{Luft}} \ll Z_{\text{Festkörper}}$ nahezu vollständig zum Sender zurück reflektiert. Auch in die trockenen Faserfilamente kann aufgrund des Linienkontakts und der somit schlechten Ankopplung kein Schall übertragen werden. Infolgedessen wird vom gegenüberliegenden Empfänger kein Signal registriert (Abbildung 5.1 (d)).

Für die Amplituden der Impuls-Echo-Signale A_{PE} ist es zweckmäßig sie auf ihren Anfangswert $A_{PE,0}$ vor Ankunft der Harzfront zu normieren, da dieser durch die unterschiedlichen Sensorcharakteristika abweichen kann. Die normierte Impuls-Echo-Amplitude \bar{A}_{PE} ist damit:

$$\bar{A}_{PE} = \frac{A_{PE}}{A_{PE,0}} \quad (5.1)$$

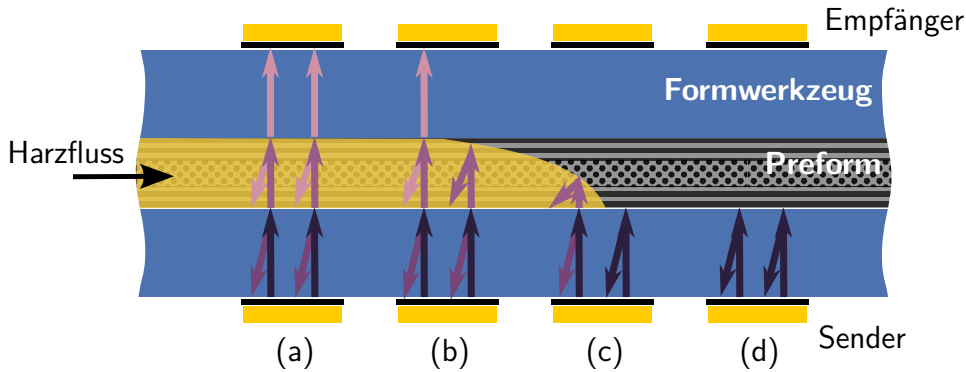


Abbildung 5.1.: Detektion der Harzankunft mittels Impuls-Echo und Durchschallungsverfahren

Vor Ankunft der Harzfront ist demnach $\bar{A}_{PE,0} = 1$. Nach dem Passieren der Fließfront fällt die normierte Impuls-Echo-Amplitude $\bar{A}_{PE,1}$ in Abhängigkeit des Reflexionsfaktors vor der Fließfrontankunft R_0 und nach dem Passieren der Fließfront R_1 :

$$\bar{A}_{PE,1} = \frac{R_1}{R_0} \quad (5.2)$$

Erreicht die Fließfront die Messstelle und benetzt die Grenzschicht zum Laminat, sinkt an dieser Stelle durch die höhere Impedanz des Harzes der Betrag des Reflexionsfaktors. Hierdurch wird ein Anteil des Signals in das Laminat transmittiert bzw. ein geringerer Schallanteil zurück reflektiert (Abbildung 5.1 (c)). Durch kontinuierliche Benetzung der Fläche, an der der Schall reflektiert wird, sinkt die Amplitude des zurück reflektierten Schallsignals bis der gesamte Querschnitt vollständig gefüllt ist (Abbildung 5.1 (c \rightarrow b)).

Während des Fließfrontdurchgangs ändert sich der effektive Reflexionsgrad R_{eff} über der wirksamen Sensorquerschnittsfläche F_{Sensor} des Sensors in Abhängigkeit der vom Harz benetzten Oberfläche F_{benetzt} bei einem idealen Sensor. Der effektive Reflexionsfaktor R_{eff} sinkt dabei, ausgehend vom Ausgangsreflexionsfaktor R_0 zum Reflexionsfaktor nach der Benetzung der Formwerkzeugoberfläche mit Harz R_1 , nach folgender Gleichung:

$$\begin{aligned} R_{\text{eff}} &= \left(1 - \frac{F_{\text{benetzt}}}{F_{\text{Sensor}}}\right) \cdot R_0 + \frac{F_{\text{benetzt}}}{F_{\text{Sensor}}} \cdot R_1 \\ &= R_0 - \frac{F_{\text{benetzt}}}{F_{\text{Sensor}}} \cdot (R_0 - R_1) \end{aligned} \quad (5.3)$$

Aufgrund der Ausbildung eines inhomogenen Schallfeldes entspricht der an der Grenzfläche Formwerkzeug-Bauteil wirksame Querschnitt, der im Zusammenhang mit dem Impuls-Echo-Signal steht, nicht dem des Sensors. Hierauf wird in Abschnitt 5.2 eingegangen. Für die normierte Amplitude des Impuls-Echo-Signals ergibt sich aus dem effektiven Reflexionsfaktor R_{eff} :

$$\bar{A}_{PE} = \frac{R_{\text{eff}}}{R_0} = 1 - \frac{F_{\text{benetzt}}}{F_{\text{Sensor}}} \cdot \left(1 - \frac{R_1}{R_0}\right) \quad (5.4)$$

Am Empfänger kann erst ein Signal empfangen werden, wenn über Harz eine Verbindung zwischen beiden Formhälften besteht. Bis das Volumen über den wirksamen Sensorquerschnitt gefüllt wird, steigt die Amplitude des Durchschallungssignals weiter an (Abbildung 5.1 (b \rightarrow a)). Befinden sich Gasbläschen im Harz, die meist an der Harzfront auftreten [27], können die Ergebnisse verfälscht werden, da an ihnen die Schallwellen gestreut werden. Durch Abnahme der Gasblasendichte

nach Passieren der Fließfront steigt die Transmissionsamplitude an. Dieser Anstieg kann falsch als Fließfrontdurchgang interpretiert werden.

In Abbildung 5.2 sind die Amplitudenverläufe während eines Fließfrontdurchgangs in einem RTM-Formwerkzeug der beiden Impuls-Echo- \bar{A}_{PE} und des Durchschallungssignals A_{TR} über der Prozesszeit aufgetragen. Als verlässliches Mittel zur Amplitudenberechnung hat sich die Fourier-Transformation bewährt, bei der die Amplituden einer geringen Bandbreite um die Mittenfrequenz gemittelt werden (vgl. Abschnitt 4.3). Mit dieser Methode werden die Signalamplituden zuverlässig berechnet, sodass aus den Verläufen die Harzankunft abgeleitet werden kann. Die Amplitudenverläufe sind sehr klar und lediglich mit einem gleitenden Median mit einer Breite von 3 Messwerten geglättet.

Im Diagramm sind die vier Zustände aus Abbildung 5.1 markiert. Bei Beginn der Harzbenetzung an der Sensorposition (d) sinken die Amplituden ab und fallen bis zum Abschluss des Benetzungsvorgangs auf den gleichen Endwert ((b) \rightarrow (a)) ab. Deutlich ist ein Zeitversatz zwischen den Kurven zu sehen. Der Benetzungsvorgang der oberen und unteren Formwerkzeuge läuft folglich zeitlich verzögert ab.

Der Zeitversatz beträgt etwa $\Delta t \approx 10$ s. Auch die Zeitdauer, die zur Benetzung des Sensorquerschnitts nötig ist, zeigt Unterschiede. Bei dem oberen Formwerkzeug benötigt die Harzbenetzung $\Delta t \approx 23$ s gegenüber $\Delta t \approx 32$ s beim unteren Werkzeug.

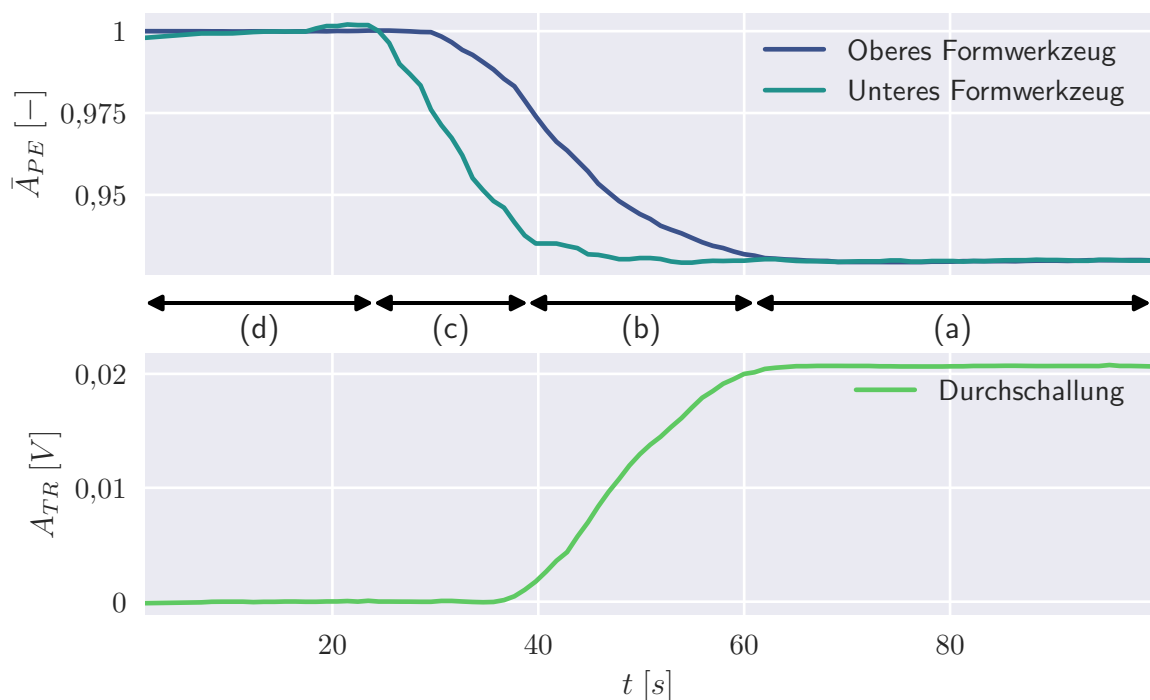


Abbildung 5.2.: Amplitudenverlauf während des Fließfrontdurchlaufs der Impuls-Echo-Signale (PE) des oberen und unteren Formwerkzeugs und des Durchschallungssignals (TR) in einem geschlossenen Formwerkzeug

Die Amplitude des Durchschallungssignals A_{TR} steigt kurz nach Benetzung des Unterwerkzeugs an (am Anfang von (b)). Dieser Anstieg nimmt gleichzeitig mit der Amplitudenkurve des Impuls-Echo-Signals des unteren Formwerkzeuges einen konstanten Verlauf an (a).

Durch Kombination der Amplitudenverläufe der beiden Impuls-Echo- und des Durchschallungssignals lässt sich eine Aussage über die Form der Fließfront über die Dicke treffen. Dabei kann unterschieden werden, ob ein keil- oder U-förmiges Profil vorliegt (Abbildung 5.3). Erreicht die Durchschallungsamplitude gleichzeitig mit dem zweiten Impuls-Echo-Signal die Sättigung, dann liegt ein

keilförmiges Fließfrontprofil vor (vgl. Abbildung 5.2). Der Querschnitt zwischen den Sensoren wird zeitgleich mit der vollständigen Benetzung der (oberen) Werkzeugoberfläche gefüllt. Ab diesem Zeitpunkt können Schallwellen über den gesamten Querschnitt das Laminat durchschallen und somit wird die maximale Durchschallungsamplitude erreicht. [76]

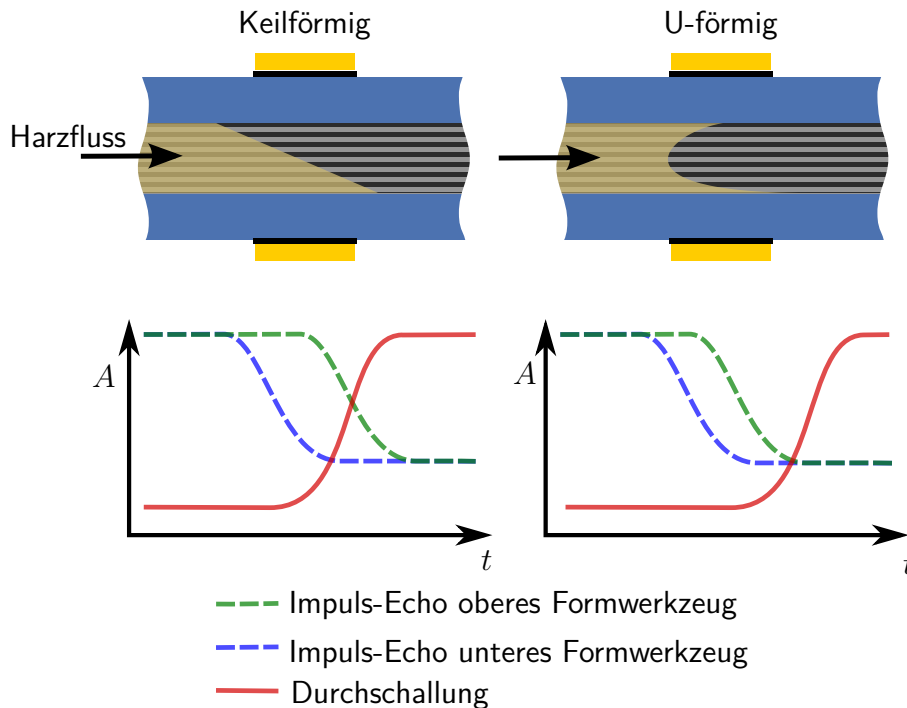


Abbildung 5.3.: Unterscheidung des Fließfrontprofils über die Dicke anhand der beiden Impuls-Echo- und der Durchschallungsamplitude (schematisch) [76]

Erreichen die Impuls-Echo-Signale vor dem Durchschallungssignal einen asymptotischen Verlauf, sind die beiden Werkzeugoberflächen vollständig benetzt bevor der Querschnitt vollständig gefüllt ist. Die Durchschallungsamplitude steigt jedoch noch weiter an. Damit liegt eine U-förmige Form vor.

Vor allem die Durchschallungsamplitude kann jedoch durch Gasblasen, die oft an der Fließfront auftreten, gedämpft werden. Wenn die Gasblasen die Sensorposition passiert haben, steigt die Amplitude weiter an, sodass dies ein U-förmiges Profil suggeriert. Dennoch tritt meist trotzdem eine Sättigung der Amplitude bei vollständiger Imprägnierung des Querschnitts zwischen den Sensoren auf, auf welche ein weiteres Ansteigen aufgrund sinkender Gasblasenkonzentration folgen kann.

Technologisch kann diese Information dazu genutzt werden, die Güte des Prozesses und des Tränkungsverhaltens zu beurteilen. Bei einem U-förmigen Fließfrontprofil besteht das Risiko, dass Luft zwischen den voreilenden Fronten entlang der Werkzeugwände in der Mitte des Laminats eingeschlossen wird, wenn die Fließfront eine Stelle mit höherer Permeabilität in Dickenrichtung erreicht.

Liegt ein keilförmiges Profil mit einem sehr spitzen Winkel vor, ist eine Tränkung in Dickenrichtung dominant, die von der Ober- bzw. Unterseite gespeist wird. Die Permeabilität in der Laminebene dagegen ist sehr gering.

Zur Steigerung der Sensitivität des Impuls-Echo-Amplitudenabfalls kann die mehrfache Reflexion des Schallsignals an der Grenzschicht zwischen Formwerkzeug und Laminat ausgenutzt werden. Hierdurch wird das Verhältnis der Impuls-Echo-Amplitude zwischen den beiden Zuständen vor und nach der Benetzung der Formwerkzeugoberfläche vergrößert. Abbildung 5.4 veranschaulicht das Impuls-Echo-Signal vor und nach dem Fließfrontdurchgang mit jeweils insgesamt vier Echos innerhalb der Formwerkzeugwand. Im unteren Diagramm ist der Amplitudenverlauf aufgetragen, der durch einen

gleitenden Median der Breite von 3 Messwerten geglättet ist. Das Formwerkzeug besteht aus Stahl mit einer Dicke von $d_1 \approx 22 \text{ mm}$. Trotz des deutlichen Amplitudenabfalls ist nur ein geringer Unterschied zwischen den Zeitsignalen zu erkennen. Die Laufzeit zum zweimaligen Durchqueren der Werkzeugwand beträgt ca. $2\tau_{\text{FWZ}} = 7,7 \mu\text{s}$. Die Signale mit n -facher Reflexion liegen im Zeitbereich $2 \cdot n \cdot \tau_{\text{FWZ}} \leq \tau - \tau_0 \leq 2 \cdot (n + 1) \cdot \tau_{\text{FWZ}}$ relativ zur Auslösezeit des Impulses τ_0 .

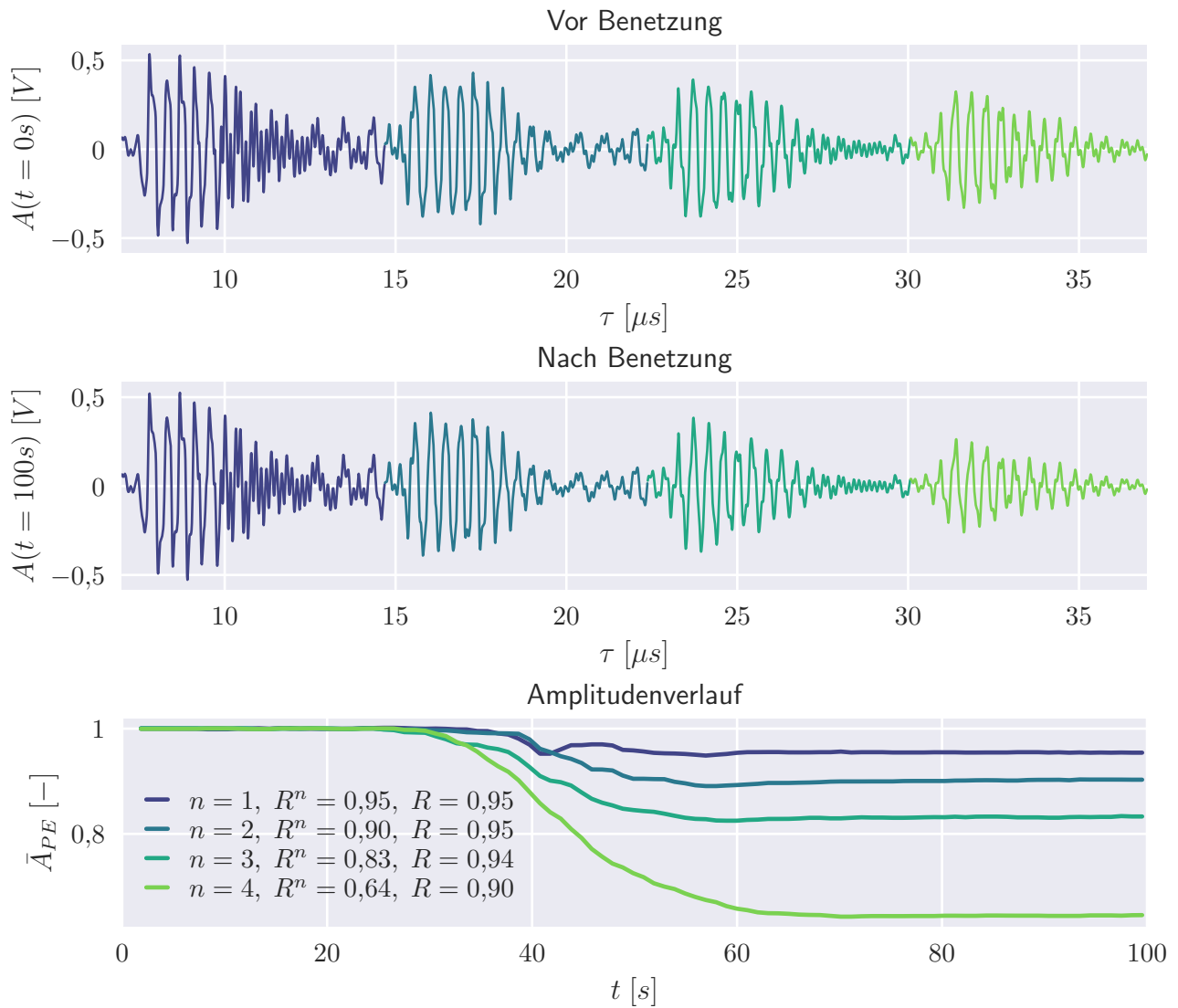


Abbildung 5.4.: Zeitsignale vor und nach dem Fließfrontdurchgang mit $n = \{1, 2, 3, 4\}$ Reflexionen innerhalb der Formwerkzeugwand. Die Amplitudenverläufe der vier Reflexionssignale zeigen die Erhöhung des Abfalls während des Fließfrontdurchgangs mit der Anzahl der Reflexionen.

Bei einfacher Reflexion fällt das Verhältnis der Amplituden nach und vor dem Fließfrontdurchgang auf ca. 0,95. Mit Impedanzwerten aus der Literatur [62] beträgt das Verhältnis der Reflexionsfaktoren etwa 0,93. Durch die mehrfache Reflexion sinkt das Verhältnis mit der Potenz der Anzahl der Reflexionen. Bis zur dritten Reflexion entsprechen die Kurven in etwa den erwarteten Wertebereich, bei der vierten Reflexion ist das Verhältnis deutlich kleiner. Bei der einfachen Reflexion ist ein unstetiges Absinken der Reflexionsamplitude zu sehen, die vermutlich auf Überlagerungen anderer Reflexionen zurückzuführen ist, die auch von anderen Wellenmoden wie Oberflächen- und Transversalwellen stammen können, aber bei längeren Laufzeiten abgeschwächt sind.

Im gezeigten Beispiel besteht das Formwerkzeug aus Stahl, der eine relativ hohe Impedanz im Vergleich zum Harz besitzt. Infolgedessen ist der Amplitudenabfall durch die Benetzung der Oberfläche relativ gering. Bei anderen typischen Materialien für den Formwerkzeugbau wie Aluminium oder Faserverbunden ist der Impedanzunterschied geringer und damit die Amplitudenänderung während des Fließfrontdurchgangs größer. Das Verhältnis der Amplituden nach und vor Ankunft der Harzfront ergibt sich in Abhängigkeit der Anzahl der Reflexionen n zu:

$$\begin{aligned} \frac{A_{PE,1}}{A_{PE,0}} &= \left| \frac{R_{FWZ, Harz}}{R_{FWZ, Luft}} \right|^n \\ &= \left| \frac{Z_{Harz} - Z_{FWZ}}{Z_{Harz} + Z_{FWZ}} \right|^n && \text{mit } |R_{FWZ, Luft}| \approx 1 \\ &= \left| \frac{1 - k}{1 + k} \right|^n && \text{mit } k = \frac{Z_{FWZ}}{Z_{Harz}} \end{aligned} \quad (5.5)$$

Vor und nach der Harzankunft besteht der gleiche Reflexionsfaktor an der Grenzfläche zwischen Werkzeugwand und Sensor. Auch die Dämpfung und Schallstrecke bleiben gleich. Infolgedessen haben diese Größen keinen Einfluss auf das Verhältnis $\frac{A_{PE,1}}{A_{PE,0}}$.

Für die am häufigsten verwendeten Formwerkzeugmaterialien Stahl, Aluminium und CFK sind zum Vergleich die Amplitudenverhältnisse in einem Diagramm in Abbildung 5.5 aufgetragen. Im Falle des CFK wird der Fasereinfluss vernachlässigt und nur die Materialwerte von Epoxidharz verwendet. Mit steigendem Faservolumengehalt nimmt auch die Impedanz zu. Gleiches gilt auch für die Impedanz des Bauteils. Werden gleiche Fasermaterialien und -anteile für das Formwerkzeug verwendet wie im Bauteil, führt dies zu ähnlichen Impedanzen. Ein geringerer Faseranteil im Formwerkzeug im Vergleich zum Bauteil kann zu einer Impedanzanpassung für das Bauteil im gering ausgehärteten Zustand genutzt werden.

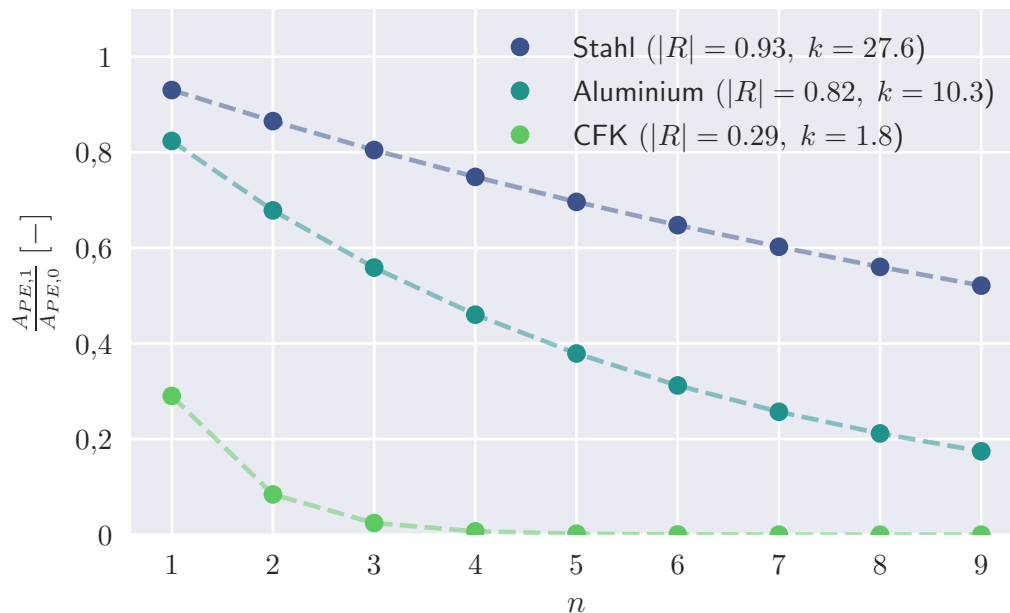


Abbildung 5.5.: Verhältnis der Impuls-Echo-Amplituden vor $A_{PE,0}$ und nach Fließfrontdurchgang $A_{PE,1}$ in Abhängigkeit der Anzahl der Reflexionen n an unterschiedlichen Formwerkzeugmaterialien

Wie zuvor beschrieben, ist der Amplitudenabfall bei Stahl relativ gering, sodass es sinnvoll ist, die Mehrfachreflexion zu nutzen. Bei Aluminium ist der Amplitudenabfall aufgrund des geringeren

Impedanzverhältnisses k wesentlich größer. Dagegen weisen bei Faserverbundformwerkzeugen die Impedanzen einen ähnlichen Wertebereich wie der des Bauteils auf. Infolgedessen sinkt bei Harzankunft an der Messstelle die Reflexionsamplitude signifikant. Dabei ist zu beachten, dass Verbundmaterialien eine hohe Dämpfung aufweisen, sodass das Schallsignal beim Durchlaufen der Formwand je nach Schallstrecke und Anzahl der Reflexionen signifikant abgeschwächt werden kann. Dies kann dazu führen, dass das Signal nicht mehr zuverlässig gemessen und ausgewertet werden kann. Wie zuvor demonstriert, kann trotz des ungünstigen Impedanzverhältnisses bei Stahl die Harzankunft durch ein eindeutiges Signal detektiert werden.

5.2. Bestimmung der Fließgeschwindigkeit

Der Amplitudenabfall des Impuls-Echo-Signals während des Fließfrontdurchgangs ist abhängig vom Grad der Benetzung der Formwerkzeugfläche, auf welcher die Schallsignale zurück reflektiert werden. Der dabei wirksame Querschnitt entspricht nicht dem Sensorquerschnitt, da sich das Schallfeld des Sensors nicht homogen ausbreitet. Dieser Effekt wird nach Betrachtung idealer Sensoren untersucht.

Bei einem idealen, rechteckigen Sensor, der senkrecht zur Fließrichtung ausgerichtet ist, ergibt sich ein linearer Amplitudenabfall bezogen auf den Fließweg des Harzes, da die überstrichene Oberfläche linear vom Fließweg abhängt. Bei einem kreisförmigen Sensor hingegen liegt keine lineare Abhängigkeit vor. Die Benetzung eines kreisförmigen Sensors über den normierten Fließfortschritt \bar{x} ist in Abbildung 5.6a schematisch dargestellt. Der Fließfortschritt \bar{x} ist auf den Sensordurchmesser D_{Sensor} normiert, sodass $0 \leq \bar{x} \leq 1$. In Abbildung 5.6b ist der nichtlineare Verlauf der normierten, benetzten Sensorfläche \bar{F}_{benetzt} über dem normierten Fließfortschritt dargestellt. Die benetzte Fläche ist auf die Sensorfläche normiert:

$$\bar{F}_{\text{benetzt}} = \frac{4 \cdot F_{\text{benetzt}}}{\pi \cdot D_{\text{Sensor}}^2} \quad (5.6)$$

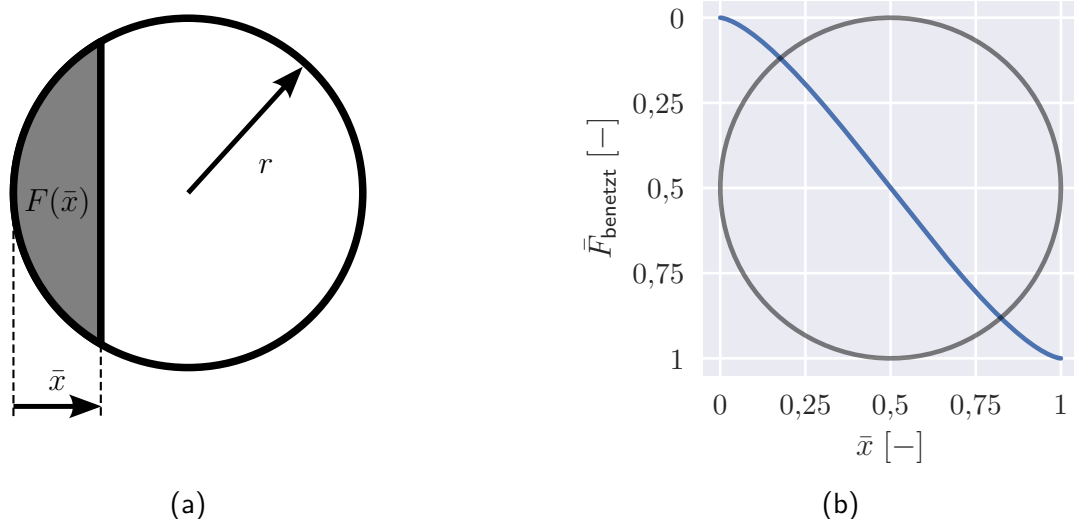


Abbildung 5.6.: Beim Fließfrontdurchgang überstrichene Fläche F_{benetzt} in Abhängigkeit des normierten Fließfortschritts \bar{x} bei einem kreisförmigen Sensor

Die Fließgeschwindigkeit $v_{\text{Fließfront}}$ über den Sensor mit dem Durchmesser D_{Sensor} kann aus der Zeitdauer des Amplitudenabfalls $\Delta t_{\text{Fließfront}}$ bestimmt werden [77]:

$$v_{\text{Fließfront}} = \frac{D_{\text{Sensor}}}{\Delta t_{\text{Fließfront}}} \quad (5.7)$$

In der Praxis jedoch unterliegt das Ende des Amplitudenabfalls großen Schwankungen, die vermutlich durch Gasblasen im Harz oder den Harzfluss selbst verursacht werden. Der Endzeitpunkt des Amplitudenabfalls und folglich dessen Dauer Δt können nicht zuverlässig bestimmt werden. Die Fließgeschwindigkeit $v_{\text{Fließfront}}$ kann daher mit dieser Methode nicht genau und robust gemessen werden.

5.2.1. Charakterisierung des Signalverlaufs während des Fließfrontdurchgangs

Ist die wirksame Fläche des Sensors bekannt, die sich durch die inhomogene Ausbildung des Schallfeldes ergibt, lässt sich aus dem Amplitudenabfall die Geschwindigkeit der Fließfront berechnen. Das Schallfeld eines realen Schallwandlers ist jedoch nicht homogen und hängt stark von den Gegebenheiten wie der Schallwandlergröße, seiner Frequenz, der Schallgeschwindigkeit des Übertragungsmediums und der Entfernung vom Schallwandler ab. Laut dem Huygensschen Prinzip lässt sich das Schallfeld über die Ausbreitung von unendlich vielen Kugelwellen, die von der Schallquelle ausgestrahlt werden, beschreiben. [62, 128, 73]

In Abbildung 5.7 ist das entstehende Schallfeld als Momentaufnahme durch Überlagerung einer Vielzahl von Kugelwellen für einen idealen Schallwandler veranschaulicht, welcher nur longitudinale Schallwellen aussendet. Ein realer, piezoelektrischer Dickenschallwandler löst durch die Querkontraktion ebenfalls transversale Schallwellen aus. Die Interferenzen verursachen die Ausbildung einer Hauptschallkeule ab dem Fernfeld mit einem charakteristischen Öffnungswinkel (vgl. Abbildung 2.17 in Abschnitt 2.3.2).

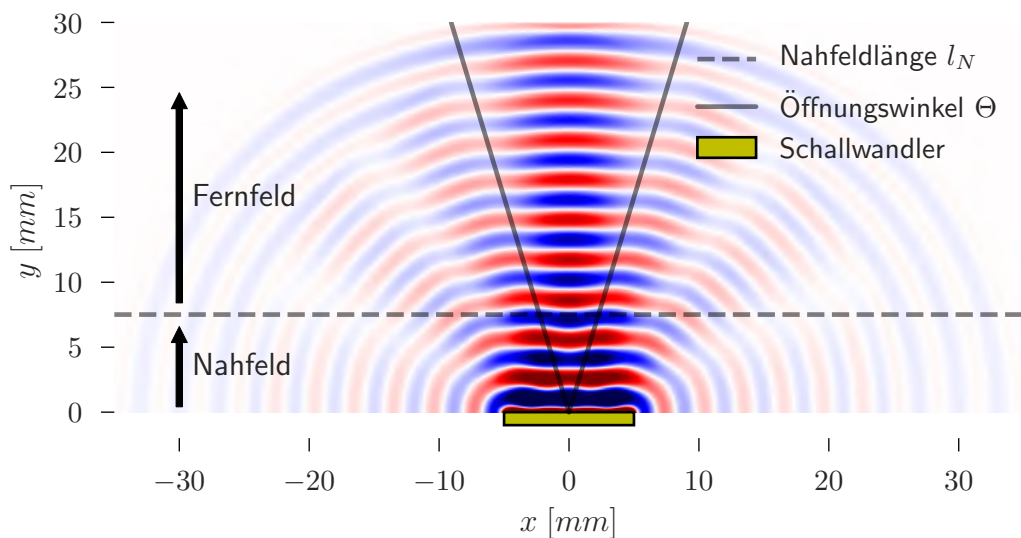


Abbildung 5.7.: Beschreibung des Schallfeldes eines Kolbenschwingers nach dem Huygensschen Prinzip (nach [62]) unter Vernachlässigung der Transversalwellen

Im verwendeten Messprinzip wird ein Schallimpuls durch einen kreisförmigen Aktuator erzeugt, der parallel zu der Außen- und Innenfläche des Formwerkzeugs angebracht ist. Über die Sensorfläche verteilt wird eine Vielzahl von Kugelwellen ausgesandt, die sich gegenseitig überlagern, wodurch es abhängig von Ort und Zeit zu Auslöschung und Verstärkung kommt.

Außerdem nimmt die Schallamplitude mit zunehmendem Abstand durch Zunahme der Kugeloberfläche (Gleichung 2.22) und der stoffspezifischen Dämpfung im Übertragungsmedium ab. Nach Durchlaufen der Formwand werden je nach Ort des Auftreffens die Schallwellen an der Grenzfläche

zum Bauteil unterschiedlich stark reflektiert. In den nicht mit Harz benetzten Bereichen werden sie nahezu vollständig und in bereits benetzten Bereichen nur teilweise reflektiert.

Je nach Einfallswinkel und Reflexionsort wird nur ein Teil der Schallwellen zum Sensor zurück reflektiert. Da nur die Schallstrahlen relevant sind, die zurück zum Sensor reflektiert werden, hängt das entstehende Reflexionssignal nur von der Formwerkzeugoberfläche ab, die über dem Sensorquerschnitt liegt. Schallstrahlen, die außerhalb dieser Fläche reflektiert werden, treffen auf den Bereich neben dem Sensor und tragen infolgedessen nicht zum Signal bei. Bei dem Berechnungsverfahren werden folgende Vereinfachungen und Annahmen getroffen:

- Alle Grenzflächen sind parallel und die Schallwellen treffen senkrecht auf diese.
- Es werden nur longitudinale Wellen betrachtet und die deutlich schwächeren Transversalwellen nicht berücksichtigt (siehe Anhang D.1). Die Transversalwellen können außerdem durch ihre längeren Laufzeiten ausgeschlossen werden.
- Die Fließfront bildet eine Gerade und in den hierdurch gebildeten Bereichen liegt jeweils Impedanz ideal homogen vor.
- Eine diffuse Reflexion wird ausgeschlossen und von einer idealen, glatten und parallelen Grenzfläche ausgegangen.
- Die Klebstoffschicht zur Anbringung der Sensoren wird vernachlässigt und ein idealer, verlustfreier Sensor angenommen.

Bei bekannter Fläche, die am Amplitudenabfall während des Fließfrontdurchgangs beteiligt ist, kann hieraus die Fließgeschwindigkeit errechnet werden, welche eine große Relevanz für den Infusionsvorgang besitzt. Mit Hilfe der entwickelten Methode können aus den oben genannten Zusammenhängen die am Sensor entstehenden Signale, dessen Amplitude und die Schallintensitätsverteilung berechnet werden. Daraus können abhängig von Schallweg, Aktuator und Übertragungsmedium die wirksame Reflexionsfläche und der Amplitudenverlauf in Abhängigkeit des Fließfortschritts $\frac{A_{PE,1}}{A_{PE,0}} = f(\bar{x})$ bestimmt werden.

Der Aktuator, der ebenfalls als Sensor dient, wird bei dem Berechnungsverfahren in gleich große, quadratische, zweidimensionale Einzelflächen unterteilt, die in der Ebene der Formwerkzeugaußenfläche liegen. Jeder dieser Sensorelemente sendet eine Kugelwelle aus, die durch die Formwerkzeugwand schallt und zurück reflektiert wird. Die Kugelwelle wird vom Mittelpunkt des Sensorelements ausgesandt. Dies wird in der Skizze in Abbildung 5.8 schematisch dargestellt. Bei dem Berechnungsverfahren wird für jede Kombination aus Sender- und Empfangselement zu jedem Zeitschritt die Amplitude berechnet.

Die Amplitude ist abhängig von:

- Der Position der Reflexion, die sich aus den Koordinaten $[x, y]_s$ und $[x, y]_e$ der beiden Elemente ergibt
- Dem lokalen Reflexionsgrad R_{s-e} in Abhängigkeit der Fließfrontposition \bar{x} und des Einfallswinkels β_{s-e}
- Der Schallstrecke l_{s-e} , aus der sich Schallschwächung durch Abstandsgesetz und Materialdämpfung ergeben
- Dem Amplitudenwert der aktuellen Signalphase des Ausgangssignals s_{ref} , abhängig von Zeitschritt τ_i und Laufzeit

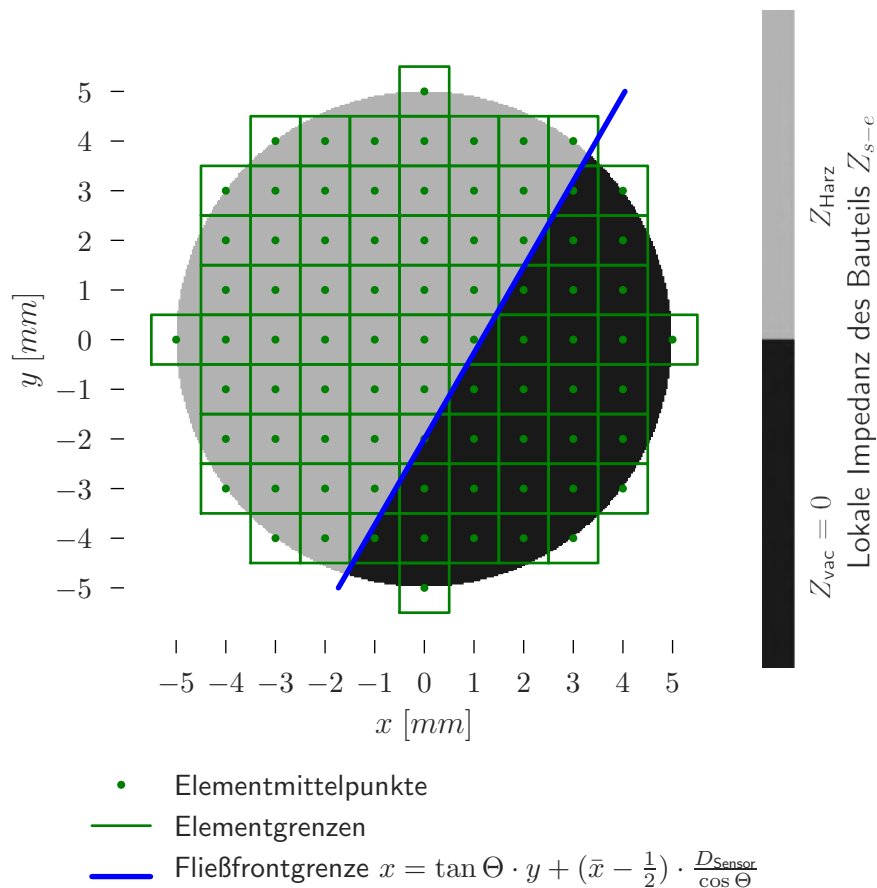


Abbildung 5.9.: Schema zur Berechnung des Impuls-Echo-Signals in Abhängigkeit der Fließfrontposition mit Unterteilung in quadratische Einzelemente (kreisförmiger Sensor mit $D = 10 \text{ mm}$, Elementkantenlänge $\Delta x = \Delta y = 1 \text{ mm}$, Fließfrontposition $\bar{x} = 0,6$ und -winkel $\Theta = 30^\circ$, grobe Elementunterteilung zur Demonstration)

Ergebnisse des Berechnungsverfahrens für Formwerkzeug aus Plexiglas

Zur Validierung der Berechnungsergebnisse werden Infusionsversuche durchgeführt. Dafür werden Platten aus Polymethylmethacrylat (PMMA, „Plexiglas“) als Formwerkzeug verwendet, durch welche die Ausbreitung des Fließmediums durch die transparente Platte hindurch mit Hilfe einer Videokamera dokumentiert wird. PMMA wird aufgrund seiner günstigen Eigenschaften häufig für akustische Untersuchungen verwendet [62, 128, 116].

Auf der Platte werden Piezokeramiken als Ultraschallsensoren angebracht und deren Signale während der Infusion aufgezeichnet. Der Fließfortschritt über die jeweiligen Sensorquerschnitte wird durch computergestützte Bildverarbeitung abgeschätzt. Die Ergebnisse und der Vergleich mit Messung und Berechnung werden im Abschnitt 5.2.2 ab Seite 81 diskutiert.

Die Berechnungen werden folglich mit den Materialdaten für PMMA durchgeführt. Für die Schallgeschwindigkeit wird der an der Platte im Impuls-Echo-Verfahren gemessene Wert von $c_{\text{PMMA}} \approx 2370 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ verwendet. Der gemessene Wert liegt zwischen den Literaturangaben von $c_{\text{PMMA}} \approx 2700 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ in [73, 62] und $c_{\text{PMMA}} \approx 2200 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ in [100]. Für die Dichte wird der Herstellerwert $\rho_{\text{PMMA}} = 1190 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ verwendet [145]. Aus den Werten folgt für die Impedanz des Formwerkzeugs $Z_{\text{PMMA}} = 2,82 \cdot 10^6 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$. Für die transversale Schallgeschwindigkeit wird $c_{\text{PMMA,tv}} = 1430 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ [62] angenommen. Es liegen keine Werte für die Schalldämpfung α_{PMMA} vor. Es wird davon ausgegangen, dass der Einfluss der Schalldämpfung gering ist und bei den Berechnungen vernachlässigt werden kann.

Bei den Infusionsversuchen wird eingefärbtes Silikonöl [67] als Ersatzflüssigkeit zur Reduzierung des Vorbereitungsaufwands und zur Verbesserung der Bildauswertung verwendet. Zur Berechnung wird die vom Hersteller angegebene Dichte von $\rho_{\text{Silikonöl}} = 968 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ verwendet. Die Messung des Reflexionsgrades zwischen PMMA-Platte und Silikonöl ergibt $R_{\text{PMMA, Silikonöl}} \approx -0,60$.

Aus dem gemessenen Reflexionsgrad wird die Impedanz des Silikonöls zu:

$$Z_{\text{Silikonöl}} = \frac{1 + R}{1 - R} Z_{\text{PMMA}} = \frac{1}{4} Z_{\text{PMMA}} = 0,70 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$$

Hieraus ergibt sich die Schallgeschwindigkeit zu $c_{\text{Silikonöl}} = 728 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Der große Amplitudenabfall während des Fließfrontdurchgangs von $\bar{A}_{PE,1} \approx 0,6 \cdot \bar{A}_{PE,0}$ begünstigt durch die höhere Messauflösung der Amplitude die Vergleichbarkeit der Berechnungs- und Messergebnisse. Dabei ist von einer Übertragbarkeit der Erkenntnisse und entwickelten Auswertemethoden auf Infusionsvorgänge mit Epoxidharzen und anderen Formwerkzeugmaterialien auszugehen, wenn der aus der Materialkombination ergebende wirksame Sensorquerschnitt bestimmt und berücksichtigt wird.

In Abbildung 5.10 sind die Reflexionsfaktoren nach Gleichung D.3 in Abhängigkeit des Einfallswinkels β an einer Grenzfläche für unterschiedliche Medienkombinationen aufgetragen.

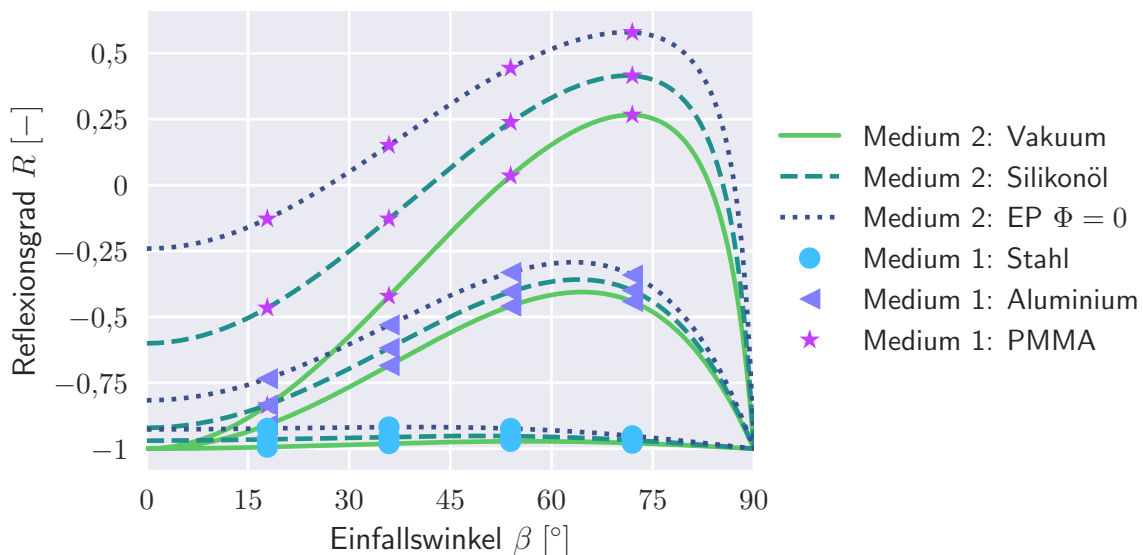


Abbildung 5.10.: Reflexionsfaktor R der Longitudinalwelle nach schrägem Einfall einer Longitudinalwelle in Abhängigkeit des Einfallswinkels β an der Grenzschicht zwischen unterschiedlichen Medien

Bei Stahl liegt aufgrund seiner hohen Impedanz eine geringe Abhängigkeit vom Einfallswinkel vor, die bei Aluminium stärker ausgeprägt ist. Bei PMMA besteht solch ein hoher Einfluss des Einfallswinkels, dass es zu einem Nulldurchgang und einem Vorzeichenwechsel kommt. Der Winkel, bei welchem der Nulldurchgang liegt, hängt auch von den Eigenschaften des zweiten Mediums an der Grenzfläche ab. Bei Formwerkzeugdicken d_1 , die im Vergleich zum Sensordurchmesser D_1 klein sind, treffen Schallwellen teilweise unter großen Winkeln auf die Grenzfläche. Infolgedessen ist mit einem Einfluss dieses Effekts auf die Ausbildung des Schallfeldes zu rechnen.

Neben den Materialparametern wird für die Berechnung eine Mittenfrequenz von $f_0 = 2,1 \text{ MHz}$ und $N = 6$ Perioden für das Ausgangssignal s_{ref} gewählt. Der Sensor ist kreisförmig mit einem Durchmesser von $D_{\text{Sensor}} = 10 \text{ mm}$.

In Abbildung 5.11 sind die berechneten Schallintensitätsverteilungen eines kreisförmigen Sensors während des Fließfrontdurchgangs (von links nach rechts) in Falschfarbendarstellung gegenübergestellt. Von der obersten zur untersten Diagrammzeile wird die Dicke der Formwerkzeugwand erhöht, die als 2^Z -faches der Nahfeldlänge $l_N \approx 21,9 \text{ mm}$ gewählt wird.

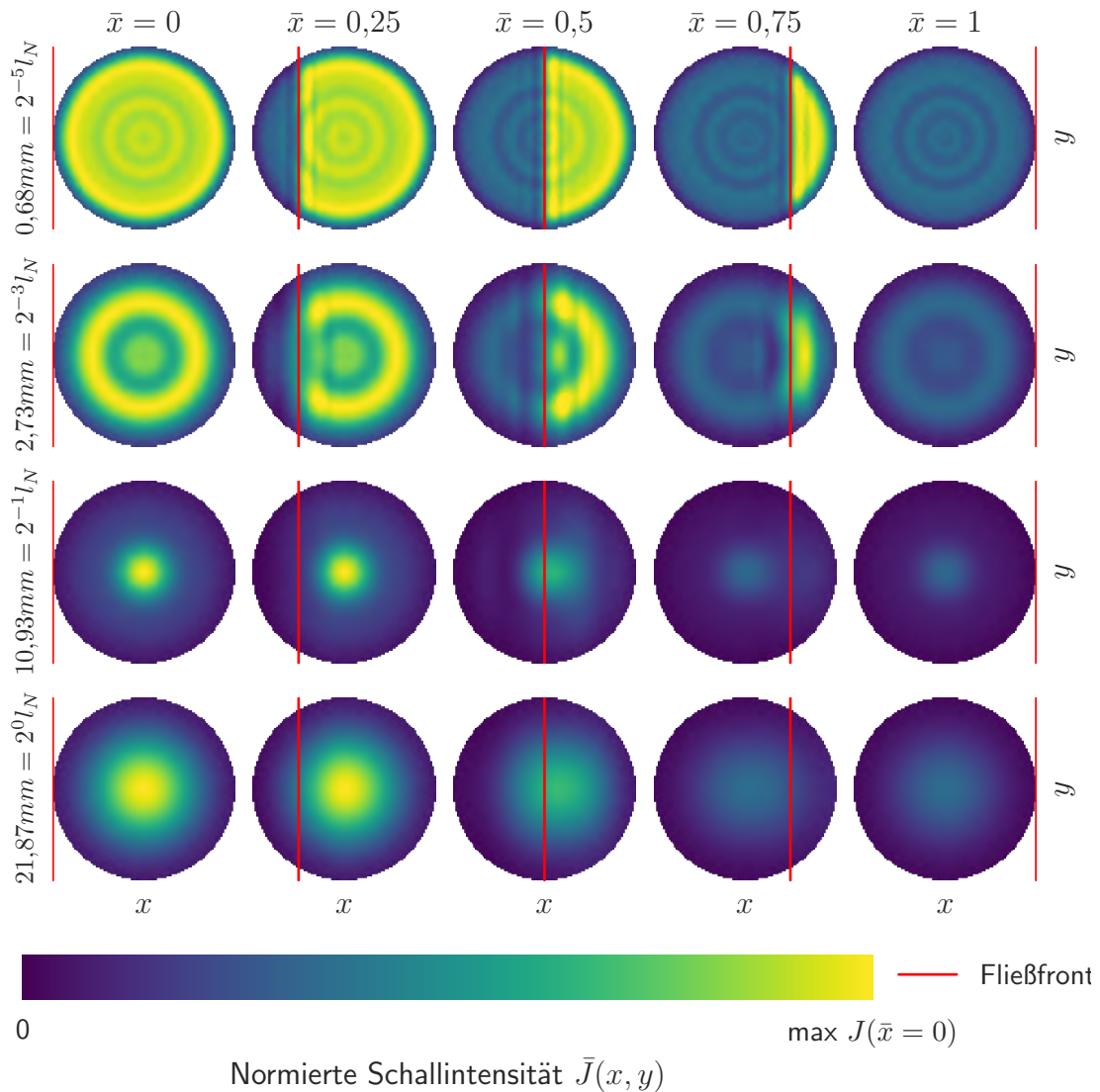


Abbildung 5.11.: Berechnete Schallintensitätsverteilungen eines kreisförmigen Sensors in Abhängigkeit des Fließfrontfortschritts \bar{x} und der Formwerkzeugdicke d_1 als 2^Z -faches der Nahfeldlänge l_N

Bei geringen Wanddicken besteht die Schallintensitätsverteilung aus ringförmigen Bergen und Tälern, deren Wellenlänge mit zunehmender Formwerkzeugdicke d_1 steigt. Erst ab einer Dicke, die der halben Nahfeldlänge l_N entspricht, bildet sich eine stetige, glockenförmige Verteilung aus, die im Zentrum am stärksten ausgeprägt ist. Bei einer homogenen Verteilung des Reflexionsfaktors (außer bei $R = 0$) über dem Sensorquerschnitt bildet sich ein ähnliches Muster aus.

Während des Fließfrontdurchgangs kommt es durch den lokal abweichenden Reflexionsfaktor zu Überlagerungen, die zu Verstärkung und Auslöschung führen. Parallel zur Fließfront bilden sich daher Überlagerungsmuster aus, die mit zunehmendem Abstand schwächer ausgeprägt sind. Dies ist vor allem in den ersten beiden Zeilen zu erkennen. Bei größeren Wanddicken kommt es zu einer

Verschiebung des Maximums der Schallintensität in Richtung des Bereichs der noch nicht benetzten Werkzeugoberfläche. Aus den Ergebnissen ist zu vermuten, dass die inhomogene Verteilung der Schallintensität und die hohe Abhängigkeit von der Formwerkzeugdicke einen Einfluss auf den Amplitudenverlauf des Impuls-Echo-Signals während des Fließfrontdurchgangs ausüben.

In Abbildung 5.12 sind die berechneten Amplitudenverläufe des Impuls-Echo-Signals über dem Fließfrontfortschritt \bar{x} bei unterschiedlichen Formwerkzeugdicken d_1 aufgetragen. Die Formwerkzeugdicke ist als 2^z -faches der Nahfeldlänge l_N gewählt. Im rechten Diagramm ist die Ableitung der Verläufe nach dem Fließfrontfortschritt \bar{x} dargestellt.

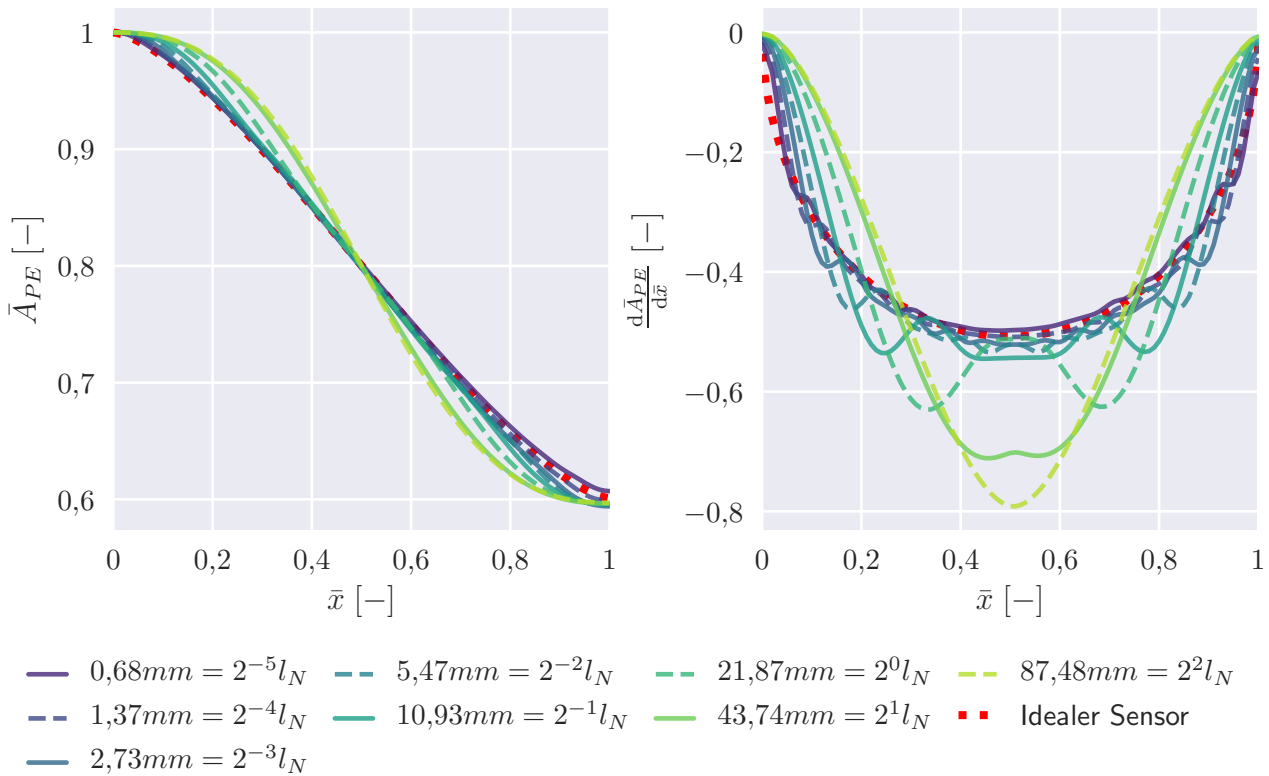


Abbildung 5.12.: Amplitudenverlauf des Impuls-Echo-Signals in Abhängigkeit des Fließfrontfortschritts \bar{x} und der Formwerkzeugdicke als 2^z -faches der Nahfeldlänge l_N

Die Verläufe ähneln sich, jedoch verschiebt sich das Einsetzen der Amplitudenabnahme mit zunehmender Formwerkzeugdicke d_1 vom Rand in Richtung zur Sensormitte ($\bar{x} = 0,5$). Bei Betrachten der ersten Ableitung nach dem Fließfrontfortschritt \bar{x} werden die Unterschiede deutlicher. Die komplexe Entstehung des Schallfeldes mit den auftretenden Effekten der Auslöschung und Verstärkung der Schallwellen führen zu einem unstetigen Verlauf der Ableitung, dessen Charakteristik stark von der Wanddicke abhängt.

Trotz der Unterschiede besitzen die Kurven Gemeinsamkeiten, die zur Auswertung genutzt werden können. Die Kurven besitzen die gleichen Anfangs- und Endpunkte, als auch eine nahezu gleiche Steigung in diesen Punkten. Am Mittelpunkt des Sensors liegt bei allen Kurven eine Wendestelle vor, die sich durch eine Steigung von Null in der Ableitungskurve auszeichnet.

Diese gemeinsamen Eigenschaften der Kurven können dazu genutzt werden, die Fließgeschwindigkeit unabhängig der Dicke des Formwerkzeugs zu bestimmen. Während des Infusionsvorgangs wird die Impuls-Echo-Amplitude über der Prozesszeit gemessen. Diese muss zur Bestimmung der Fließgeschwindigkeit auf den wirksamen Sensorquerschnitt kalibriert werden.

Unabhängig der Wanddicke fällt die Amplitude über den gesamten Bereich von $0 \leq \bar{x} \leq 1$ ab ($\frac{d\bar{A}_{PE}}{d\bar{x}} < 0$). Dieser Bereich entspricht der Breite des Sensors. Folglich kann die Fließgeschwindigkeit aus dem Quotienten aus Sensorgröße und zeitlicher Dauer des Amplitudenabfalls berechnet werden.

In der Praxis können jedoch das Impuls-Echo-Signal und dessen Amplitude einem Rauschen unterliegen, aufgrund dessen Anfang und Ende des Zeitbereichs des Amplitudenabfalls nicht zuverlässig bestimmt werden kann. Neben dieser Zeitdauer steht auch der Maximalwert der Ableitung des Amplitudenverlaufs nach der Messzeit im Zusammenhang mit der Fließgeschwindigkeit und kann zur Berechnung herangezogen werden.

Die in dieser Arbeit ausgewählte Methode, die Geschwindigkeit aus dem Amplitudenverlauf zu bestimmen, ist das Anpassen einer parametrisierten Kurve an die Ableitungskurve der gemessenen Amplitude nach der Zeit. Die Parameter werden durch einen Optimierungsalgorithmus mit dem Ziel angepasst, die Summe der quadratischen Fehler zwischen Messpunkten und Kurve zu minimieren. Aus den Parametern kann dann im nächsten Schritt die Fließfrontgeschwindigkeit berechnet werden. Als parametrisierte Kurve bietet sich einerseits eine Ellipse an, da sie den Amplitudenverlauf eines idealen, kreisförmigen Sensors abbildet. Die parametrisierte Ellipsenkurve P_{Ellipse} wird wie folgt definiert:

$$P_{\text{Ellipse}} = \begin{cases} \frac{\gamma}{r} \cdot \sqrt{r^2 - (x - \mu)^2} & \text{für } -\frac{r}{2} \leq x - \mu \leq \frac{r}{2} \\ 0 & \text{sonst} \end{cases} \quad (5.9)$$

Der Parameter μ spiegelt die Stelle des Scheitelpunktes bzw. den Mittelpunkt der Ellipse wider. Der Radius r ist ein Maß für die Breite und der Skalierungsfaktor γ gibt die Höhe des Scheitelpunktes wieder.

Die Variable x entspricht in diesem Abschnitt einer Ortsgröße, da die Ableitungskurven der normierten Impuls-Echo-Amplitude nach dem normierten Fließfrontfortschritt $\frac{d\bar{A}_{PE}}{d\bar{x}}$ betrachtet werden. Zur Bestimmung der Fließgeschwindigkeit – wie im folgenden Abschnitt 5.2.2 erläutert – werden die Kurven in die gemessenen Ableitungskurven der normierten Impuls-Echo-Amplitude nach der Messzeit $\frac{d\bar{A}_{PE}}{dt}$ angepasst. Folglich entspricht dort die Variable x einer Zeitdauer. Zur Unterscheidung der Parameter werden Indizes eingeführt, die auf die verwendete Domäne der Ableitungskurve – normierter Fließweg \bar{x} , Fließweg x und Messzeit t – verweist. Für den Radius r der Ellipsenkurve P_{Ellipse} ergibt sich daraus beispielsweise $r_{\bar{x}}$, r_x und r_t .

Da bei Formwerkzeugdicken $d_1 \geq l_N$ der Ableitungsverlauf glockenförmig ist, wird die Annäherung mit einer Gaußschen Glockenkurve ausgewählt. Der Vorteil dieser Kurve liegt im beidseitigen asymptotischen Verlauf gegen Null, mit welchem der Bereich außerhalb von $0 \leq \bar{x} \leq 1$ der Ableitungskurve gut abgebildet wird. Diese Eigenschaft vereinfacht auch die Implementierung der Kurvenanpassung. Diese wird mit den Parametern μ für den Mittelpunkt, der Breite σ und dem Skalierungsfaktor γ definiert zu:

$$P_{\text{Gauß}} = \gamma \cdot \exp\left(-\frac{(x - \mu)^2}{2\sigma^2}\right) \quad (5.10)$$

In Abbildung 5.13 sind die Ableitungen der berechneten Impuls-Echo-Amplitude nach dem Fließfrontfortschritt \bar{x} bei unterschiedlichen Formwerkzeugdicken d_1 dargestellt. Auf die Ableitungskurven sind die beiden parametrisierten Kurven mit angepassten Parametern zum Vergleich abgebildet. Die gefundenen Parameter γ, r, μ für die Ellipsenkurve und γ, σ, μ für die Gaußkurve nach Anpassung an die berechneten Amplitudenableitungskurven sind in der Legende angegeben.

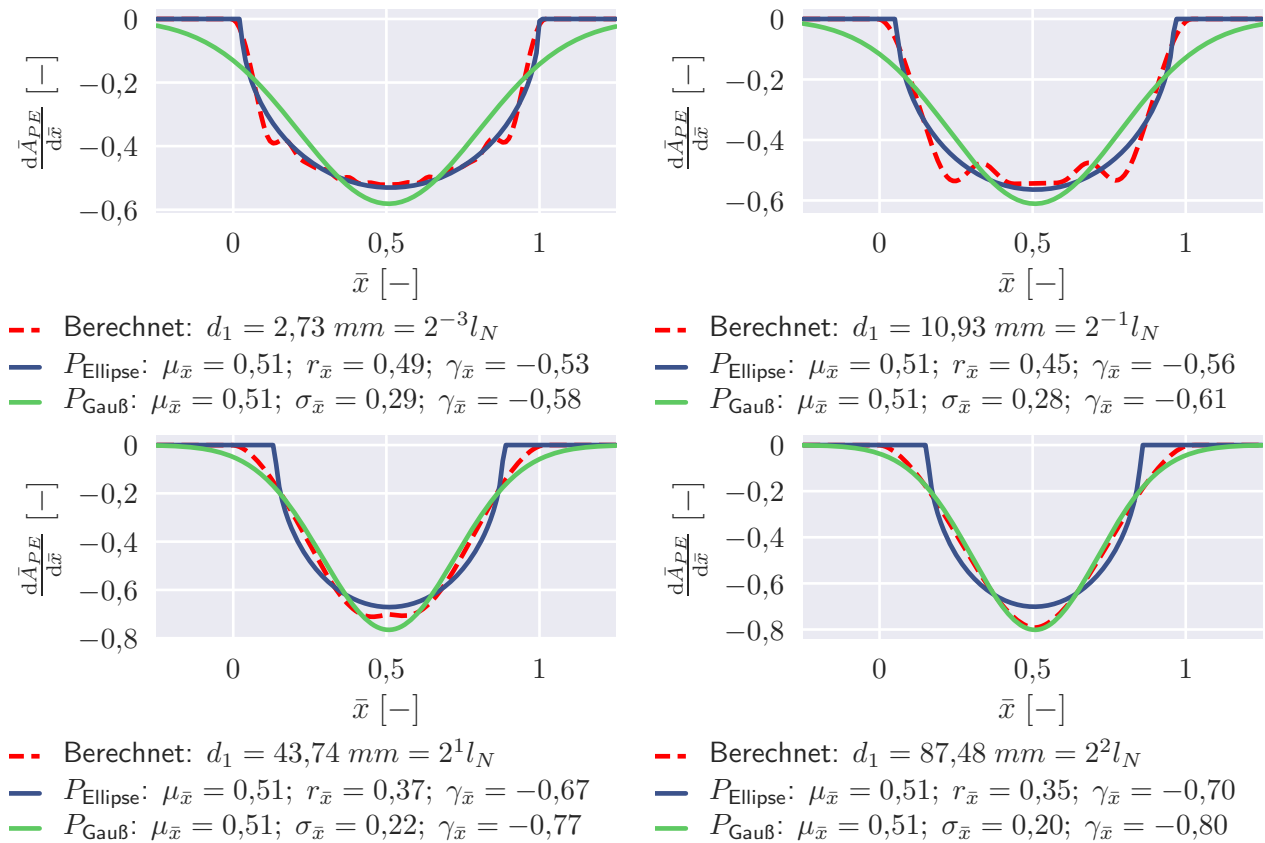


Abbildung 5.13.: Annäherung der Ableitung nach dem Fließfrontfortschritt \bar{x} der berechneten Kurven der Impuls-Echo-Amplitude mit parametrisierten Kurven P_{Ellipse} und $P_{\text{Gauß}}$ zur Bestimmung der Fließgeschwindigkeit bei einem Sensordurchmesser $D_{\text{Sensor}} = 10 \text{ mm}$ an einer PMMA-Platte unterschiedlicher Dicken $d_1 = 2^z \cdot l_N$

Bei kleinen Formwerkzeuggesticken $d_1 \leq \frac{l_N}{2}$ kann die Kurve gut mit einer Ellipse und bei großen Dicken $d_1 \geq 2l_N$ mit der Gaußschen Glockenkurve angenähert werden. Im Bereich der Nahfeldlänge l_N sind beide Kurven schlecht geeignet, den Verlauf genau wieder zu geben. In dieser Arbeit werden dennoch diese beiden parametrisierten Kurven zur Anpassung verwendet. Die Kurven werden im nächsten Abschnitt 5.2.2 an Messdaten aus Validierungsversuchen angepasst und die Parameter auf Korrelation mit der Fließfrontgeschwindigkeit untersucht.

In den Diagrammen in Abbildung 5.14 sind die gefundenen Parameter γ, r, μ für die Ellipsenkurve und γ, σ, μ für die Gaußkurve in Abhängigkeit der Formwerkzeuggesticke aufgetragen. Im untersten Diagramm wird der mittlere Fehler zwischen angenäherten, parametrisierten Kurven und den berechneten Verläufen wiedergegeben. Die Übereinstimmung der Ellipsenkurve mit den berechneten Kurven nimmt mit zunehmender Formwerkzeuggesticke stetig ab. Die Gaußsche Glockenkurve bildet ebenfalls bis zur Nahfeldlänge mit abnehmender Übereinstimmung die Kurven ab. Bei großen Formwerkzeuggesticken $d_1 \geq 2l_N$ wird eine zunehmend bessere Annäherung erreicht. Dennoch zeigen die jeweiligen Parameter σ und r und jeweils γ beider Annäherungskurven eine ähnliche Abhängigkeit von der Formwerkzeuggesticke d_1 und einen nahezu gleichen Verlauf.

Die mittels Kurvenanpassung gefundenen Parameter σ und r stellen ein Maß für die Breite des Amplitudenabfalls dar. Der Parameter γ gibt den Scheitelwert der Ableitungskurve wieder. Diese Parameter stehen im direkten Zusammenhang mit der Fließfrontgeschwindigkeit. Daher ist es von Vorteil, einen Parameter zu finden, der unabhängig von der Wanddicke ist.

Jedoch zeigen die Diagramme in Abbildung 5.14, dass die untersuchten Parameter eine starke Abhängigkeit von der Wanddicke besitzen. Mit zunehmender Dicke d_1 nimmt die Fokussierung des Schallfeldes auf die Sensormittelachse zu, sodass der wirksame Sensorquerschnitt abnimmt. Diese Abhängigkeit von der Formwerkzeugdicke d_1 muss folglich berücksichtigt werden, wenn aus dem zeitlichen Verlauf der gemessenen Impuls-Echo-Amplitude die Fließfrontgeschwindigkeit ausgewertet wird.

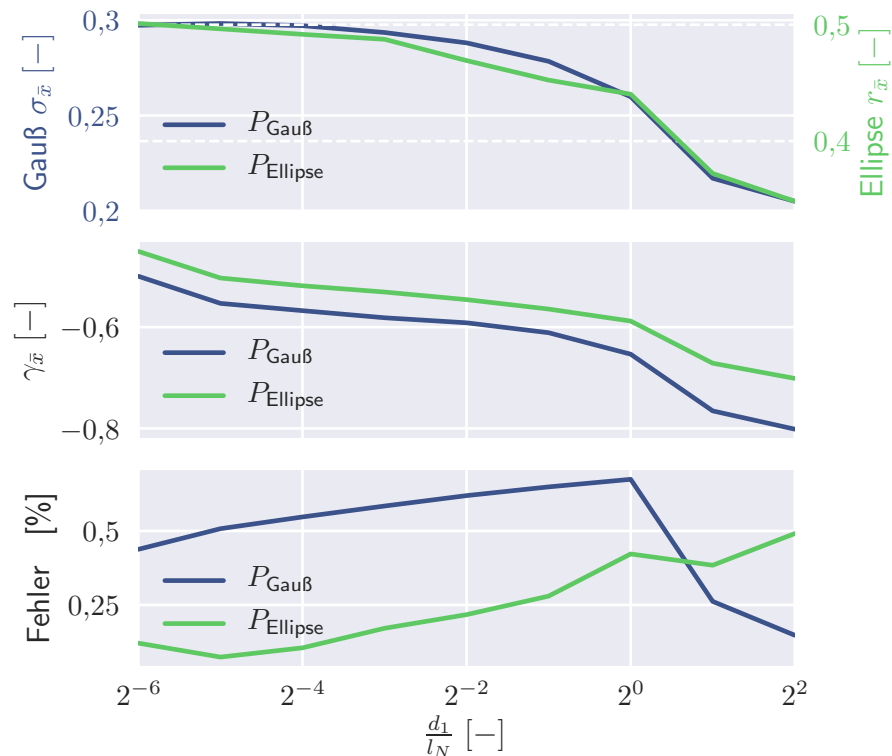


Abbildung 5.14.: Vergleich der Parameter zur Eignung als Maß der Fließfrontgeschwindigkeit, mit σ und r als Maß für die Breite des Amplitudenabfalls, γ für die Höhe des Scheitelpunktes der Ableitungskurve des Amplitudenabfalls

Diese Korrektur kann durch Berechnungen, wie sie in diesem Abschnitt diskutiert werden, oder durch empirische Kalibrierung der Sensoren durchgeführt werden. Jedoch ist eine empirische Kalibrierung mit großem Aufwand verbunden und ist nur für den jeweiligen Fall gültig. Die Kalibrierung durch das entwickelte Berechnungsverfahren bietet den Vorteil, dass keine Versuche notwendig sind und die Korrekturfaktoren relativ schnell bestimmt werden können.

5.2.2. Optische Verifizierung mit automatisierter Bildauswertung

Zur Verifizierung der theoretischen Betrachtungen des Einflusses der Fließfrontposition, -geschwindigkeit und -richtung auf das Ultraschallsignal in Abhängigkeit der Sensorform werden Verifizierungsversuche an einem transparenten Formwerkzeug aus PMMA durchgeführt. Dazu werden Sensoren verschiedener Größe und Form auf die PMMA-Platte in einem Raster aufgebracht. Zur Bestimmung der Fließgeschwindigkeit werden kreisförmige Sensoren mit unterschiedlichen Durchmessern $D = \{5, 10, 16\} \text{ mm}$ verwendet. Die Sensoren mit quadratischen Querschnitten werden zur Untersuchung des Zusammenhangs zwischen Fließwinkel und Schallsignal eingesetzt. Diese Untersuchungen werden in Abschnitt 5.3 beschrieben. Auch werden ringförmige Sensoren ($D_i = 5,2 \text{ mm}$; $D_a = 12,7 \text{ mm}$) verwendet, die jedoch nur zum Vergleich dienen.

Für eine ausreichend große Schalllaufzeit wird eine Plattendicke von $d_1 = 20 \text{ mm}$ gewählt, damit die zurück reflektierten Ultraschallimpulse ohne zeitliche Überschneidung zum Sensor zurück fallen. Die Messung der Schallgeschwindigkeit ergibt $c_{\text{PMMA}} \approx 2370 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ (vgl. Abschnitt 5.2). Die Validierungsversuche werden mit einem blau eingefärbten Silikonöl und einem Glasfaserwirrvlies durchgeführt. Hierdurch wird ein hoher optischer Kontrast zwischen trockenen und bereits benetzten Bereichen erreicht. Durch den Einsatz des Glasfaserwirrvlieses entsteht eine gleichförmige, klar abgetrennte Fließfront, die nicht durch Kapillareffekte dominiert wird. Die Benetzung wird von einer hochauflösenden Videokamera oberhalb des Versuchsaufbaus aufgenommen und im Anschluss mittels automatisierter Bildauswertungsalgorithmen der Fließfrontverlauf für jedes Bild bestimmt. Die Auflösung beträgt ca. $4 \frac{\mu\text{m}}{\text{mm}}$.

Für die Durchführung der Infusion wird auf der den Sensoren gegenüberliegenden Seite das Wirrvlies, die Medienzuleitungen, ein Linienanguss und schließlich ein Vakuumsack ohne Fließhilfen aufgebracht (siehe Abbildung 5.15). Der Versuch wird derart gestaltet, dass eine möglichst gerade Fließfront entsteht, die sich parallel zu den Sensorreihen ausbreitet.

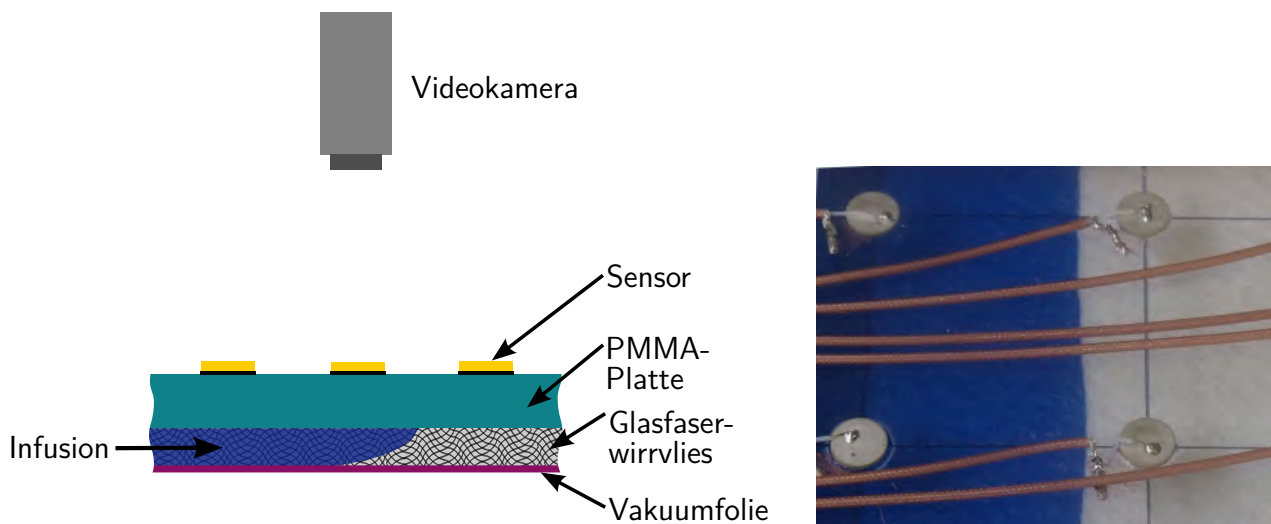


Abbildung 5.15.: Schema des Versuchsaufbaus aus PMMA-Platte mit Sensoren, Videokamera und Infusionsaufbau mit blau eingefärbtem Silikonöl

Die automatisierte Bildauswertung wird mit Hilfe der frei verfügbaren Software *OpenCV 3.0* [48] in *Python* durchgeführt. Die Sensormittelpunkte und -umrisse der kreisrunden Sensoren werden mit Hilfe der Hough-Kreis-Transformation [68] bestimmt und sind in Abbildung 5.16 eingezeichnet. Diese Daten dienen zur Bestimmung der Fließfrontposition bezogen auf die Sensorpositionen und die mittlere Fließfrontgeschwindigkeit während des Fließfrontdurchgangs.

In Abbildung 5.17 sind an einem Bildausschnitt die Schritte der Bildverarbeitung dargestellt. In a) wird das Originalbild wiedergegeben. Die Bestimmung der Fließfrontposition wird mittels der Farbwerte der Pixel bestimmt, welche in b) hell eingefärbt sind, woraus eine binäre Maske entsteht. Die Grenzen für die Farbauswahl werden manuell gewählt.

Die beispielsweise durch die Kabel und die Rastermarkierung entstehenden Lücken werden im nachfolgenden Schritt c) durch sogenannte morphologische Transformationen [68] geschlossen. Die Lücken werden ausschließlich in x-Richtung geschlossen, um eine Verfälschung der Fließfront auszuschließen. Die Punkte dieser Maske mit den höchsten y-Werten über x ($y_{\text{Fließfront}}(x) = \max(y(x))$) ergeben die Fließfrontposition in d), die im nachfolgenden Schritt e) von Ausreißern und nahe an Sensoren liegenden Punkten bereinigt werden. Zum einen werden Punkte nahe der Sensoren mit einem Abstand

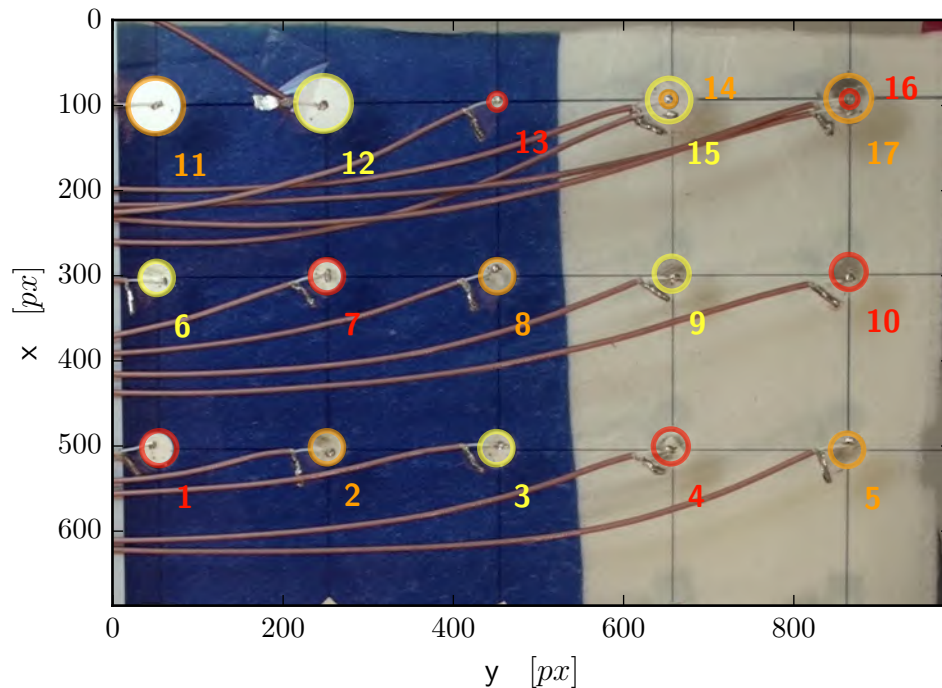


Abbildung 5.16.: Durch Bildverarbeitung bestimmte Sensorpositionen und -umrisse

von $r < r_{\text{Sensor}} + 10 \text{ px}$ entfernt. Zum anderen kommt eine gleitende Standardabweichung um einen gleitenden Mittelwert als Kriterium zum Entfernen von Ausreißern zum Einsatz.

Aus den gefundenen Punkten wird die Fließfront mit einem Polynom 4. Grades angenähert und zur Interpolation genutzt. Schließlich wird in f) der kürzeste Fließfrontabstand zum Sensormittelpunkt berechnet.

Bei der Auswertung werden die Fehler durch Linsenverzerrung, Perspektive und Lichtbrechung vernachlässigt und als genügend klein angenommen. Der Perspektivenfehler verursacht zunehmend zum Randbereich eine Abweichung zwischen wahrgenommener und realer Fließfrontposition in Relation zu den Sensoren. Durch die Lichtbrechung wird dieser Fehler dagegen reduziert. Die Berechnung der Fließfrontgeschwindigkeit und -richtung, die im Fokus der Verifizierung stehen, werden in geringerem Maß verfälscht.

Die Ergebnisse der Videoauswertung und der Ultraschallmessungen sind reihenweise in Abbildung 5.18 für die kreis- und ringförmigen Sensoren dargestellt. Das jeweils oberste der drei Diagramme zeigt die normierte Amplitude des Impuls-Echo-Signals \bar{A}_{PE} , im mittleren dessen Ableitung nach der Messzeit und im untersten Diagramm der normierte Abstand der Fließfrontposition zur Sensormitte aus der Videoauswertung. Die Zeitausschnitte sind jeweils so gewählt, dass sie $210 \text{ s} = 3,5 \text{ min}$ betragen und damit die Vergleichbarkeit erhöhen. Bei den Ultraschallmessungen liegt die Messrate bei ca. $6,25 \text{ s}^{-1}$ und das Video besitzt eine Bildwiederholrate von 25 s^{-1} .

Die Kurven der Impuls-Echo-Amplituden \bar{A}_{PE} werden mit einem gleitenden Mittelwert einer Breite von 40 Messpunkten geglättet, um das Messrauschen zu vermindern. Der jeweilige Mittelwert wird dem Messzeitpunkt der Mitte des Fensters zugeordnet. Bis auf wenige Ausnahmen (Sensoren 7, 14, 16) ergeben die Ultraschall-Messungen Messkurven mit relativ geringem Rauschen, in welchen der Amplitudenabfall gut abgebildet ist. Die Messergebnisse der kleinsten, verwendeten Sensoren mit $D_{\text{Sensor}} = 5 \text{ mm}$ (Sensoren 13, 14 und 16) weisen signifikante Störungen auf. Nur bei Sensor 13 wird bei diesem Durchmesser eine gute Messung erreicht. Die Verläufe der mittels Bildauswertung gewonnen Fließfrontabstände zur Sensormitte sind ebenfalls mit einem gleitenden Mittelwert der gleichen Breite von 40 Messpunkten geglättet und weisen nahezu monoton stetige Verläufe auf. Die

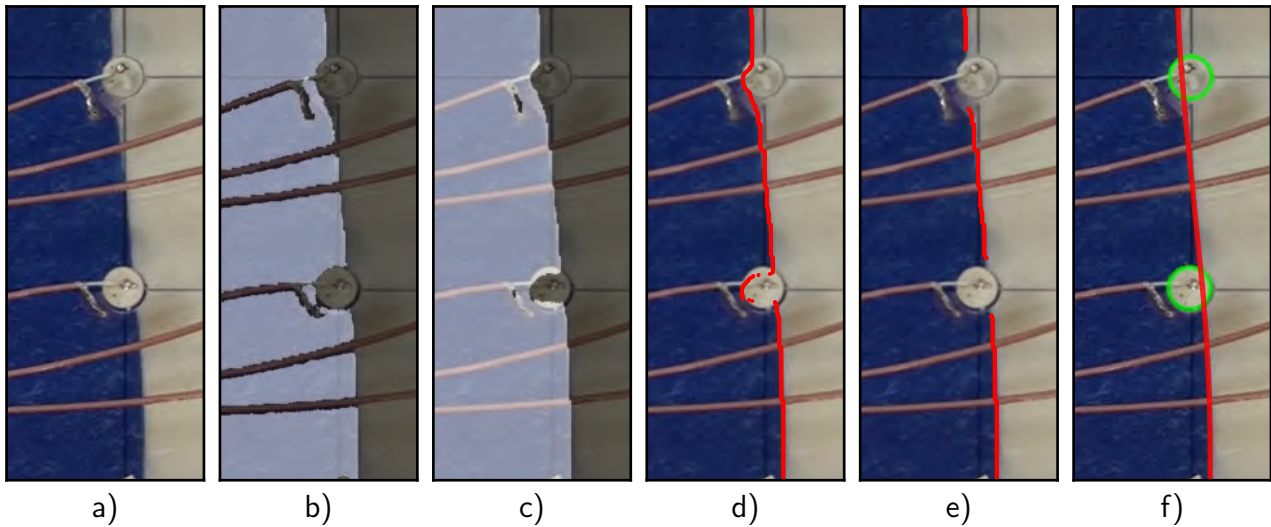


Abbildung 5.17.: Ablauf der Bildverarbeitung in OpenCV zur Bestimmung der Fließfrontposition und dessen Abstand zu den Sensoren

Unstetigkeiten im Verlauf sind auf Fehler bei der automatischen Bildauswertung zur Bestimmung der Fließfrontposition zurückzuführen.

Die Ableitung der Impuls-Echo-Amplitude nach der Zeit wird durch schrittweises Anpassen einer Geraden in einem entlang der Kurve wandernden Fenster einer festen Breite bestimmt. Dabei werden die Amplitudenwerte vor Anwendung des gleitenden Mittelwerts verwendet. Der berechnete Geradenanstieg wird dem Zeitpunkt im Fenstermittelpunkt zugeordnet. Mit dieser Methode, vergleichbar mit einem Savitzky-Golay-Filter erster Ordnung [119, 104], wird auch bei verrauschten Messdaten ein stetiger Verlauf der Ableitungskurve erreicht. Aufgrund des Rauschens wird eine Fensterbreite von 100 Werten gewählt, welche einer Messzeit von etwa 16 Sekunden entspricht. Die Anwendung der Methode führt mit steigender Fensterbreite zu einer zunehmenden Verbreiterung der Ableitungskurve und zu einer Abflachung dessen Minimums. Die Fensterbreite wird so groß wie notwendig gewählt, dass der Einfluss des Rauschens in der Ableitung unterdrückt wird. Das Rauschen kann durch den Medienfluss und dabei vorbeiströmender Gasblasen hervorgerufen werden. Aufgrund des konstanten Signalverlaufs vor der Fließfrontankunft, können Sensoren und Messsystems als Ursache ausgeschlossen werden.

Beim qualitativen Abgleich der Sensorsignale und dem Fließfrontfortschritt aus dem Video korrelieren die Kurven gut. In der ersten Sensorreihe liegt die optisch wahrgenommene Fließfront des Videosignals zeitlich vor dem Abfall der Impuls-Echo-Amplitude der Ultraschallmessung. Die dritte Sensorreihe befindet sich senkrecht unterhalb der Kamera, sodass hier keine Verzögerung erwartet wird. Bei den beiden untersten Sensorreihen erscheint die optisch erfasste Fließfrontposition zeitlich später als der Amplitudenabfall. Die Dauer des Fließfrontdurchgangs und des Amplitudenabfalls stimmen dagegen gut überein, sodass der Fehlereinfluss der Perspektive auf die Fließfrontgeschwindigkeit vernachlässigt werden kann. Die Fließfrontgeschwindigkeit nimmt mit wachsendem Abstand zum Anguss ab, da der Druckgradient über dem Fließweg sinkt. Dies ist auch von der ersten zur untersten Sensorreihe in der größer werdenden Breite des Amplitudenabfalls und der Abflachung der Ableitungskurven der Impuls-Echo-Signale zu erkennen.

Im vorangegangenen Abschnitt 5.2.1 wird der Amplitudenverlauf in Abhängigkeit der Formwerkzeugdicke d_1 als 2^z -faches der Nahfeldlänge untersucht. In Abbildung 5.19 sind die in gleicher Weise berechneten Amplitudenverläufe des Impuls-Echo-Signals über dem normierten Fließfrontfortschritt \bar{x} in Abhängigkeit des Sensordurchmessers D_{Sensor} und für die verwendete Formwerkzeugdicke

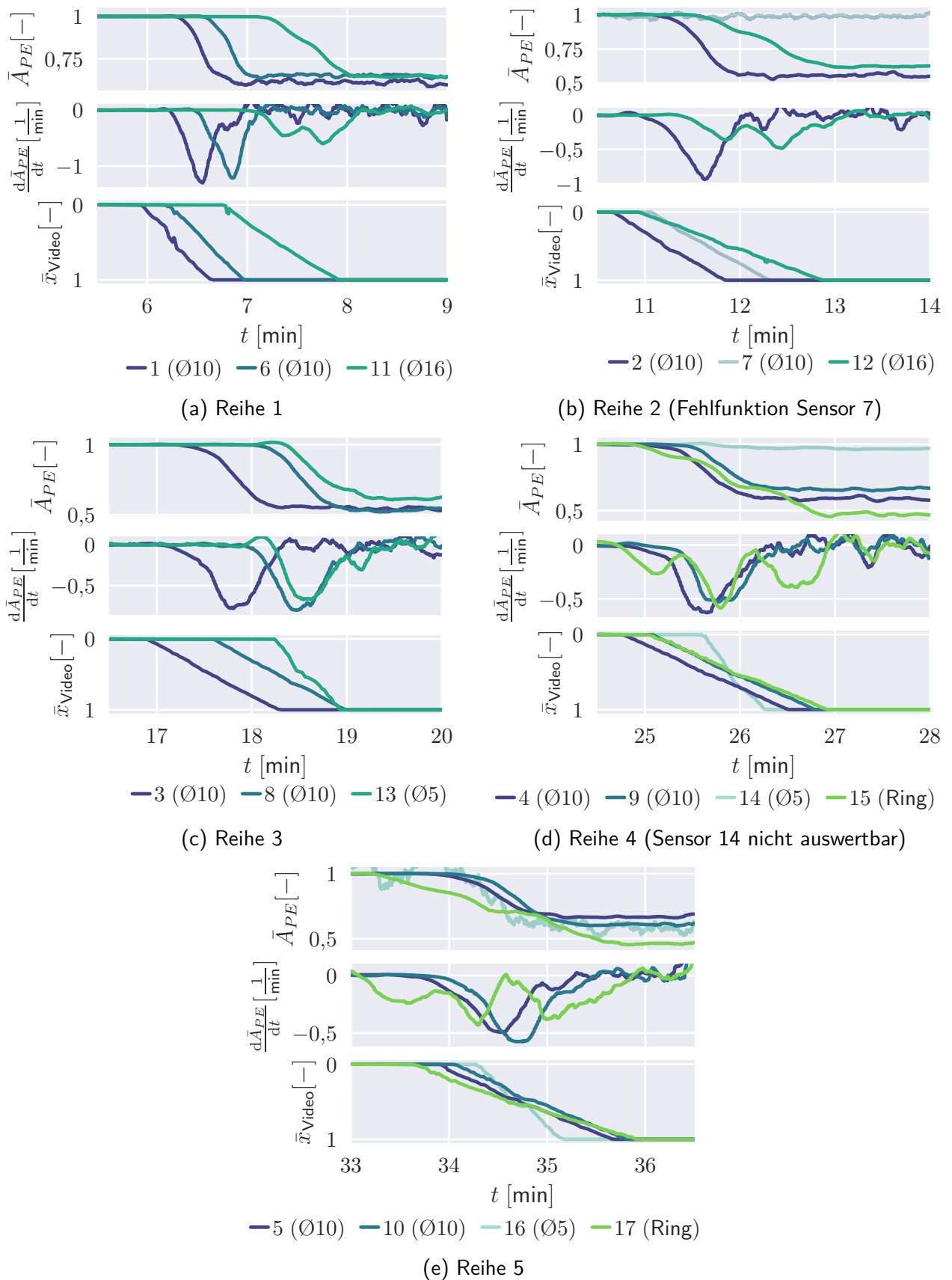


Abbildung 5.18.: Vergleich der Amplituden des Impuls-Echo-Ultraschallsignals und dessen Ableitung mit der Fließfrontposition aus der Auswertung der Videoaufnahmen

$d_1 = 20 \text{ mm}$ dargestellt. Zur besseren Übersicht ist der Bereich bis $\bar{x} \leq 0,5$ aufgetragen. Der Vergleich zwischen den berechneten und gemessenen (Abbildung 5.18) Verläufen zeigt große Unterschiede. Die Ableitungskurven des gemessenen Amplitudenabfalls zeigen bei den Sensoren mit $D_{\text{Sensor}} = 16 \text{ mm}$ (Sensoren 11 und 12) zwei lokale Minima. Für diesen Sensordurchmesser liegt die Nahfeldlänge unter den Versuchsbedingungen bei $l_N = 56,4 \text{ mm}$. Diese gleichen annähernd den berechneten Verläufen eines Sensors von $D_{\text{Sensor}} = 10 \text{ mm}$.

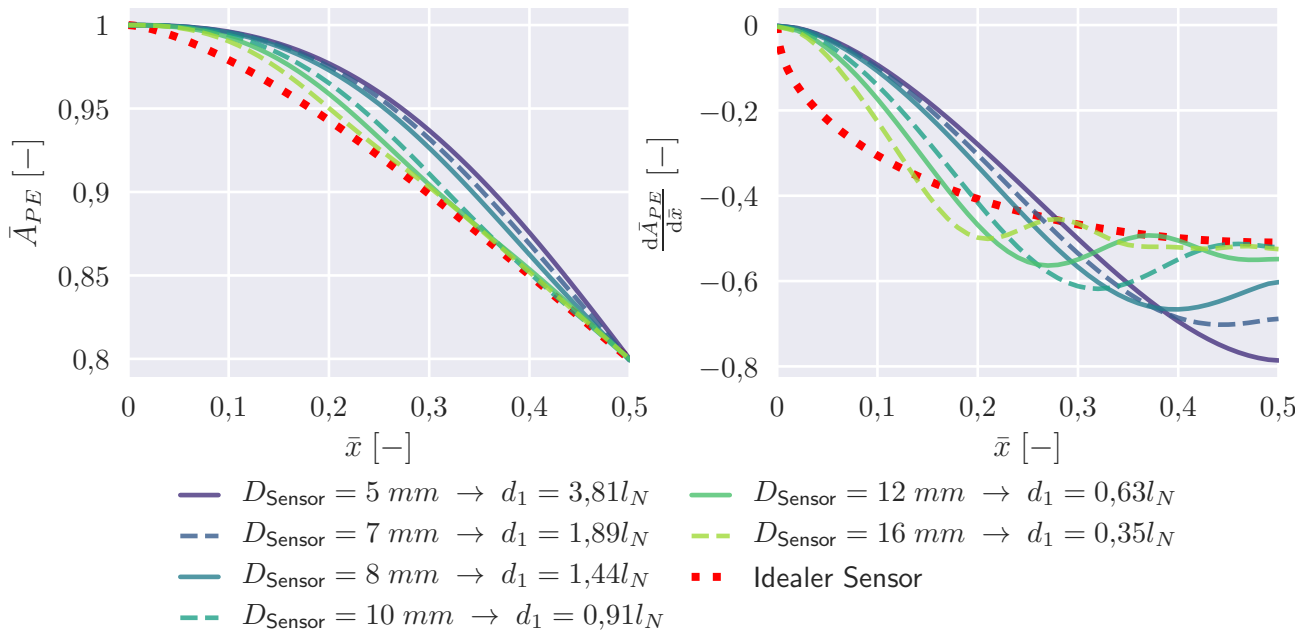


Abbildung 5.19.: Amplitudenverlauf des Impuls-Echo-Signals in Abhängigkeit des Fließfrontfortschritts \bar{x} und dem Sensordurchmesser D_{Sensor} bei einem PMMA-Formwerkzeug mit der Dicke $d_1 = 20 \text{ mm}$

Bei den Sensoren mit einem Durchmesser von $D_{\text{Sensor}} = 10 \text{ mm}$ (Sensoren 1 bis 10) zeigen die gemessenen Ableitungskurven der Amplitude ein lokales Minimum und einen glockenförmigen Verlauf. Die berechneten Verläufe für diesen Sensordurchmesser ergeben dagegen zwei lokale Minima vergleichbar mit den gemessenen Verläufen für $D_{\text{Sensor}} = 16 \text{ mm}$. Die Nahfeldlänge beträgt $l_N = 21,9 \text{ mm}$ für diesen Sensordurchmesser und ist etwas größer als die Formwerkzeugdicke $d_1 = 20 \text{ mm}$. Ein solcher Verlauf wird bei den berechneten Amplituden bei einem Sensordurchmesser von $D_{\text{Sensor}} = 5 \text{ mm}$ erwartet.

Ein Grund hierfür kann im Verfahren zur Ableitungsbildung liegen, bei welchem der Verlauf durch Mittelwertbildung abgeflacht wird. Ein weiterer Grund kann ein inhomogenes, elektrisches Feld über den Sensor darstellen. Im Randbereich ist die elektrische Felddichte geringer ausgeprägt, da die Feldlinien nicht parallel zur Sensorachse, sondern nach außen ausgewölbt verlaufen (vgl. Abbildung 4.6 auf Seite 40) [62]. Infolgedessen wird am Rand eine geringere Dickendeformation des Sensors und dort geringere Schalleistungen erzeugt. Folglich ist der wirksame Querschnitt des Sensors und die wahre Nahfeldlänge l_N reduziert.

Die Sensoren mit $D_{\text{Sensor}} = 5 \text{ mm}$ (Sensoren 13, 14, und 16) zeigen eine geringe Zuverlässigkeit, nur bei Sensor 13 kann ein auswertbarer Verlauf gewonnen werden. Bei diesem fällt ein Anstieg der Amplitude bei Fließfrontankunft auf, der mit dem angewandten Modell nicht erklärt werden kann. Die ringförmigen Sensoren 15 und 16 zeigen ebenfalls erwartungsgemäß drei lokale Minima im Verlauf der Ableitung der Amplitude.

Die in Abschnitt 5.2.1 an den numerisch berechneten Amplitudenverläufen untersuchten Auswertemethoden zur Berechnung der Fließgeschwindigkeit werden im Folgenden anhand der gewonnenen Messkurven der Sensoren mit $D_{\text{Sensor}} = 10 \text{ mm}$ verifiziert. Dazu werden die zeitlichen Ableitungskurven der Impuls-Echo-Amplitude $\frac{d\hat{A}_{PE}}{dt}$ verwendet. Wie in Abschnitt 5.2.1 untersucht, werden an die Verläufe über drei Parameter beschriebene Halbellipsen P_{Ellipse} und Gaußsche Glockenkurven $P_{\text{Gauß}}$ mit einem Optimierungsverfahren angepasst. Die an die Messkurven angepassten Parameter werden auf ihre Eignung zur Bestimmung der Fließfrontgeschwindigkeit untersucht.

Als Vergleich wird zusätzlich noch die Breite des Amplitudenabfalls über Schwellwerte herangezogen. Dabei werden sowohl im Verlauf der Amplitude als auch in dessen zeitlicher Ableitung die Zeitpunkte bestimmt, bei welchen die Schwellwerte erreicht werden. Hieraus wird eine Zeitdifferenz errechnet, die dann zur Fließgeschwindigkeitsberechnung herangezogen wird. Bei dieser Methode zeigt sich, dass deutlich bessere Ergebnisse erzielt werden, wenn die Verläufe normiert werden. Daher werden sowohl die Amplituden- als auch die Ableitungsverläufe auf einen Wertebereich von $0 \leq \hat{A}_{PE} \leq 1$ bzw. $0 \leq \frac{d\hat{A}_{PE}}{dt} \leq 1$ skaliert. Ein repräsentatives Beispiel für den Sensor 5 ist in Abbildung 5.20 dargestellt. Als Schwellwerte werden für den Amplitudenverlauf $\hat{A}_{lim1} = 0,9$ und $\hat{A}_{lim2} = 0,2$ verwen-

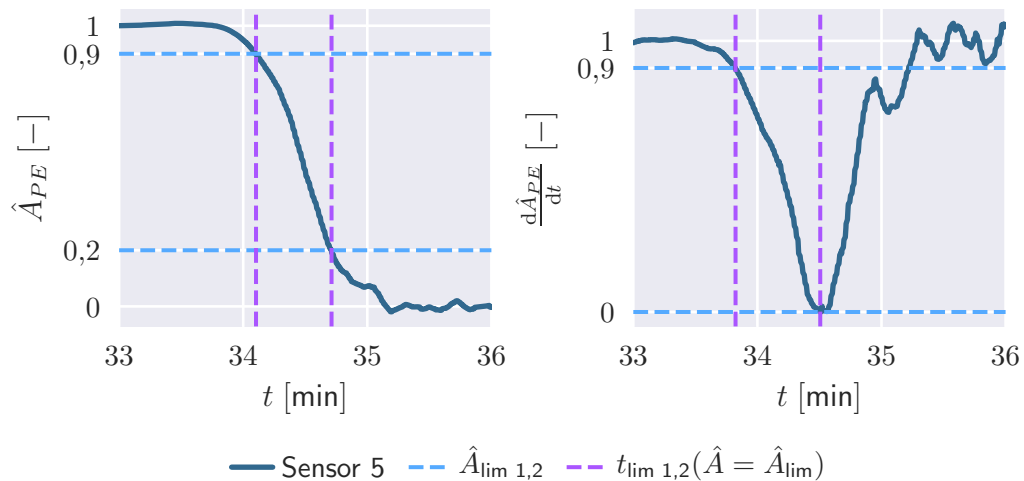


Abbildung 5.20.: Verwendung von Schwellwerten zur Bestimmung der Breite des Amplitudenabfalls während des Fließfrontdurchgangs am auf $0 \dots 1$ skalierten Verlauf der Impuls-Echo-Amplitude (links) und dessen zeitlicher Ableitung (rechts)

det, die die besten Ergebnisse erzielen. Für den Verlauf der zeitlichen Ableitung wird ein Schwellwert von $\hat{A}_{lim1} = 0,9$ und das lokale Minimum verwendet. Aus der Differenz der beiden Zeitpunkten $t_{lim,2} - t_{lim,1}$ kann dann die Fließgeschwindigkeit v berechnet werden. Dabei ist ein Korrekturfaktor κ notwendig, der den wirksamen Sensorquerschnitt beschreibt:

$$v = \kappa \frac{D_{\text{Sensor}}}{t_{lim,2} - t_{lim,1}} \quad (5.11)$$

Für die beiden Methoden auf Grundlage von parametrisierten Kurven P_{Ellipse} und $P_{\text{Gauß}}$ werden ebenfalls Korrekturfaktoren benötigt und im Weiteren eingeführt und auf deren Ermittlung eingegangen.

In Abbildung 5.21 werden die beiden Methoden beruhend auf der Anpassung parametrisierter Kurven beispielhaft an drei Messverläufen demonstriert. Zur Ableitungsbildung wird ein engeres Fenster einer Breite von 50 Werten verwendet, da dies eine höhere Genauigkeit bei der Berechnung der Fließfrontgeschwindigkeit zeigt. Die Gaußschen Glockenkurven bilden die Messkurven gut ab, während die

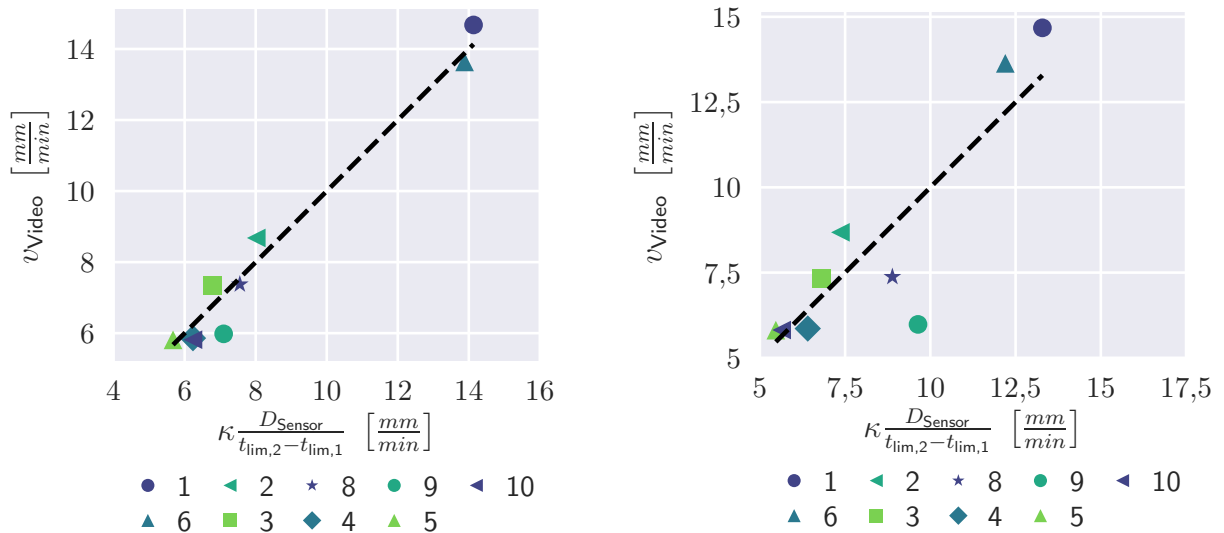


Abbildung 5.22.: Fließfrontgeschwindigkeit am Sensor aus automatischer Bildauswertung v_{Video} über aus Ultraschallmessdaten mittels Schwellwerten bestimmten Geschwindigkeiten (links aus dem Verlauf der Amplitude \hat{A}_{PE} und rechts aus der zeitlichen Ableitung $\frac{d\hat{A}_{PE}}{dt}$) und mit κ korrigiert (nach Gleichung 5.11)

Rand schwächer und stärker auf das Zentrum fokussiert. Infolgedessen findet der Amplitudenabfall bei der Fließfrontdetektion in einem kleineren Bereich als der tatsächlichen Sensorbreite statt, sodass eine Korrektur stattfinden muss. Daher wird der Korrekturfaktor κ spezifisch für jeden der Parameter r , σ und $\gamma_{\text{Ellipse, Gauß}}$ eingeführt, welcher dem Sensordurchmesser beim Einpassen von P_{Ellipse} und $P_{\text{Gauß}}$ in die Ableitungskurve über dem Fließweg x entspricht. Für die Parameter r und σ , die ein Maß der Breite des Amplitudenabfalls darstellen, definieren sich die Korrekturfaktoren κ_r und κ_σ :

$$\kappa_r = r_x = r_{\bar{x}} \cdot D_{\text{Sensor}} \quad (5.13)$$

$$\kappa_\sigma = \sigma_x = \sigma_{\bar{x}} \cdot D_{\text{Sensor}} \quad (5.14)$$

Für einen idealen, kreisförmigen Sensor mit homogenem Schallfeld ist $\kappa_r = \frac{D_{\text{Sensor}}}{2}$, da sich nach Anpassen von P_{Ellipse} an den Verlauf $r_{\bar{x}} = \frac{1}{2}$ ergibt. Dies ist im Diagramm in Abbildung 5.14 bei kleinen $\frac{d_1}{l_N}$ zu erkennen, da mit Verringerung der Formwerkzeugdicke die Homogenität des Schallfelds steigt und sich die Charakteristik dem idealen Sensorverhalten annähert.

Bei derart kleinen Formwerkzeugdicken ergibt sich $\kappa_\sigma \approx 0,3 \cdot D_{\text{Sensor}}$ bei Anpassung der Gaußschen Glockenkurve $P_{\text{Gauß}}$. Mit steigender Formwerkzeugdicke sinken beide Parameter r und σ durch den kleiner werdenden wirksamen Sensorquerschnitt. Gleiches gilt für die Korrekturfaktoren.

Für die Ermittlung der Fließgeschwindigkeit v aus den Parametern r und σ und den Korrekturfaktoren κ folgt:

$$v = \frac{\kappa_r}{r_t} = \frac{r_x}{r_t} = \frac{r_{\bar{x}}}{r_t} D_{\text{Sensor}} \quad (5.15)$$

$$v = \frac{\kappa_\sigma}{\sigma_t} = \frac{\sigma_x}{\sigma_t} = \frac{\sigma_{\bar{x}}}{\sigma_t} D_{\text{Sensor}} \quad (5.16)$$

Im Diagramm in Abbildung 5.23 wird die Korrelation der berechneten Geschwindigkeiten aus den Parametern r_t und σ_t und der durch Bildauswertung ermittelten Geschwindigkeit v_{Video} dargestellt.

Die Diagramme sind ebenfalls bereits mit empirisch ermittelten Faktoren $\kappa_{r,t}$ korrigiert. Beide Parameter weisen eine gute, lineare Korrelation mit der Geschwindigkeit auf, die bei $P_{\text{Gauß}}$ eine höhere Übereinstimmung aufweist.

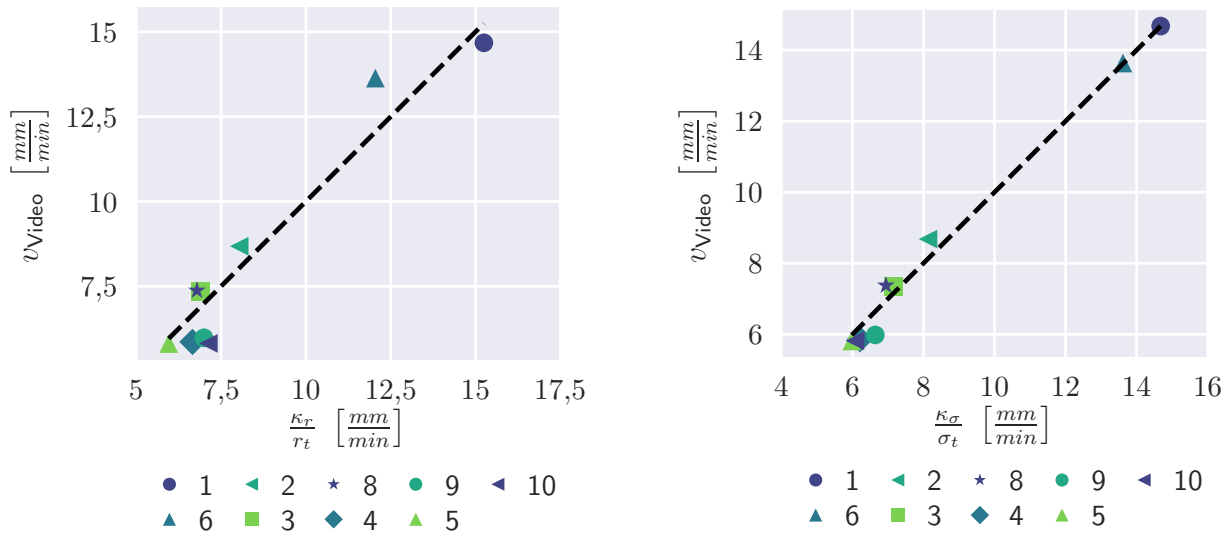


Abbildung 5.23.: Fließfrontgeschwindigkeit am Sensor aus automatischer Bildauswertung v_{Video} über aus den Ultraschallmessdaten gewonnenen Parametern r und σ durch Anpassen der Ellipse P_{Ellipse} und Gaußscher Glockenkurve $P_{\text{Gauß}}$ (nach Gleichungen 5.13 und 5.14 korrigiert)

Auch die in Abbildung 5.24 aufgetragenen Parameter $\gamma_{\text{Ellipse},t}$ und $\gamma_{\text{Gauß},t}$, die mit die Höhe des Scheitelpunktes beschreiben, zeigen eine gute, lineare Korrelation mit der Fließgeschwindigkeit. Auch diese Parameter werden korrigiert:

$$\kappa_{\gamma} = \gamma_x = \gamma_{\bar{x}} \cdot D_{\text{Sensor}} \quad (5.17)$$

$$v = \kappa_{\gamma} \cdot \gamma_t \quad (5.18)$$

Aus der Gleichung 5.4 ergibt sich für einen idealen, kreisförmigen Sensor für die Ableitung der normierten Impuls-Echo-Amplitude nach dem normierten Fließfortschritt $\frac{d\bar{A}}{d\bar{x}}$ das Minimum bei $\bar{x} = \frac{1}{2}$, die $\gamma_{\text{Ellipse},\bar{x}}$ entspricht:

$$\begin{aligned} \frac{d\bar{A}}{d\bar{x}} \left(\bar{x} = \frac{1}{2} \right) &= \frac{4}{\pi} \cdot \left(\frac{R_1}{R_0} - 1 \right) = \gamma_{\text{Ellipse},\bar{x}} \\ &\approx -0,51 \quad \text{für PMMA und Silikonöl} \end{aligned} \quad (5.19)$$

Die aus der Korrelation der Messdaten v_{Video} und den parametrisierten Kurven empirisch ermittelten Korrekturfaktoren κ sind in Tabelle 5.1 angegeben. Daneben sind auch die berechneten Korrekturfaktoren für einen Sensordurchmesser $D_{\text{Sensor}} = 10 \text{ mm}$ und $D_{\text{Sensor}} = 7 \text{ mm}$ zum Vergleich angegeben. Aus den Werten wird ersichtlich, dass die empirisch bestimmten Korrekturfaktoren nicht den berechneten Werten des verwendeten Sensordurchmessers entsprechen, sondern nahe den Werten der Berechnungsergebnisse für $D_{\text{Sensor}} = 7 \text{ mm}$ liegen.

Im Anhang D.3 sind die Ergebnisse der Berechnungen nach der Methode aus Abschnitt 5.2.1 in Abhängigkeit des Sensordurchmessers D_{Sensor} bei $d_1 = 20; \text{ mm}$ abgebildet. In Abbildung D.3 sind die angepassten, parametrisierten Kurven an die berechneten Verläufe über dem Fließweg x dargestellt. Und im Diagramm D.2 sind die Parameter r_x , σ_x , $\gamma_{\text{Ellipse},x}$ und $\gamma_{\text{Gauß},x}$ nach Anpassen

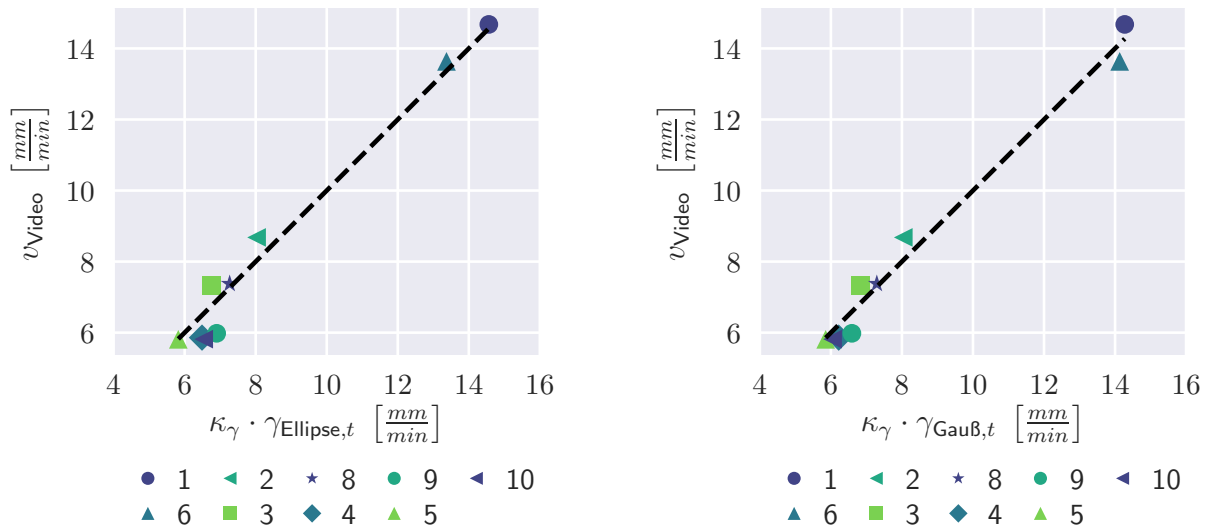


Abbildung 5.24.: Fließfrontgeschwindigkeit am Sensor aus automatischer Bildauswertung v_{Video} über aus den Ultraschallmessdaten gewonnenen Parametern γ durch Anpassen der Ellipse P_{Ellipse} und Gaußschen Glockenkurve $P_{\text{Gauß}}$ (nach Gleichung 5.17 korrigiert)

	$\kappa_{\text{empirisch}} [mm]$	$\kappa_{\text{berechnet}} [mm]$	
		$D_{\text{Sensor}} = 10 \text{ mm}$	$D_{\text{Sensor}} = 7 \text{ mm}$
Ellipse r	2,52	4,21	2,47
Gauß σ	1,57	2,65	1,53
γ_{Ellipse}	-11,3	-16,7	-10,2
$\gamma_{\text{Gauß}}$	-10,0	-15,6	-9,2

Tabelle 5.1.: Korrekturfaktoren κ zur Berechnung der Fließgeschwindigkeit aus den Parametern r , σ und γ durch Anpassen der parametrisierten Kurven P_{Ellipse} und $P_{\text{Gauß}}$ in die gemessene Impuls-Echo-Amplitude. Vergleich der empirisch und durch Berechnung ermittelten Korrekturwerte.

an die berechneten Verläufe über D_{Sensor} zusammengefasst. Für einen Sensor mit $D_{\text{Sensor}} = 10 \text{ mm}$ ergeben die Berechnungen einen Korrekturfaktor von $\kappa_r = r_x = 4,21 \text{ mm}$ und damit einen deutlich höheren Wert als aus der Korrelation der Messversuche. Der empirisch ermittelte Korrekturfaktor $\kappa_r = 2,52 \text{ mm}$ entspricht einem berechneten Sensor mit einem geringeren Durchmesser von $D_{\text{Sensor}} = 7 \text{ mm}$ mit $\kappa_r = 2,47 \text{ mm}$ (siehe Abbildung D.2 im Anhang). Dies kann darin begründet liegen, dass der wirksame Sensorquerschnitt aufgrund der geringeren elektrischen Feldstärke am Sensorrand verringert wird.

Der aus der Korrelation der Messdaten abgeleitete Korrekturfaktor $\kappa_\sigma = \sigma_x = 1,57 \text{ mm}$ entspricht ebenfalls dem berechneten Verlauf eines Sensors mit ca. $D_{\text{Sensor}} = 7 \text{ mm}$ mit $\kappa_\sigma = 1,53 \text{ mm}$. Gleiches kann für die anderen Parameter $\gamma_{\text{Ellipse}, \text{Gauß}}$ beobachtet werden.

Die Versuchsergebnisse reichen nicht aus, die Berechnungsmethode aus Abschnitt 5.2.1 als Mittel zur Berechnung der Korrekturfaktoren κ zu verifizieren. Sie zeigen jedoch, dass die Berechnungsergebnisse der Methode – nach Berücksichtigung des in der Realität verminderten Sensorquerschnitts – eine gute Übereinstimmung mit den gemessenen Verläufen der Impuls-Echo-Amplituden erreichen. Dieser

Nachweis ist noch für andere Konfigurationen, wie beispielsweise andere Formwerkzeugmaterialien und -dicken und Sensorgeometrien zu erbringen.

Im Balkendiagramm in Abbildung 5.25 werden die Parameter auf ihre Eignung zur Fließgeschwindigkeitsbestimmung anhand der Standardabweichung und dem Korrelationsfaktor miteinander verglichen. Alle sechs Parameter zeigen einen relativ hohen Korrelationsfaktor nahe 1, sodass von einem linearen Zusammenhang ausgegangen werden kann. Mit einer Standardabweichung von $0,36 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ wird durch σ der Gaußschen Glockenkurve $P_{\text{Gauß}}$ das beste Ergebnis erreicht, welches auch den höchsten Korrelationsfaktor aufweist. Daraus folgt, dass die Fließgeschwindigkeit mit einer Wahrscheinlichkeit von 68% auf ca. $\pm 0,36 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ und mit einer Wahrscheinlichkeit von 95% auf ca. $\pm 0,72 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ genau bestimmt werden kann. Bezogen auf den betrachteten Messbereich bis $v = 14 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ entspricht dies einer Genauigkeit von 5%.

Mittels des Radius r der Ellipsenkurve P_{Ellipse} wird eine Standardabweichung von $0,56 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ erreicht. Dies stimmt auch mit der Beobachtung überein, dass P_{Ellipse} die Messkurven schlechter abbildet als $P_{\text{Gauß}}$. Bei dieser Betrachtung muss ebenfalls beachtet werden, dass der Vergleichsparameter Fließgeschwindigkeit aus dem Videosignal ebenfalls fehlerbehaftet ist.

Die beiden Parameter $\gamma_{\text{Ellipse, Gauß}}$ erzielen ebenfalls hohe Korrelationsfaktoren und eine etwas geringere Standardabweichung als σ . Bei γ_{Ellipse} wird eine Standardabweichung von $0,54 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ und bei $\gamma_{\text{Gauß}}$ von $0,42 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ erzielt.

Die Schwellwertmethode angewandt auf den skalierten Impuls-Echo-Verlauf erreicht mit einer Standardabweichung von $0,55 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ noch ein relativ gutes Ergebnis, während die Anwendung auf den Verlauf der zeitlichen Ableitung die geringste Genauigkeit unter den betrachteten Methoden zeigt.

Es ist bei der Betrachtung mit einem Einfluss bei der Bildung der Ableitung zu rechnen, da dabei der talförmige Verlauf der zeitlichen Ableitung der normierten Impuls-Echo-Amplitude bei höheren Fließgeschwindigkeiten bei konstanter Fensterbreite stärker abgeflacht und verbreitert wird.

Zusammenfassend wird gezeigt, dass es möglich ist, aus dem Impuls-Echo-Signal nicht nur den Zeitpunkt der Fließfrontankunft zu bestimmen, sondern auch die Fließgeschwindigkeit. Der Fehler ist dabei ca. $\pm 0,72 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ im Bereich der untersuchten Geschwindigkeiten.

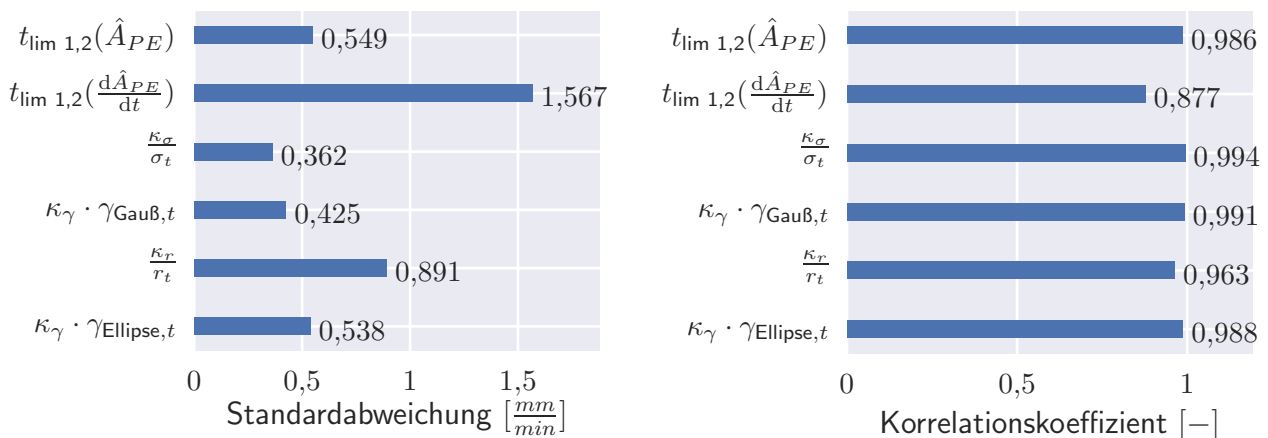


Abbildung 5.25.: Standardabweichung und Korrelationskoeffizient der sechs Parameter zur Bestimmung der Fließgeschwindigkeit

5.3. Bestimmung der Fließrichtung

Im vorangegangenen Abschnitt werden kreisförmige Sensoren betrachtet, deren zeitlicher Verlauf der Impuls-Echo-Amplitude zur Bestimmung der Fließgeschwindigkeit genutzt werden kann. Aufgrund ihrer Rotationssymmetrie weisen kreisförmige Sensoren einen von der Fließrichtung unabhängigen Abfall der Impuls-Echo-Amplitude auf.

Analog zur Fließgeschwindigkeitsbestimmung kann das Signal von Sensoren mit nicht-rotationssymmetrischen Querschnitten genutzt werden, Informationen über die Richtung des Harzflusses aus dem Verlauf der Impuls-Echo-Amplitude zu gewinnen. Dieser Verlauf ist eine Funktion der Fließrichtung. Im Folgenden wird ein *quadratischer Sensorquerschnitt* betrachtet. Es sind aber auch dreieckige, ellipsenförmige Sensoren und Sensoren mit asymmetrischen Aussparungen möglich. Ebenfalls können parallelgeschaltete, nebeneinander angeordnete Sensoren genutzt werden. Auch durch Verarbeiten der Informationen mehrerer – mindestens dreier – Sensoren ist die Ableitung einer Fließrichtung möglich. Jedoch ist oft die mögliche Messkanalzahl begrenzt, sodass die Möglichkeit der Richtungsbestimmung mit einem Messkanal von Interesse ist.

Bei einem quadratischen Sensor hängt die Form des Amplitudenabfalls beim Fließfrontdurchgang auch von der Fließrichtung zum Sensor im Bereich von $0^\circ \leq |\Theta| + Z \cdot 45^\circ \leq 45^\circ$ ab. In Abbildung 5.26 wird dies für unterschiedliche Winkel demonstriert. Im linken Diagramm sind Sensorquerschnitte bei unterschiedlichen Winkeln im Koordinatensystem x, y , der nicht normiert ist, aufgetragen. Im mittleren Diagramm werden die dazugehörigen Verläufe der benetzten, normierten Fläche über dem normierten Fließweg \bar{x} dargestellt. Das rechte Diagramm zeigt die Kurven der Ableitungen.

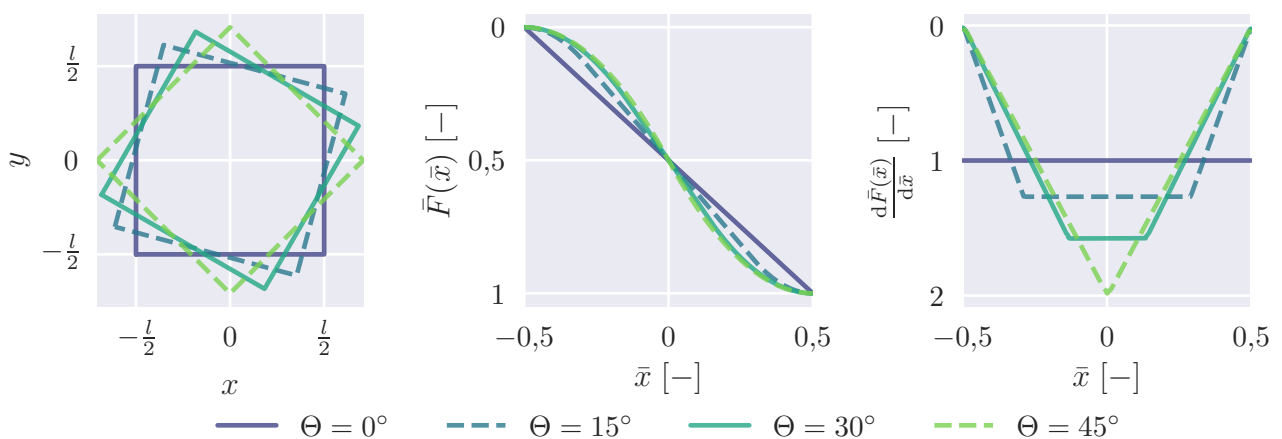


Abbildung 5.26.: Überstrichene Fläche eines quadratischen Sensors in Abhängigkeit des normierten Fließfortschritts \bar{x} und des Drehwinkels Θ

Bei einem Winkel von $\Theta = 0^\circ$ ist die Breite des Sensors beim Überstreichen konstant, sodass die Fläche linear ansteigt und ein konstanter Ableitungsverlauf entsteht. Bei größeren Winkeln $0^\circ < \Theta < 45^\circ$ unterteilt sich die Flächenzunahme in drei Bereiche, wie deutlich in der Ableitung der Fläche über \bar{x} zu erkennen ist. Die Ableitung entspricht der normierten Breite des Sensors beim Überstreichen. Im mittleren Bereich ist die Breite konstant, erst bei einem Winkel von $\Theta = 45^\circ$ entfällt dieser Bereich.

Der Ansatz besteht analog zur Bestimmung der Fließfrontgeschwindigkeit darin, dass eine parametrisierte Kurve an den gemessenen Amplitudenverlauf bzw. dessen Ableitung angenähert wird. Der Verlauf der Ableitung der Amplitude ist proportional zur Breite des Sensors, die bei der Überlappung der Fließfront und des Sensorquerschnitts entsteht. Die Kurve und die Definition der vier notwendigen Parameter b_1, b_2, μ, γ und deren Abhängigkeit vom Drehwinkel Θ veranschaulicht Abbildung 5.27. Die

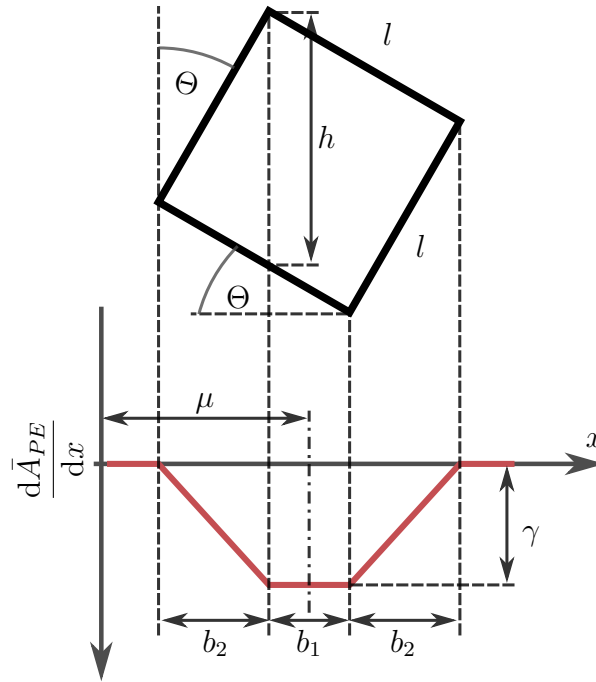


Abbildung 5.27.: Parametrisierte Kurve P_{quad} zur Annäherung des Ableitungsverlaufs $\frac{d\bar{A}_{PE}}{dx}$ der Impuls-Echo-Amplitude nach dem Fließweg x zur Berechnung des Fließwinkels Θ

Breiten der Sektionen werden durch die Parameter b_1 und b_2 wiedergegeben. Der Parameter μ entspricht dem Zeitpunkt, an welchem der Sensorquerschnitt zur Hälfte benetzt ist und γ dem Maximum der Ableitung.

Die parametrisierte Kurve P_{quad} wird damit in Abhängigkeit der vier Parameter wie folgt beschrieben:

$$P_{\text{quad}} = \begin{cases} \gamma & \text{für } |x - \mu| \leq \frac{b_1}{2} \\ m \cdot x + n_1 & \text{für } -b_2 < x - \mu + \frac{b_1}{2} < 0 \\ -m \cdot x + n_2 & \text{für } 0 < x - \mu - \frac{b_1}{2} < b_2 \\ 0 & \text{für } |x - \mu| \geq \frac{b_1}{2} + b_2 \end{cases} \quad (5.20)$$

$$\text{mit } m = \frac{\gamma}{b_2}, \quad n_1 = \gamma \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \mu - b_1}{2 \cdot b_2}\right) \quad \text{und} \quad n_2 = \gamma \cdot \left(1 + \frac{2 \cdot \mu + b_1}{2 \cdot b_2}\right)$$

Nach Anpassen der parametrisierten Kurve P_{quad} an die Messdaten, kann aus den gefundenen Parametern auf den Fließwinkel Θ geschlossen werden. Aus den Parametern b_1 und b_2 ergibt sich aus dem Verhältnis der Sektionenbreiten folgender Zusammenhang zum Fließwinkel Θ :

$$\tan \Theta = \frac{b_2}{b_1 + b_2} \quad (5.21)$$

5.3.1. Charakterisierung des Signalverlaufs während des Fließfrontdurchgangs

Dieser Zusammenhang ist jedoch nur bei einem idealen Sensor zu erwarten, der ein homogenes Schallfeld aussendet. Daher wird die Verteilung der Schallintensität über den Sensor $J(x, y)$ und der

Amplitudenverlauf $\bar{A}_{PE}(\bar{x})$ während des Fließfrontdurchgangs bei unterschiedlichen Fließwinkeln Θ und Formwerkzeugedicken d_1 wie in Abschnitt 5.2.1 berechnet.

Die Abbildung 5.28 stellt die berechnete Schallintensität als Falschfarben über den Sensorquerschnitt dar. Der Fließfortschritt ist in der Abbildung konstant $\bar{x} = 0,5$. Von links nach rechts wird der Fließwinkel von $\Theta = 0^\circ$ auf $\Theta = 45^\circ$ erhöht. Von der oberen bis zur unteren Diagrammreihe wird die Formwerkzeugdicke d_1 vergrößert. Im Gegensatz zu den kreisrunden Sensoren entstehen keine ringförmigen Verteilungen, sodass eine andere Charakteristik der Amplitudenverläufe über dem normierten Fließfortschritt \bar{x} vorliegt.

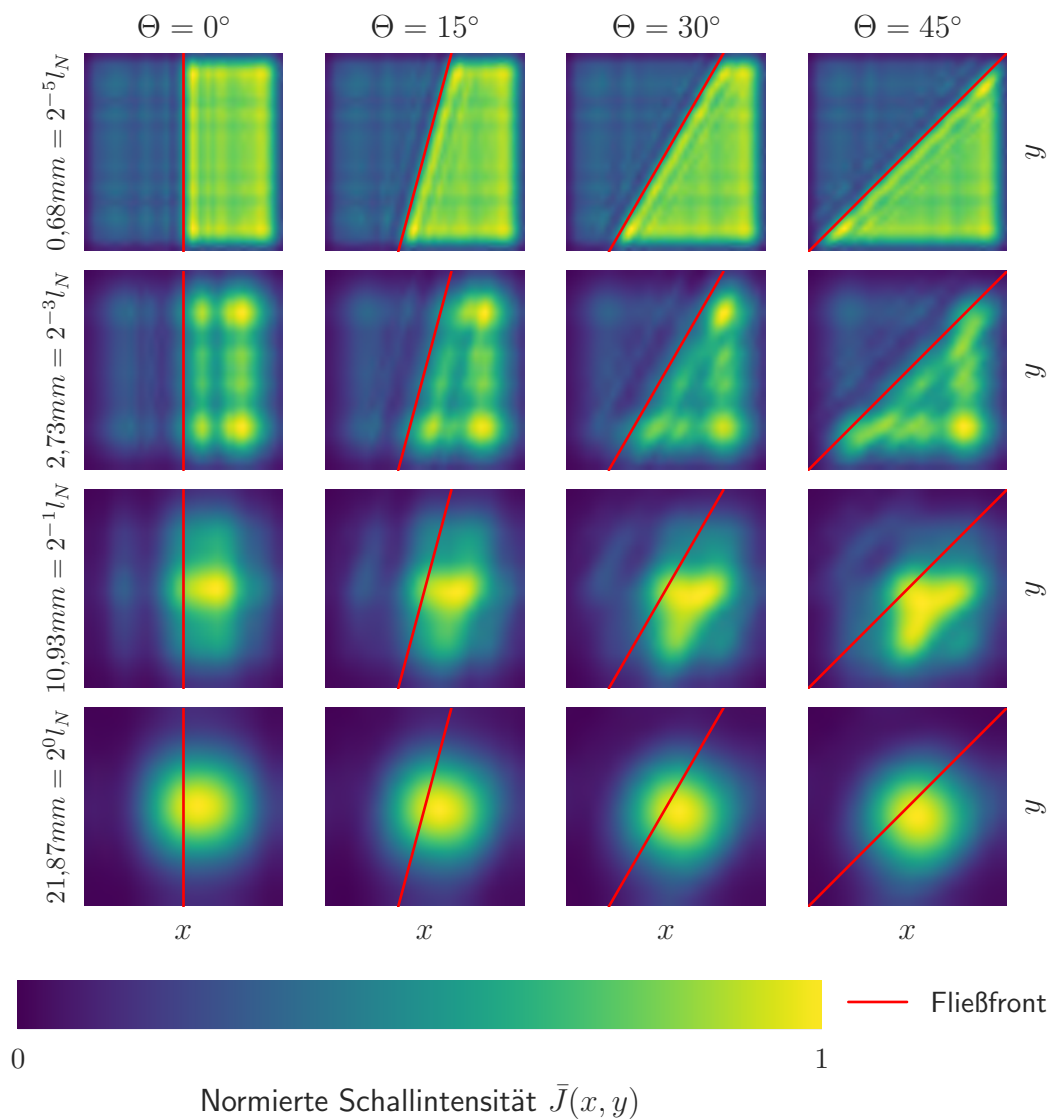


Abbildung 5.28.: Schallintensitätsverteilung eines quadratischen Sensors in Abhängigkeit des Fließwinkels Θ und der Formwerkzeugdicke d_1 als 2^z -faches der Nahfeldlänge l_N

Die Schallintensitätsverteilungen im Nahfeld bilden Muster aus, die parallel zu den Kanten ausgerichtet sind, sodass zu erwarten ist, dass die Ableitung des Amplitudensignals nicht stetig verläuft. Trotz der zahlreichen lokalen Maxima ist die Schallintensitätsverteilung relativ homogen.

Im Fernfeld nähern sich die Druckverteilungen der Sensoren mit quadratischem Querschnitt denen der Kreisförmigen an (Abbildung 5.11 in Abschnitt 5.2.1). Mit zunehmender Formwerkzeugdicke d_1 wird der Charakter der Verteilungen zunehmend rotationssymmetrisch. Dies hat zur Folge, dass im Fernfeld das Amplitudensignal weniger stark abhängig ist vom Winkel Θ zwischen Sensor und der

Fließrichtung. Daraus kann abgeleitet werden, dass die Winkelmessung nur bei ausreichend kleinen Werkzeugwanddicken bzw. ausreichend großen Sensoren möglich ist, während die Methode zur Berechnung der Fließgeschwindigkeit sowohl bei niedrigen als auch bei großen Dicken angewandt werden kann.

Dies zeigen auch die berechneten Amplitudenverläufe über dem Fließfortschritt \bar{x} , wie Abbildung 5.29 für einen Winkel von $\Theta = 15^\circ$ bei unterschiedlichen Dicken demonstriert. Wie auch bei den kreisförmigen Sensoren verschiebt sich der Abfall der Impuls-Echo-Amplitude mit zunehmender Formwerkzeugdicke weg vom Rand des Sensors, wodurch der Verlauf immer weiter vom Idealen abweicht. Auch der Mittelbereich, dessen Breite in der parametrisierten Kurve P_{quad} mit dem Parameter b_2 beschrieben wird, verläuft in der Ableitungskurve nicht mehr konstant, sodass das Annähern mit der Modellkurve erschwert wird. Mit abnehmender Formwerkzeugdicke hingegen nähern sich die Kurven des ideal homogenen Sensors an.

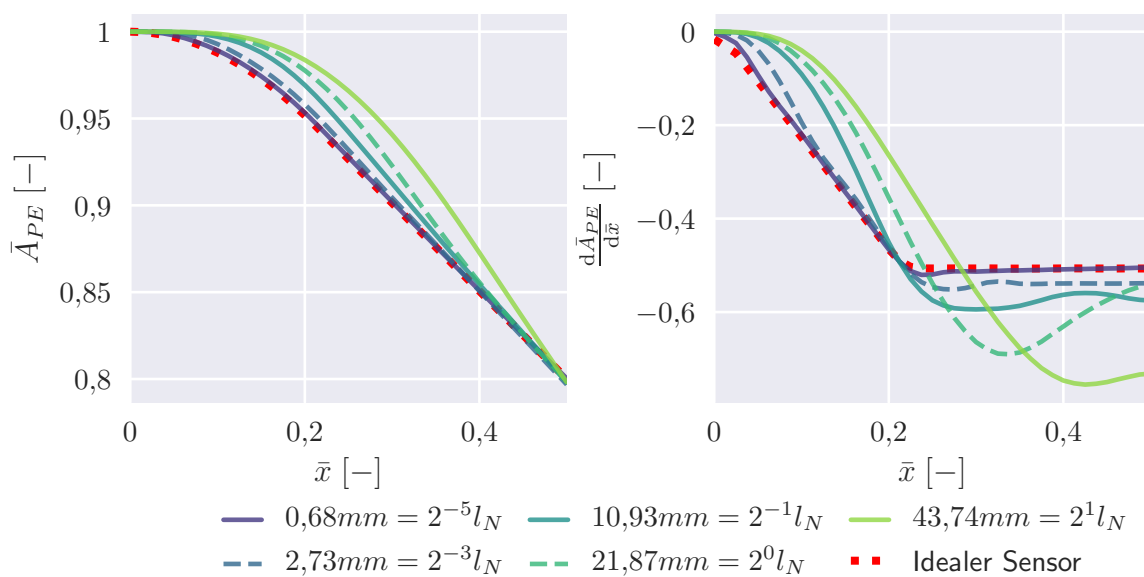


Abbildung 5.29.: Amplitudenverlauf des Impuls-Echo-Signals in Abhängigkeit des Fließfrontfortschritts \bar{x} und der Formwerkzeugdicke d_1 als 2^z -faches der Nahfeldlänge l_N bei einem Fließwinkel $\Theta = 15^\circ$

In die Ableitungen der berechneten Amplitudenverläufe für unterschiedliche Fließwinkel Θ und bei unterschiedlichen Werkzeugdicken wird die parametrisierte Kurve P_{quad} angepasst. Aufgrund der inhomogenen Schalldruckverteilung beschreibt die parametrisierte Kurve jedoch die berechneten Verläufe nicht genau. Die berechneten Fließwinkel Θ aus den gefundenen Parametern b_1 und b_2 sind in Abbildung 5.30 über dem Soll-Fließwinkel Θ_{Soll} aufgetragen. Bei geringen Formwerkzeugdicken weit unter der Nahfeldlänge $d_1 \ll l_N$ liegt eine gute Übereinstimmung der berechneten Winkel vor. Mit steigender Formwerkzeugdicke d_1 nehmen die Abweichungen vor allem im Bereich bis $\Theta \leq 15^\circ$ zu. Bis zur Nahfeldlänge $d_1 \leq l_N$ liegt ein streng monoton steigender Zusammenhang vor. Bei der doppelten Nahfeldlänge $d_1 = 2l_N$ besteht kaum ein Zusammenhang, der aber monoton steigend und mit einer geringen Steigung annähernd linear ist.

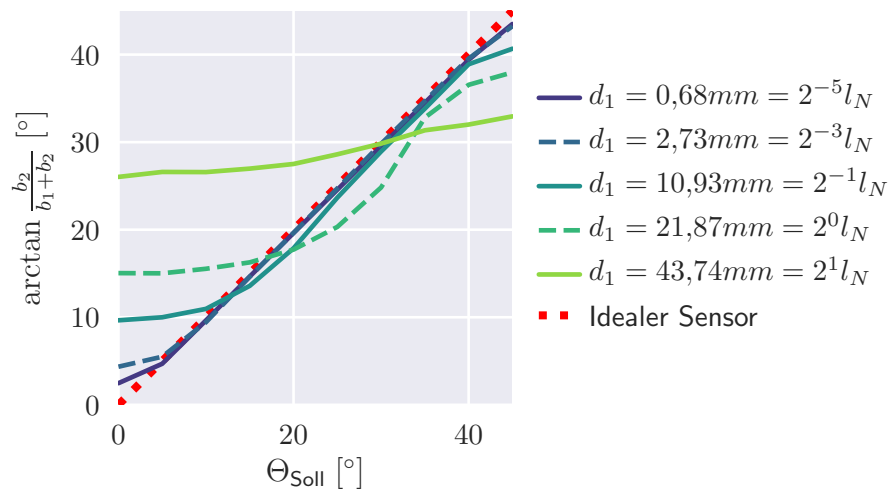


Abbildung 5.30.: Berechnete Fließwinkel Θ aus den Parametern b_1 und b_2 durch Anpassen der parametrisierten Kurve P_{quad} in den Verlauf der Ableitung der Impuls-Echo-Amplitude nach dem Fließweg x über dem Soll-Fließwinkel Θ_{Soll} bei verschiedenen Formwerkzeugdicken d_1

5.3.2. Optische Verifizierung mit automatisierter Bildauswertung

Analog zur Methode zur Bestimmung der Fließgeschwindigkeit aus dem Amplitudenverlauf in Abschnitt 5.2.2 wird die im vorangegangenen Abschnitt vorgestellte Methode zur Fließwinkelbestimmung experimentell verifiziert. Dazu wird ebenfalls eine transparente PMMA-Platte verwendet, auf welche die quadratischen Sensoren mit unterschiedlicher Orientierung appliziert werden. Wie die Berechnungsergebnisse der Amplitudenverläufe zeigen, ist die Richtungsbestimmung bei großen Formwerkzeugdicken d_1 eingeschränkt. Durch die natürliche Fokussierung des Schallfeldes nimmt die Verteilung der Schallintensität über den Sensorquerschnitt bei wachsender Formwerkzeugdicke einen zunehmend rotationssymmetrischen Charakter an. Infolgedessen sinkt der Einfluss des Fließwinkels Θ auf den Verlauf der Impuls-Echo-Amplitude während des Fließfrontdurchgangs.

Im Experiment treten zusätzliche Störgrößen durch Rauschen, Messungenauigkeiten und Imperfektionen auf. Trotz sorgfältigem Aufkleben der Sensoren muss davon ausgegangen werden, dass die mechanische Ankopplung zum Werkzeug nicht ideal homogen ist. Außerdem wird vermutet, dass über den Sensorquerschnitt keine homogene, elektrische Felddichte aufgebaut wird, sondern am Rand eine Abschwächung stattfindet. Bei einem quadratischen Sensor ist dies verstärkt in den Bereichen der Ecken zu erwarten, sodass der Zusammenhang von Amplitudenverlauf und Fließrichtung weiter reduziert wird.

Daher kann bei den Versuchen mit einer PMMA-Platte einer Dicke von $d_1 = 20 \text{ mm}$ keine Korrelation der Parameter und der Fließrichtung gefunden werden. Hier gleichen die Kurven denen der kreisrunden Sensoren, sodass die Ableitung der Amplitude ebenfalls einer Gaußschen Glockenkurve ähnelt. Selbst bei stark unterschiedlichen Winkeln der Ausbreitungsrichtung der Fließfront zum Sensor zeigen die Kurven keine erkennbare Charakteristik, sodass die drei erwarteten Bereiche nicht detektiert werden können. Auch bei einem Versuch mit einer dünneren PMMA-Platte mit einer Dicke von $d_1 = 5 \text{ mm}$ kann keine eindeutige Korrelation gefunden werden, die zur Bestimmung des Winkels genutzt werden kann.

Erst durch Applikation der quadratischen Sensoren direkt auf einer Vakuumfolie ist es möglich, einen nutzbaren Zusammenhang zwischen gefundenen Parametern und dem Fließwinkel herzustellen. Abbildung 5.31 zeigt ein Videobild aus dem Versuch mit den acht applizierten Sensoren. Die

Sensormrisse werden mit Hilfe von Masken und Konturfindungsalgorithmen bestimmt und im Anschluss wird für jedes Videobild die Position der Fließfront ausgewertet (vgl. Abschnitt 5.2.2). Der Winkel zwischen Fließrichtung und Sensor Θ wird aus der Punkteschar der Punkte auf der Fließfront gemittelt, die über den Zeitraum des Fließfrontdurchgangs über den Sensorquerschnitt, den kürzesten Abstand zum Sensormittelpunkt besitzen. Die Winkel sind in Abbildung 5.31 als Wert und die gemittelte Fließrichtung als Pfeil dargestellt.

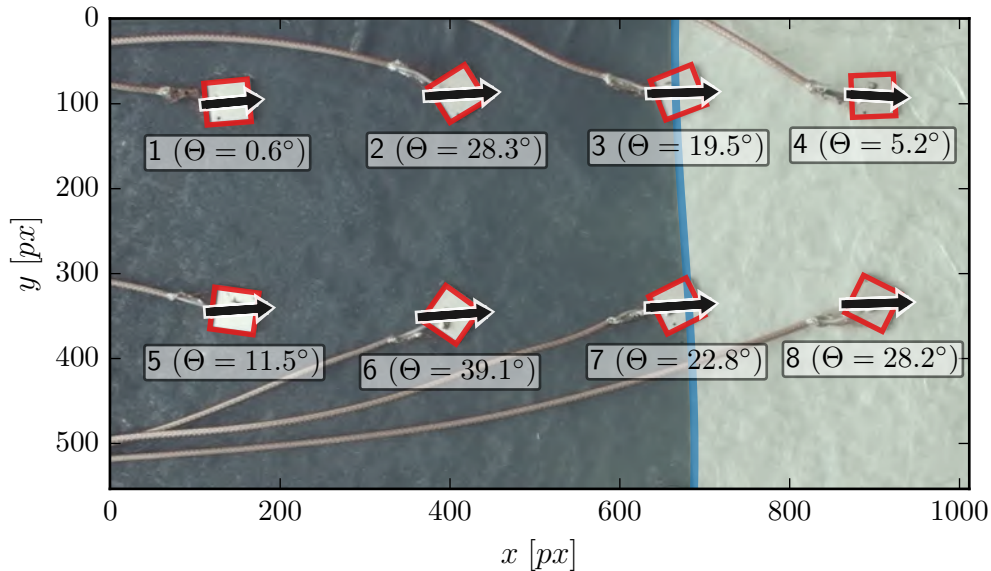


Abbildung 5.31.: Mit aus der Bildauswertung ermittelten Sensormrisse und mittleren Fließwinkel Θ zwischen Fließfront und Sensoren

Da die Sensoren auf einer sehr dünnen und flexiblen Membran aufgeklebt sind, kann hier nicht von separierbaren Echos ausgegangen werden, die an der Grenzfläche zur Kavität reflektiert werden. Auch wird das Signal durch die sich ändernden, mechanischen Randbedingungen der Sensoren während des Fließfrontdurchgangs und die Echos von der Rückwand des Laminats beeinflusst. Die Rückwandechos treten jedoch erst bei relativ hohen Signallaufzeiten auf. Deren Einfluss wird durch Auswertung des Signals bei geringen Laufzeiten ausgeschlossen.

In Abbildung 5.32 sind beispielhaft von zwei Sensoren die gemessenen Verläufe der Impuls-Echo-Amplituden und deren Ableitung nach der Messzeit dargestellt. Die Messrate der Ultraschalldaten liegt bei ca. 32 s^{-1} . In die Ableitungsverläufe $\frac{d\bar{A}_{PE}}{dt}$ wird die parametrisierte Kurve P_{quad} aus Gleichung 5.20 angenähert und so die Parameter μ , b_1 , b_2 und γ bestimmt. Es zeigt sich jedoch, dass die Methode beim Anpassen in die Amplitudenkurve $\bar{A}_{PE}(t)$ deutlich genauere Ergebnisse erzielt. Die so ermittelten Parameter b_1 und b_2 erreichen bei der Fließwinkelberechnung eine signifikant bessere Korrelation mit den Fließwinkeln aus der Bildauswertung. Zum Anpassen an die Amplitudenkurve $\bar{A}_{PE}(t)$ wird die parametrisierte Kurve P_{quad} numerisch integriert zu P_{quad}^* :

$$P_{\text{quad}}^* = R_1 + \Delta t \cdot \sum_{t=0}^{b_1+2b_2} P_{\text{quad}} \quad (5.22)$$

Der Grund für die bessere Funktionsweise ist unter anderem bei der Methode zur Ableitungsbildung zu suchen. Diese wird über Ausgleichsgeraden realisiert, die in einem Fenster, welches über den Amplitudenverlauf verschoben wird. Aufgrund der verrauschten Amplitudenkurven muss zur Berechnung der Ableitung ähnlich einem gleitenden Mittelwert die Steigung an einer großen Anzahl von Messpunkten gemittelt werden (siehe Abschnitt 5.2.2). Dies hat zur Folge, dass die Ableitungskurve durch

Abrunden verfälscht wird. Die linearen Abschnitte, welche durch die Parameter b_1 und b_2 beschrieben werden, sind im Verlauf nicht klar wiederzufinden.

Abbildung 5.32 zeigt beispielhaft an zwei Messkurven die an die Amplituden- und Ableitungsverläufe angepassten, parametrisierten Kurven P_{quad}^* und P_{quad} . Die Verläufe der Amplituden sind mit einem gleitenden Median einer Breite von 201 Werten geglättet. Zur Bildung der Ableitungskurven dient die gleiche Fensterbreite. Zum Vergleich sind die beiden parametrisierten Kurven durch Ableiten bzw. Integration jeweils in den Ableitungs- bzw. Amplitudenverlauf in den Diagrammen dargestellt. Hierbei ist zu erkennen, dass die durch P_{quad}^* bestimmten Parameter in der Ableitungskurve deutlich steilere Flanken aufweisen als die Kurven P_{quad} . Während die parametrisierten Kurven P_{quad} die Ableitungsverläufe gut abbilden, treten beim Übertragen in die Amplitudenverläufe große Abweichungen auf. Dies bekräftigt die Vermutung, dass beim Anwenden des Algorithmus zur Berechnung der Ableitung, der Verlauf zu stark verfälscht wird. Infolgedessen werden die Breitenparameter b_1 und b_2 und deren Verhältnis durch P_{quad} nicht korrekt bestimmt.

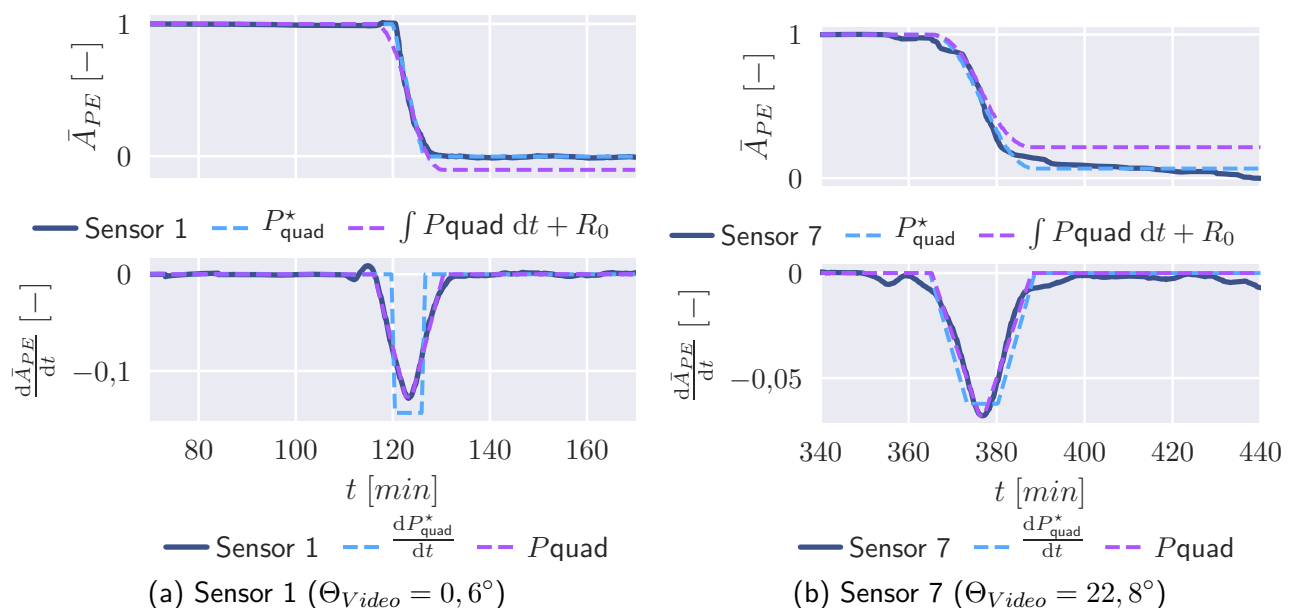


Abbildung 5.32.: Annäherung der parametrisierten Kurve P_{quad}^* an den gemessenen Verlauf der Amplitude und P_{quad} an den Verlauf der zeitlichen Ableitung zur Bestimmung der Parameter b_1 und b_2 . Beide Kurven sind durch Ableitung bzw. Integration zum Vergleich in jeweils der Ableitungs- und Amplitudenkurve dargestellt.

Aus den ermittelten Parametern b_1 und b_2 aus P_{quad}^* und P_{quad} wird der Fließwinkel Θ nach Gleichung 5.21 berechnet. Die Berechnungsergebnisse werden auf ihre Korrelation mit dem aus dem Video ermittelten Fließwinkeln zum jeweiligen Sensor verglichen. Die beste Korrelation kann durch das Anpassen von P_{quad}^* erreicht werden. Allerdings ist die Güte der Korrelation in hohem Grade abhängig von den gewählten Auswerteparametern des Signalfensters und vor allem von der Breite des Fensters beim Bilden des gleitenden Mittelwerts. Eine Parameterstudie erreicht das beste Ergebnis bei einem Signalfenster von $11,5 \mu s \leq \tau < 22 \mu s$ und einer Fensterbreite von 201. Die Korrelation zwischen berechneten Winkeln und Sollwerten Θ_{Video} wird im Diagramm in Abbildung 5.33 dargestellt. Es besteht ein deutlich erkennbarer linearer Zusammenhang, der sich auch in einem Korrelationskoeffizienten von 0,94 widerspiegelt. Die Standardabweichung zwischen den berechneten Winkeln zu den Sollwerten ergibt $4,2^\circ$. Infolgedessen kann der Winkel bei Annahme einer Normalverteilung mit einer Wahrscheinlichkeit von 68% auf ca. $\pm 4,2^\circ$ und mit einer Wahrscheinlichkeit von 95% auf ca. $\pm 8,4^\circ$ genau bestimmt werden.

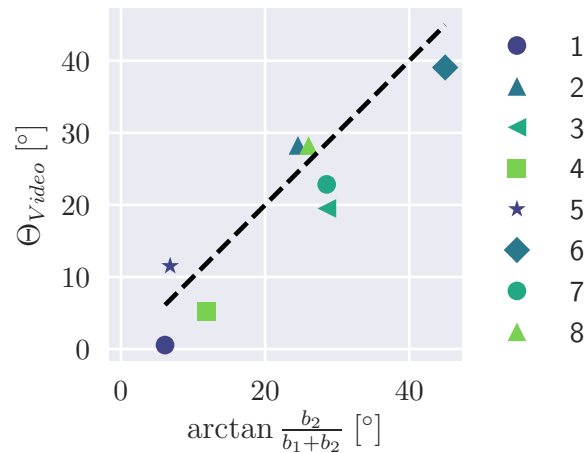


Abbildung 5.33.: Sollfließwinkel aus Videoauswertung Θ_{Video} über dem ermittelten Winkel berechnet aus den Parametern b_1 und b_2 nach Anpassen der parametrisierten Kurve P_{quad}^* an den gemessenen Impuls-Echo-Amplitudenverlauf $\bar{A}_{PE}(t)$

Diese Genauigkeit ist technologisch nutzbar, um beispielsweise den Füllverlauf des Bauteils zu rekonstruieren oder bekannte Füllszenarien zu unterscheiden. Dieses Wissen kann entweder für folgende Prozesse oder auch im laufenden Prozess genutzt werden, um die Tränkung durch Anpassung der Prozessparameter zu verbessern und gegebenenfalls Korrekturen einzuleiten. Dadurch können beispielsweise Gaseinschlüsse durch ungewolltes Zusammentreffen von Fließfronten verhindert werden. Die Beschränkung der Mess- und Auswertemethode auf geringe Formwerkzeugdicken vermindert jedoch seine technische Nutzbarkeit.

5.4. Zusammenfassung

In diesem Kapitel wird die Überwachung des Harzflusses in Fasermaterial mit Ultraschallwellen untersucht und deren Zusammenhänge charakterisiert. Beim Passieren der Fließfront der Sensorstelle kommt es zu einer signifikanten Änderung der Schallamplitude sowohl im Durchschallungs- als auch im Impuls-Echo-Betrieb. Die Amplitude des Durchschallungssignals gibt Auskunft über den Füllgrad des Volumens zwischen Sender und Empfänger. Die Impuls-Echo-Amplitude korreliert mit dem Grad der Harzbenetzung der Grenzfläche Formwerkzeug-Bauteil, an welcher die Schallwellen reflektiert werden. Aus dem Durchschallungssignal und den Impuls-Echo-Signalen beider Formwerkzeughälften kann die Form des Fließfrontprofils im Schnitt durch die Bauteildicke rekonstruiert werden.

Neben dem Zeitpunkt der Ankunft der Fließfront an der Sensorposition können auch Aussagen über Fließgeschwindigkeit und -richtung aus dem Signal eines Sensors abgeleitet werden. Die Geschwindigkeit der Fließfront kann aus der Breite des Amplitudenabfalls des Impuls-Echo-Signals berechnet werden. Für eine quantitative Aussage wird jedoch die wirksame Sensorgröße benötigt, die aufgrund der inhomogenen Ausbildung des Schallfeldes von Formwerkzeugmaterial und -dicke und dem Sensor abhängt. Hierfür wird eine Methode entwickelt, die das Schallfeld und den Verlauf des Amplitudenabfalls über dem Fließfrontfortschritt numerisch berechnet. Hieraus kann der wirksame Sensordurchmesser bestimmt werden. Die am besten geeignete Methode zur Berechnung der Fließgeschwindigkeit wird anhand der berechneten und experimentell gemessenen Kurven ausgewählt und verifiziert. Zur experimentellen Verifizierung wird ein transparentes Formwerkzeug verwendet und der Harzbenetzungsvorgang mit Hilfe von automatisierter Bildverarbeitung ausgewertet und mit den

Ultraschallsignalen korreliert. Durch Anpassen parametrisierter Kurven in die Messverläufe kann die Fließgeschwindigkeit mit einer Genauigkeit von ca. 5 % aus den Kurvenparametern berechnet werden.

Bei nichtrotationssymmetrischen Sensorquerschnitten ist der Verlauf der Impuls-Echo-Amplitude abhängig vom Winkel zwischen Sensor und Fließrichtung. Eine Berechnung des Fließwinkels wird numerisch und experimentell für Sensoren mit quadratischem Querschnitt untersucht. Gegenüber der Fließgeschwindigkeit kann jedoch nur bei der Sensorapplikation direkt auf der Vakuumfolie eine Korrelation erreicht werden, da bei zunehmenden Formwerkzeugdicken die Schallfelder zunehmend rotationssymmetrisch verteilt vorliegen. Infolgedessen besteht nur ein geringer Einfluss des Fließwinkels auf den Amplitudenverlauf. Auch hier wird eine parametrisierte Kurve an die Messdaten angepasst und aus den ermittelten Parametern der Fließwinkel auf ca. $\pm 8,4^\circ$ bzw. 19 % genau bestimmt.

Somit wird gezeigt, dass durch *modellhafte Beschreibung und Kalibrierung der materialspezifischen Eigenschaften die genaue, robuste und automatisierte in-situ-Überwachung von **Fließfrontposition, -profil, -geschwindigkeit und -richtung*** möglich ist, wie in der Hypothese aufgestellt.

6. Überwachung der Harzaushärtung

6.1. Detektion des Gel- und des Vitrifikationspunktes

Bei der Herstellung von faserverstärkten Duroplasten sind die morphologischen Übergänge des Harzes während der Aushärtung von großer Bedeutung. Das Harz ist nur maximal bis zur Gelierung fließfähig. Fließprozesse müssen bis zum Gelpunkt abgeschlossen sein, manche Verarbeitungsschritte können aber erst danach eingeleitet werden. Nach Eintreten des Gelpunktes kann die reaktionsbedingte Volumenschwindung nicht mehr durch Nachfließen von Harz ausgeglichen werden. Auch Eigenspannungen und fertigungsinduzierte Verformungen werden signifikant vom Gelieren beeinflusst. Wenn die Gelierung bei hohen Temperaturen eintritt, entstehen durch das unterschiedliche Ausdehnungsverhalten von Verstärkungsfasern und Harzmatrix beim Abkühlen große Eigenspannungen und Verformungen [51].

Die Vitrifikation stellt ein signifikantes Verlangsamen der Vernetzungsreaktion dar, da ab diesem Zeitpunkt durch die stark eingeschränkte Mobilität der Molekülketten eine weitere Vernetzung nur noch durch Diffusionsvorgänge abläuft. Auch geht mit der Vitrifikation eine starke Zunahme der mechanischen Steifigkeit einher. Nach der Vitrifikation kann das Bauteil entformt werden. Die Möglichkeit, diesen Zeitpunkt durch ein Messverfahren zu detektieren, erlaubt es, den Herstellungsprozess frühestmöglich zu beenden und die Zyklusdauer zu minimieren.

6.1.1. Messmethode zur simultanen Bestimmung von akustischen und rheologischen Eigenschaften

In der Literatur finden sich unterschiedliche Verfahren, die beiden morphologischen Zustandsänderungen anhand der Ultraschalldaten zu bestimmen. In früheren Veröffentlichungen [3, 5] wird das im Verlauf während der Aushärtung charakteristisch auftretende Schalldämpfungsmaximum mit dem Gelpunkt verknüpft. In neueren Veröffentlichungen wird das Dämpfungsmaximum von der Mehrzahl der Autoren [4, 90, 83, 138] mit der Vitrifikation in Verbindung gebracht. Diese Vermutung wird dadurch bestärkt, dass bei wiederholtem Aufwärmen und Abkühlen einer vollständig ausgehärteten Harzprobe das Dämpfungsmaximum reversibel auftritt.

Da es sich bei der Vitrifikation um einen transienten Vorgang handelt, sind der Zeitpunkt und die Glasübergangstemperatur abhängig von der Messfrequenz des angewandten Verfahrens. Dieser Zusammenhang kann mit Hilfe der William-Landel-Ferry-Gleichung beschrieben werden [154, 90]. Infolgedessen tritt bei Ultraschallverfahren das mit der Vitrifikation verknüpfte Dämpfungsmaximum zu deutlich früheren Zeitpunkten bzw. bei niedrigeren Temperaturen auf im Vergleich zu anderen Methoden, wie der Dynamisch-Mechanischen Analyse (DMA) oder der Rheologie. McHugh's Untersuchungen ergeben, dass die Verschiebung der Glasübergangstemperatur T_g ca. 5 K bei Verzehnfachung der Messfrequenz beträgt [90]. Das Dämpfungsmaximum eignet sich folglich nicht zur in-situ-Detektion oder Vorhersage während der Herstellung. Auch eignet sich die Verwendung der Schallamplitude zur Auswertung wenig, da sie von zahlreichen Störfaktoren wie Temperatur, Luft einschließen, Kontaktbedingungen des Sensors und des Bauteils mit dem Werkzeug etc. verfälscht werden kann.

Die Messung der Schallgeschwindigkeit hingegen ist weniger störanfällig, sodass sie sich besser eignet zur Bestimmung der Zustandsübergänge. Hierzu finden sich zahlreiche wissenschaftliche Abhandlungen. Neben anderen Autoren haben McHugh [90], Cohen-Tenoudji [16], Lionetto [83] Rheometer- und Ultraschallmessungen durchgeführt, um aus den Ultraschallmessdaten auf Gelier- und Vitrifikationspunkt und auf die Viskosität zu schließen.

McHugh nutzt eine separate Versuchsanordnung für die Ultraschallmessungen. Da jedoch der Aushärtungsverlauf von Duroplasten sensitiv auf kleine Abweichungen in Temperatur, Probenabmessung, Temperaturhistorie etc. ist, sind bei separater Messung große Abweichungen zu erwarten. Cohen-Tenoudji und Lionetto integrieren Ultraschallsensoren in Rheometer, sodass die Messung simultan an der gleichen Harzprobe erfolgt. Die Messanordnungen erfordern relativ aufwendige Modifikationen des Rheometers. Cohen-Tenoudji nutzt die Grenzflächenreflexion mit Transversalwellen und Lionetto Schallgeschwindigkeitsmessungen mit einem eigens entwickelten Impuls-Echos-Prüfkopf, der in ein Rheometer integriert wird. Auch Chow et al. [14] integrieren Ultraschallprüfköpfe in ein Rheometer, untersuchen jedoch die Möglichkeit der Ermittlung der mechanischen Moduli mittels Transversalwellen.

McHugh [90] und Lionetto [85] leiten aus den Ergebnissen ihrer Untersuchungen ab, dass bei isothermer Aushärtung der Vitrifikationspunkt aus dem Schnittpunkt zweier Tangenten konstruiert wird, die an die Schallgeschwindigkeitskurve angelegt werden. Eine Tangente wird dabei durch den Wendepunkt, die andere in den asymptotisch verlaufenden Endbereich gelegt. Die Anwendung von Tangenten wird auch bei anderen Messmethoden wie der Differenzkalorimetrie zur Harzcharakterisierung angewandt, unter anderem ebenfalls zur Bestimmung des Vitrifikationspunktes [21].

Diese Konstruktion ist in Abbildung 6.1 an einer beispielhaften Messung dargestellt, sowie die Konstruktion des Gelpunktes nach Lionetto. Dabei werden ebenfalls die Wendestelle und der Verlauf mit geringem Anstieg zu Beginn der Aushärtung verwendet. Die Stelle des Schnittpunktes wird nur geringfügig durch die Tangenten in den asymptotischen Bereichen beeinflusst, sodass die Ergebnisse der Methode relativ gut reproduzierbar sind.

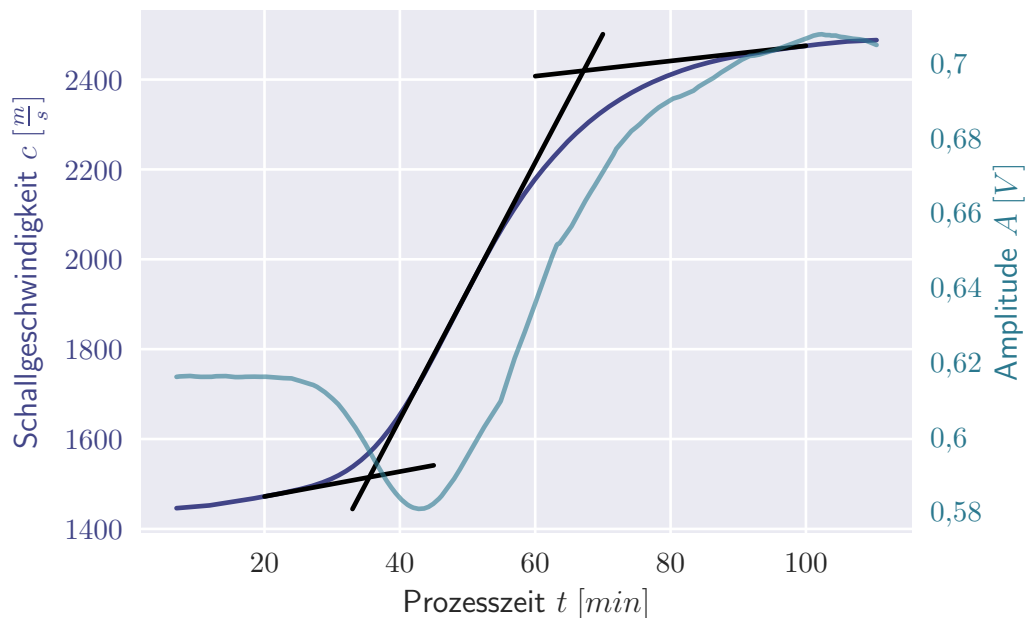


Abbildung 6.1.: Bestimmung von Gel- und Vitrifikationspunkt durch Tangentenschnittpunkte (nach den Methoden in [90, 85])

Durch die Tangentenkonstruktion wird der „On“ - und „Offset“ der Schallgeschwindigkeitsänderung durch die Aushärtung bestimmt. Physikalisch ist es plausibel, dass der Onset und damit der

Beginn des signifikanten Anstiegs der Schallgeschwindigkeit, mit dem Gelieren zusammen hängt, da hier der Übergang einer Flüssigkeit zu einem Festkörper vollzogen wird. Auch hängt der Offset der Schallgeschwindigkeitsanstiegs mit der Vitrifikation zusammen, da beide Vorgänge mit einem signifikanten Abfall der Reaktionsgeschwindigkeit einhergehen und die mechanischen Eigenschaften nur noch geringfügig anwachsen.

Der Nachteil der Tangentenmethoden ist, dass Gel- und Vitrifikationspunkt erst lange nach ihrem Auftreten bestimmt werden können. Jeweils eine der beiden Tangentenstellen beruht auf Merkmalen in der Kurve weit nach dem jeweiligen Ereignis. Auch eignet sich die Methode weniger gut für eine automatisierte Auswertung. Um jedoch auf den laufenden Prozess gezielt Einfluss nehmen zu können, müssen Gelierung und Vitrifikation beim Auftreten automatisiert detektiert oder sogar vorhergesagt werden können.

Zur Untersuchung geeigneter Merkmale und Auswertungsalgorithmen und Gewinnung von Kalibrierdaten, wird eine Messmethodik zur simultanen Untersuchung der rheologischen und akustischen Eigenschaften einer Harzprobe während der Aushärtung bei unterschiedlichen Temperaturen entwickelt. Dazu wird die gute Integrierbarkeit der Sensoren aus Kapitel 4.1 genutzt, die auf die herkömmlichen Platten des Rheometers aufgebracht werden [78]. Die Integration kann auf diese Weise mit geringem Aufwand und ohne Modifikation des Rheometers vorgenommen werden.

Das Prinzip wird in Abbildung 6.2 in einem Schema und mit einem Foto gezeigt, in welchem das Durchschallungsverfahren verwendet wird. An beide Platten wird ein Sensor angebracht und diese koaxial ausgerichtet. Die Untersuchungen zeigen eine prinzipielle Funktionsfähigkeit des Impuls-Echo-Verfahrens, bei welchem nur ein Sensor an der unteren, feststehenden Platte angebracht wird. Jedoch werden mit dem Durchschallungsverfahren Signale höherer Qualität und genauere Kennwerte erzielt. Bei der Integration der Signalkabel ist darauf zu achten, dass die Bewegung der oberen, oszillierenden Rheometerplatte nicht beeinträchtigt wird. Um dies zu gewährleisten, wird ein möglichst dünnes Signalkabel verwendet, welches am Rheometerschaft fixiert wird. Vergleichsmessungen mit und ohne integrierten Sensoren und Kabeln zeigen keinen signifikanten Unterschied.

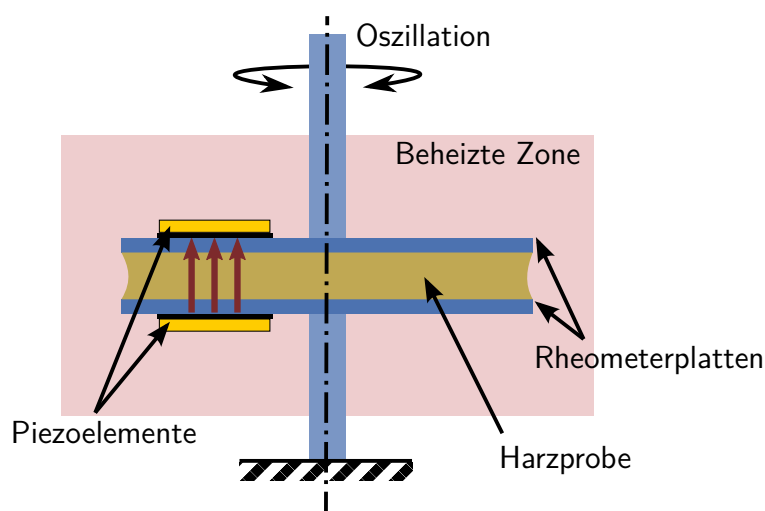


Abbildung 6.2.: Messmethode zur simultanen Bestimmung rheologischer und akustischer Eigenschaften [78]

6.1.2. Korrelation der Messergebnisse

Die Messmethode zur simultanen Ultraschall- und Rheometermessung wird verwendet, um Korrelationsmessungen am Harzsystem *Araldite LY 556* (Harzkomponente), *Aradur 917* (Härter), *Accelerator DY 070* (Beschleuniger) des Herstellers *HUNTSMAN* [46] mit einem Gewichtsverhältnis von 100 : 90 : 1 durchzuführen. Die Rohmessdaten wurden in [87] erhoben.

Dazu wird zur Vermeidung von Fehlern beim Mischen der Komponenten eine größere Menge Harzgemisch vorbereitet und in kleine Portionen aufgeteilt. Diese werden zur Vermeidung einer Vorvernetzung tiefgekühlt gelagert, sodass die Harzproben eine möglichst hohe Vergleichbarkeit aufweisen. Für die Versuchsreihe werden bei vier isothermen Härtungstemperaturen ($\vartheta_{\text{Härtung}} = \{80, 100, 120, 140\} \text{ } ^\circ\text{C}$) mehrere Wiederholungsmessungen durchgeführt, sodass insgesamt 12 Datensätze vorliegen. Simultan dazu erfolgen kalorimetrische Messungen zur Aufnahme des Reaktionsumsatzes über der Zeit, die in Abschnitt 6.2 ausgewertet werden.

Zur Findung der optimalen Messparameter des Rheometers werden Vorversuche durchgeführt. Das Ziel ist, sowohl Gel- als auch Vitrifikationspunkt präzise zu bestimmen, wofür ein breiter Wertebereich der auftretenden Drehmomente abgedeckt werden muss.

In der Literatur finden sich unterschiedliche Definitionen, wie sich der Gelpunkt anhand der Rheometermessungen bestimmen lassen. Eine Definition ist der Schnittpunkt des elastischen und des Verlustsmoduls, G' und G'' . Im flüssigen Zustand weist das Harz ein überwiegend viskoses Verhalten auf, wodurch $G'' \gg G'$. Am Gelpunkt wird das elastische Verhalten dominanter und $G'' = G'$. [21]

Winter [156] bewertet diese Definition als unpräzise, die nur in Sonderfällen zutrifft. Er schlägt eine multifrequente Messung vor, wobei der Gelpunkt als der Punkt bestimmt werden kann, an welchem der Verlustfaktor frequenzunabhängig wird: $\tan \delta = \frac{G''}{G'} \neq f(f)$.

An den Ergebnissen der durchgeführten Untersuchungen kann die von Winter vorgeschlagene Auswertemethode nicht verwendet werden, obwohl multifrequente Deformationsmessungen durchgeführt werden. Die Verläufe der Verlustfaktoren weisen zu hohes Rauschen auf, die die Findung des Gelpunktes durch diese Methode nicht zulassen. Infolgedessen wird der Schnittpunkt von G' und G'' der niedrigsten Messfrequenz $f = 1 \text{ Hz}$ zur Bestimmung des Gelpunktes verwendet. Der Vitrifikationspunkt wird durch ein charakteristisch auftretendes, lokales Maximum im Verlauf des Verlustmoduls G'' bestimmt [21].

Ein Ergebnis der multifrequenten Rheometermessungen ist exemplarisch in Abbildung 6.3 zu sehen. Auch hier ist eine Abhängigkeit des Vitrifikationspunktes von der Messfrequenz ersichtlich. Bei Frequenzerhöhung wird der Punkt zu früheren Zeitpunkten verschoben (vgl. Kapitel 2.2.2).

Die Ergebnisse der Messreihe der simultanen Rheometer- und Ultraschallmessungen sind in Abbildung 6.4 zusammengefasst. Aus den Ultraschallmessungen werden die Schalllaufzeit τ und -amplitude A ermittelt. Die Rheometermessungen werden mit einem variablen Messspalt durchgeführt, sodass die vernetzungsbedingte Volumenschwindung ausgeglichen wird. Die Spaltgröße wird zur Berechnung der Schallgeschwindigkeit c aus der Schalllaufzeit τ herangezogen. Auf die Verläufe der Schallgeschwindigkeit und -amplitude werden die ermittelten Gelier- und Vitrifikationsstellen aufgetragen. Aufgrund der großen Unterschiede der Aushärtezeiten bei den betrachteten Temperaturen sind die Kurven über einer logarithmischen Zeitskala aufgetragen.

Die Gel- und Vitrifikationszeiten zeigen eine gute Reproduzierbarkeit innerhalb der Wiederholungsmessungen, dies gilt auch für die Ultraschallmessdaten. Zu Beginn der Messung findet die Erwärmung der Harzprobe auf Messtemperatur statt. Dies führt infolge einer Erweichung des Harzes zu einem Abfall der Schallgeschwindigkeit und der Amplitude zu Messbeginn. Die Ergebnisse bestätigen die Beobachtungen von Lionetto [85], dass der Gelpunkt mit dem Onset des stark zunehmenden Anstiegs der Schallgeschwindigkeit verknüpft ist und hierdurch identifiziert werden kann.

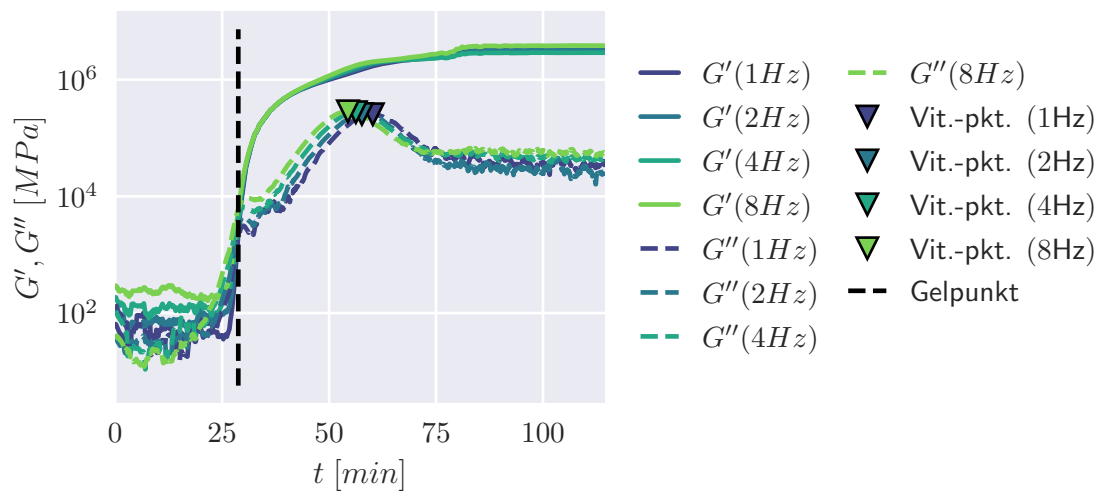


Abbildung 6.3.: Exemplarisches Ergebnis der multifrequenten Rheometermessungen bei $\vartheta_{\text{H\u00e4rtung}} = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ mit markierten Gel- und Vitrifikationspunkten

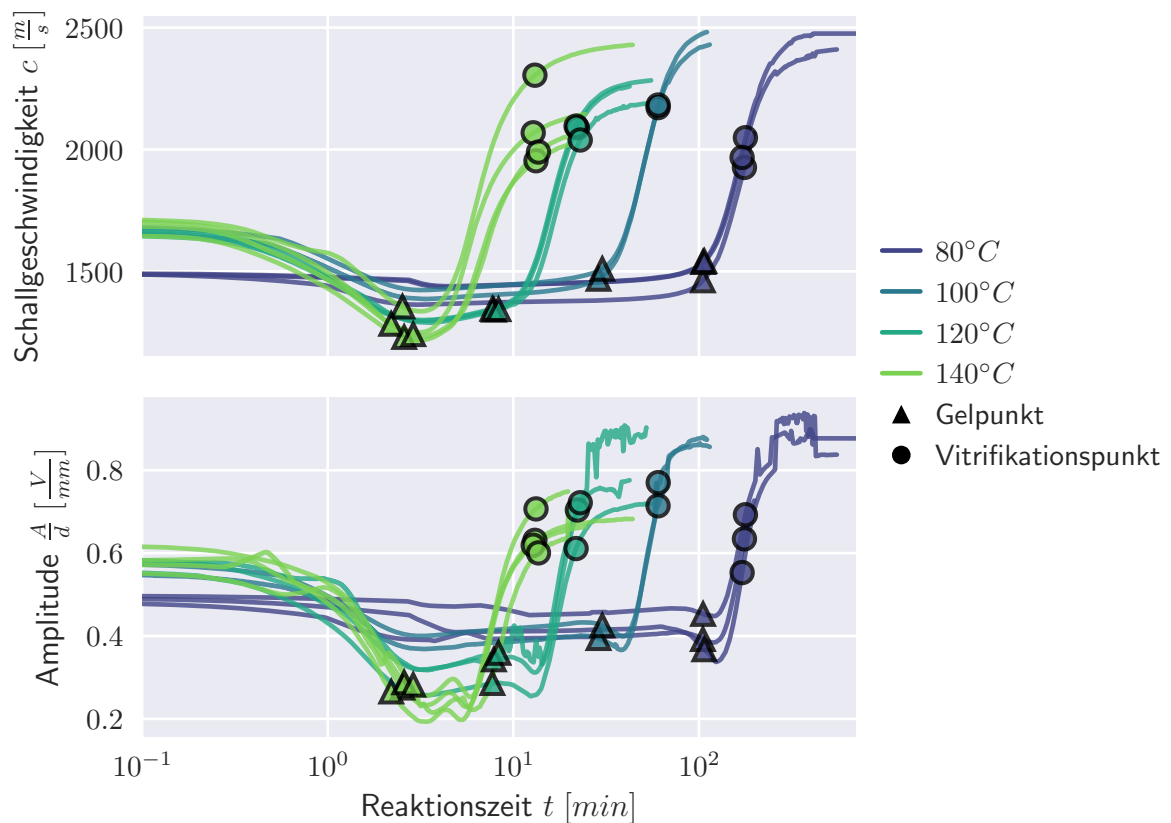


Abbildung 6.4.: Korrelation der Ultraschallmessergebnisse mit den rheologisch ermittelten Gel- und Vitrifikationspunkten (oben: Schallgeschwindigkeit; unten: Signalamplitude)

Der Vitrifikationspunkt dagegen verschiebt sich in Abhängigkeit der Aushärtungstemperatur. Mit abnehmender Härtungstemperatur wird er vom Offset der Ultraschallkurve zu früheren Zeitpunkten verschoben. Bei den Versuchsergebnissen bei $\vartheta_{\text{Härtung}} = 80 \text{ }^\circ\text{C}$ fällt der Vitrifikationspunkt mit der Wendestelle der Schallgeschwindigkeitskurve zusammen. Hier zeigt sich, dass die Tangentenmethode, wie sie in der Literatur vorgeschlagen wird, nur in einem begrenzten Temperaturbereich angewandt werden kann. Auch der Verlauf der Amplitude besitzt kein auffälliges, charakteristisches Merkmal, welches zur Identifikation der Vitrifikation herangezogen werden kann. Analog zur Schallgeschwindigkeitskurve verschiebt sich der Punkt ebenfalls, sodass die Form des Verlaufs nicht als Identifikationsmerkmal herangezogen werden kann.

6.1.3. Automatisierung der Bestimmung der Gel- und Vitrifikationspunkte mit Hilfe von künstlichen neuronalen Netzen

Die zuvor beschriebene Methode, den Gel- und Vitrifikationspunkt mit Hilfe von Tangenten zu bestimmen, birgt mehrere Nachteile. Zum einen muss die Methode manuell durchgeführt werden oder eine automatisierte Methode aufwendig implementiert werden, damit die Punkte verlässlich bestimmt werden. Zum anderen kann die Methode erst lange nachdem die Punkte erreicht sind, angewandt werden, da eine der Tangenten jeweils an einen Punkt nach dem Ereignis angelegt wird. Infolgedessen ist eine in-situ-Detektion und anschließende Nutzung für die Regelung des Fertigungsprozesses auf diese Weise nicht möglich.

Da sowohl Gel- als auch Vitrifikationspunkt an charakteristischen Punkten in der Schallgeschwindigkeitskurve ablesbar sind, bietet es sich an, einen Algorithmus zur Mustererkennung für die automatisierte Auswertung zu wählen. Dabei ist das Ziel, nicht nur kurz nach oder beim Durchlaufen der Punkte die Ereignisse sicher zu erkennen, sondern nach Möglichkeit auch Voraussagen über die Dauer bis zum Auftreten des Ereignisses zu treffen. Für diesen Zweck bieten sich künstliche neuronale Netzwerke an, die natürlichen neuronalen Netzwerken nachempfunden sind. Sie sind in der Lage, anhand von Trainingsdaten zu lernen, um vorgegebene Zielgrößen zu berechnen. Solche Algorithmen werden weit verbreitet und erfolgreich für Aufgaben der Bildauswertung verwendet, wie beispielsweise zur Erkennung von Handschrift, Gesichtern und Fingerabdrücken.

Die Netze bestehen aus einer Vielzahl verknüpfter Knoten, die einen oder mehrere Eingänge und einen Ausgang besitzen (Abbildung 6.5a). Die Eingänge x_i werden mit w_i gewichtet und in der einfachsten Variante mit einem Schwellwert b verglichen, ab welchem der Ausgang $y = 1$ und andernfalls $y = 0$ beträgt:

$$y = \begin{cases} 0 & \text{wenn } \sum_j w_j x_j + b \leq 0 \\ 1 & \text{wenn } \sum_j w_j x_j + b > 0 \end{cases} \quad (6.1)$$

Die binäre Ausgabe von $y \in \{0, 1\}$ wird zur Kategorisierung der Eingangsdaten verwendet, während die Ausgabe von rationalen Zahlen für Regressionsaufgaben genutzt werden kann. Letztere kommt hier zur Anwendung.

Dieser einfachste Aufbau eines Knotens ist das sogenannte „Perzeptron“, welches als Aktivierungsfunktion eine einfache Stufenfunktion besitzt. Um die Lernfähigkeit zu verbessern, wird meist jedoch eine Funktion verwendet, die eine stetige Ableitung aufweist, sodass kleine Änderungen der Wichtungen w_i und Schwellwerte b nur kleine Änderungen des Ausgangs y hervorrufen. Eine häufig verwendete Funktion ist die Sigmoidalfunktion (siehe auch Abbildung 6.5b):

$$y = \frac{1}{1 + e^{-z}} \quad \text{mit } z = \sum_j w_j x_j + b \quad (6.2)$$

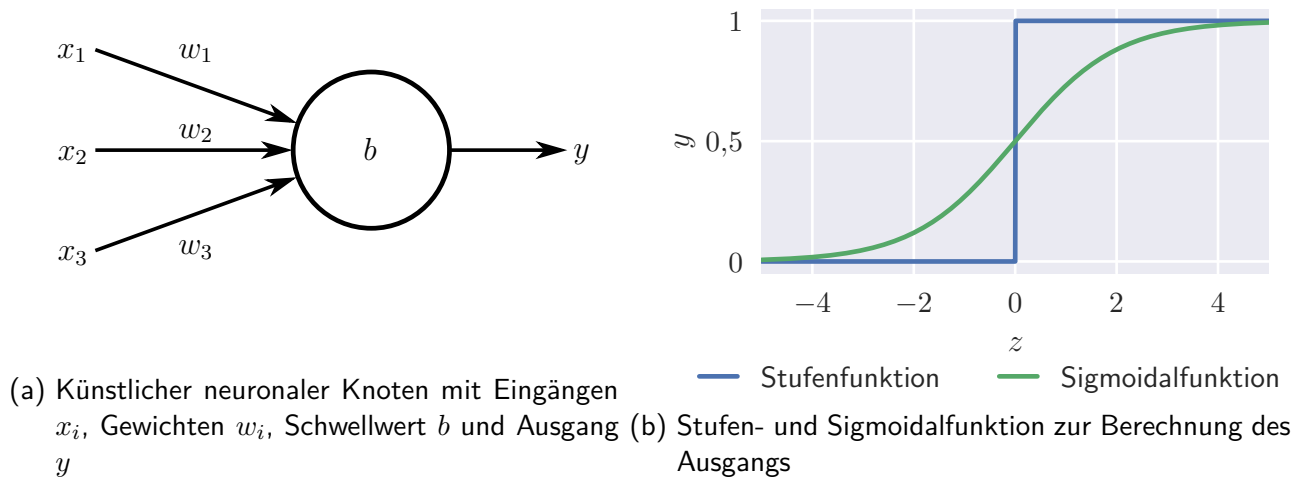


Abbildung 6.5.: Prinzip eines Knotens in einem künstlichen neuronalen Netz

Durch den Einsatz stetiger Funktionen können gradientenbasierte Optimierungsverfahren zur Findung der Gewichte und Schwellwerte anhand der Trainingsdaten verwendet werden. Die Zielfunktion f_{Ziel} der Optimierung bzw. des Lernalgorithmus kann beispielsweise als quadratischer Fehler des Ausgangs des Netzwerks y zu den dazugehörigen Trainingsdaten a , normiert auf die Anzahl der Datensätze n definiert werden:

$$f_{\text{Ziel}}(w, b) = \frac{1}{n} \sum \|y(x) - a\|^2 \quad (6.3)$$

In mehreren Iterationen wird dabei durch kleine Änderungen der Gewichte und Schwellwerte der Gradient gefunden, der in Richtung des Minimums des Fehlers zeigt und schließlich die Werte so lange angepasst, bis ein zuvor definiertes Abbruchkriterium erreicht ist. Dieses kann unter anderem durch die Anzahl der Iterationen oder einen Zielfehlerwert definiert werden. Die Trainingsdaten werden meist in zwei Datensätze unterteilt, in welchem der Großteil für das Lernen und ein kleinerer, zuvor ungesehener Teil zum Testen des trainierten Netzwerks zur Qualitätskontrolle genutzt werden.

Die neuronalen Knotenelemente werden zu einem Netzwerk aus mehreren Schichten zusammengeschlossen. In Abbildung 6.6 ist beispielhaft ein Netzwerk dargestellt. Von jedem Eingangsknoten bestehen Verbindungen zu jedem Knoten der darauf folgenden Schicht, ebenso von dieser zu den Ausgangsknoten. Die Knoten geben jeweils einen Ausgangswert aus, die jedoch an alle Knoten der darauffolgenden Schicht weitergegeben werden. Bei dem Netzwerk in Abbildung 6.6 handelt es sich um ein vorwärtsgerichtetes (engl. „feed forward“) Netzwerk, bei welchem die Informationen stets in eine Richtung fließen. Bei rekursiven Netzwerken sind auch Verknüpfungen zurück möglich, wodurch noch komplexere Auswertoperationen erreicht werden, die Netzwerke aber deutlich schwerer zu trainieren sind. Die Schichten zwischen Eingang und Ausgang werden als „Verdeckte Schichten“ bezeichnet. Für die Wahl der Netzwerkarchitektur existieren keine mathematisch begründeten Regeln, sondern es können lediglich Daumenregeln bzw. Parameterstudien zur Gestaltung der Architektur herangezogen werden. [102, 23, 150]

Zur Bestimmung und Vorhersage der Gel- und Vitrifikationspunkte aus den Ultraschallmessungen werden die im Rheometer gewonnenen Messdaten verwendet, um solche künstliche neuronale Netze zu trainieren und zu testen. Die 12 Datensätze werden in Trainings- und Testdatensätze aufgeteilt. Es wird einerseits die Aussagegenauigkeit untersucht für den Fall, in welchem die Testdaten aus den Messdaten einer Aushärtetemperatur stammen, die nicht zum Antrainieren des Netzwerk verwendet wird. Andererseits wird auch die Genauigkeit untersucht, wenn Trainings- und Testdaten

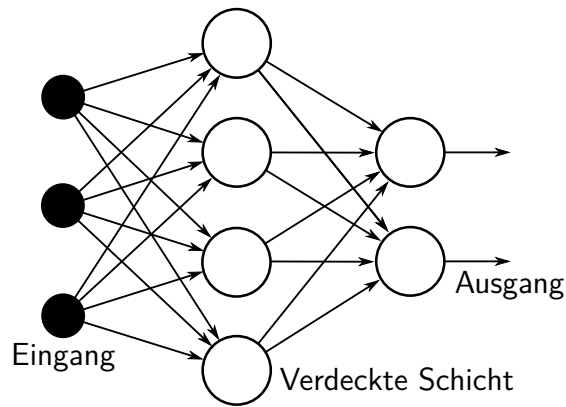


Abbildung 6.6.: Künstliches neuronales Netz aus drei Eingangsknoten, einer verdeckten Schicht mit vier Knoten und zwei Ausgangsknoten

zufällig gewählt werden, sodass das Netzwerk bereits einen Verlauf bei der Aushärtetemperatur eines Testdatensatzes kennt.

Als Eingangsdaten werden jeweils aus der Schallgeschwindigkeitskurve ein Teilstück $t_{\text{Start}} \leq t \leq t_{\text{Ende}}$ zufällig ausgewählt und in diesem Zeitbereich äquidistant auf eine vorher festgelegte Anzahl von Werten – hier 50 Werte – interpoliert. Auf diese Weise werden unterschiedliche Zeitpunkte während der Messung simuliert, bei denen auch der Anfang des Zeitbereichs variiert. Weiterhin wird die Messzeit von Start bis Ende der ausgewählten Teilstücke normiert auf einen Bereich von $0 \leq \bar{t} \leq 1$. Gleichermaßen werden die Zeitpunkte des Gelierens t_{gel} und des Vitrifizierens t_{vit} normiert:

$$\bar{t}_{\text{gel,vit}} = \frac{t_{\text{gel,vit}} - t_{\text{start}}}{t_{\text{Ende}} - t_{\text{Start}}} \quad (6.4)$$

Liegt die Zielgröße $\bar{t}_{\text{gel,vit}}$ nach dem Teilstück und ist infolgedessen die Gelierung bzw. die Vitrifikation noch nicht eingetreten, dann ist $t_{\text{gel,vit}} > 1$. Wenn der gesuchte Punkt beispielsweise einen Wert $\bar{t} = 1,2$ annimmt, so liegt er das 0,2-fache der Zeitspanne $t_{\text{Ende}} - t_{\text{Start}}$ des ausgewählten Teilstücks nach dessen Ende t_{Ende} .

Die Generierung der Trainingsdaten erfolgt mit uniform verteilten Anfangs- und Startzeiten in einem vorgegebenen Wertebereich, wobei für jeden Trainingsdatensatz 100 Teilstücke erzeugt werden. Es zeigt sich dabei, dass ein zu großer Trainingsatz zur Verminderung der Modellgenauigkeit führt. Der Trainingsatz besteht aus zehn Messungen, sodass 1000 Trainingsteilstücke erzeugt und genutzt werden. Dies kann im Effekt der sogenannten „Überanpassung“ begründet sein, wobei Maschinenlernalgorithmen zu stark auf die Trainingsdaten angepasst werden und bei ungesehenen Daten die Modellgenauigkeit reduziert ist [23].

Für die Gelpunkte wird der Startwert im Bereich von $0 \leq \bar{t}_{\text{Start}} \leq 0,05$ und $0,1 \leq \bar{t}_{\text{Ende}} \leq 1$ und für die Vitrifikation $0 \leq \bar{t}_{\text{Start}} \leq 0,2$ und $0,3 \leq \bar{t}_{\text{Ende}} \leq 1$ bezogen auf die Messdauer gewählt. Die Grenzen sind so spezifiziert, dass das gesuchte Ereignis teils auch in der Zukunft liegt, aber davor noch ein genügend großer Teil der Messkurve vorhanden ist. Da der Gelpunkt relativ früh auftritt, muss die Messkurve nahezu von Beginn an vorhanden sein.

Die künstlichen neuronalen Netze werden in dieser Arbeit mit dem Python-Modul „ffnet“ [159] erstellt. Zur Findung der geeignetsten Einstellungen für die Netzwerkarchitektur und den Lernprozess, wird eine Parameterstudie durchgeführt. Dabei werden die möglichen Parameter, die in das Modul „ffnet“ implementiert sind und die Anzahl der Knoten je verdeckte Schicht in jeder Permutation erstellt und getestet. Jede Kombination wird mit jeweils zehn Wiederholungen ausgeführt und anhand des beim Testen ergebenden Fehlers beurteilt. Die variierten Parameter und deren Werte sind in Tabelle 6.1 aufgeführt. Da u.a. die Startwerte der Gewichte w und Schwellwerte b mit zufälligen

Werten besetzt werden, hängt die Güte der Netze – auch nach dem Antrainieren – von diesem Startwert ab. Daher wird zu einer jeden Konfiguration mehrfach wiederholt, andererseits auch die Startwerte für w und b bei einigen Konfigurationen vor dem Beginn des Trainings durch wiederholtes, zufälliges Initiieren optimiert (vierte Zeile in Tabelle 6.1).

Parameter	Parameterwerte
Knotenarchitektur	{mlgraph, tmlgraph}
Knotenzahl erste Schicht	{25, 50, 100, 200}
Knotenzahl zweite Schicht	{-, 25, 50, 100, 200}
Optimierung der Startwerte der Knotenwichtungen durch Iteration	{ja, nein}
Trainingsalgorithmen	{bfgs, cg, genetic, momentum, rprop, tnc}
Wiederholung jeder Konfiguration	10

Tabelle 6.1.: Variierte Parameter und Werte zur Findung der optimalen Einstellungen des künstlichen neuronalen Netzes (Bei „tmlgraph“ werden alle Knoten untereinander verbunden, während bei „mlgraph“ nur die Knoten benachbarter Schichten verbunden werden)

Aus diesen Parametern ergeben sich insgesamt 480 unterschiedliche Konfigurationen, die jeweils zehn Mal durchgeführt werden. Die Konfigurationen werden nach ihrem mittleren quadratischen Fehler bei Vorhersage der Testdaten beurteilt:

$$\bar{f} = \frac{1}{n} \sqrt{\sum (y_{Soll} - y_{Modell})^2} \quad (6.5)$$

Bei Betrachtung aller 4800 Einzelergebnisse ergibt sich für die meisten Parameter kein eindeutiger Trend. Lediglich beim Trainingsalgorithmus erreicht der Algorithmus „tnc“ stets die geringsten Fehler. Die zehn besten Konfigurationen mit dem geringsten – über die zehn Wiederholungen gemittelten – Fehler sind in Abbildung 6.7 gegenüber gestellt. Hier fällt auf, dass ausschließlich der Generator für die Knotenverbindungen „mlgraph“ vertreten ist, bei welchem nur die Knoten benachbarter Schichten verknüpft werden. Auch wird durch die Optimierung der Startwichtungen über mehrere Iterationen mit zufälligen Werten geringfügig das Ergebnis verbessert.

Die höchste Präzision wird von einem Netz mit zwei verdeckten Schichten mit jeweils 100 Knoten erreicht. Sehr gute Ergebnisse werden auch von Netzen mit nur einer verdeckten Schicht erzielt, jedoch kann aus den 10 besten Konfigurationen bezüglich der Anzahl der Knoten und verdeckter Schichten kein eindeutiger Zusammenhang entnommen werden. Ein neuronales Netz mit vielen Knoten und mehreren verdeckten Schichten kann komplexere Zusammenhänge abbilden, ist hingegen schwieriger zu trainieren. Ebenfalls kann es zu einer „Überanpassung“ kommen, die die Trainingsdaten gut abbildet, jedoch bei ungesehenen Daten große Abweichungen verursacht. Für die weiteren Untersuchungen wird infolgedessen die hier am besten bewertete Konfiguration gewählt ((100; 100), mlgraph, tnc, Nein).

In Abbildung 6.8 sind oben in Wasserfalldiagrammen mehrere Segmente der beiden Schallgeschwindigkeitsmessungen bei $\vartheta_{\text{Härtung}} = 100 \text{ } ^\circ\text{C}$, welche den Testdatensatz bilden, mit jeweils dem gemessenen Gelpunkt und der Vorhersage des neuronalen Netzes aufgetragen. In den unteren Diagrammen ist

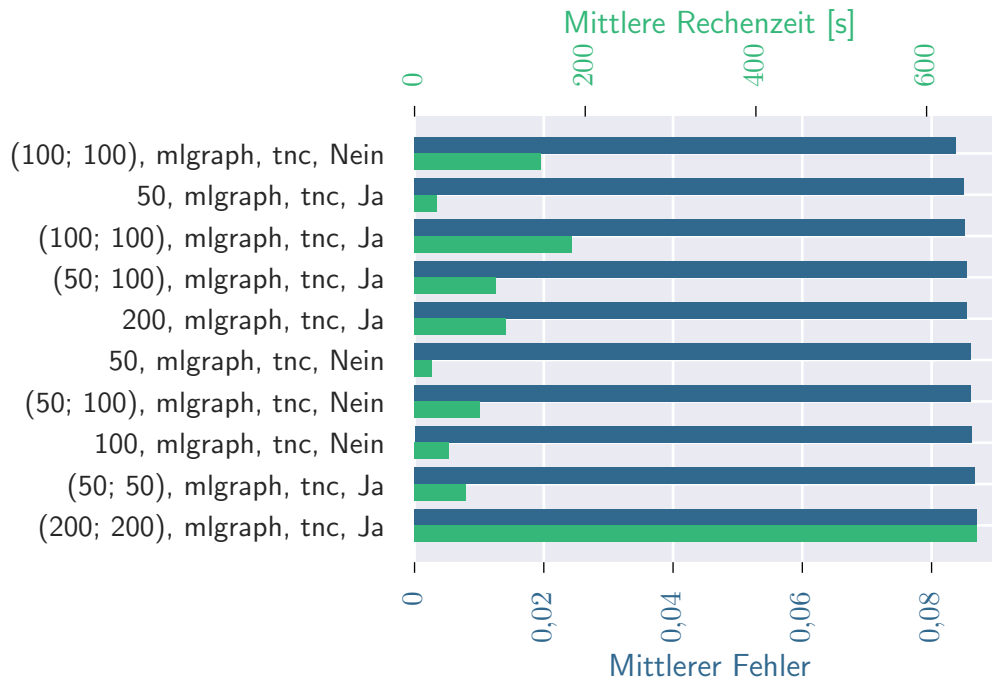


Abbildung 6.7.: Die besten Konfigurationen mit dem geringsten über 10 Iterationen gemittelten Fehler und benötigte Rechenzeit zur Findung der besten Parameter des künstlichen neuronalen Netzes (Parameter: Anzahl der Knoten in den verdeckten Schichten, Netzwerkgenerator, Trainingsalgorithmus, Randomisierte Startwertoptimierung)

die absolute Abweichung des neuronalen Netzes zum Sollwert über dem Segmentende für unterschiedliche Anfangswerte dargestellt, sodass die Modellaussage über den Verlauf der Messung demonstriert wird.

Dabei zeigt sich, dass die Genauigkeit des Modells relativ gut ist, jedoch eine Abhängigkeit der Wahl des Segmentanfangs und -endes besteht. Fängt das Segment vor dem durch die Erwärmung verursachten Abfall der Schallgeschwindigkeit an, wird die Dauer bis zum Eintritt des Gelpunkts signifikant zu groß ausgegeben. Beginnt das Segment nach diesem Abfall, ist die Genauigkeit deutlich höher. Vor dem Gelpunkt ist die Aussagegenauigkeit relativ gering, sodass eine Prognose zur Dauer bis zum Eintreten des Gelpunktes mit diesem Modell nicht möglich ist. Vielmehr projiziert das neuronale Netz den Gelpunkt bis zu seinem Eintritt auf das Ende des bis dahin vorliegenden Ausschnitts der Messung. Nach Durchlaufen des Gelpunkts oszilliert die Ausgabe um einen kleinen Fehler um den Sollwert.

Weiter unten ist der mittlere Fehler noch als Falschfarbendarstellung in Abhängigkeit von Segmentstart- \bar{t}_{Start} und -endpunkt \bar{t}_{Ende} in Abbildung 6.9 aufgetragen. Der größte Fehler tritt bei geringen \bar{t}_{Start} und geringer Segmentlänge auf. Dieser Abschnitt kann mit einfachen Mitteln automatisiert aus der Messkurve entfernt werden, um die Modellgenauigkeit zu erhöhen. Liegt ein großer Abschnitt der Kurve vor, ab ca. $\bar{t}_{Ende} \geq 0,25$, ist der Fehler konstant relativ gering.

Das Ziel, den Gelpunkt weit vor der charakteristisch auftretenden Wendestelle genau bestimmen zu können, scheint mit dem gebildeten Modell möglich zu sein. So kann während der Messung deutlich früher als mit der Tangentenmethode der Gelpunkt detektiert werden. Eine Prognose vor dem Eintritt ist mit dem verwendeten Modell nicht reproduzierbar möglich. Um den Gelpunkt während der Messung im laufenden Prozess zu detektieren, kann beispielsweise ein Kriterium implementiert werden, dass der Gelpunkt erreicht ist, sobald das Modell einen über eine gewisse Dauer einen stabilen Zeitpunkt

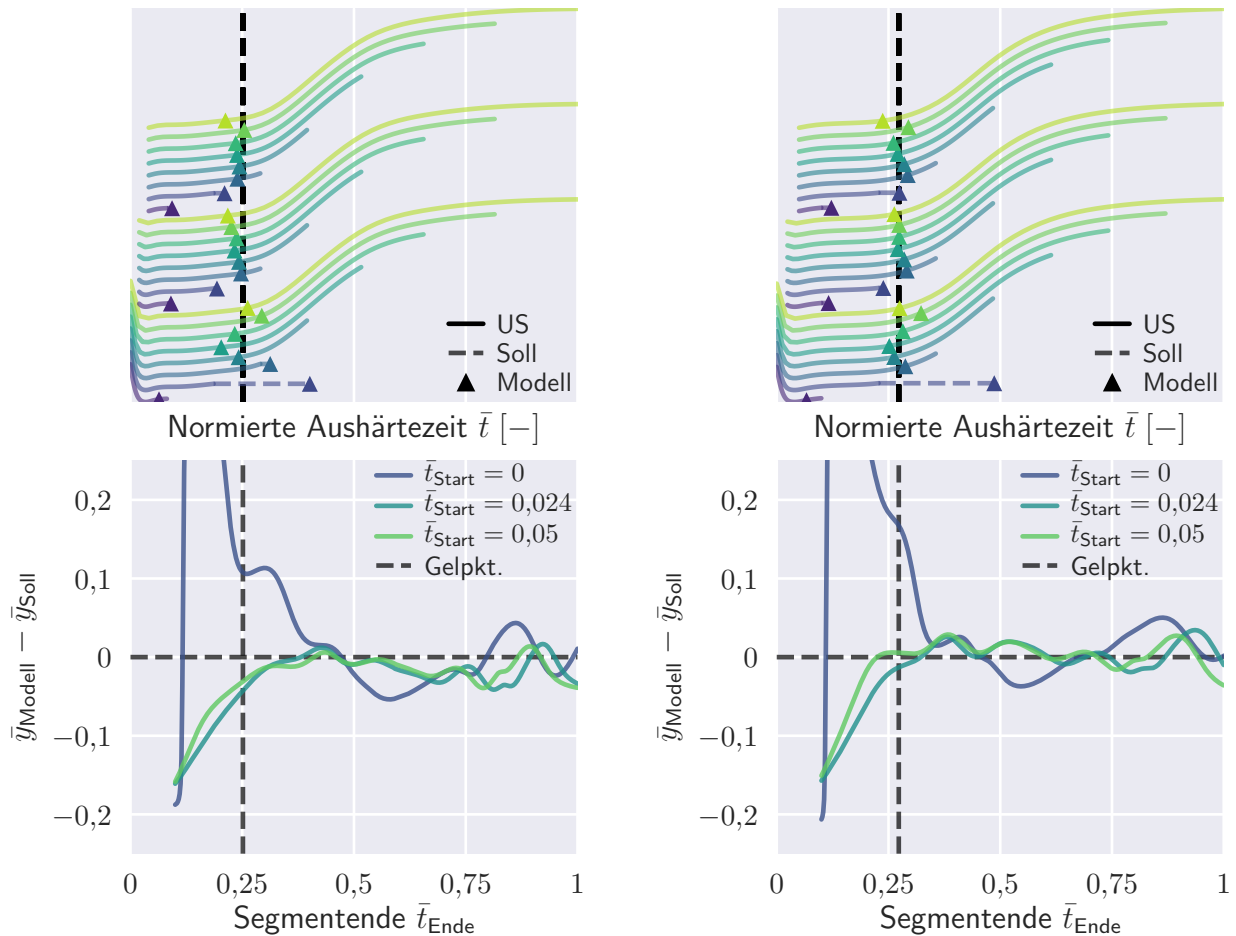


Abbildung 6.8.: Oben: Vorhersage des Gelpunktes durch künstliches, neuronales Netz anhand der Schallgeschwindigkeitskurven der Testdatensätze ($\vartheta_{\text{Härtung}} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$) mit variierenden Segmentausschnitten; unten: Verlauf des Fehlers in Abhängigkeit des Segmentanfangs \bar{t}_{Start}

bestimmt. Bevor dies eintritt – die Länge des Messsegments ist noch unzureichend – streut der berechnete Punkt stark.

Die Detektion des Vitrifikationspunktes mittels Schallgeschwindigkeitsverlauf stellt gegenüber dem Gelpunkt eine größere Herausforderung dar. Während der Gelpunkt immer an einem charakteristischen Punkt, dem „Onset“, auf der Ultraschallkurve auftritt, verschiebt sich der Vitrifikationspunkt dagegen mit zunehmender Aushärtetemperatur auf der Kurve immer weiter vor den „Offset“, dem Übergang von der starken Zunahme zum asymptotischen Verlauf am Ende.

Abbildung 6.10 stellt wie für den Gelpunkt beispielhaft Vorhersageergebnisse auf Segmente der Schallgeschwindigkeitsverläufe dar. Auch die Modellabweichung in Abhängigkeit der Segmentanfänge und Segmentlänge wird dargestellt. Der Vitrifikationspunkt wird dabei vor seinem Eintreffen teilweise auf zu frühe oder zu späte Zeitpunkte projiziert, jedoch meist nach dem Segmentende \bar{t}_{Ende} , sodass er nicht zu früh als durchlaufen erkannt wird. Kurz vor Eintreffen des Vitrifikationspunktes bleibt der berechnete Wert für die Segmente mit $\bar{t}_{\text{Start}} \geq 0,1$ – ähnlich wie bei der Gelpunktberechnung – in einem schmalen Fehlerband konstant, jedoch oszilliert der Wert etwas unterhalb des Sollwertes.

In Abbildung 6.10 ist zu sehen, dass sich ab ca. $\bar{t}_{\text{Ende}} \geq 0,45$ ein konstanter, relativ geringer Fehler einstellt. Anders als für den Gelpunkt stellt sich bei der Detektion des Vitrifikationspunktes schon vor seinem Eintreffen (bei ca. $\bar{t} = 0,54$) ein relativ konstantes Ergebnis ein, sodass eine Vorhersage des

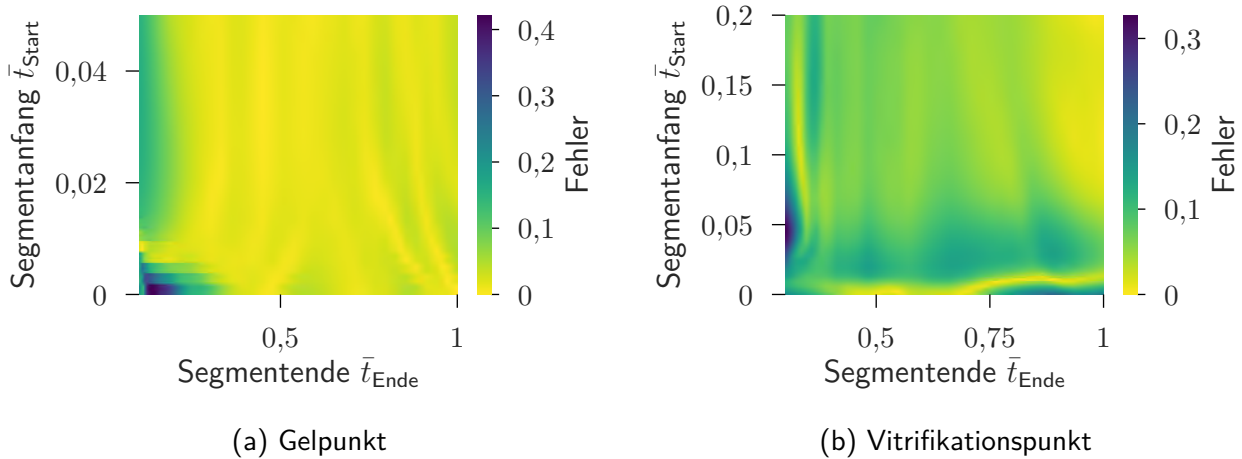


Abbildung 6.9.: Durchschnittlicher Fehler des neuronalen Netzes in Abhängigkeit des Segmentanfangs und -endes

Punktes schon relativ früh möglich ist. Damit ist die Bestimmung des Vitrifikationspunktes zu einem weit früheren Zeitpunkt möglich als mit der Tangentenmethode.

Die hier angestellten Untersuchungen reichen hingegen nicht aus, die vorgeschlagene Methode vollständig zu validieren. Es kann lediglich die grundsätzliche Eignung überprüft werden. Für eine weitere Validierung bedarf es einer größeren Anzahl von Messungen. Bei zufälliger Auswahl von Testdatensätzen (siehe Abschnitt E im Anhang), sodass Trainingsdatensätze auch die gleiche Härtungstemperatur aufweisen können wie die Testdatensätze, lassen sich teilweise andere Beobachtungen anstellen. Dabei kann zwar der Gelpunkt qualitativ gleichwertig gut bestimmt werden, jedoch treten bei hohen Werten für \bar{t}_{Start} größere Abweichungen auf. Dies gilt auch für die Bestimmung des Vitrifikationspunktes, wo es bei großen Werten für \bar{t}_{Start} ebenfalls zu relativ großen Abweichungen kommt.

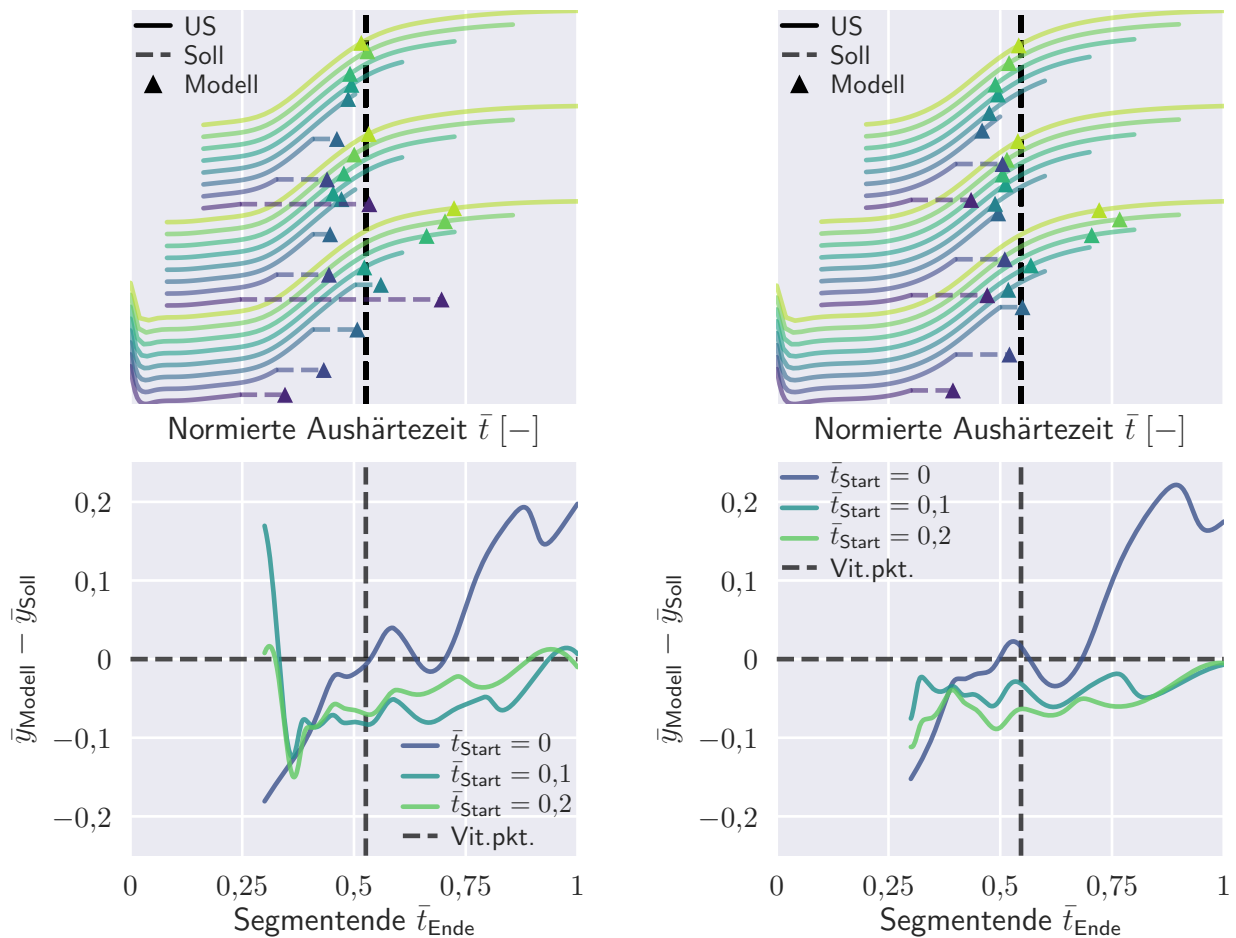


Abbildung 6.10.: Oben: Vorhersage des Vitrifikationspunktes durch künstliches, neuronales Netz anhand der Schallgeschwindigkeitskurven der Testdatensätze ($\vartheta_{Härtung} = 100 \text{ } ^\circ\text{C}$) mit variierenden Segmentausschnitten; unten: Verlauf des Fehlers in Abhängigkeit des Segmentanfangs \bar{t}_{Start}

6.2. Bestimmung des Vernetzungsgrades

Ein großer Teil der wissenschaftlichen Untersuchungen zur ultraschallbasierten Überwachung von Faserverbundprozessen ist auf die Messung der chemischen Vernetzung des Harzes fokussiert (u.a. [92, 89, 84, 6, 124, 114]). Jedoch beschränken sich die Untersuchungen auf den qualitativen Vergleich der Schallgrößen mit dem Vernetzungsfortschritt. Oft wird dabei das Ende der Vernetzungsreaktion mit einem gegen Null gehenden Anstieg der Schallgeschwindigkeit in Verbindung gebracht. Ein quantifizierter Zusammenhang zwischen Schallgeschwindigkeit und Vernetzungsgrad kann in der Literatur nicht gefunden werden. Lediglich Ghodhiani et al. [31] versuchen einen solchen Zusammenhang herzustellen. Allerdings wird in ihrer Untersuchung der Vernetzungsgrad nicht aus kalorimetrischen Messungen etc. bestimmt, sondern aus den Ultraschallmessungen selbst. Daher ist der Zusammenhang zum Vernetzungsgrad nicht aussagekräftig.

Parallel zu den Ultraschall- und Rheometermessungen werden Proben aus Abschnitt 6.1.2 bei den jeweiligen Aushärtetemperaturen mit Hilfe der Differenzkalorimetrie (engl. DSC, Differential Scanning Calorimetrie) auf ihren Vernetzungsgradverlauf über der Zeit untersucht. Der Vernetzungsgrad wird dabei nach Gleichung 2.7 als Quotient der bis zur Messzeit freigegebenen ΔH_a und der gesamten Reaktionswärme ΔH_{ges} , die bis zur vollständigen Vernetzung abgegeben wird, definiert.

Die Proben werden bei den DSC-Messungen mit maximaler Heizrate auf die Aushärtetemperatur gebracht. Anschließend wird der bei der Vernetzung freigegebene Wärmestrom \dot{Q} gemessen. Die abgegebene Wärmemenge Q wird durch ein Integral aus der Fläche zwischen der Wärmestromkurve und einer Basislinie gebildet. Die Basislinie ist notwendig, da die Wärmekapazität nicht konstant über die gesamte Vernetzung ist, sodass dieser Effekt kompensiert werden muss. Die Art der Basislinie und deren manuelle Platzierung können großen Einfluss auf das Ergebnis nehmen.

In Abbildung 6.11 sind die Verläufe der Reaktionsumsätze und der jeweiligen Schallgeschwindigkeit bei den unterschiedlichen Vernetzungstemperaturen über der Messzeit aufgetragen. Die Schallgeschwindigkeitskurven sind mit einem gleitenden Median einer Breite von 21 Werten geglättet. Auch die im Abschnitt 6.1 ermittelten Gel- und Vitrifikationszeiten sind in die Kurven eingetragen. Während der DSC-Messung erfährt die Harzprobe beim Aufheizen auf Messtemperatur bereits eine Vorvernetzung. Zudem ist die Messung des Wärmestroms zu Beginn noch stark von Störungen überlagert und ungenau, sodass der Bereich der niedrigeren Vernetzungsgrade fehlerbehaftet ist. Bei Aushärtetemperaturen kleiner als die maximal erreichbare Glasübergangstemperatur $\vartheta < T_{g,\infty}$, kommt die Reaktion vor Erreichen der vollständigen Vernetzung zum Erliegen. Durch anschließende Messung der noch nicht abgegebenen Reaktionswärme ΔH_r bei erhöhter Temperatur können die Gesamtenthalpie ΔH_{ges} und der tatsächlich erreichte Vernetzungsgrad berechnet werden.

Die Messung der Restenthalpie innerhalb der Wiederholungsmessungen ergibt allerdings große Streuungen, sodass der erreichte Vernetzungsgrad nicht zuverlässig ermittelt werden kann. Infolgedessen werden die Anfangs- und Endwerte der Umsatzkurven nicht korrigiert und reichen stets jeweils von 0 bis 100 %. Daher tritt der Gelpunkt in der Abbildung nicht bei einem konstanten Aushärtegrad auf, der bei Epoxidharzen bei einem Aushärtegrad von ca. 60 % liegt [21].

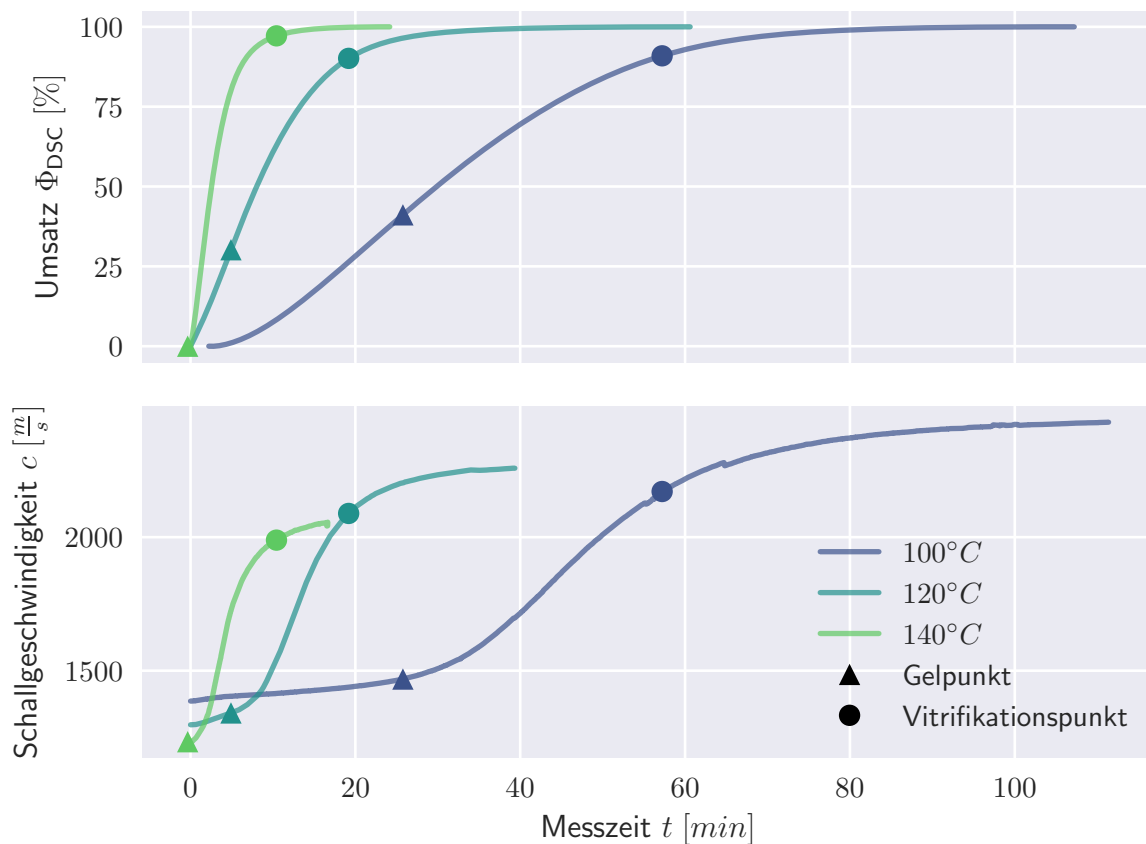


Abbildung 6.11.: Ermittelte Reaktionsumsätze (Anfangs- und Endwerte nicht korrigiert) und Schallgeschwindigkeiten über der Messzeit mit Gel- und Vitrifikationszeitpunkten

Auch hängt die Genauigkeit der Wärmestrommessung stark von der Härtetemperatur und der damit verbundenen Geschwindigkeit der Vernetzungsreaktion ab. Der Wärmestrom der Messungen bei $\vartheta = 80^\circ\text{C}$ ist zu gering, um eine Auswertung zu erlauben. Bei $\vartheta = 140^\circ\text{C}$ hingegen läuft die Reaktion sehr schnell ab, sodass eine relativ starke Vorvernetzung stattfindet, bevor die Aufzeichnung der Reaktionswärme beginnt. Bei den Messungen bei $\vartheta = 100^\circ\text{C}$ und $\vartheta = 120^\circ\text{C}$ kann von einer hohen Messgenauigkeit ausgegangen werden, da die Wiederholungsmessungen eine hohe Übereinstimmung aufweisen.

Bei den Schallgeschwindigkeitskurven wird der Bereich nach dem Abfall durch Aufheizen auf Messtemperatur betrachtet und der Einfluss der Vorvernetzung bis zu diesem Punkt vernachlässigt. Qualitativ zeigen die Umsatz- und Schallgeschwindigkeitskurven vor allem zum Ende der Aushärtung einen ähnlichen Verlauf. Zu Beginn verzeichnet die Schallgeschwindigkeit einen geringen Anstieg, welcher später stark zunimmt, während die Umsatzkurven schon zu Anfang einen starken Anstieg aufweisen. Gegen Reaktionsende ist noch ein größerer Anstieg der Schallgeschwindigkeit als bei den Umsatzkurven ersichtlich.

Die in Abbildung 6.11 separat über der Messzeit t dargestellten Ergebnisse werden in Abbildung 6.12 zeitlich korreliert und der Umsatz Φ_{DSC} über der Schallgeschwindigkeit c dargestellt. Die Kurven gehen dabei von einem sehr steilen in einen flachen Anstieg über. Dieser Übergang entspricht dem „Onset“ der Schallgeschwindigkeitszunahme und somit in etwa dem Gelpunkt (vgl. Abschnitt 6.1). Hier wird deutlich, dass die Schallgeschwindigkeit bei kleinen Vernetzungsgraden bis ca. $\Phi \approx 50\%$ eine geringe Sensitivität gegenüber der Vernetzung aufweist, aber annähernd linear verläuft. Die Annäherung mit einer Geraden wird in Abbildung 6.12 für diesen Bereich dargestellt. Beim Vergleich des Anfangsbereichs der Kurve der Aushärtungstemperatur $\vartheta = 140^\circ\text{C}$ mit den anderen, lässt sich darauf schließen, dass der Anfangsumsatz vor der Messung hoch ist $\Phi(t = 0) \gg 0\%$. Es ist zu vermuten, dass bei einem korrigierten Anfangswert die drei Kurven annähernd parallel verlaufen.

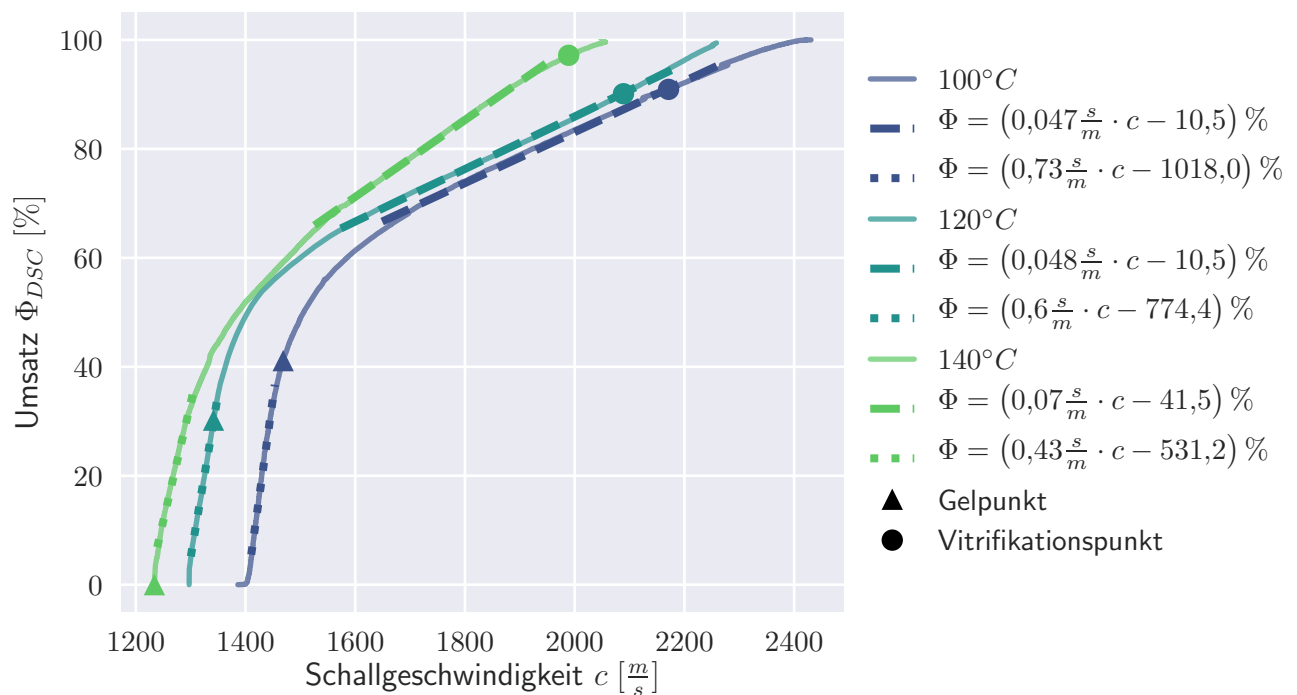


Abbildung 6.12.: Korrelation der Reaktionsumsätze (Anfangs- und Endwerte nicht korrigiert) mit der Schallgeschwindigkeit bei unterschiedlichen Temperaturen und linearer Annäherung bei niedrigen und hohen Umsatzgraden

Ab einem höheren Vernetzungsgrad von ca. $\Phi \approx 60\%$ ist der Zusammenhang ebenfalls linear mit einem deutlich geringeren Anstieg und weist infolgedessen eine hohe Sensitivität auf. Bei Umsätzen von nahe $\Phi \rightarrow 100\%$ sinken die Anstiege der Kurven weiter ab, da die Schallgeschwindigkeit stärker als der Vernetzungsgrad ansteigt. Dies kann jedoch auch in den zahlreichen, zuvor erwähnten Messunsicherheiten begründet liegen. Der Bereich $65\% \leq \Phi \leq 95\%$ wird in Abbildung 6.12 ebenfalls mit einer Geraden angenähert und deren Geradengleichung angegeben. Diese Gleichungen können im laufenden Prozess verwendet werden, den Vernetzungsgrad aus der Schallgeschwindigkeit abzuschätzen.

Die Kurven können auch mit Polynomen oder ähnlichen Gleichungen angeglichen werden, sodass über den gesamten Bereich der Vernetzungsgrad mit einer Gleichung abgeschätzt werden kann. Jedoch ist technologisch nur der Bereich höherer Vernetzungsgrade relevant, der erst nach dem Gelieren auftritt.

Die ermittelten Geradengleichungen zur Abschätzung des Vernetzungsgrades Φ aus der Schallgeschwindigkeit c gelten jeweils nur für die jeweilige Aushärtetemperatur ϑ . Die gewonnenen Messdaten werden dazu genutzt, um den Zusammenhang zwischen Schallgeschwindigkeit und Temperatur in den beiden Bereichen von niedrigen und hohen Vernetzungsgraden abzuschätzen. Dazu werden aus den Ultraschallmessdaten die Schallgeschwindigkeiten am Anfang und am Ende der Aushärtung herangezogen und der Median aus den Messungen gleicher Temperatur bestimmt, die in Abbildung 6.13 aufgetragen sind. Der Median wird gegenüber dem Mittelwert bevorzugt, um den Einfluss von Ausreißern zu verringern. Unter Ausschluss der Werte bei $\vartheta = 80^\circ\text{C}$ ergibt sich ein annähernd linearer Zusammenhang, der als Geradengleichung approximiert wird. Dabei ist die Temperaturabhängigkeit bei hohen Vernetzungsgraden mehr als doppelt so hoch als bei niedrigen.

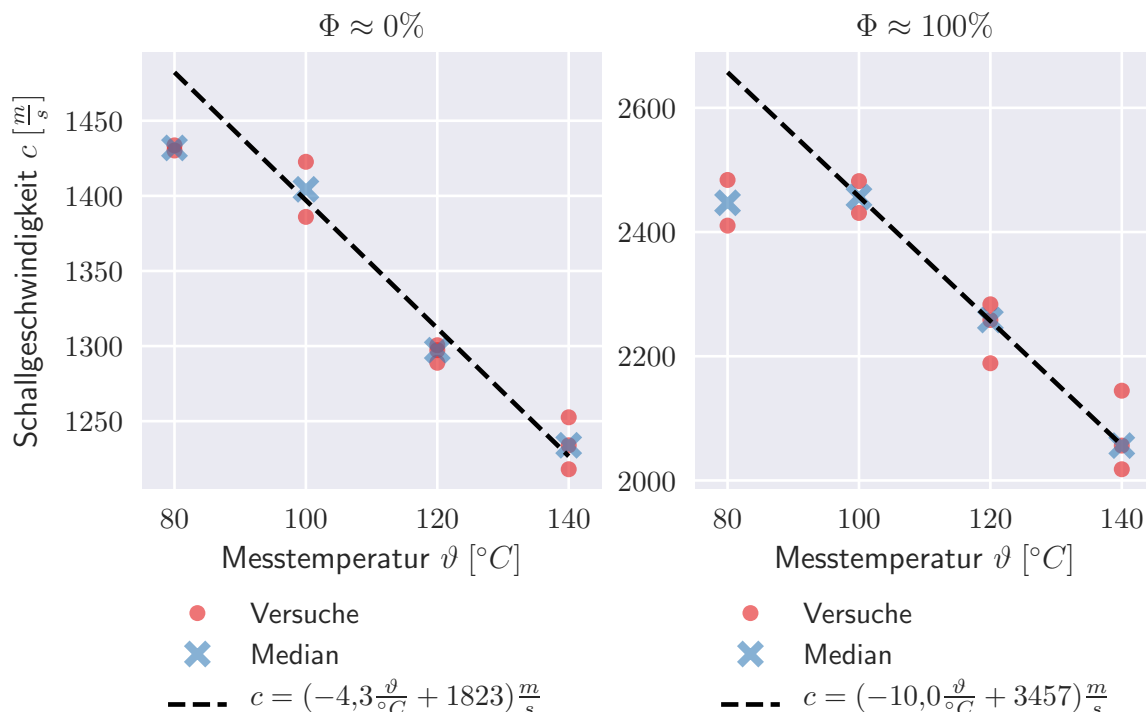


Abbildung 6.13.: Korrelation der Schallgeschwindigkeit c mit der Temperatur ϑ für niedrige und hohe Vernetzungsgrade Φ , Annäherung mit Geraden für $100^\circ\text{C} \leq \vartheta \leq 140^\circ\text{C}$

Es zeigt sich, dass der Vernetzungsgrad Φ in Abhängigkeit der Schallgeschwindigkeit c mit den temperaturabhängigen Parametern $m_{\Phi,c}$ und Φ_0 in einem Bereich in Φ ein linearer Zusammenhang

besteht:

$$\Phi(c) = m_{\Phi,c} \cdot c + \Phi_0 \quad \text{mit } m_{\Phi,c}, \Phi_0 = f(\vartheta_0) \quad (6.6)$$

Für die beiden linearen Bereiche kann die Schallgeschwindigkeit c in Abhängigkeit der Temperatur ϑ mit den Parametern $m_{c,\vartheta}$ und c_0 ebenfalls linear approximiert werden:

$$c(\vartheta) = m_{c,\vartheta} \cdot \vartheta + c_0 \quad (6.7)$$

Aus diesen beiden Zusammenhängen kann eine Gleichung aufgestellt werden, mit welcher aus der gemessenen Schallgeschwindigkeit c und der aktuellen Härtetemperatur ϑ der aktuelle Vernetzungsgrad abgeschätzt werden kann:

$$\Phi(c, \vartheta) = m_{\Phi,c} \cdot (c + \Delta c(\vartheta)) + \Phi_0 \quad (6.8)$$

$$= m_{\Phi,c} \cdot (c - m_{c,\vartheta} \cdot (\vartheta - \vartheta_0)) + \Phi_0 \quad (6.9)$$

Die Gleichung ist je nach verwendeten Parametern $m_{\Phi,c}$, $m_{c,\vartheta}$ und Φ_0 für den jeweiligen Bereich in Φ gültig. Für den technologisch relevanten Bereich der hohen Vernetzungsgrade ergibt sich auf Grundlage der Parameter $m_{\Phi,c}$ und Φ_0 bei $\vartheta_0 = 120^\circ\text{C}$:

$$\Phi(c, \vartheta) = \left(4,8 \cdot 10^{-2} \cdot \frac{s}{m} \left[c + 10,0 \frac{m}{s} \cdot \left(\frac{\vartheta}{^\circ\text{C}} - 120 \right) \right] + 10,5 \right) \% \quad (6.10)$$

für $\Phi \geq 60\%$ und $100^\circ\text{C} \leq \vartheta \leq 140^\circ\text{C}$

Die Messung bei $\vartheta = 120^\circ\text{C}$ wird ausgewählt, da bei dieser die größten Reaktionsenthalpien mit geringer Streuung gemessen werden, die nahe an der Gesamtenthalpie liegen. Daher kann gefolgert werden, dass der Verlauf des Reaktionsumsatzes über die komplette Vernetzung gemessen wird und die Harzprobe bei dieser Temperatur vollständig vernetzt.

Die Gleichung kann dazu genutzt werden, Abbruchkriterien für einen Aushärteprozess zu formulieren, um die folgende Temperstufe oder den Abkühlungsprozess einzuleiten. So kann das Abbruchkriterium als Vernetzungsgrad Φ_{min} definiert und deren Prüfung aus den gemessenen Werten für c und ϑ erfolgen. Das Kriterium kann ebenfalls als Vernetzungsrate $\frac{d\Phi}{dt}$ definiert werden, sodass ab einem Unterschreiten dieser Rate der Aushärteprozess beendet werden kann. Die Vernetzungsrate kann mit Hilfe folgender Gleichung abgeschätzt werden:

$$\frac{d\Phi}{dt} \approx \frac{\Delta\Phi}{\Delta t} = \frac{\Phi_2 - \Phi_1}{t_2 - t_1} = \frac{m_{\Phi,c}}{t_2 - t_1} (c_2 - c_1 - m_{c,\vartheta} (\vartheta_2 - \vartheta_1)) \quad (6.11)$$

6.3. Zusammenfassung

In diesem Kapitel wird der Zusammenhang der Vernetzung von duroplastischen Harzen und der Schallgeschwindigkeit an einem exemplarischen Harzsystem untersucht. Ein Schwerpunkt liegt dabei auf den während der Vernetzung auftretenden, morphologischen Übergängen Gel- und Vitrifikationspunkt, da diese für den Herstellungsprozess eine wichtige Rolle spielen. Zur Untersuchung werden die in Kapitel 4 entwickelten Sensoren nahezu ohne Modifikation in ein Rheometer integriert, sodass simultan die Ultraschallmessung erfolgen kann.

Die Untersuchungen ergeben, dass der Gelpunkt an einem charakteristischen Punkt – dem „Onset“ der signifikanten Zunahme der Schallgeschwindigkeit – auftritt und somit den in der Literatur beschriebenen Erkenntnissen entspricht. Der Vitrifikationspunkt dagegen tritt nur bei niedrigen Härtungstemperaturen, wie in der Literatur beschrieben, am „Offset“ auf. Das ist der Bereich, in dem

die Schallgeschwindigkeit nach starkem Anstieg in einen asymptotischen Verlauf übergeht. Mit zunehmenden Aushärtungstemperaturen verschiebt sich der Punkt zu früheren Zeitpunkten.

In der Literatur werden Tangenten verwendet, um die beiden Punkte zu lokalisieren. Eine Tangente wird in den Wendepunkt und jeweils eine in den Anfangs- und Endbereich mit annähernd konstanter Schallgeschwindigkeit gelegt. Dies hat jedoch den Nachteil, dass sie während der laufenden Messung erst lange nach ihrem Auftreten detektiert werden können. Der Vitrifikationspunkt kann auf diese Weise nicht zuverlässig konstruiert werden.

Daher wird auf einen Algorithmus der Mustererkennung – künstlichen, neuronalen Netzen – zurückgegriffen, der durch Training anhand von Beispieldaten auf die Ausgabe einer Zielgröße angepasst wird. Hierfür werden die Messdaten in Trainings- und Testdatensätze unterteilt. Die Trainingsdatensätze dienen dem Lernprozess der Netzwerke und die Testdatensätze der Beurteilung der Aussagegenauigkeit. Der Gelpunkt kann mit dieser Methode nicht vorausgesagt, aber kurz nach seinem Auftreten mit relativ hoher Präzision bestimmt werden. Auch der Vitrifikationspunkt kann trotz seiner von der Temperatur abhängigen Position auf der Schallgeschwindigkeitskurve relativ genau bestimmt und teilweise sogar vorausgesagt werden. Durch die Anwendung der künstlichen, neuronalen Netze wird folglich eine frühere und genauere Detektion der Punkte gegenüber der Tangentenmethode erreicht.

Neben den Messungen im Rheometer wird parallel der Verlauf des Vernetzungsgrades mit Hilfe von kalorimetrischen Messungen ermittelt. Diese werden mit der Schallgeschwindigkeit korreliert, woraus sich zwei lineare Bereiche ergeben. Bei jeweils niedrigen ($\Phi < 50\%$) und bei hohen ($\Phi > 60\%$) Vernetzungsgraden ergibt sich ein annähernd linearer Zusammenhang zur Schallgeschwindigkeit. Bei hohen Vernetzungsgraden, welche den technologisch relevanten Bereich darstellen, weist die Schallgeschwindigkeit eine hohe Sensitivität auf. Der Übergangsbereich zwischen den linearen Abschnitten entspricht dem „Onset“ der Schallgeschwindigkeitszunahme und damit annähernd dem Gelpunkt.

Auch wird der Zusammenhang der Schallgeschwindigkeit mit der Temperatur für beide Bereiche linear angenähert und mit dem Modell der Vernetzungsgradberechnung kombiniert. Hieraus werden Kriterien zur Bestimmung der abgeschlossenen Vernetzung aus Schallgeschwindigkeit und Temperatur formuliert, die zur Prozessregelung genutzt werden können.

Damit ist ein weiterer Teil der Hypothese belegt, dass durch *modellhafte Beschreibung und Kalibrierung der materialspezifischen Eigenschaften die genaue, robuste und automatisierte in-situ-Überwachung von **Aushärtung mit Gel- und Vitrifikationsübergang*** möglich ist. Der Nachweis der Übertragbarkeit auf andere Harzsysteme bleibt jedoch offen. Die gute Übereinstimmung mit Untersuchungen aus der Literatur lässt auf eine gute Übertragbarkeit schließen.

7. Überwachung der Laminatdicke

Bei Infusionsprozessen ist die Laminatdicke des Bauteils aufgrund der flexiblen Vakuummembran variabel und wird maßgeblich durch die Prozessparameter und den Prozessverlauf beeinflusst. Durch den über den Fließweg anliegenden Druckgradienten stellt sich ebenfalls ein Dickengradient ein, so dass nahe am Harzeinlass eine hohe Dicke und ein geringer Faservolumengehalt vorliegen. Nach dem Ende der Infusion gleicht sich der Druck aus. Durch Fließbewegungen im Bauteil kann der Faservolumengehalt homogenisiert werden, solange das bereits vernetzende Harz die notwendige Fließfähigkeit besitzt.

Infolgedessen weisen Bauteile, die im Infusionsverfahren hergestellt werden, Schwankungen in Dicke, Faservolumengehalt, Gewicht und auch mechanischen Eigenschaften auf. Diese müssen bei der Strukturauslegung berücksichtigt werden. Durch Ausgleich dieser Toleranzen sind große Sicherheitsfaktoren notwendig, die die Leichtbaugüte des Bauteils vermindern. Daher stellt ein Messsystem zur Überwachung der Laminatdicke einen Vorteil dar, um beispielsweise über den Infusionsdruck oder über die Infusionsdauer die Dicke gezielt zu regeln.

7.1. Relevante Methoden zur Bestimmung der Laminatdicke

Messtechnisch ist eine Vielzahl an Möglichkeiten gegeben, die Laminatdicke zu messen. Jedoch kommen die meisten Messverfahren nicht in Betracht, da sie nicht oder nur sehr aufwendig in die Produktionsumgebungen integriert werden können. Prinzipiell bieten sich induktive und kapazitive Wegmessung an, sowie optische Abstandsmessungen, wie sie auch in einigen Untersuchungen zur Laminatdickenentwicklung während des Infusionsvorganges eingesetzt werden. [162, 8, 34, 58, 147]

In vielen Anwendungsfällen ist der Einsatz optischer Methoden nicht möglich, da ein optischer Zugang nicht gewährleistet ist und auch durch u.a. thermische Expansion die Lage der Referenzfläche (Formoberfläche) nicht konstant ist. Auch kapazitive und induktive Abstandssensoren oder Wegaufnehmer benötigen eine Halterung, die einen Referenzabstand zur Oberfläche herstellt. Dies ist jedoch meist technisch nicht oder nur sehr aufwendig realisierbar. Durch die hohe Laminatdicke und die gute elektrische Leitfähigkeit von Kohlenstofffasern ist es auch nicht möglich, mit Hilfe von kapazitiven oder induktiven Abstandssensoren die Entfernung eines auf dem Laminat aufliegenden Sensors zur Form zu messen. Auch können viele der genannten Messmethoden nur aufwendig integriert werden, da bei Infusionsverfahren in Öfen oder Autoklaven eine Kühlung und teilweise druckdichte Kapselung notwendig ist.

7.2. Dickenmessung mit Hilfe von Ultraschall

Es finden sich in der Literatur ebenfalls einige Anwendungen, bei denen die Schalllaufzeit genutzt wird, um Dickenmessungen zu realisieren. So beschreiben die Autoren Dayal, Fei und Roth [18, 24, 115], dass sie Dicken und Schallgeschwindigkeiten mittels Ultraschall messen. Dabei wird beispielsweise in einem Wasserbad das Messobjekt im Impuls-Echo-Betrieb beschallt und die Laufzeitdifferenz der Echos zwischen Objektvorderwand und -rückwand genutzt, um die Laufzeit durch das Messobjekt zu bestimmen. Eine mögliche Variante ist in Abbildung 7.1 skizziert. Die Methode lässt sich auch im

Transmissionsbetrieb nutzen. Dabei stellt die Laufzeit durch die Tauchflüssigkeit ohne Messobjekt die Referenz dar. Die Methode setzt einen konstanten Sensorabstand und eine bekannte Schallgeschwindigkeit der Tauchflüssigkeit voraus. Damit ist die Methode nicht auf den Herstellungsprozess von Faserverbundstrukturen übertragbar, da sich der Abstand der Sensoren mit der Bauteildicke ändert.

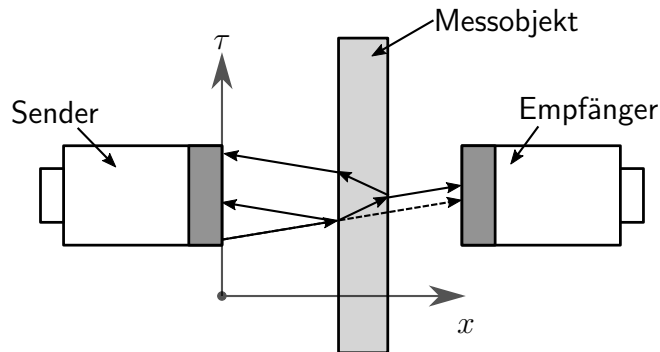


Abbildung 7.1.: Prinzip der Messung der Plattendicke und Schallgeschwindigkeit im Tauchbecken (nach [18, 24, 115])

Bei einer weiteren Gruppe von Methoden wird ein Triangulationsverfahren verwendet. Unter unterschiedlichen, definierten Winkeln werden Schallwellen in das Messobjekt geleitet. Aus den beiden gemessenen Laufzeiten können Dicke und Schallgeschwindigkeit berechnet werden. [36, 57, 60, 132, 152]

Eine Variante ist in Abbildung 7.2 schematisch dargestellt, bei welcher ein Schallsignal in 0° und ein weiteres unter einem Winkel zur Dickenrichtung verwendet werden. Dabei muss der Brechungswinkel, der sich in Abhängigkeit der Schallgeschwindigkeiten zwischen Vorlauf und Messobjekt einstellt, und sein Einfluss auf die Laufzeit korrigiert werden. Für die Anwendung auf die Herstellung von Faserverbunden eignet sich die Anordnung jedoch nicht, da einerseits die auftretenden Dicken zu gering sind und andererseits die Schallgeschwindigkeit des Laminats anisotrop und abhängig vom Vernetzungsgrad ist.

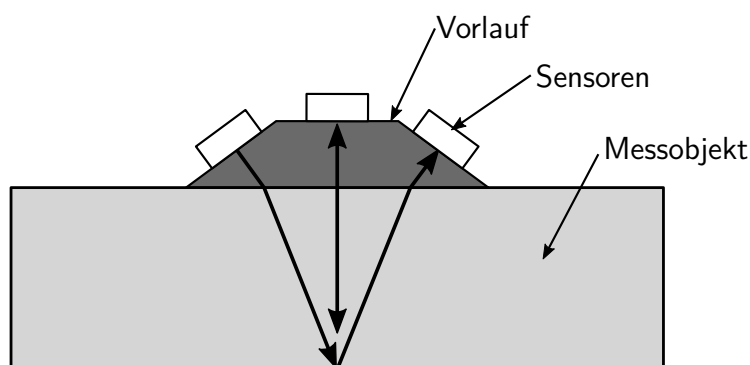


Abbildung 7.2.: Messung der Plattendicke und Schallgeschwindigkeit durch Triangulation (nach [60, 132])

Lenz et al. [72, 71] haben eine Methode entwickelt, bei welcher über einen einstellbaren Fokuspunkt Abstand und Laufzeit zu einem Objekt bestimmt werden können. Dazu wird ein annularer Array verwendet, dessen Fokuspunkt über zeitversetzte Ansteuerung der Elemente gesteuert wird. Der Fokuspunkt wird dabei so verstellt, dass eine maximale Amplitude im Echosignal entsteht. Hieraus kann die Entfernung zum Messobjekt abgeleitet werden. Die Methode wurde entwickelt, um in Flüssigkeiten

mit Partikeln orts aufgelöst Schallgeschwindigkeiten zu bestimmen. Die Anwendung auf Faserverbundprozesse ist zum einen technisch aufwendig und zum anderen für den Messbereich ungeeignet. Da ein Phased-Array-Multiplexer benötigt wird, ist der Aufwand relativ hoch, auch mehrere Messstellen zu betreiben.

7.3. Ultraschallbasierte Laminatdickenmessung

In den vorangegangenen Kapiteln wird die hohe Aussagekraft der Ultraschallsensorik in der Umgebung der industriellen Faserverbundfertigung zur Fließfront- und Aushärtungsüberwachung demonstriert. Zudem kann die Übertragung der Ultraschallwellen durch das Laminat ebenfalls genutzt werden, um Informationen über dessen Dickenentwicklung zu erhalten. Ein Ultraschallsensor, der bei einem Infusionsverfahren auf der Vakuummembran platziert wird, vollzieht die Bewegungen durch die veränderliche Laminatdicke mit. Die Schalllaufzeiten stehen dabei im Zusammenhang mit der Laminatdicke.

Die Schalllaufzeit zum Durchqueren des Laminats τ hängt von der Laminatdicke d und der Schallgeschwindigkeit c ab. Damit hängt die Laufzeit τ auch vom Vernetzungsgrad Φ und der Temperatur des Harzes ϑ ab, sodass die Laminatdicke d nicht direkt aus der Laufzeit τ bestimmt werden kann. Zudem muss mit einem Einfluss der Fasern und deren Anteil auf die Schallgeschwindigkeit gerechnet werden, der in Abschnitt 7.4 untersucht wird. Zur Bestimmung der Laminatdicke muss demzufolge die aktuelle Schallgeschwindigkeit bestimmt werden oder bekannt sein. Hierfür werden im Folgenden mehrere Ansätze betrachtet.

7.3.1. Annahme einer konstanten Schallgeschwindigkeit

Im einfachsten Fall ist während der Infusion die Schallgeschwindigkeit nahezu konstant im Zeitbereich, in welchem Fließbewegungen des Harzes stattfinden. Dabei muss eine annähernd konstante und homogene Temperaturverteilung vorausgesetzt werden. Dies ist nur bei einer relativ langsamen Reaktionsgeschwindigkeit erfüllt, da sonst die Reaktionswärme nicht aus dem Bauteil geleitet werden kann und die Temperatur ansteigt. In Kapitel 6.1.2 wird gezeigt, dass die Schallgeschwindigkeit erst kurz vor dem Erreichen des Gelpunktes einen starken Anstieg verzeichnet. Da das Harz maximal bis zum Gelpunkt fließfähig ist, ist die Schallgeschwindigkeitszunahme bis zu diesem Punkt relativ gering. Infolgedessen kann eine relativ konstante Schallgeschwindigkeit während der Infusion angenommen werden. Diese Annahme gilt für eine Abschätzung der Dicke, genügt jedoch nicht für genaue Laminatdickenmessungen.

7.3.2. Kompensation der Schallgeschwindigkeit bei Serienprozessen

Eine weitere, einfache Methode ist die Aufnahme von Basislinien bei der Serienfertigung von Bauteilen, wenn diese unter annähernd gleichen Bedingungen hergestellt werden. Dies betrifft vor allem die Größen, die den Schallgeschwindigkeitsverlauf und die Dicke beeinflussen, u.a. die Vorbereitung des Harzes, den Preform und Prozesstemperaturen. Bei dieser Methode werden in mindestens einem Vorversuch an einer oder mehreren Stellen die Schalllaufzeiten aufgezeichnet und mit der am fertigen Bauteil ermittelten Dicke korreliert. Bei den darauffolgenden Prozessen können diese Basislinien als Vergleich zu den Laufzeitmessungen und zur Orientierung bei der Einstellung der Prozessparameter dienen. Die Methode bietet jedoch nur eine Orientierungshilfe und lässt nicht zu, die aktuelle Laminatdicke quantitativ zu bestimmen. [64]

In Abbildung 7.3 sind Messverläufe der Schalllaufzeit τ von drei Infusionsprozessen dargestellt, denen die erreichte Dicke zugeordnet wird. Es handelt sich bei dem Bauteil um einen Versteifungsstringer, der im Autoklaven bei erhöhtem Druck hergestellt wird [129]. Als Sensoren dienen dabei

die konventionellen Prüfköpfe *K4V1*. Aufgrund der in Abschnitt 2.4 beschriebenen, eingeschränkten Zuverlässigkeit dieser Sensoren, kam es zu mehreren Fehlversuchen in dieser Messreihe. In vielen der Messungen kann nur während des Infusionsprozesses, nicht mehr jedoch während der anschließenden Aushärtephase bei erhöhter Temperatur eine Prozessüberwachung erfolgen. Trotz der relativ geringen Bauteildicke ($d < 2 \text{ mm}$) werden nur geringe Ultraschallamplituden erreicht.

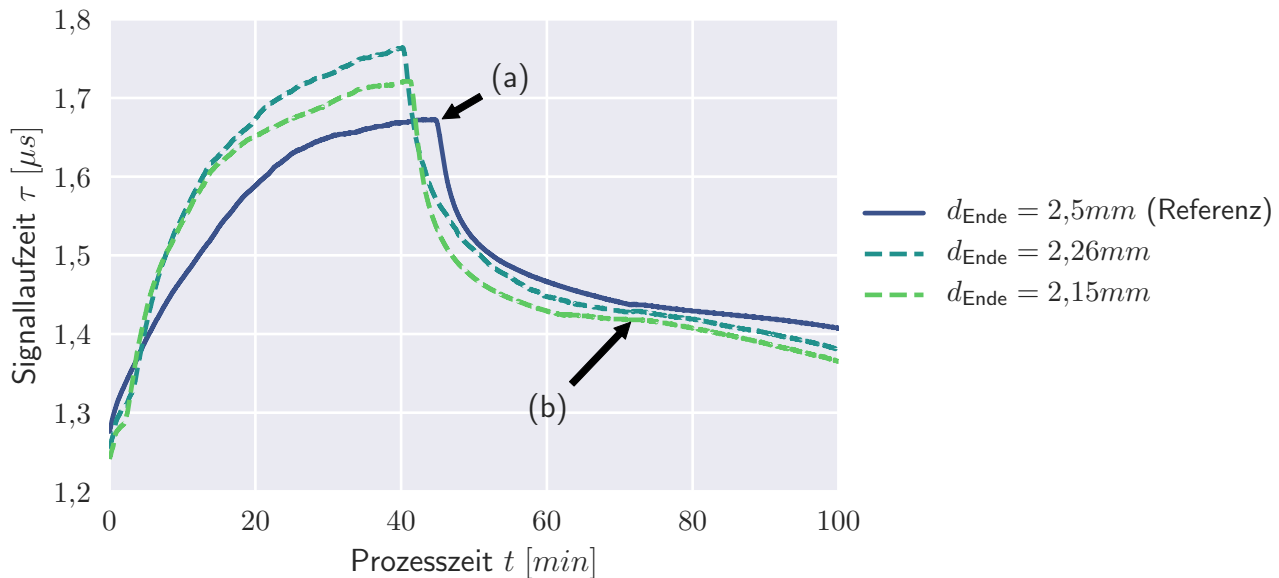


Abbildung 7.3.: Signallaufzeitmessungen und -referenz zur Orientierung bei der Einstellung der Laminatdicke

Bis Punkt (a), bei ca. 40 Minuten, erfolgt die Infusion zur Tränkung des gesamten Bauteils. Über eine Videokamera wird zusätzlich die Infusion überwacht und der Zeitpunkt der vollständigen Tränkung ermittelt. Im Anschluss wird der Harzdruck gesenkt, um überschüssiges Harz aus dem Bauteil zurück in den Vorratsbehälter zu drücken. An Punkt (b) bei ca. 70 Minuten wird die Harzleitung geschlossen, sodass kein Harz mehr in oder aus dem Bauteil fließen kann. Der erste Versuch, bei dem eine Dicke von 2,50 mm erreicht wird, dient als Referenz für die maximal zulässige Dicke.

Bei den anschließenden Prozessdurchgängen wird die Referenz als Orientierung verwendet, um die maximal zulässige Dicke nicht zu überschreiten. Bei den beiden folgenden Versuchen kann das Bauteil zwar schneller vollständig imprägniert und somit früher das Herausdrücken des überschüssigen Harzes eingeleitet werden. Wie im Diagramm jedoch zu sehen ist, kommt es bei den darauffolgenden Prozessen zu einer stärkeren Aufdickung. Mit Hilfe der Basislinie und der Laufzeitmessung wird der Harzdruck so angepasst, dass die Dicke im Toleranzbereich bleibt.

7.3.3. Kompensation der Schallgeschwindigkeit durch vorherige Kalibrierung

Die zeitlich veränderliche Schallgeschwindigkeit $c(t)$ kann auch durch eine im Voraus aufgenommene Kalibrierungsmessung kompensiert werden, die bei gleicher Temperatur ϑ bei einer festen Kavitätshöhe $d = \text{const}$ aufgezeichnet wird. Je genauer die Prozessbedingungen dabei reproduziert werden, umso höher ist die Präzision bei der Berechnung der Laminatdicke aus in-situ-gemessener Schalllaufzeit und zuvor bestimmter Schallgeschwindigkeit. Jedoch werden dabei Effekte, wie u.a. die Harzalterung oder Mischungsfehler, nicht berücksichtigt. Durch diese wird die Harzreaktivität verändert und der Schallgeschwindigkeitsverlauf kann abweichen.

7.3.4. Kompensation der Schallgeschwindigkeit durch in-situ-Kalibrierung

Um die zuvor genannten Ursachen für eine Abweichung der Schallgeschwindigkeit zu kompensieren, ist es notwendig, die aktuelle Schallgeschwindigkeit während der laufenden Messung zu ermitteln. Ein mögliches Verfahren besteht aus einer Kalibriervorrichtung mit einer festen Kavitätshöhe $d = \text{const.}$ In dieser wird die Laufzeit τ gemessen und über die bekannte Schalllaufstrecke d die aktuelle Schallgeschwindigkeit c errechnet. Diese Kalibriervorrichtung kann beispielsweise vor dem eigentlichen Bauteil in der Infusionsleitung angeordnet werden, sodass das Harz die Vorrichtung vor dem Imprägnieren des Bauteils passiert. Dabei passiert stets Harz aus dem Vorratsbehälter die Vorrichtung, welches unter Umständen eine andere Temperaturhistorie als das bereits im Bauteil befindliche Harz erfährt. Die Vorrichtung kann auch an einem Abzweig der Infusionsleitung angeordnet werden, sodass das Harz etwa zeitgleich das Bauteil und die Vorrichtung erreicht.

Die Vorrichtung muss dafür die gleiche Temperatur wie das Formwerkzeug aufweisen und ebenfalls im Autoklav bzw. Ofen positioniert werden. Auch die Position kann – vor allem bei konvektiver Wärmeübertragung – bereits die Temperierung stark beeinflussen. Bei beiden Methoden ist mit kleinen Temperaturabweichungen zwischen Kalibriervorrichtung und Bauteil zu rechnen, auch weil es sich bei der Vorrichtung um eine geschlossene Form handelt, während das Bauteil in einem offenen Formwerkzeug gefertigt wird. Ein großer Nachteil der Methode ist, dass durch diese Vorrichtung ein Risiko besteht den Infusionsprozess durch Undichtigkeiten zu gefährden.

Unter Abschnitt 8 wird eine weitere Möglichkeit der in-situ-Kalibrierung der Schallgeschwindigkeit an der Messstelle diskutiert und validiert.

7.4. Charakterisierung Einflusses des Faservolumengehaltes

Bisher wurde der Einfluss der Faserverstärkung aufgrund von annähernd gleichbleibenden Dicken bei der Betrachtung der Aushärtung vernachlässigt. Bei der Messung der Laminatdicke während der Infusion ist es jedoch notwendig, diesen Einfluss zu charakterisieren, sodass er berücksichtigt werden kann. In der Literatur finden sich zahlreiche Untersuchungen, die sich mit dem Fasereinfluss auf die Schallgeschwindigkeit in der Laminebene befassen. In wenigen Studien wird dagegen die Ausbreitung senkrecht zu den Fasern beschrieben, die hier in Betracht kommt. In den betrachteten Abhandlungen werden lediglich Faserverbunde mit konsolidierter Matrix untersucht und nicht im unvernetzten Zustand oder in Abhängigkeit des Vernetzungsgrades. Für den Fall des unvernetzten Zustands können Literaturquellen zu Dispersionen herangezogen werden. Alle relevanten Studien zeigen eine Zunahme der Schallgeschwindigkeit mit steigendem Volumenanteil der Verstärkung. [28, 33, 70, 101, 149, 161, 160, 164, 114]

Aufgrund der zwar großen Anzahl der Literaturquellen – die jedoch nicht den hier betrachteten Fall der Übertragung longitudinaler Wellen senkrecht zur Faserrichtung durch einen vernetzenden faserverstärkten Duroplast widerspiegeln – wird eine experimentelle Bestimmung des Zusammenhangs gewählt. Die Ergebnisse werden im Anschluss mit einer Berechnung der Schallgeschwindigkeit aus den mechanischen Laminatkennwerten verglichen.

Zur experimentellen Charakterisierung des Fasereinflusses auf die Schallgeschwindigkeit wird ein Versuchsaufbau entwickelt, bei welchem Fasermaterial durch ein geschlossenes Formwerkzeug auf definierte Dickenstufen komprimiert wird. In Abbildung 7.4 ist der Versuchsaufbau schematisch und maßstabsgerecht dargestellt und in Tabelle 7.1 die ergebenden Kavitätshöhen aufgeführt. Das Faserhalbzeug wird in der Form durch eine Harzinfusion imprägniert, wobei sich je nach eingestellter Dicke unterschiedliche Faservolumengehalte ergeben. An jeder dieser Stufen wird die Probe durch ein Ultraschallsensorpaar durchschallt und die Schallgeschwindigkeit aus der Laufzeit bestimmt. Dabei

wird vereinfacht angenommen, dass sich die Fasern homogen verteilen und über die Dicke die mittlere Schallgeschwindigkeit $c = d \cdot \tau^{-1}$ gemessen.

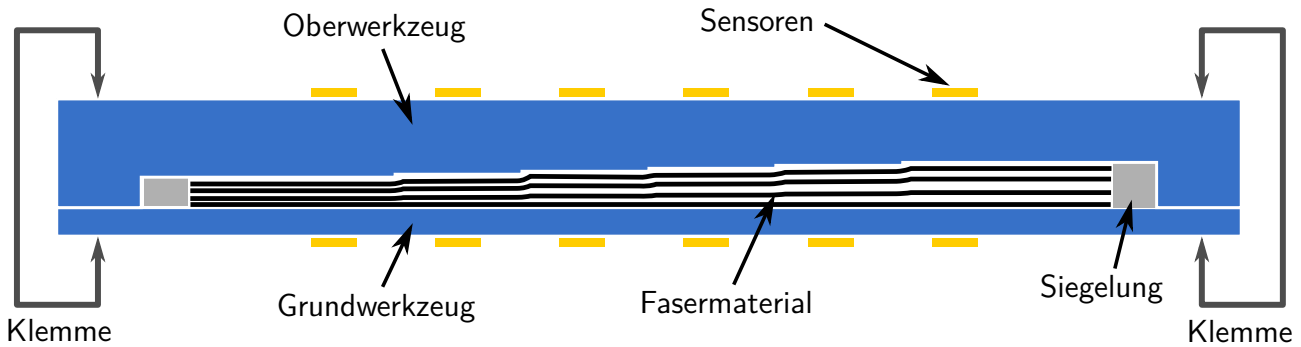


Abbildung 7.4.: Versuchsanordnung zur Bestimmung der Schallgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Faservolumengehalts

Zur Vereinfachung des Versuchsaufbaus wird die Anpresskraft durch Schraubklemmen aufgebracht, anstatt beispielsweise flächig durch eine Presse. Die dabei entstehende Verformung des Oberwerkzeugs wird als vernachlässigbar klein eingeschätzt. Zur Berechnung der Schallgeschwindigkeit c und des Faservolumengehalts V_f wird die gemessene Probendicke d verwendet, sodass die Verformung berücksichtigt wird. Zur Erleichterung der Ultraschallmessung wird als Konstruktionswerkstoff Aluminium gewählt, sodass ein relativ geringer Reflexionsgrad an den Grenzflächen zum Laminat entsteht. Der Faservolumengehalt V_f ergibt sich gemäß Gleichung 2.2 erweitert auf n Einzellagen aus den Flächengewichten FG_i , der Dichte der Verstärkungsfaser $\rho_{\text{Faser},i}$ und der Gesamtdicke d zu:

$$V_f = \frac{1}{d} \sum_{i=1}^n \frac{FG_i}{\rho_{\text{Faser},i}} \quad (7.1)$$

Messstelle		1	2	3	4	5	6
$d_{\text{Konstruktion}}$	[mm]	7,20	7,90	8,60	9,30	10,00	10,70
d_{gemessen}	[mm]	7,23	7,81	8,49	9,05	9,98	10,67

Tabelle 7.1.: Dickenstufen des Versuchsaufbaus

7.4.1. Triaxiales Glasfasergelege

In diesem Abschnitt wird der Einfluss von Glasfaserverstärkung in Form von Gelege auf die Schallgeschwindigkeit untersucht. Hierfür wird das triaxiale Gelege von SAERTEX mit den Verstärkungsrichtungen $[+45^\circ / -45^\circ / 0^\circ]$ mit E-Glasfaser ($\rho_{\text{Faser}} = 2,60 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$) verwendet [117]. Die Gelegelagen besitzen laut Datenblatt ein Flächengewicht von $FG = 1215 \text{ g} \cdot \text{m}^{-2}$. Das Material wird mit dem bei Raumtemperatur vernetzenden Infusionsharz SICOMIN SR1710 mit dem Härter SD8822 getränkt [126]. Die verwendete Lagenanzahl ist in Tabelle 7.2 aufgeführt.

Aufgrund einer geringen Kompressionsfähigkeit des Geleges wird keine durchgehend gleiche Lagenanzahl gewählt, sondern bei den Stufen höherer Dicke mehr Faserlagen verwendet. Aus diesen Dicken ergeben sich Faservolumengehalte im Bereich von $54,3\% \leq V_f \leq 66,9\%$.

Messstelle	1	2	3	4	5	6	1	2	3	4	5	6
$FG \left[\frac{g}{m^2} \right]$	1215											
N_{Lagen}	11			13			10			12		
$d_{\text{gemessen}} [mm]$	7,65	8,35	9,03	9,70	10,34	10,95	7,30	7,93	8,57	9,29	9,98	10,75
$V_f [\%]$	66,9	61,4	56,7	62,5	58,6	55,3	63,8	58,7	54,3	60,2	56,0	52,0
$c_{\Phi=0} \left[\frac{m}{s} \right]$	2309	1989	1888	1988	1895	1836	2083	1956	1867	1946	1863	1818
$c_{\Phi=1} \left[\frac{m}{s} \right]$	3916	3568	3307	3561	3273	3119	3752	3541	3326	3508	3307	3196

Tabelle 7.2.: Erreichte Dicken, Faservolumengehalte und gemessene Schallgeschwindigkeiten mit Triax-Glasfasergelege der beiden Versuche

Aus den gewonnenen Ultraschallmessdaten werden die Schallgeschwindigkeiten an den Messstellen zu Beginn und zu Ende der Vernetzung bestimmt. Aufgrund der während der Aushärtung temporär auftretenden, hohen Dämpfung des Harzes können über einen breiten Zeitbereich keine Durchschallungssignale empfangen werden. Die Schallgeschwindigkeiten sind im Diagramm in Abbildung 7.5 über der dem zugehörigen Faservolumengehalt aufgetragen.

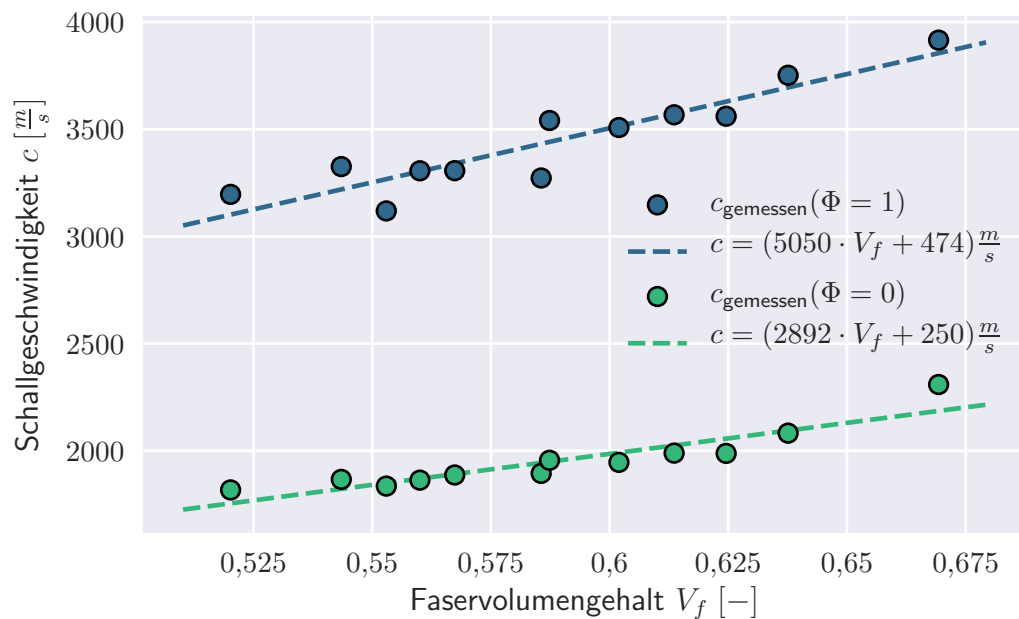


Abbildung 7.5.: Ergebnis der Messung der Schallgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Faservolumengehalts von Glasfaserverstärkung zu Anfang und am Ende der Aushärtung

Es ergibt sich für den betrachteten Bereich der Faservolumengehalte ein annähernd linearer Zusammenhang, der sich für beide Zustände folgendermaßen ergibt:

$$c(V_f) = m \cdot V_f + n \quad (7.2)$$

$$c(V_f)_{\text{GFK}, \Phi=0} = (2892 \cdot V_f + 250) \frac{m}{s} \quad (7.3)$$

$$c(V_f)_{\text{GFK}, \Phi=1} = (5050 \cdot V_f + 474) \frac{m}{s} \quad (7.4)$$

Wrobel et al. [28] haben für ausgehärtete Glasfaserplatten den Zusammenhang der Schallgeschwindigkeit über einen breiteren Bereich des Faservolumengehalts beschrieben und ebenfalls einen linearen Zusammenhang gefunden. In dieser Quelle werden jedoch deutlich geringere Steigungen von ca. $m = 900 \frac{m}{s}$ ermittelt. Die Autoren weisen jedoch darauf hin, dass sich der Zusammenhang bei unterschiedlichen Harzen, Fasermaterialien und Faserbehandlungen stark unterscheiden kann. Yang [160] berichtet, dass auch eine starke Abhängigkeit von der Faserbeschichtung auf die effektive Schallgeschwindigkeit vorliegt. Daher ist die Übertragbarkeit auf andere Materialpaarungen nicht gegeben und die Parameter müssen jeweils bestimmt werden. Dies spiegelt sich auch in anderen Literaturstellen wider, wo stark unterschiedliche Schallgeschwindigkeiten gemessen oder berechnet wurden.

Die Ergebnisse zeigen sowohl unterschiedliche Steigungen m für den unvernetzten und vernetzten Zustand als auch unterschiedliche Anfangswerte n . Dies bedeutet, dass der Einfluss des Volumenanteils der Glasfasern auf die Schallgeschwindigkeit zudem abhängig vom Vernetzungsgrad ist. Aus vorangehenden Untersuchungen ist bekannt, dass die Schallgeschwindigkeit des unverstärkten Harzes von ca. $1400 \frac{m}{s}$ auf ca. $2400 \frac{m}{s}$ während der Vernetzung steigt. Folglich ist davon auszugehen, dass bei geringeren Faservolumengehalten der angegebene lineare Zusammenhang nicht mehr besteht.

Bei dem verwendeten Fasergelege sind bei deutlich geringeren Faseranteilen als hier betrachtet, die Fasern nicht mehr homogen über den Dickenquerschnitt verteilt. Dabei ist mit der Bildung harzreicher Regionen zu rechnen, die nicht mehr der Messung der effektiven Schallgeschwindigkeit eines homogenisierten Materials entspricht. Bei einem Infusionsprozess kann davon ausgegangen werden, dass harzreiche Regionen in dieser Form nicht auftreten. Nur bei einem zu hohen Harzdruck, der über dem Atmosphärendruck liegt ($p_{inj} > p_{atm}$, siehe Kapitel 2.1.3), oder in Bereichen starker konvexer Krümmungen können solche Harzanreicherungen auftreten.

Zurückgeführt auf die Messung der Laminatdicke aus der Laufzeit bedeutet dies, dass die vom Faservolumengehalt abhängende Schallgeschwindigkeit berücksichtigt werden muss. Für die Laufzeit folgt daher Gleichung 7.5, sodass kein linearer Zusammenhang zur Dicke besteht. Für die Laminatdicke ergibt sich aus der Laufzeit nach Gleichung 7.6:

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{d}{c} = \frac{d}{mV_f + n} \\ &= \frac{d}{m \frac{N \cdot FG}{\rho_{Faser} \cdot d} + n} \end{aligned} \quad (7.5)$$

$$d = \frac{n}{2} \tau + \sqrt{\frac{n^2}{4} \tau^2 + \frac{m \cdot N \cdot FG}{\rho_{Faser}} \tau} \quad (7.6)$$

Der Zusammenhang ist in Abbildung 7.6 als kontinuierliche Linie für die ermittelten Parameter m und n für den vernetzten ($\Phi = 1$) und unvernetzten ($\Phi = 0$) Zustand $d(\tau)$ für ein Laminat mit $N = 10$ Lagen des verwendeten Geleges dargestellt. Der Zusammenhang ist nahezu linear und weist lediglich eine geringe Krümmung auf.

In einem realen Infusionsprozess ist nur mit einem engen Bereich der Dickenvariation zu rechnen, in welchem mit einem vertretbar geringen Fehler ein linearer Zusammenhang angenommen werden kann. Ausgehend von einem angestrebten Faservolumengehalt von $V_{f,Soll} = 60\%$ ($d_{Soll} = 7,76 \text{ mm}$) wird die Kurve mit einer Tangente linearisiert (gestrichelte Linie in Abbildung 7.6). Für die Laminatdicke d zu Beginn der Vernetzung $\Phi = 0$ folgt hieraus folgender, linearer Zusammenhang zur Laufzeit τ :

$$d = 1,06 \frac{mm}{\mu s} \cdot \tau + 3,62 \text{ mm} \quad (7.7)$$

Wie in der Abbildung zu erkennen ist, ist der Fehler durch die Linearisierung über einen breiten Bereich vernachlässigbar gering. Gleichung 7.7 erlaubt es, die Dicke aus der gemessenen Laufzeit

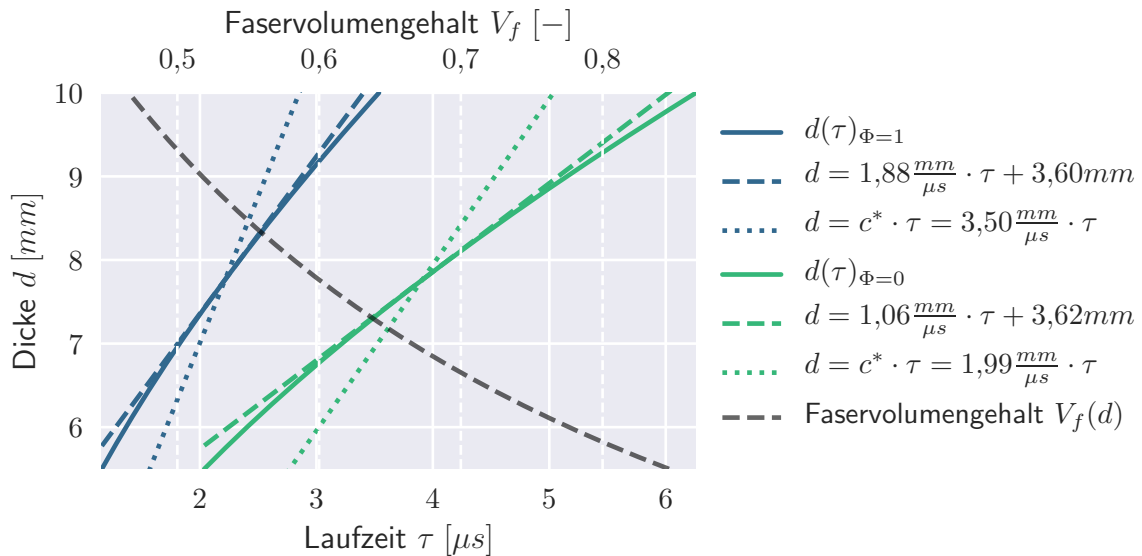


Abbildung 7.6.: Laufzeit τ und Laminatdicke d unter Berücksichtigung des abgeleiteten Zusammenhangs des Faseranteils auf die Schallgeschwindigkeit c für ein Laminat mit 10 Lagen des Glasfasergeleges und der Dicke entsprechende Faservolumengehalt, Linearisierung einerseits durch Tangente und andererseits durch Ersatzschallgeschwindigkeit c^*

für dieses Flächengewicht im angestrebten Faservolumengehaltsbereich abzuschätzen. Für andere Lagenaufbauten müssen die Parameter ausgehend von Gleichung 7.5 neu bestimmt werden bzw. die Gleichung selbst zur Dickenberechnung herangezogen werden.

Im Diagramm wird ebenfalls demonstriert, dass die Dickenberechnung mittels einer Ersatzschallgeschwindigkeit c^* (Punktlinie in Abbildung 7.6) zu sehr großen Abweichungen zum ermittelten Zusammenhang führt. Diese Methode, die den dickenabhängigen Einfluss des Faservolumengehalts vernachlässigt, führt folglich zu einer ungenauen Dickenbestimmung. Da mit sinkender Dicke d der Faservolumengehalt V_f steigt und daraus eine Zunahme der Schallgeschwindigkeit c folgt, ist der effektive Anstieg m geringer als die Ersatzschallgeschwindigkeit c^* .

7.4.2. Triaxiales Kohlenstofffasergelege

Der gleiche Versuch wird mit Kohlenstofffasergelege durchgeführt. Dabei wird ein Laminataufbau mit gleicher Anzahl von jeweils Biaxial- und Triaxialgelege von *Toho Tenax* [135, 137] erstellt, die zusammen eine Einheit aus fünf Einzellagen bilden. Die Einzellagen besitzen laut Datenblatt ein Flächengewicht von $FG = 194 \text{ g} \cdot \text{m}^{-2}$ und die IM-Faser weist eine Dichte von $\rho_{\text{Faser}} = 1,78 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$ auf [136]. Der Aufbau von 40 Einzellagen (jeweils acht Lagen biaxiales und triaxiales Gelege) ist der gleiche wie zur Herstellung der Flügelrippen in Kapitel 8. Die Lagenanzahl, die gemessenen Dicken und die daraus resultierenden Flächengewichte sind in Tabelle 7.3 aufgeführt. Die gemessenen Schallgeschwindigkeiten sind dort ebenfalls angegeben und in einem Diagramm in Abbildung 7.7 aufgetragen.

Die erzielten Faservolumengehalte liegen im Bereich von $45,3\% \leq V_f \leq 58,5\%$. Die Ergebnisse weisen ebenfalls einen linearen Zusammenhang mit folgenden Parametern auf:

$$c(V_f)_{\text{CFK}, \Phi=0} = (1843 \cdot V_f + 1029) \frac{\text{m}}{\text{s}} \quad (7.8)$$

$$c(V_f)_{\text{CFK}, \Phi=1} = (1924 \cdot V_f + 2122) \frac{\text{m}}{\text{s}} \quad (7.9)$$

Messtelle		1	2	3	4	5	6
FG	$\left[\frac{g}{m^2}\right]$	192					
N_{Lagen}		40			45		
d_{gemessen}	$[mm]$	7,46	8,10	8,71	9,41	10,08	10,83
V_f	$[\%]$	58,5	53,8	50,1	52,1	48,7	45,3
$c_{\Phi=0}$	$\left[\frac{m}{s}\right]$	2129	2034	1924	1959	1917	1900
$c_{\Phi=1}$	$\left[\frac{m}{s}\right]$	3258	3179	3069	3098	3051	3018

Tabelle 7.3.: Erreichte Dicken, Faservolumenanteile und gemessene Schallgeschwindigkeiten mit Kohlenstofffasergelege

Hier unterscheiden sich die Anstiege m weniger stark, sodass im unvernetzten wie im vernetzten Zustand die Abhängigkeit der Schallgeschwindigkeit vom Faservolumenanteil in etwa gleich groß ist. Die Ergebnisse werden mit denen der Glasfasergelege im nächsten Abschnitt 7.4.3 verglichen.

In Abbildung 7.8 wird erneut demonstriert, wie sich bei der Laminatdickenmessung bei 40 Einzellaugen aus der Laufzeit τ dieser Zusammenhang auswirkt. Dabei ergibt sich ein nahezu linearer Verlauf, der eine Approximation mit einer Geradengleichung zulässt. Dies wird ebenfalls ausgehend von einem angestrebten Faservolumenanteil von $V_{f,Soll} = 60\%$ ($d_{Soll} = 7,27 \text{ mm}$) durch eine Tangente an dieser Stelle linearisiert, woraus die Tangentengleichung folgt:

$$d = 1,41 \frac{mm}{\mu s} \cdot \tau + 2,47 \text{ mm} \quad (7.10)$$

Wie bei den Glasfasern führt auch hier eine Dickenberechnung mittels einer Ersatzschallgeschwindigkeit c^* zu sehr starken Abweichungen.

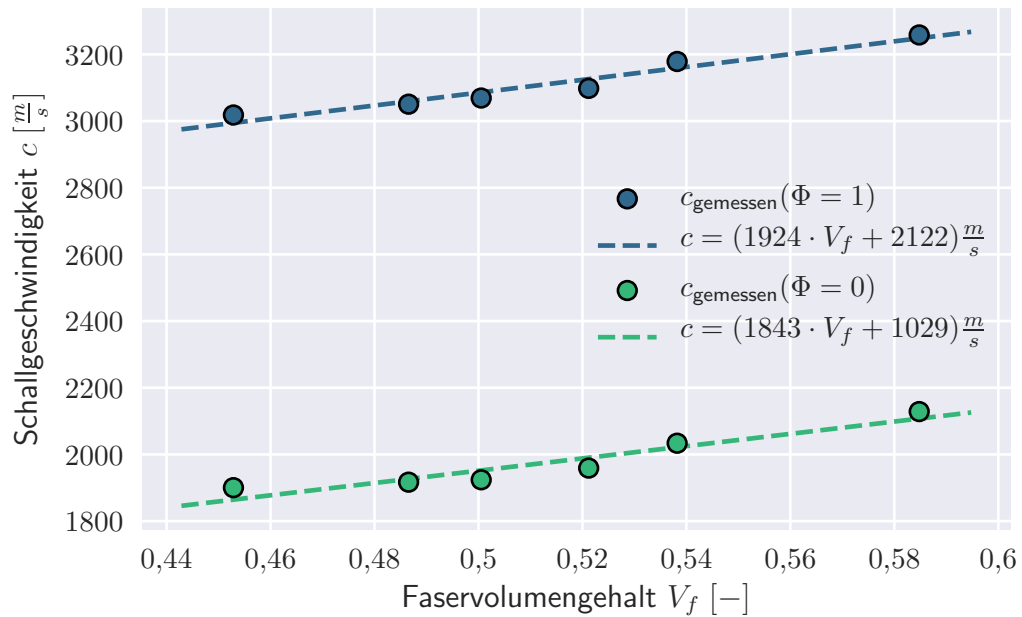


Abbildung 7.7.: Ergebnis der Messung der Schallgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Volumengehalts von Kohlenstofffaserverstärkung zu Anfang und am Ende der Aushärtung

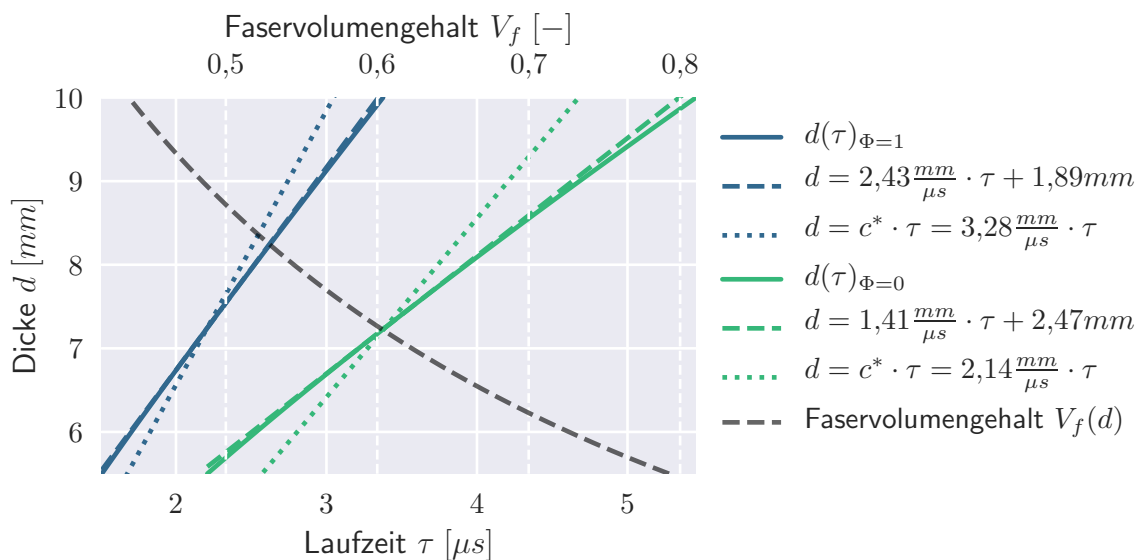


Abbildung 7.8.: Laufzeit τ und Laminatdicke d unter Berücksichtigung des abgeleiteten Zusammenhangs des Faseranteils auf die Schallgeschwindigkeit c für ein Laminat mit je acht Lagen Biaxial- und Triaxialkohlenstofffasergelege. Linearisierung einerseits durch Tangente und andererseits durch Ersatzschallgeschwindigkeit c^* . Der Dicke entsprechende Faservolumengehalt.

7.4.3. Berechnung der vom Faservolumengehalt abhängigen Schallgeschwindigkeit

Die longitudinale Schallgeschwindigkeit c_{lt} eines Festkörpers errechnet sich nach Gleichung 2.10, die bereits in Kapitel 2.3 eingeführt wird:

$$c_{lt} = \sqrt{\frac{E}{\rho} \frac{1 - \nu}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}}$$

Für Flüssigkeiten ergibt sich aus dem Kompressionsmodul B nach Gleichung 2.11:

$$c_{lt} = \sqrt{\frac{B}{\rho}}$$

Alle drei Parameter E , ν und ρ sind bei einem Faserverbund abhängig vom Faservolumenanteil V_f und den Eigenschaften der Fasern und des Harzes. Nach Schürmann [123] ergeben sich folgende Gleichungen für eine Verformung senkrecht zu den Fasern:

$$E_{\perp, \text{Verbund}} = \frac{E_{\text{Harz}}}{1 - \nu_{\text{Harz}}^2} \frac{1 + 0,85V_f^2}{(1 - V_f)^{1,25}} + \frac{E_{\text{Harz}} \cdot V_f}{(1 - \nu_{\text{Harz}}^2) E_{\perp, \text{Faser}}} \quad (7.11)$$

$$\nu_{\perp \parallel, \text{Verbund}} = V_f \cdot \nu_{\text{Faser}} + (1 - V_f) \cdot \nu_{\text{Harz}} \quad (7.12)$$

$$\rho_{\text{Verbund}} = V_f \cdot \rho_{\text{Faser}} + (1 - V_f) \cdot \rho_{\text{Harz}} \quad (7.13)$$

Für die benötigten Kennwerte wird vorzugsweise auf Werte der Hersteller und alternativ auf allgemeine Literaturangaben zurückgegriffen. Die verwendeten Werte führt Tabelle 7.4 auf. Für das vernetzte Harz selbst ergibt sich aus den Kennwerten eine Schallgeschwindigkeit von $c_{\text{Harz}, \Phi=1} \approx 2257 \frac{\text{m}}{\text{s}}$. Die berechneten Schallgeschwindigkeiten in Abhängigkeit des Faservolumengehalts als auch die gemessenen Werte sind in Abbildung 7.9 aufgetragen. Die aus den mechanischen Kennwerten berechnete Schallgeschwindigkeit ist im Widerspruch zu den Rückschlüssen aus den Messwerten nicht linear vom Faseranteil abhängig.

Kennwert		Glasfaser	Kohlenstofffaser	Epoxidharz	
				$\Phi = 1$	$\Phi = 0$
$E_{(\perp)}$	[GPa]	73 [123]	28 [123]	3,65 [126]	$B \approx 2,0$
ν	[-]	0,22 [123]	0,23 [123]	0,35 [123]	(0)
ρ	$\left[\frac{\text{g}}{\text{cm}^3}\right]$	2,6 [117]	1,78 [136]	1,2 [123]	1,08 [126]

Tabelle 7.4.: Verwendete, mechanische Kennwerte zur Berechnung der Schallgeschwindigkeiten in Abhängigkeit des Faservolumengehalts

Bei Betrachtung des vernetzten Zustands stimmen die berechneten und gemessenen Werte für die Kohlenstofffasern annähernd überein, während die gemessenen Werte für die Glasfaserverstärkung weit über den theoretischen Werten liegen. Die gemessenen Werte der Glasfaserverstärkung liegen auch deutlich über denen der Kohlenstofffasern. Bei den berechneten Zusammenhängen ist dies erst bei einem Faservolumengehalt von $V_f \geq 80\%$ der Fall. Die Abweichungen können in den nicht zutreffenden Kennwerten aus der Literatur begründet sein. Außerdem können auch Nähfäden in Dickenrichtung und Messfehler eine Ursache darstellen.

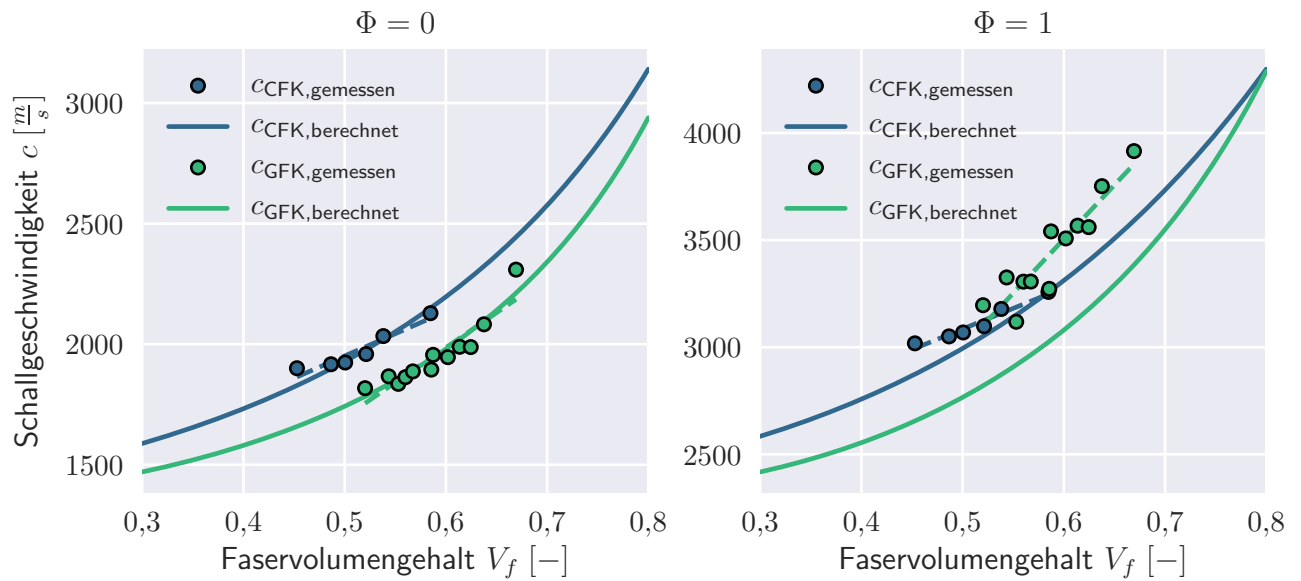


Abbildung 7.9.: Vergleich der gemessenen und berechneten Schallgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Faservolumengehaltes zu Anfang (links) und am Ende (rechts) der Aushärtung

Für das unvernetztes Harz wird ein Kompressionsmodul B_{Harz} angepasst, sodass es den gemessenen Werten entspricht. Da im unvernetzten Zustand bis zum Gelpunkt die Fasern noch nicht mechanisch mit der Harzmatrix gekoppelt sind, kann die Querkontraktionszahl ν_{Harz} des Harzes bei der Berechnung des Verbundkompressionsmoduls $B_{\perp, \text{Verbund}}$ gleich Null gesetzt werden. Die mit den Fasern ungekoppelte Querkontraktion des Harzes ist im Kompressionsmodul bereits enthalten. Infolgedessen berechnet sich das Kompressionsmodul zu:

$$B_{\perp, \text{Verbund}} = \frac{(1 + 0,85 \cdot V_f^2) \cdot B_{\text{Harz}}}{(1 - V_f)^{1,25} + \frac{B_{\text{Harz}} \cdot V_f}{E_{\perp, \text{Faser}}}} \quad (7.14)$$

Dabei ergibt sich für das unverstärkte Harz eine Schallgeschwindigkeit von $c_{\text{Harz}, \Phi=0} \approx 1361 \frac{\text{m}}{\text{s}}$, die in etwa der gemessenen entspricht. Auch die Messpunkte liegen annähernd auf den berechneten Verläufen.

Aus dieser Beobachtung kann die Hypothese aufgestellt werden, dass der aktuelle Kompressionsmodul $B_{\perp, \text{Verbund}}$ aus einer Schallgeschwindigkeitsmessung am unverstärkten Harz c_{Harz} bestimmt werden kann. Dieses erlaubt die Berechnung der Schallgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Faservolumengehaltes. Daraus kann schließlich die Laminatdicke d bestimmt werden. Jedoch sind die Messdaten nicht ausreichend, diese Hypothese zu beweisen.

In Abbildung 7.10 sind die berechneten Verläufe der Laminatdicke d über der Laufzeit τ für die beiden Beispiellamine und die jeweiligen Faservolumengehalte aufgetragen. Diese sind abermals für einen angestrebten Faservolumengehalt von $V_{f, \text{Soll}} = 60\%$ durch eine Tangente linearisiert. Erwartungsgemäß ergeben sich nicht die gleichen Tangentengleichungen wie zuvor. Welcher der Ansätze eine genauere Laminatdickenmessung zulässt, wird in den folgenden Abschnitten untersucht.

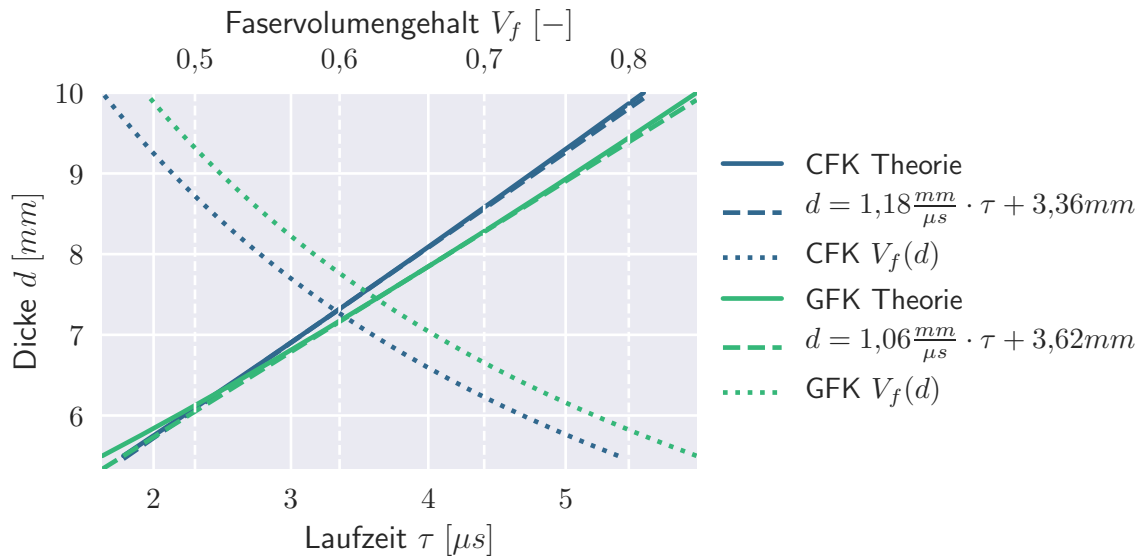


Abbildung 7.10.: Demonstration der Auswirkung der vom Faservolumengehalt abhängigen Schallgeschwindigkeit auf die Dickenbestimmung aus der Laufzeit für $\Phi = 0$

7.5. Validierung der ultraschallbasierten Dickenmessung mit Wirbelstromabstandssensor

Zur Validierung der unterschiedlichen Methoden zur Laminatdickenmessung dient ein Abstandssensor, dessen Messprinzip auf Wirbelstrom basiert. Das Messprinzip besteht darin, dass eine Spule durch eine Wechselspannung ein wechselndes Magnetfeld aufbaut, dessen Feldlinien annähernd parallel zur Spulenchse verlaufen (siehe Abbildung 7.11). Befindet sich ein elektrisch leitfähiges Messobjekt in diesem Feld, werden dort Wirbelströme induziert. Der dadurch entstehende Energieverlust bewirkt eine Änderung der Spulenimpedanz, die sich als Amplituden- und Phasenänderung in der Spule messen lässt. Dieser Messeffekt ist innerhalb eines Bereichs annähernd linear und lässt Abstandsmessungen mit einer Auflösung im Nanometerbereich zu. [140]

Zur Validierung der ultraschallbasierten Laminatdickenmessung wird ein Wirbelstromabstandssensor (Sensortyp „U18B“ und Auswerteeinheit „ECL202“ des Herstellers „Lion Precision“) mit einem Messbereich von $0,75 \text{ mm} \leq l \leq 5,75 \text{ mm}$ verwendet, welcher auf ein Messobjekt aus Aluminium kalibriert ist [82]. Wie Abbildung 7.11 zeigt, wird der Abstandssensor in einem festen Abstand zur Formwerkzeugoberfläche l_{FWZ} eingespannt und unterhalb ein dünnes Messobjekt aus Aluminium auf dem Bauteil platziert. Für den vorliegenden Sensor beträgt die Mindestdicke des Messobjekts $d_{MO} \geq 0,24 \text{ mm}$, der Mindestdurchmesser entspricht dem Dreifachen des Spulendurchmessers, folglich $D_{MO} \geq 37,4 \text{ mm}$. Zur Validierung der Laminatdickenbestimmung aus der Schalllaufzeit werden acht Infusionsversuche mit Glasfasergelege durchgeführt. Die Dickenentwicklung wird mit zwei Wirbelstromsensoren und fünf Ultraschallsensorenpaaren simultan aufgezeichnet. Die Rohmessdaten wurden in [139] erhoben.

Die unterschiedlichen Sensortypen werden nebeneinander und parallel zur Fließfront positioniert, um eine Vergleichbarkeit zu erzielen. Aufgrund langer Fließwege im gewählten Versuchsaufbau bei der Infusion wird ein Faserhalbzeug verwendet, welches den Harzfluss begünstigt. Hierzu dient ein Gelege mit quasiunidirektionaler Verstärkung des gleichen Herstellers [118]. Es weist die gleiche Glasfaserverstärkung und laut Datenblatt nahezu das gleiche Flächengewicht wie in Abschnitt 7.4 auf. Auch muss ein Harz mit längerer Topfzeit und niedrigerer Viskosität verwendet werden, um eine vollständige Tränkung zu erreichen. Es wird hierfür das Harz „Airstone 880E“ mit dem Härter „Airstone

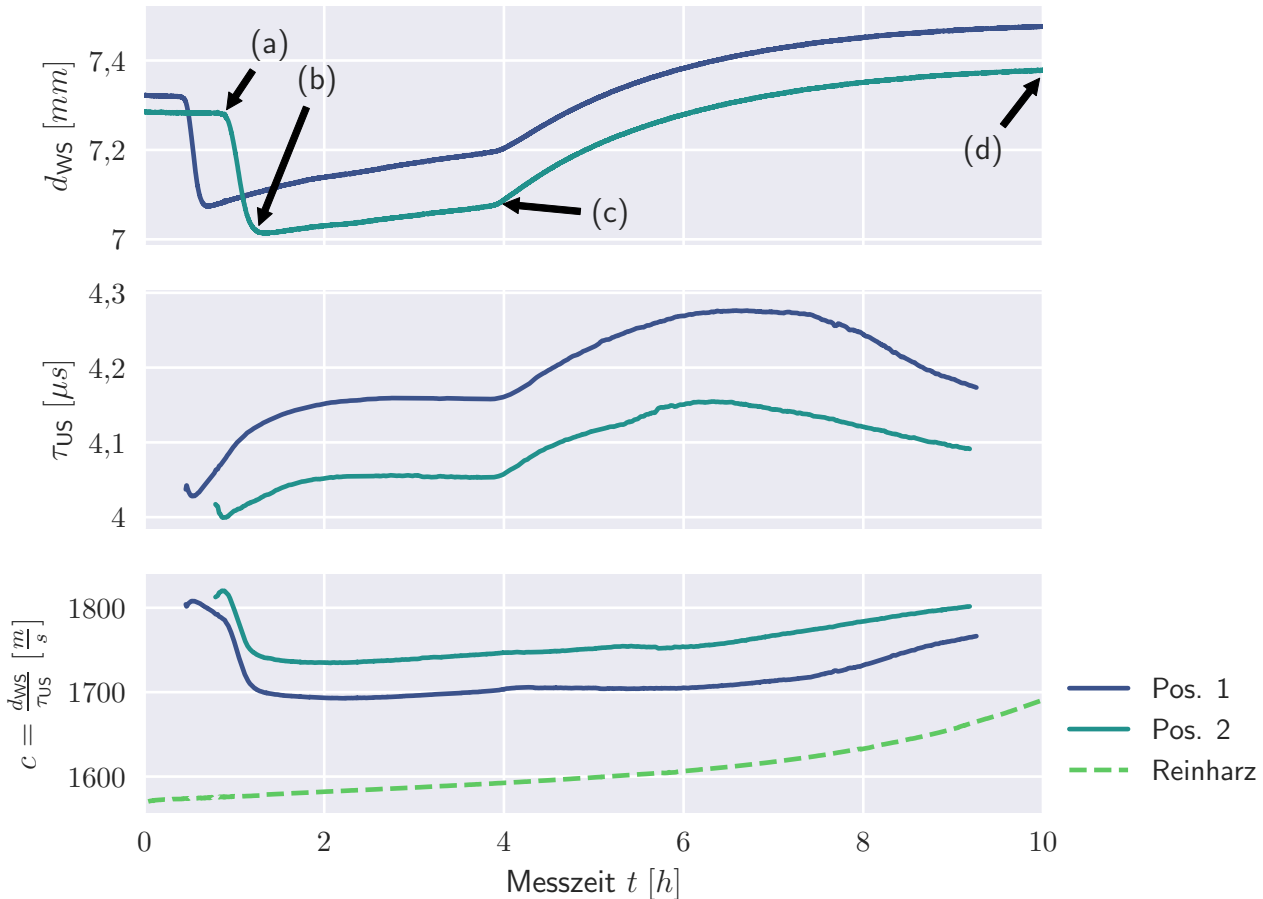


Abbildung 7.12.: Oben: Laminatdickenverlauf d_{WS} der Wirbelstromsensoren während der Infusion; Mitte: Schalllaufzeit τ_{US} der Ultraschallmessung; Unten: Aus den beiden Größen ergebende Schallgeschwindigkeit $c = \frac{d_{WS}}{\tau_{US}}$ und separat gemessene Schallgeschwindigkeit des unverstärkten Harzes c_{Reinharz}

wie bei den Ergebnissen der Wirbelstromabstandssensoren ein Anstieg zu sehen, der jedoch anfänglich steiler verläuft und dann einen horizontalen Verlauf annimmt. Nach dem Druckausgleich ist in ähnlicher Weise eine Laufzeitzunahme zu erkennen, die jedoch im Gegensatz zum oberen Diagramm einen steileren Anstieg aufweist und deutlich früher abfällt. Bedingt durch die hohe Schalldämpfung ist nach ca. $t = 9,5$ h keine Laufzeitberechnung möglich.

Die Unterschiede können zum einen damit erklärt werden, dass die Wirbelstromsensoren den Abstand zu einer relativ großen Messoberfläche ($D_{WS} \approx 37,4$ mm, $D_{US} = 10$ mm) mitteln und die Sensoren nicht am gleichen Ort platziert sind. Zum anderen ist vor allem im Bereich zwischen den Punkten (c) und (d) der Einfluss der reaktionsbedingt zunehmenden Schallgeschwindigkeit signifikant.

Im unteren Diagramm in Abbildung 7.12 ist aus den beiden Sensordaten d_{WS} und τ_{US} die ermittelte Schallgeschwindigkeit $c = \frac{d_{WS}}{\tau_{US}}$ aufgetragen, die nur eine Abschätzung darstellt. Auch der Schallgeschwindigkeitsverlauf einer separat durchgeführten Messung an einer Reinharzprobe ist zum Vergleich aufgeführt, die qualitativ betrachtet einen ähnlichen Verlauf besitzt. Im Gegensatz zu vorher getroffenen Annahmen sind Fließprozesse und damit einhergehende Dickenänderungen noch möglich, nachdem die Schallgeschwindigkeit reaktionsbedingt einen starken Anstieg aufweist. Im Versuch ist

dies ab ca. $t = 6 \text{ h}$ der Fall, wonach die Laufzeitverläufe im qualitativen Vergleich nicht mehr den Verläufen der Wirbelstromsensoren entsprechen.

In Abbildung 7.13 ist im oberen Diagramm das Ergebnis der Dickenberechnung aus der Laufzeit nach der Methode der linearisierten faservolumengehaltsabhängigen Schallgeschwindigkeit der Form $d = m \cdot \tau + n$ aufgetragen. Die Parameter $m = 1,5 \text{ mm} \cdot \mu\text{s}^{-1}$ und $n = 1,0 \text{ mm}$ werden dabei aus den Ergebnissen des vorangegangenen Abschnitt 7.4 gewonnen und vernachlässigen die vernetzungsbedingte Änderung der Schallgeschwindigkeit. Im darunter angeordneten Diagramm ist die Differenz zu den Dickenverläufen der Wirbelstromsensoren aufgetragen, wobei eine große, nicht konstante Abweichung auftritt, die an beiden Sensorpositionen nahezu identisch ist. Die Abweichung nimmt dabei einen annähernd linearen Verlauf an, die auch bei den anderen Versuchen ähnlich auftritt. Daraus folgt, dass weder die absolute Dickenmessung noch eine Überwachung der Dickenänderung mit dieser Methode möglich ist.

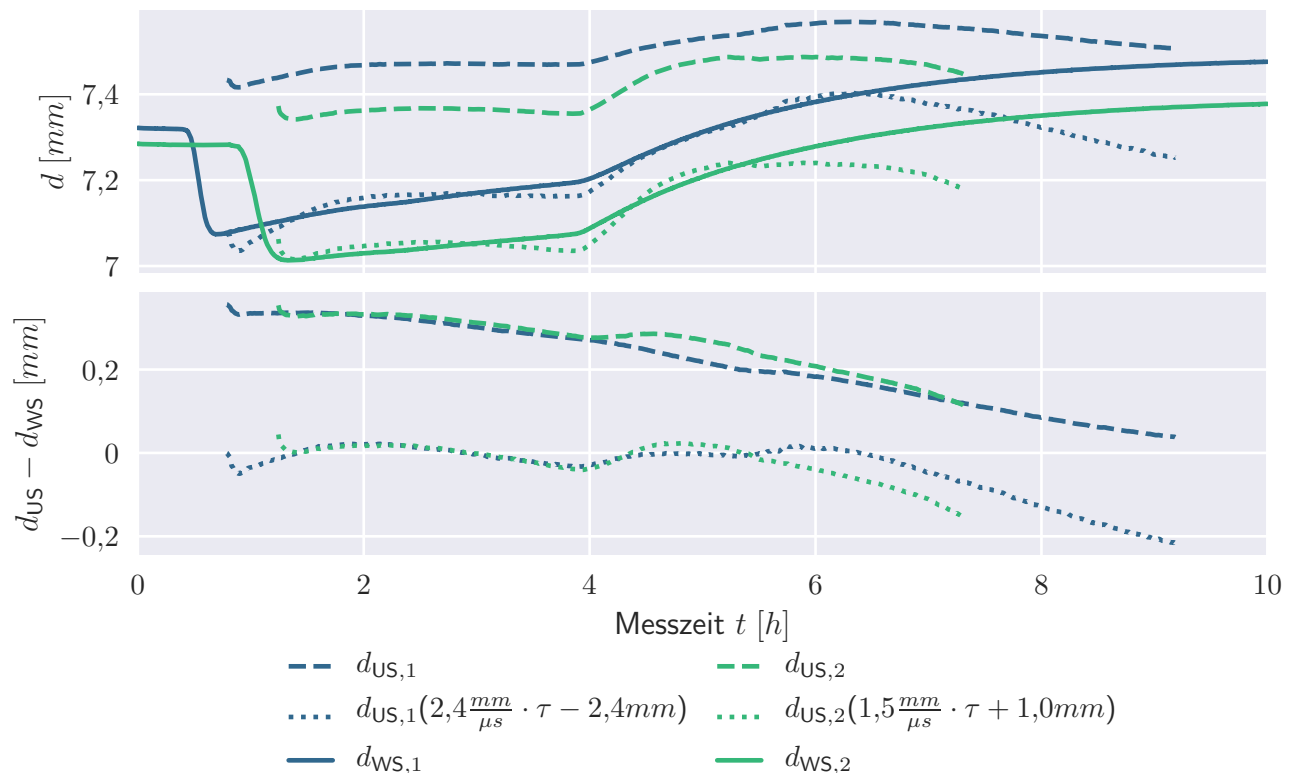


Abbildung 7.13.: Vergleich der Dickenverläufe der Wirbelstromsensoren mit der aus der Laufzeit mit berechneten Laminatdicke aus faservolumengehaltsabhängiger Schallgeschwindigkeit nach Gleichung 7.6 („US Pos.“). Zusätzlich korrigierte Verläufe mit nachträglich ermittelten Parametern m und n für $d = m \cdot \tau + n$

In den Diagrammen ist zur Demonstration auch ein Dickenverlauf mit nachträglich auf die gewonnenen Messdaten angepassten Parametern m und n eingetragen, die dadurch über einen breiten Zeitbereich den Dickenverlauf der Wirbelstromsensoren gut abbilden. Erst nach ca. $t = 6 \text{ h}$ treten vernetzungsbedingt große Abweichungen auf. Die Abweichungen davor sind relativ gering, sodass sie aus den unterschiedlichen Sensorpositionen und Messflächen begründet werden können. Dies zeigt demzufolge, dass bis zu diesem Punkt mit korrekten Parametern der Vernetzungseinfluss vernachlässigt werden kann. Jedoch weichen die Parameter einerseits weit von den zuvor ermittelten ab, andererseits werden sehr unterschiedliche Parameter für die beiden Sensorpositionen und den anderen Versuchen bestimmt, während an allen Orten mit gleichen Bedingungen auch gleiche Parameter gelten müssen. Somit ist die Methode für eine exakte Messung der Laminatdicke nicht geeignet.

Im Diagramm in Abbildung 7.14 ist das Ergebnis der Dickenberechnung aus der Laufzeit und der Berücksichtigung der vernetzungsbedingten Schallgeschwindigkeitsänderung aufgetragen. Aus dem separat gemessenen Verlauf des unverstärkten Harzes wird nach Gleichung 2.11 dessen aktueller Kompressionsmodul B_{Harz} bestimmt. Aus diesem kann der Kompressionsmodul B_{Verbund} und die resultierende Schallgeschwindigkeit des Verbundes c_{Verbund} bei einem geschätzten Faservolumengehalt V_f berechnet werden. Die beste Übereinstimmung kann durch eine, ausgehend von Gleichung 7.14, vereinfachte Variante erreicht werden:

$$B_{\text{Verbund}} = \left(\frac{1 - V_f}{B_{\text{Harz}}} + \frac{V_f}{E_{\perp, \text{Faser}}} \right)^{-1} \quad (7.15)$$

Diese Methode erreicht eine bessere Übereinstimmung mit den gemessenen Dickenverläufen der Wirbelstromsensoren, sodass auch die Absolutwerte relativ gut übereinstimmen und nur um ca. 1% abweichen.

Nach ca. $t = 8 \text{ h}$ wird die Abweichung größer, bei den anderen Versuchen teilweise auch schon zu früheren Zeitpunkten. Ein Vergleich der wie in Abbildung 7.12 abgeschätzten Schallgeschwindigkeit aus den beiden Sensordaten zeigt, dass der Härungsverlauf stark unterschiedlich abläuft. Dies ist typisch bei unter Raumtemperatur aushärtenden Harzsystemen. Geringe Abweichungen der Härungstemperaturen können den Vernetzungsverlauf signifikant beeinflussen. Daher ist eine simultane Messung der Schallgeschwindigkeit des Reinharzes sinnvoll, wodurch eine relativ genaue Messung der Laminatdicke möglich erscheint.

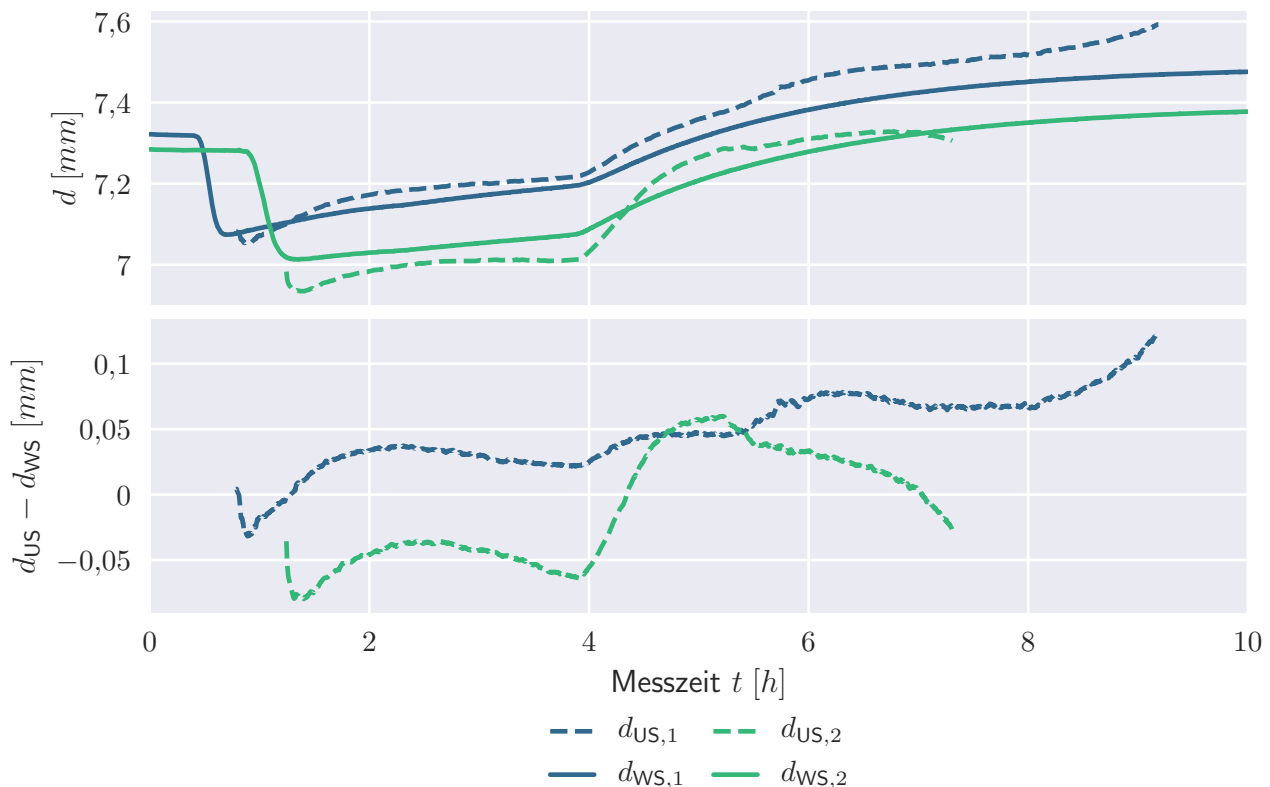


Abbildung 7.14.: Vergleich der Dickenverläufe der Wirbelstromsensoren mit der aus der Laufzeit mit berechneten Laminatdicke durch Berechnung der aktuellen Schallgeschwindigkeit des Verbunds aus dem separat gemessenen Schallgeschwindigkeitsverlauf einer unverstärkten Harzprobe

7.6. Messverfahren zur simultanen Messung von Schallgeschwindigkeit und Laminatdicke

Wie im vorangegangenen Abschnitt gezeigt wird, ist eine in-situ-Bestimmung der aktuellen Schallgeschwindigkeit notwendig, um eine genaue Dickenmessung zu ermöglichen. Hierfür können am Bauteil parallel oder in Reihe geschaltete Kalibrierwerkzeuge mit fester Kavität eingesetzt werden (Abschnitt 7.3). Jedoch kann aufgrund von ungleichen thermischen Bedingungen zwischen Bauteil und Kalibriervorrichtung die Vernetzung und damit der Verlauf der Schallgeschwindigkeit abweichen. Auch über das Bauteil selbst kann die Vernetzung durch inhomogene Temperierung signifikant abweichen, sodass die Dickenberechnung durch inkorrekte Schallgeschwindigkeitsmessung verfälscht wird.

Daher ist eine Messanordnung sinnvoll, die eine lokale Schallgeschwindigkeitsmessung unabhängig von der Laminatdicke erlaubt. Eine mögliche Messanordnung ist in Abbildung 7.15 schematisch dargestellt. Sie besteht seitens der Vakuummembran aus einem Sensorhalter, in welchen eine kleine Kavität eingebracht ist. Durch die Kavität der definierten Höhe Δd wird die Bauteildicke an einer der zwei parallelen Schallmessstrecken vergrößert. In der dargestellten Variante wird die Kavität so ausgeführt, dass sie sich mit reinem Harz füllt, während die Fasern ungestört gerade verlaufen.

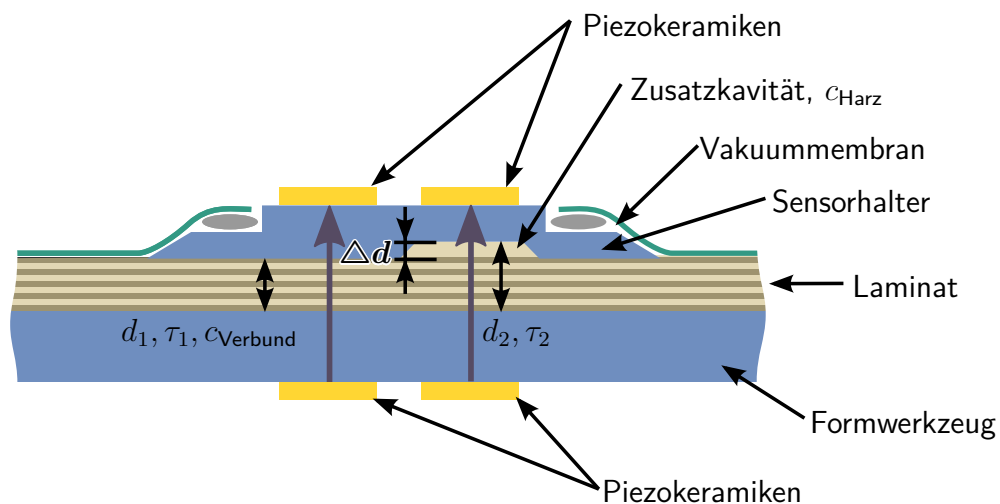


Abbildung 7.15.: Messprinzip der in-situ-Schallgeschwindigkeitsmessung des unverstärkten Harzes durch eine zweite, parallele Messstrecke mit Zusatzkavität der Höhe Δd

Damit ergeben sich für die Laufzeiten der beiden Messstellen:

$$\tau_1 = \frac{d_1}{c_1} \quad (7.16)$$

$$\tau_2 = \frac{d_2 - d_1}{c_{\text{Harz}}} + \frac{d_1}{c_1} \quad (7.17)$$

Aus dem Laufzeitunterschied $\Delta\tau = \tau_2 - \tau_1$ und der Kavitätshöhe Δd kann infolgedessen die Schallgeschwindigkeit des reinen Harzes bestimmt und zur Kompensation der Vernetzung genutzt werden:

$$\tau_2 - \tau_1 = \Delta\tau = \frac{d_2 - d_1}{c_{\text{Harz}}} \quad (7.18)$$

$$c_{\text{Harz}} = \frac{\Delta d}{\Delta\tau}$$

Aus der Schallgeschwindigkeit c_{Harz} des unverstärkten Harzes kann dann mit Hilfe der Gleichung 7.15 aus dem Kompressionsmodul B_{Harz} des Harzes das Kompressionsmodul des Verbundes B_{Verbund} berechnet werden. Mit Gleichung 7.11 kann hieraus die Schallgeschwindigkeit c_{Verbund} des Verbundes und schließlich die Laminatdicke berechnet werden.

Diese Messanordnung wird experimentell durch Messung der Laminatdicke mit Hilfe eines Abstandssensors validiert (vgl. Versuchsreihe in Abschnitt 7.5). Als Vergleichsmesssystem dient dabei ein auf Lasertriangulation beruhender Abstandssensor (Typ „ILD 1402-10“ des Herstellers „Micro-Epsilon“) mit einem Messbereich von 10 mm und einem maximalen Linearitätsfehler von 18 μm [98]. Dieser erfasst die Höhenpositionsänderung des Sensorhalters während der Infusion und Aushärtung (siehe Abbildung 7.16). Zur Referenzierung des Nullabstands des Lasersensors wird der manuell gemessene Dickenwert an der ausgehärteten Probeplatte herangezogen und mit dem Endwert der Laserdickenmessung gleichgesetzt.



Abbildung 7.16.: Experimenteller Aufbau zum Vergleich der Dickenmessung mit Ultraschall mit einer zweiten Schallmessstrecke mit Zusatzkavität und Lasertriangulation

Für die Untersuchungen wird ein Sensorhalter aus Aluminium mit einer Kavitätshöhe von $\Delta d_{\text{gemessen}} = 2,0 \text{ mm}$ verwendet. Die Kavität wird zur besseren Entformbarkeit kegelstumpfförmig ausgeführt. Abbildung 7.17 zeigt die Ergebnisse der Dickenverläufe des Lasersensors d_{Laser} und der Dickenberechnung aus der beschriebenen Methode des Sensorhalters mit Zusatzkavität d_1 . Zur besseren Vergleichbarkeit wird zur berechneten ein konstanter Korrekturwert von $d_{\text{corr}} = 0,75 \text{ mm}$ hinzuaddiert, da die ermittelte Dicke deutlich niedriger liegt. Im durch den Lasersensor gemessenen Dickenverlauf sinkt die Laminatdicke nach Ankunft der Fließfront ($t \approx 30 \text{ min}$), steigt dann zunächst langsam (ca. $30 \text{ min} < t < 2 \text{ h}$) und später schneller an (ca. $2 \text{ h} < t < 2,5 \text{ h}$), bis nach Schließen der Harzzuleitung (ab $t \approx 2,5 \text{ h}$) durch den Druckausgleich die Dicke wieder absinkt. Die aus der Schallgeschwindigkeit des Verbunds c_{Verbund} und der Laufzeit τ_1 berechnete Dicke vollzieht bis etwa 3 h rein qualitativ betrachtet einen ähnlichen Verlauf. Nach diesem Zeitpunkt sinkt die berechnete Dicke deutlich, während die durch den Lasersensor gemessene Dicke d_{Laser} nahezu konstant verläuft. Auch werden die Dickenänderungen etwas höher skaliert wiedergegeben.

Auch beim Vergleich der Schallgeschwindigkeiten in Abbildung 7.18 zeigen sich signifikante Abweichungen von den Zielwerten. Hier ist die aus den Lasersensoren bestimmte Laminatdicke d_{Laser} und der gemessenen Laufzeiten τ_1 und τ_2 ermittelte, theoretische ergebende Schallgeschwindigkeit und der separat gemessene Verlauf einer Reinharzprobe c_{Harz} aufgetragen. Der Wertebereich stimmt gut mit den zuvor gemessenen Schallgeschwindigkeiten für den erreichten Faservolumengehalt von

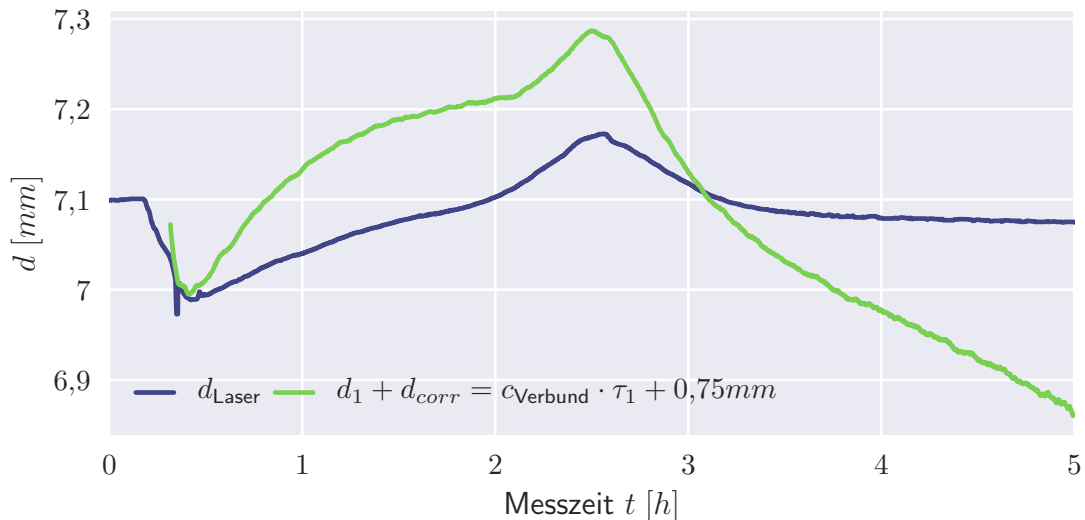


Abbildung 7.17.: Vergleich des Dickenverlaufs des Lasertriangulationssensors d_{Laser} mit der aus der Laufzeit berechneten Laminatdicke. Schallgeschwindigkeit des Verbunds c_{Verbund} berechnet aus der in-situ-gemessenen Schallgeschwindigkeit des unverstärkten Harzes c_{Harz} . Zur besseren Vergleichbarkeit mit d_{corr} korrigiert

$V_f \approx 60\%$ überein. Außerdem ist die in der Kavität ermittelte Schallgeschwindigkeit des unverstärkten Harzes $c_{\text{Harz}} = \frac{\Delta d}{\Delta \tau}$ als auch die daraus berechnete Schallgeschwindigkeit des Verbundes c_{Verbund} dargestellt. Aufgrund der starken Dämpfung des Harzes unterliegt über einen breiten Zeitbereich, der sich von etwa 5 h bis 16 h erstreckt, die Laufzeitermittlung starken Störungen, woraus sich ein erheblich abweichender Verlauf ergibt.

Die ermittelte Schallgeschwindigkeit des reinen Harzes liegt zumindest zu Anfang und ab 16 h bis zum Ende der Auswertung in der Größenordnung der separat gemessenen. Die hieraus berechnete Schallgeschwindigkeit des Verbundes liegt je nach Berechnungsmethode jedoch meist weit unterhalb der theoretischen Kurve. Nur bei Berechnung nach Gleichung 7.14 liegt $c_{\text{Verbund},2}$ zu Beginn weit oberhalb der Erwartung und gegen Ende der Messung wird ein annähernd korrekter Wert erreicht. Beide Gleichungen gelten jedoch für den unverbundenen Verbund, da hier die mechanische Kopplung von Fasern und Matrix durch die Querkontraktion nicht berücksichtigt wird. Vor allem fällt dabei ein sinkender Trend bis ca. 7 h auf, wodurch die Dickenberechnung während der Infusionsphase verfälscht wird. Für diese Abweichungen kommen zahlreiche Gründe in Frage. Zum einen wird bei der Methode eine zur Form parallele Bewegung des Sensorverlaufs bei einer Laminatdickenänderung vorausgesetzt, die jedoch konstruktiv nicht gewährleistet werden kann, aber große Auswirkungen auf die Laufzeitdifferenz und die Berechnungsmethode besitzt. Vor allem durch die Dickenänderungen im Zuge der Infusion ist mit einem Verkippen des Sensorhalters zu rechnen.

Zum anderen kann auch eine ungenaue Positionierung des Sensorhalters zu den zugehörigen Sensoren zu einer Verfälschung führen. Zudem wird vorausgesetzt, dass die Aussparung über den gesamten Prozess frei von Fasermaterial bleibt und das darunterliegende Volumen den gleichen Faservolumengehalt aufweist wie an der ersten Messstelle. Das Schliffbild aus der Probenplatte aus dem Bereich der Zusatzkavität in Abbildung 7.19 zeigt jedoch, dass Fasermaterial weit in die Messkammer dringt, obwohl das unidirektionale Gelege durch den Sensorhalter niedergehalten wird. Aufgrund der Abmessungen der verwendeten Sensoren ist jedoch keine signifikante Reduzierung der Kavitätsbreite möglich, die die Faserondulationen vermindert. Es ist möglich, dass der Faseranteil in der Zusatzkavi-

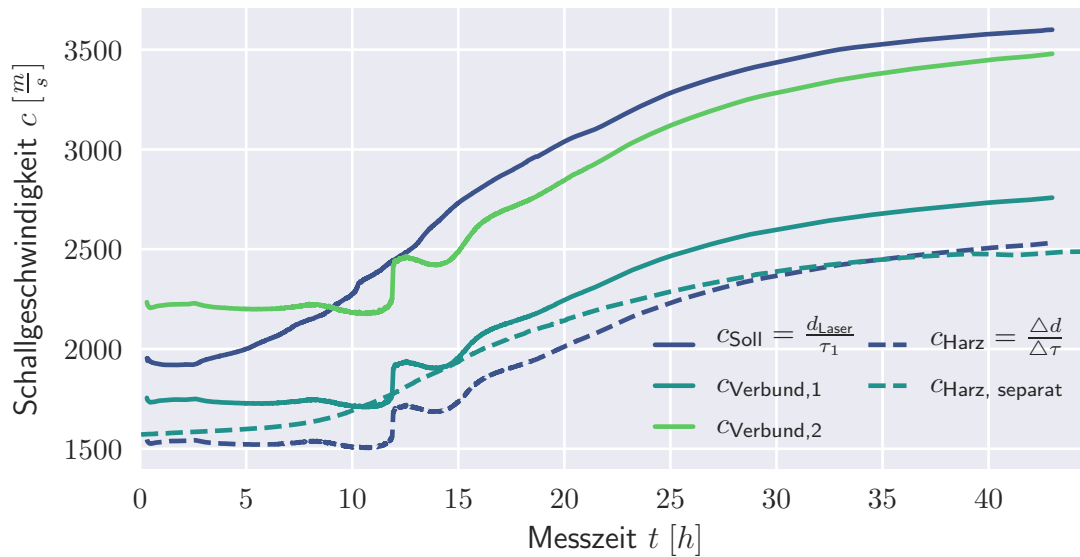


Abbildung 7.18.: Vergleich der Schallgeschwindigkeiten der aus Laufzeit und Dickenmessung mit Lasersensor c_{Soll} , in Kavität gemessener Schallgeschwindigkeit des unverstärkten Harzes c_{Harz} und hieraus berechneten Schallgeschwindigkeiten des Verbundes $c_{\text{Verbund},1}$ aus Gleichung 7.15 und $c_{\text{Verbund},2}$ aus Gleichung 7.14

tät durch die Dickenbewegung über die Versuchszeit variiert und damit die beobachteten Störungen in den Messverläufen verursacht.

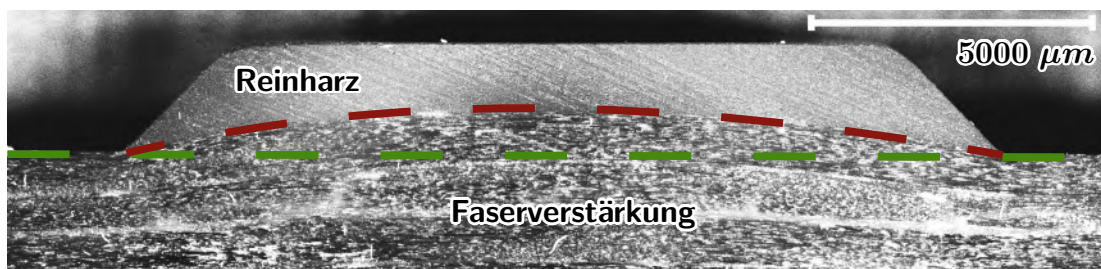


Abbildung 7.19.: Nachbearbeitetes Schlibbild an der Probenplatte an der Stelle der zusätzlich in den Sensorhalter eingebrachten Kavität mit Faserverstärkung im Kavitätsbereich. Durch Verzicht auf die Verwendung von Abreißgewebe verbleibt der Harzrest auf der Probenplatte.

Abschließend kann keine Eignung der vorgeschlagenen Kalibriermethode festgestellt werden. Auch für eine qualitative Beurteilung der Dickenentwicklung während der Infusion kann kein Vorteil gegenüber den zuvor betrachteten Methoden festgestellt werden. Es bleibt zu untersuchen, ob durch konstruktive Maßnahmen – wie einer deutlich kleineren, aber höheren Aussparung – die genannten Fehlerursachen vermieden und damit eine bessere Dickenmessung erzielt werden können.

7.7. Zusammenfassung

In diesem Kapitel wird untersucht, ob die Laminatdicke auf Grundlage einer Schalllaufzeitmessung bestimmt werden kann. Da sich viele andere Messprinzipien nicht zur Dickenmessung bei der Herstellung von Faserverbundwerkstoffen eignen, ist es interessant, die ultraschallbasierte Überwachungsmethode auch für diesen Zweck zu verwenden.

Es werden Möglichkeiten zur Kompensation der vernetzungsabhängigen Schallgeschwindigkeit vorgestellt und diskutiert. In Sonderfällen sehr langsam vernetzender Harze kann dieser Einfluss vernachlässigt werden oder bei reproduzierbaren Serienprozessen Vergleichskurven als Orientierung herangezogen werden. Auch kann der Schallgeschwindigkeitsverlauf in separaten oder prozessbegleitenden Messungen beispielsweise in einer Kalibriervorrichtung mit fester Kavität aufgezeichnet werden.

Neben der Vernetzungsreaktion kommt der Einfluss des Fasermaterials und -volumengehalts auf die Schallgeschwindigkeit hinzu. Hierzu wird eine Kalibriermethode entwickelt und jeweils ein Glas- und ein Kohlenstofffasergelege charakterisiert. Die Ergebnisse zeigen im betrachteten Messbereich eine signifikante, annähernd lineare Abhängigkeit der Schallgeschwindigkeit vom Faservolumengehalt. Zusätzlich wird der Zusammenhang mit Hilfe von Mischungsregeln für die mechanischen Kennwerte des Verbunds beschrieben und mit den Messungen verglichen. Für die Berechnung der Laminatdicke folgt aus der faservolumenabhängigen Schallgeschwindigkeit eine nichtlineare Abhängigkeit von der Laufzeit, die jedoch in der Form von $d = m \cdot \tau + n$ über einen technologisch relevanten Bereich linear angenähert und aus den Kalibriermessungen berechnet werden kann.

Die Berechnung der Laminatdicke mit Hilfe des gefundenen Zusammenhangs zum Faservolumengehalt werden experimentell untersucht. Bei Vernachlässigung des Vernetzungsfortschritts ergeben sich dabei keine ausreichenden Übereinstimmungen mit dem durch Wirbelstromabstandssensoren erfassten Verlauf der Laminatdicke. Es kann jedoch gezeigt werden, dass aus einer separat durchgeführten Schallgeschwindigkeitsmessung einer Reinharzprobe die Schallgeschwindigkeit des Verbunds gut abgeschätzt und die Dicke auf ca. 1 % genau bestimmt werden kann. Hierzu sind jedoch noch weitere Untersuchungen notwendig.

Infolgedessen ist es sinnvoll, die aktuelle Schallgeschwindigkeit des Harzes während des Prozesses zu messen. Dazu wird eine Messanordnung entwickelt, die aus einem Sensorhalter besteht, der auf das Laminat aufgebracht wird. In diesem Sensorhalter ist eine Kavität eingebracht, in welchem über dem Laminat ein Reinharzbereich erzeugt wird. Durch Anordnung zweier paralleler Laufzeitmessstrecken, wovon einer durch die zusätzliche Kavität schallt, kann die Schallgeschwindigkeit des Harzes in-situ gemessen werden. Jedoch zeigten die Untersuchungen, dass durch die Ausführung des Sensorhalters Fasern in die Kavität gelangen, sodass die Ergebnisse verfälscht werden. Damit bleibt die Entwicklung und Validierung eines besser geeigneten Sensorhalters oder einer anderen Kalibriervorrichtung offen.

Obwohl einige Fragestellungen offen bleiben und die angestellten Vermutungen validiert werden müssen, kann ein weiterer Teil der Hypothese bekräftigt werden. Durch *modellhafte Beschreibung und Kalibrierung der materialspezifischen Eigenschaften ist die genaue, robuste und automatisierte in-situ-Überwachung der **Laminatdicke*** möglich.

8. Demonstration an autoklavbasierter Infusion einer Flügelrippe

In den vorangegangenen Kapiteln werden die entwickelten Sensoren im Labormaßstab verwendet, um deren Funktionsweise zu validieren, die Ausgabegrößen mit anderen Messmethoden zu korrelieren oder materialspezifische Kenndaten zu gewinnen. In diesem Kapitel wird an einem Herstellungsprozess eines größeren Bauteils unter den anspruchsvollen Randbedingungen in einem Autoklaven die Anwendbarkeit auf das industrielle Umfeld und die technologische Reife demonstriert.

8.1. Demonstrationsbauteil

Im Rahmen des EU-Projekts „*LOCOMACHS*“¹ (**L**ow **C**ost **M**anufacturing and **A**ssembly of **C**omposite **H**ybrid **S**tructures, 2012 - 2016) werden Herstellungs- und Montageprozesse der zukünftigen Flugzeugherstellung entwickelt und untersucht. Ein Projektziel des DLR ist die Herstellung zweier Rippen, die Bestandteil des Flügelkastens eines Demonstratorflügels sind. Die kostengünstige Herstellung, präzise Bauteilgeometrie und hohe Laminatqualität stellen dabei die Untersuchungsschwerpunkte dar. Die mechanisch nachbearbeiteten Rippen sind in Abbildung 8.1 zu sehen. Insgesamt werden fünf Sätze dieser Rippen hergestellt.

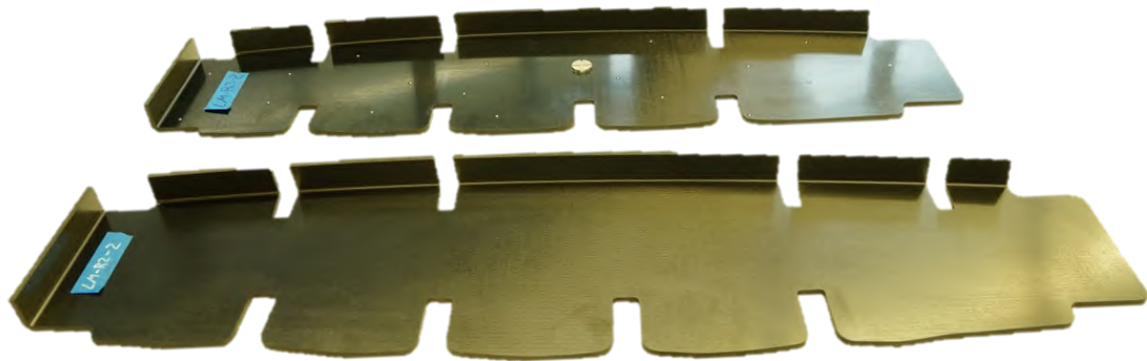


Abbildung 8.1.: Endbearbeitete Rippen

Zur Reduzierung der Kosten wird ein Infusionsprozess gewählt, der die Verwendung kostengünstiger Halbzeuge erlaubt. Zur Gewährleistung hoher mechanischer Kennwerte wird ein Kohlenstofffasergelege – Biaxial- und Triaxialgelege von *Toho Tenax* [135, 137] – eingesetzt. Das Gelege besitzt thermoplastische Zusätze, die als sogenannter „*Toughener*“ zur Erhöhung der Impact-Festigkeit eingesetzt werden. Diese Zusätze verringern jedoch die Permeabilität des Faserhalbzeuges und erschweren infolgedessen den Infusionsprozess. Durch die Prozessierung im Autoklav bei einem auf 7 bar erhöhten

¹Die Forschung, die zu den erwähnten Ergebnissen führt, wird durch die Europäische Union im siebten Rahmenprogramm (FP7/2007-2013) unter der Fördernummer 314003 finanziert.

Umgebungsdruck kann ein deutlich höherer Druckgradient erzeugt werden, sodass die Infusion beschleunigt und der maximal erreichbare Fließweg verlängert wird (siehe Kapitel 2.1.3).

Zudem wird ein kostengünstiges Positiv-Formwerkzeug aus Aluminium gewählt, auf welchem beide Rippen zeitgleich hergestellt werden. Durch die Verwendung einer Positivform ist die Einhaltung der Dickentoleranz des Bauteils für nachfolgende Füge- und Montageschritte besonders wichtig. Durch Einstellen des Harzdrucks kann die Infusion und damit auch die Laminatdicke manipuliert werden. Nach vollständiger Imprägnierung kann durch Absenken des Drucks überschüssiges Harz aus dem Bauteil zurück in den Vorratsbehälter geleitet werden. Zur Überwachung der Fließfrontposition, der Laminatdicke und der Aushärtung werden insgesamt 24 Sensoren am Formwerkzeug und seitens der Vakuummembran angebracht und zur Unterstützung der Herstellung der Rippen verwendet. In Abbildung 8.2 ist das Formwerkzeug im Autoklaven nach Abschluss des Prozesses mit Bauteil, Vakuummembran, Deckblechen und Sensoren zu sehen.

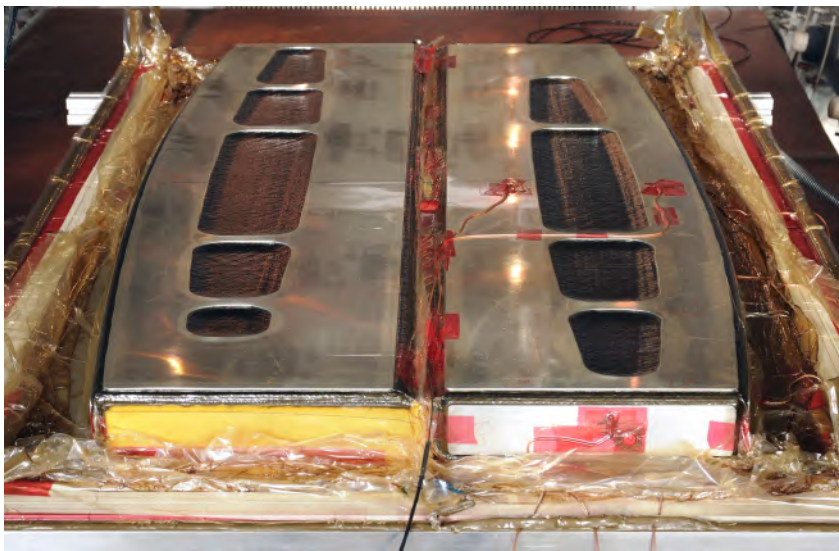


Abbildung 8.2.: Rippenwerkzeug im Autoklaven nach Infusions- und Aushärteprozess

8.2. Sensorintegration

Wie zuvor erwähnt, werden insgesamt 24 Ultraschallsensoren verwendet, um den Infusions- und Aushärteprozess zu überwachen. Es können nicht die 32 Kanäle des verwendeten Multiplexers ausgenutzt werden, limitierend ist die druckdichte Kabeldurchführung der Signalkabel durch die Autoklawwand. Der Großteil der Sensoren wird an der Formwerkzeugunterseite integriert, sodass im Impuls-Echo-Verfahren verteilt über die Bauteilfläche die Fließfrontposition überwacht werden kann. Auch liegt der Fokus dabei auf der detaillierteren Überwachung einer der beiden Rippen. Die Positionen sind Abbildung 8.3 zu entnehmen. Ausgehend von den Angusslinien werden die Sensoren entlang des erwarteten Fließweges auf einer Linie im annähernd gleichen Abstand angeordnet. Die Sensoren, die am Rand der Bauteile angedeutet sind, liegen an den senkrechten Flanschen der Rippe, die die Anschlüsse an die Flügelholme und -haut bilden.

An 6 Positionen werden zusätzlich Sensoren auf der Membranseite des Bauteils so angeordnet, dass sie Paare mit Sensoren auf der Form bilden und somit ein Durchschallungsbetrieb möglich ist. Das Durchschallungssignal kann dann zur Überwachung der Laminatdicke und Aushärtung verwendet werden, wobei vor allem die Dicke der Flansche für die spätere Montage kritisch ist.

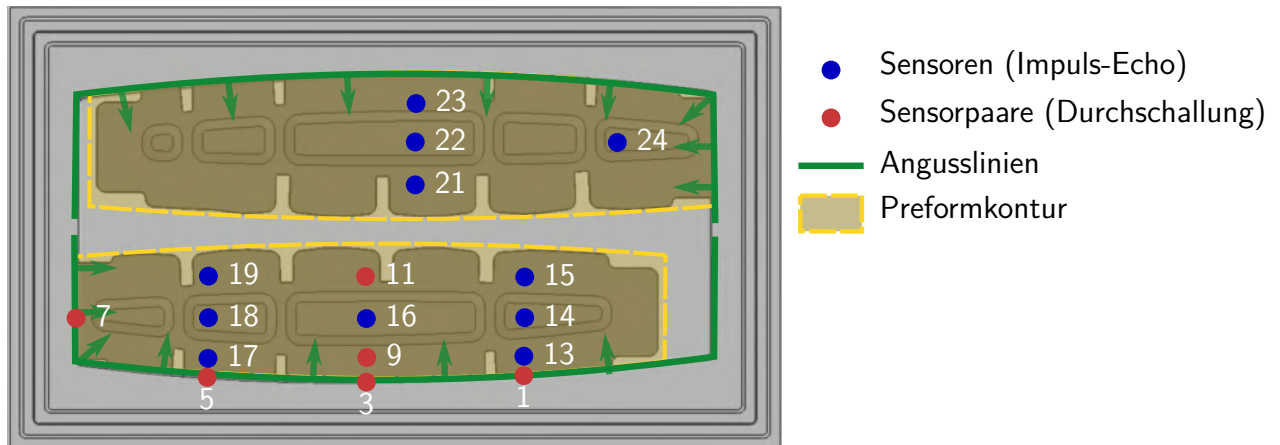


Abbildung 8.3.: Sensorpositionen und -nummerierung am Rippenwerkzeug mit Impuls-Echo- (nur Sensoren am Formwerkzeug) und Durchschallungspositionen (Sensoren auch membranseitig), Kontur des Preforms und Angusslinien

Die Sensoren wurden durch Verkleben mit dem Luftfahrtharz „RTM6“ [41] mit Graphitpulver auf die Formunterseite aufgebracht (Abbildung 8.4a), sodass die Funktionsfähigkeit bei Prozesstemperaturen von bis $180\text{ }^{\circ}\text{C}$ ermöglicht wird. Das Formwerkzeug ist derart gestaltet, dass die Rückwand an den Sensorpositionen parallel zur Formoberfläche verläuft und die gleiche Dicke von 20 mm aufweist. Auch die Schirmung des Sensorkabels wird mit dem Formwerkzeug verklebt, während für einen industriellen Einsatz und dauerhaften Einsatz eine Schraubverbindung vorzuziehen ist.



(a) Formwerkzeugunterseite



(b) Deckblech

Abbildung 8.4.: Sensorintegration für die Infusion der Flügelrippen

Die Umsetzung der Sensorintegration auf der Membranseite ist technisch anspruchsvoller. Für den Herstellungsprozess werden zwei Vakuumsäcke aus Folie verwendet, zwischen welche die Sensoren eingebracht wurden. Zur Verbesserung der Oberflächengüte des Laminats werden – außer bei der ersten Rippenfertigung – mehrere dünne Druckbleche aus Aluminium verwendet und auf die erste Vakuumfolie platziert. Die Bleche bieten eine gute Möglichkeit zur Sensorintegration (Abbildung 8.5). Die Sensoren werden auf die gleiche Weise wie auf die Formwerkzeugunterseite aufgeklebt und können bei jedem Prozess wiederverwendet werden. Außerdem können so die Signalkabel auf dem Deckblech verlegt werden, wodurch sie und die Sensoren keine Abdrücke auf der Bauteiloberfläche verursachen. Auch ohne den Einsatz von Koppelmittel zwischen Deckblechunterseite und der Vakuumfolie können gute Signalqualitäten erreicht werden.

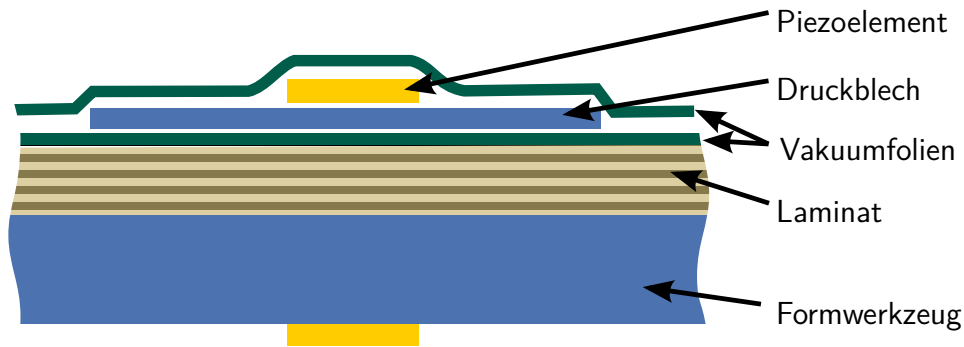


Abbildung 8.5.: Prinzip der Sensorintegration

8.3. Überwachung der Fließfrontausbreitung

Der Verlauf der Fließfront kann durch die große Zahl der Sensorpositionen relativ gut überwacht werden. Die zum Zeitpunkt der Versuche in die entwickelte Messsoftware implementierte Signalauswertung erlaubt die Beurteilung des Fließfortschritts und des Fließbildes, sodass diese Informationen in die Prozessführung manuell zurückgeführt werden können. Vor allem sind dabei der Zeitpunkt der vollständigen Imprägnierung und die Überwachung des Fließbildes im Vordergrund. Das Fließbild dient zur Beurteilung des Risikos von Gaseinschlüssen durch ungewolltes Zusammentreffen von Fließfronten.

In den Diagrammen in Abbildung 8.6 sind die Ergebnisse der Fließfrontüberwachung im Impuls-Echo- und Durchschallungsbetrieb aufgetragen. Repräsentativ werden die Ergebnisse des vierten Infusionsversuchs ausgewählt und teilweise mit den Ergebnissen des ersten Versuchs verglichen. Der Verlauf der Amplitude wird mit einem gleitenden Median mit einer Breite von 15 Messwerten geglättet. Zur Ableitungsbestimmung wird eine Fensterbreite von 50 Werten verwendet. Zur besseren Übersicht wird beispielhaft die Sensorreihe (3, 9, 16, 11) mit den dazugehörigen, membranseitigen Sensoren (4, 10, 12) dargestellt. Die Ergebnisse sind dem vierten Infusionsversuch entnommen. Im oberen Diagramm sind die normierten Amplituden des Impuls-Echo-Signals \bar{A}_{PE} dargestellt. Die membranseitig integrierten Sensoren werden durch eine gestrichelte Linie repräsentiert. Für die am Formwerkzeug angebrachten Sensoren ergibt sich ein klarer Signalausschlag bei Ankunft der Fließfront. Es wird das vierte Echo zur Amplitudenauswertung herangezogen, sodass die normierte Amplitude auf ca. 0,5 abfällt (vgl. Abschnitt 5.1). Bei den membranseitigen, auf den Deckblechen aufgebrachten Sensoren, ergibt sich ein von Störungen überlagerter Verlauf, der dennoch die Harzankunft erkennen lässt.

Im unteren Diagramm sind die Amplitudenverläufe der Durchschallungssignale dargestellt, wobei an Position 16 membranseitig kein Sensor eingesetzt wird und damit kein Durchschallungssignal vorliegt. Bei Harzankunft kommt es zu einem starken Anstieg der Amplitude, die dann mit verminderter Steigung weiter wächst. Die Detektion der Fließfrontankunft im Impuls-Echo-Verfahren ergibt nur kleine Unterschiede zwischen Werkzeug- und Membranseite, wonach direkt der Amplitudenanstieg im Durchschallungssignal folgt, sodass das Fließfrontprofil nahezu parallel zur Dickenrichtung ausgerichtet ist. Nur bei dem Sensorpaar (11, 12) – der Position, an welcher die Fließfront erwartungsgemäß zuletzt ankommt – ist dies nicht der Fall. Hier fällt die Impuls-Echo-Amplitude auf Membranseite erst nach einem leichten Anstieg der Durchschallungsamplitude relativ langsam ab, wonach diese weiter zunimmt. Die Ergebnisse deuten darauf hin, dass die Fließfrontausbreitung an diesem Punkt sehr langsam stattfindet. Beim ersten Infusionsversuch liegt an dieser Stelle ein nicht vollständig getränkter Bereich vor. Daher kann darauf geschlossen werden, dass hier ein Gaseinschluss vorliegt, der sich langsam schließt und im fertigen Bauteil nicht zu erkennen ist.

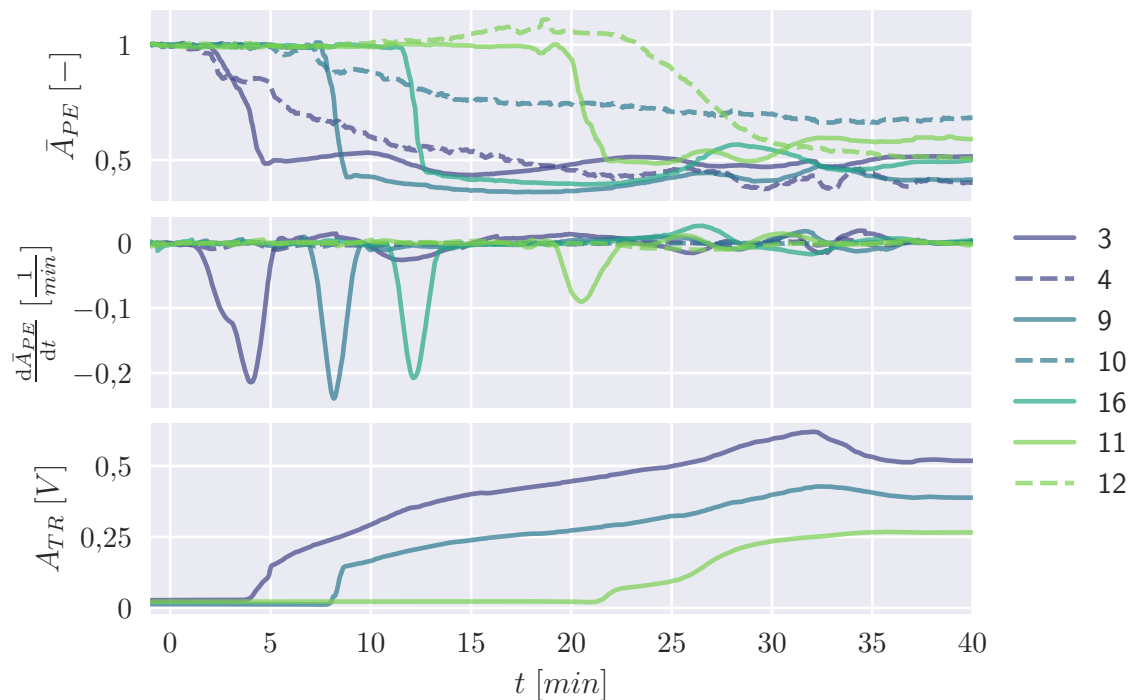


Abbildung 8.6.: Ergebnisse der Fließfrontüberwachung einer Sensorreihe. Oben: Normierte Impuls-Echo-Amplitude. Mitte: Zeitliche Ableitung der Impuls-Echo-Amplitude. Unten: Durchschallungsamplitude

Im mittleren Diagramm ist die Ableitung der Amplitudenverläufe nach der Zeit dargestellt, die zur Auswertung der Fließgeschwindigkeit herangezogen werden kann. Überraschend ist dabei die relativ geringe Fließgeschwindigkeit über den ersten Sensor der Reihe 3. Zwischen den anderen Sensoren (9, 16, 11) stimmen sowohl die Form der Ableitungskurve als auch die zeitlichen Abstände zwischen den Ankunftszeiten mit den Erwartungen überein, da mit zunehmendem Fließweg die Fließgeschwindigkeit sinkt.

Die Ergebnisse der Ankunftszeiten und Geschwindigkeitsbestimmung durch Anpassen mit einer parametrisierten Gaußschen Glockenkurve $P_{\text{Gauß}}$ (vgl. Abschnitt 5.2) werden in Abbildung 8.7 an der jeweiligen Sensorposition als Wert und über eine Farbskala wiedergegeben. Im oberen Diagramm sind die aus den formseitig gemessenen Impuls-Echo-Amplitudenverläufen ermittelten Ankunftszeiten aufgetragen, an denen die Fließfront die Sensorposition erreicht hat. Das untere Diagramm stellt die Fließgeschwindigkeiten über σ_t von $P_{\text{Gauß}}$ berechnet dar. Da nur geschätzte, nicht validierte Kalibrierkoeffizienten σ_x für die Geschwindigkeitsberechnung aus dem Parameter σ_t vorliegen, können die Ergebnisse der Fließgeschwindigkeit nur qualitativ betrachtet werden.

Bei Betrachten der Ankunftszeiten der Fließfront zeigt sich annähernd das erwartete Fließbild. Das Harz breitet sich ausgehend von den Angusskanälen gleichmäßig aus. Die Sensorreihe (5, 17, 18, 19) zeigt jedoch im Vergleich zu den beiden parallel liegenden Reihen eine deutlich frühere Füllung. Vor allem an Position 19 wird eine unerwartet frühe Harzankunft registriert. Dies lässt vermuten, dass sich die Fließfront von der Stirnseite aus, am Rand des Preforms zwischen den beiden Rippen, schneller ausbreitet. Die im Diagramm oben dargestellte Rippe zeigt an den verwendeten Sensorpositionen ein ähnliches Bild mit Hinweisen auf eine geringfügig schnellere Tränkung.

Die Fließgeschwindigkeiten geben zusätzliche Informationen zur Rekonstruktion des Ablaufs der Imprägnierung. Hier fällt vor allem die vergleichsweise deutlich geringere Fließgeschwindigkeit an allen Positionen auf den Flanschen (1, 3, 5, 7) auf. Aufgrund ihrer Nähe zur Angusslinie sind hier die höchsten Werte zu erwarten. Die größten Fließgeschwindigkeiten treten jedoch erst an den nächstgelegenen

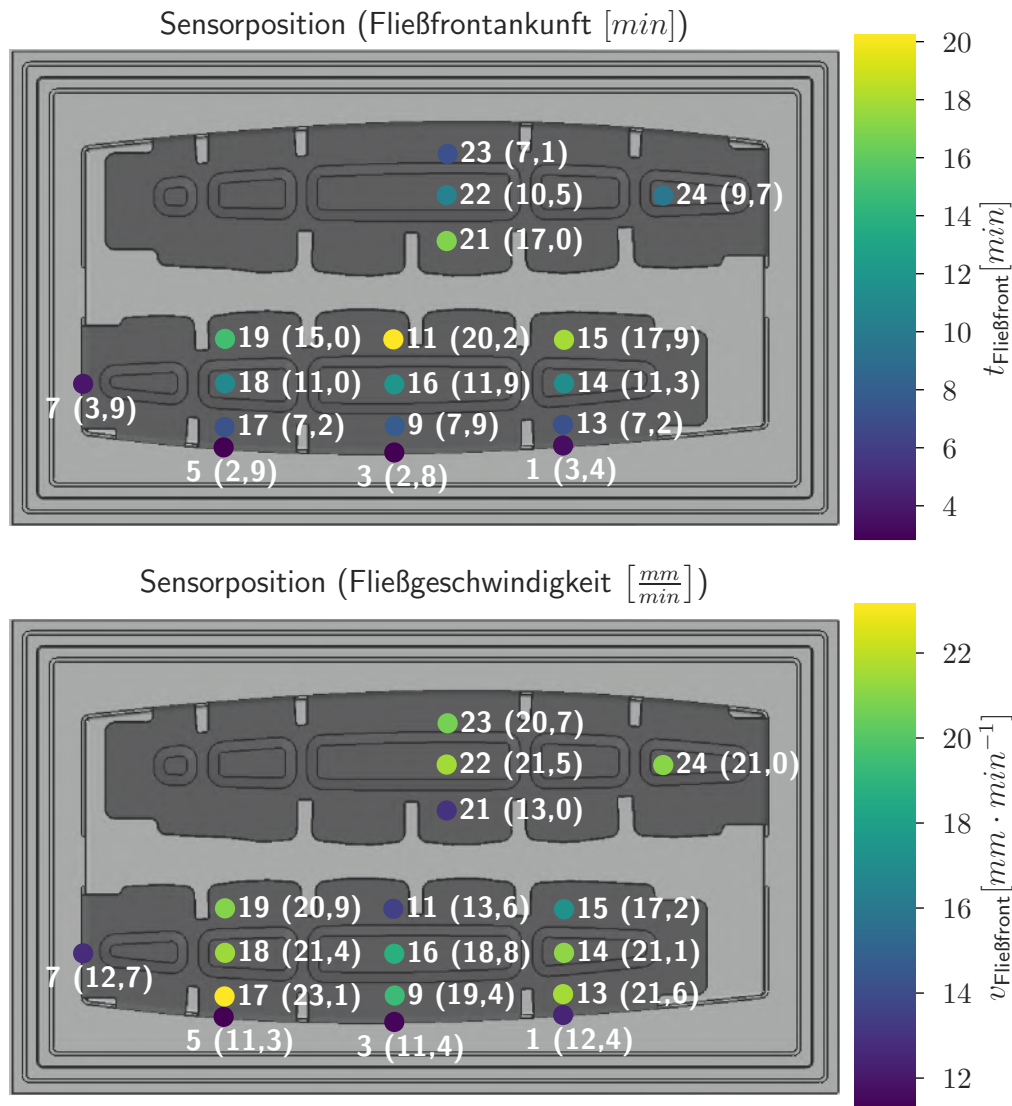


Abbildung 8.7.: Übersicht über Ergebnisse der Fließfrontankunftszeiten (oben) und der Fließfrontgeschwindigkeiten (unten; mit geschätzten Koeffizienten) an den jeweiligen Sensorpositionen der vierten Rippeninfusion

Positionen (13, 9, 17) auf. Diese Beobachtung kann auf die Herstellung des Preforms zurückgeführt werden. In den Bereichen der Flansche wird nach dem Drapieren jeder Lage unter einer Vakuummembran der thermoplastische Binder durch Heißluft aktiviert. Das führt zu einer reduzierten Permeabilität an dieser Stelle, da der Binder Faserzwischenräume verschließt und auch die Preformdicke reduziert wird. Wie sich im nächsten Abschnitt 8.4 bei der Auswertung der Laminatdickenentwicklung zeigt, steigt die Laminatdicke während des weiteren Verlaufs der Infusion an diesen Stellen stark an. Infolgedessen nimmt die Permeabilität zu und lässt damit einen größeren Volumenstrom in die darauf folgenden Bereiche zu.

Die Sensorreihe (17, 18, 19) zeigt einerseits vergleichsweise frühe Ankunftszeiten und andererseits ebenfalls hohe Fließgeschwindigkeiten, sodass die linke Seite der Rippe deutlich schneller imprägniert wird als die restlichen Bereiche. Die hohen Fließgeschwindigkeiten sprechen gegen ein verstärktes Voreilen am Preformrand oberhalb von Sensor 19 und für ein sehr schnelles Fließen entlang der Sensorreihe.

Entlang der mittleren Sensorreihe (3, 9, 16, 11) breitet sich die Fließfront mit der geringsten Geschwindigkeit aus. Dies gibt einen Hinweis darauf, dass sich die Fließfronten von links und rechts in etwa bei Position 11 treffen, wie es das Infusionskonzept vorsieht. Diese Vermutung wird zum einen bestärkt durch die geringe Fließgeschwindigkeit an Sensor 11 und zum anderen unterstützt durch die spät ansteigende Transmissionsamplitude und die späte Benetzung auf Seiten der Vakuummembran (Abbildung 8.6). Die obere Rippe zeigt auch bei den Fließgeschwindigkeiten vergleichbare, aber tendenziell etwas größere Werte, was auf eine schnellere Imprägnierung hindeutet.

Beim ersten Infusionsversuch wird beim Preformen das gesamte Lagenpaket thermisch aktiviert, sodass eine geringere Kompaktierung vorliegt und in unteren Lagen der thermoplastische Binder weniger stark aufgeschmolzen wird. Dies zeigt sich auch in den Ergebnissen in Abbildung 8.8, wo an den Sensorpositionen auf den Flanschen (1, 3, 5, 7) höhere Fließgeschwindigkeiten erreicht werden.

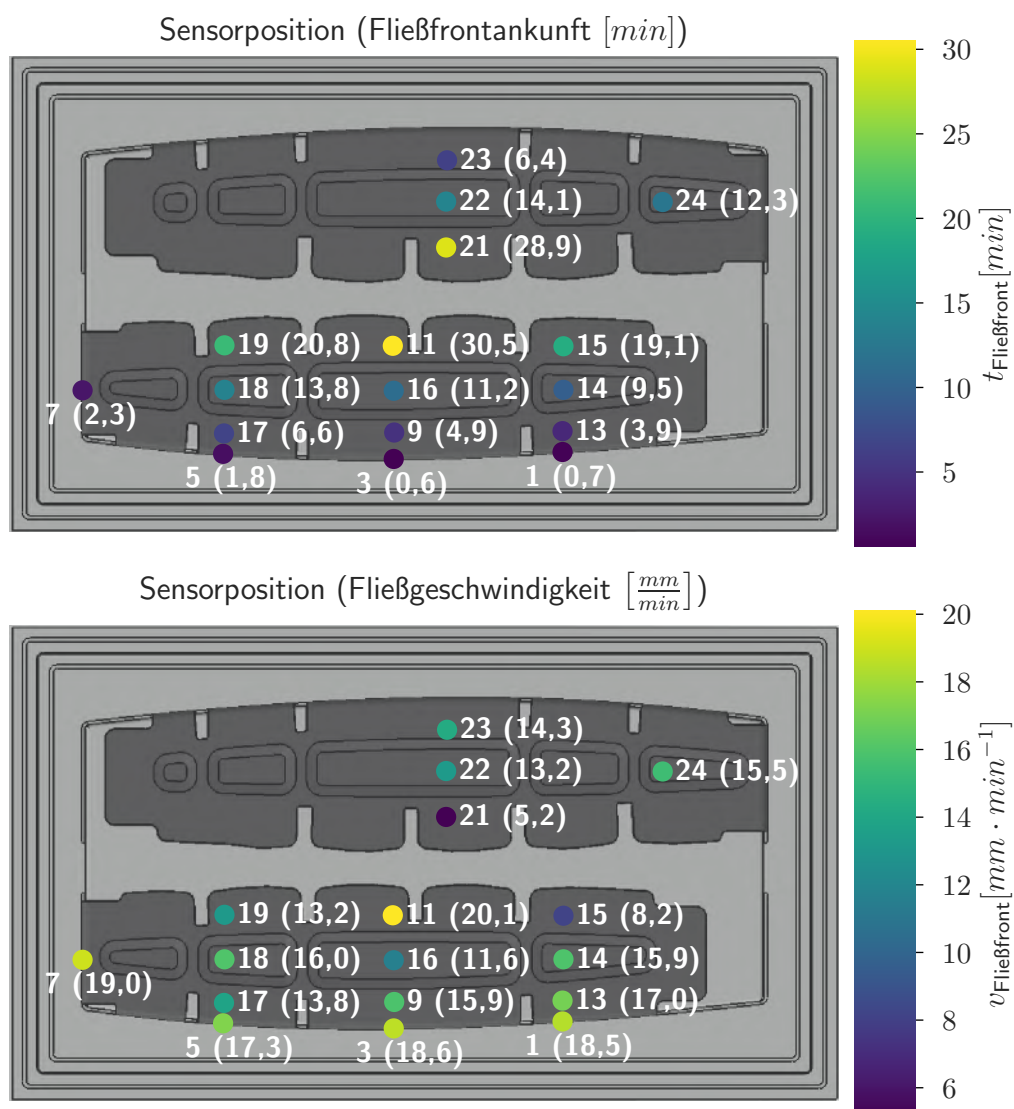


Abbildung 8.8.: Übersicht über Ergebnisse der Fließfrontankunftszeiten (oben) und der Fließfrontgeschwindigkeiten (unten; mit geschätzten Koeffizienten) an den jeweiligen Sensorpositionen

Trotz der relativ hohen Sensoranzahl zeigt sich, dass die reine Betrachtung der Ankunftszeiten der Fließfront keine eindeutige Interpretation des Fließfrontverlaufs zulässt. Die Fließfrontgeschwindig-

keit stellt eine wertvolle Zusatzinformation dar. Aufgrund der Komplexität und der vielen möglichen Ursachen für ein Voreilen der Fließfront reichen diese Informationen nicht aus, den Füllvorgang vollständig zu rekonstruieren. Infolgedessen sind sowohl eine größere Sensoranzahl als auch verbesserte Sensorpositionen notwendig. Die gewonnenen Erkenntnisse stellen dennoch eine wertvolle Hilfestellung bei der Fehlersuche und eine Verbesserung des Fließprozesses dar.

Im Diagramm in Abbildung 8.9 sind die gemessenen Fließfrontankunftszeiten aller fünf Infusionsversuche zum Vergleich dargestellt. Die Ankunftszeiten sind über den Sensorpositionen dargestellt, sodass ein Überblick über die Streuung der Infusionsprozesse gegeben wird. Die ersten beiden Versuche dienen der Prozessentwicklung, sodass die Bauteile die geforderte Dickentoleranz und Oberflächengüte erreichen. Ab dem zweiten Infusionsversuch wird der Preformprozess angepasst, bei welchem nach jeder abgelegten Faserlage eine Kompaktierung und Binderaktivierung stattfindet. Auch werden ab dem zweiten Versuch Deckbleche verwendet, um gegenüber dem ersten Versuch eine glattere Oberfläche zu erreichen. Für die Prozessentwicklung während der ersten beiden Versuche wird ein Harzbatch verwendet, dessen Verfallsdatum überschritten ist. Bei den restlichen Versuchen wird ein neuer Harzbatch verwendet, der eine geringere Viskosität aufweist. Aufgrund dieser Prozessvariationen tritt eine relativ große Streuung zwischen den Infusionsversuchen auf.

An den Sensorpositionen auf den Flanschen (1, 3, 5, 7) tritt nur eine geringe Streuung auf, die an der angussnahen Position 3 am geringsten ist. Die Fließankunftszeiten sind an den nächstgelegenen Positionen (9, 13, 17) nur geringfügig größer. Mit zunehmenden Abstand zum Linienanguss treten immer größere Streuungen zwischen den Versuchen auf. Auch kommt es im Vergleich der Sensorlinien zu deutlich höheren Streuungen auf der linken Seite (5, 17, 18, 19) gegenüber der rechten Seite (1, 13, 14, 15). Die größte Streuung tritt an der Sensorstelle (11) auf, die in allen Versuchen die Fließfront zuletzt erreicht. Bei der oberen Rippe können bei den entsprechenden Sensorpositionen ähnliche Beobachtungen gemacht werden.

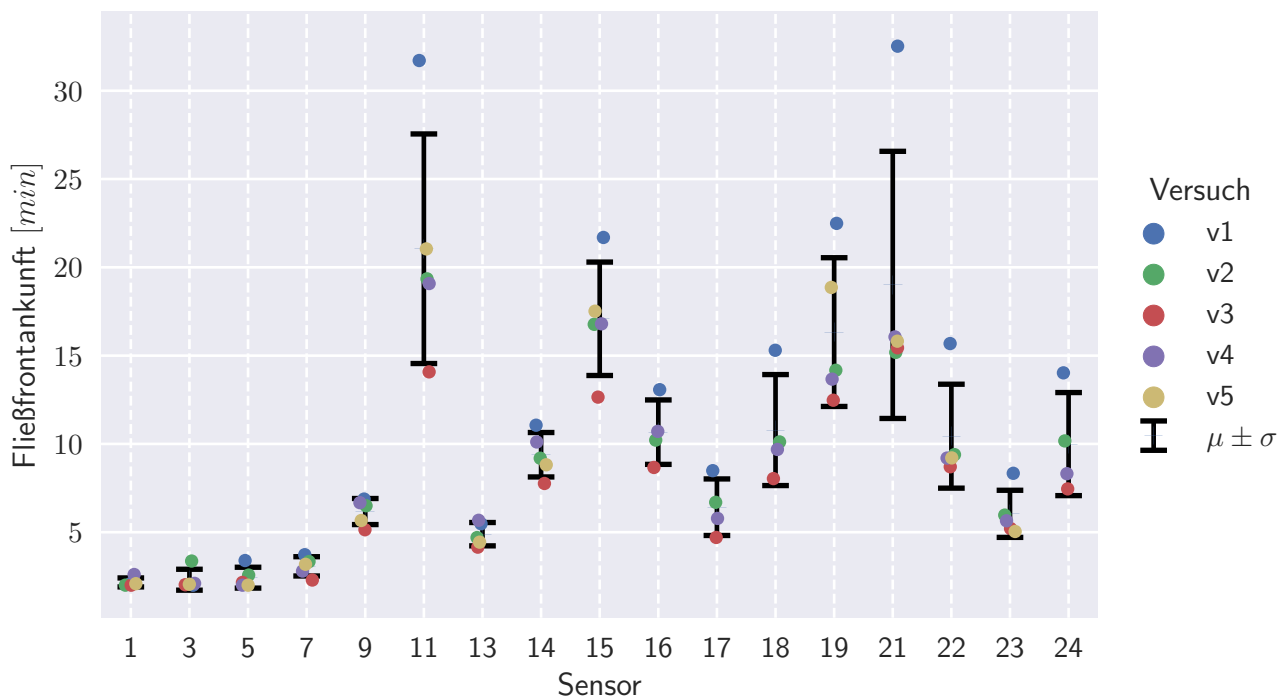


Abbildung 8.9.: Übersicht über Ergebnisse der Fließfrontankunftszeiten über alle Infusionsversuche mit Darstellung der Streuung durch einfache Standardabweichung σ um den Mittelwert μ

8.4. Überwachung der Laminatdickenentwicklung

Wie in Kapitel 7 gezeigt wird, ist die Ermittlung der Laminatdicke aus der Laufzeit sehr komplex. Einerseits steigt die Schallgeschwindigkeit c mit dem Faservolumengehalt an, wodurch bei Verringerung der Laminatdicke d die Laufzeit τ nicht proportional in Form von $\tau = m \cdot d$ zur Dicke sinkt. In Kapitel 7 wird gezeigt, dass der Zusammenhang in Form von $\tau = m \cdot d + n$ über einen ausreichend breiten Bereich linear angenähert werden kann. Die Parameter m und n müssen hingegen experimentell bestimmt werden. Andererseits kommt es bis zum Ende der Fließfähigkeit des Harzes zu einer nicht vernachlässigbaren Zunahme der Schallgeschwindigkeit, die jedoch durch Kalibrierung kompensiert werden kann. Im Rahmen dieser Arbeit können allerdings beide Problemstellungen nicht vollständig gelöst werden und es liegen keine Kalibrierungsmessungen für das für die Rippenfertigung verwendete Harz und der Infusionstemperatur vor. Folglich kann lediglich auf eine qualitative Betrachtung der Laufzeiten τ als Maß der Laminatdicke d zurückgegriffen werden.

Im nächsten Abschnitt 8.5 wird die ultraschallbasierte Aushärtungsüberwachung bei der Rippenfertigung betrachtet. Dabei zeigt sich, dass während der Infusionsphase bei $\vartheta = 120\text{ }^{\circ}\text{C}$ keine signifikanten Schallgeschwindigkeitsänderungen auftreten. Infolgedessen kann dieser Einfluss hier vernachlässigt werden.

In Abbildung 8.10 sind die gemessenen Laufzeiten τ während der Infusion, die eingebrachte Harzmenge m_{Harz} und der eingestellte Differenzdruck Δp über der Prozesszeit t aufgetragen. Die Harzmenge wird über einen Füllstandsradarsensor im Vorratsbehälter bestimmt. Der Füllstand und der manuell eingestellte Differenzdruck Δp werden regelmäßig manuell protokolliert. Der Differenzdruck Δp stellt die Differenz zwischen Autoklavdruck p_{AKL} und auf den Harzbehälter wirkenden Atmosphärendruck $p_{\text{atm, Harz}}$ dar (siehe Abschnitt 2.1.3, Abbildung 2.5, Gleichung 2.5).

Die Infusion wird zur vollständigen Imprägnierung der beiden Rippen bis ca. 31 min bei $p_{\text{Harz}} = 7\text{ bar}$ ausgeführt. Im Anschluss wird der Differenzdruck auf $\Delta p = 0,8\text{ bar}$ erhöht, um überschüssiges Harz aus dem Bauteil zurück in den Harzvorratsbehälter zu drücken und den Abbau des Dickengradienten über das Bauteil zu beschleunigen.

Der zu Beginn sehr große Harzmassenstrom wird bis zur vollständigen Imprägnierung zunehmend kleiner, jedoch nicht Null, da die Bauteildicke bei Fortsetzen der Infusion weiter ansteigt. Daher kann aus dem Verlauf der eingebrachten Harzmenge die vollständige Tränkung nur abgeschätzt werden. Bis zu diesem Punkt sind deutliche Anstiege der Laufzeiten zu sehen, die vor allem bei den Sensoren 1, 3, 5, 7 – welche die Dickenentwicklung an den Flanschen überwachen – signifikant sind. Diese Positionen liegen nahe der Infusionslinie, sodass im Verlaufe der Infusion der Harzdruck und die Laminatdicke stark ansteigen. Die Sensorposition 9 liegt ebenfalls relativ nah zur Infusionslinie und zeigt einen etwas geringeren Anstieg. Position 11 hingegen liegt in der Nähe des Fließwegendes, sodass ein geringerer Wert, aber dennoch ein starker Anstieg verzeichnet wird.

Mit Erhöhung des Differenzdrucks wird nur ein relativ geringer Rückfluss in den Harzvorratsbehälter von $\Delta m \approx 26\text{ g}$ verzeichnet. Die Laufzeiten zeigen jedoch einen teilweise signifikanten Abfall, der bei den auf den Flanschen liegenden Sensoren 1, 3, 5, 7 am stärksten ausgeprägt ist. An Position 9 tritt ein deutlich geringerer und bei Position 11 nahezu kein Abfall auf. An Position 11 wächst die Dicke auch noch nach dem Applizieren des Differenzdrucks an, bis sie verzögert geringfügig sinkt. Am Ende nehmen die Laufzeiten einen konstanten Verlauf auf ähnlichem Niveau ein.

In Tabelle 8.1 und in Abbildung G.1 im Anhang sind die am fertigen Bauteil gemessenen Dicken an den Messstellen aufgestellt. Die gemessenen Laufzeiten am Ende des Prozessschritts bei $t = 100\text{ min}$, bevor die Temperatur von $\vartheta = 120\text{ }^{\circ}\text{C}$ auf $\vartheta = 150\text{ }^{\circ}\text{C}$ erhöht wird, sind über den gemessenen Dicken in Abbildung 8.11 aufgetragen. Die Laufzeiten und Dicken korrelieren in erster Näherung miteinander, wobei der Wertebereich der erreichten Dicken schmal ist ($\sigma = 0,037\text{ mm}$) und die Unterschiede im Bereich des Messfehlers beim manuellen Vermessen der Rippe liegen. Auch kann nicht ausgeschlossen

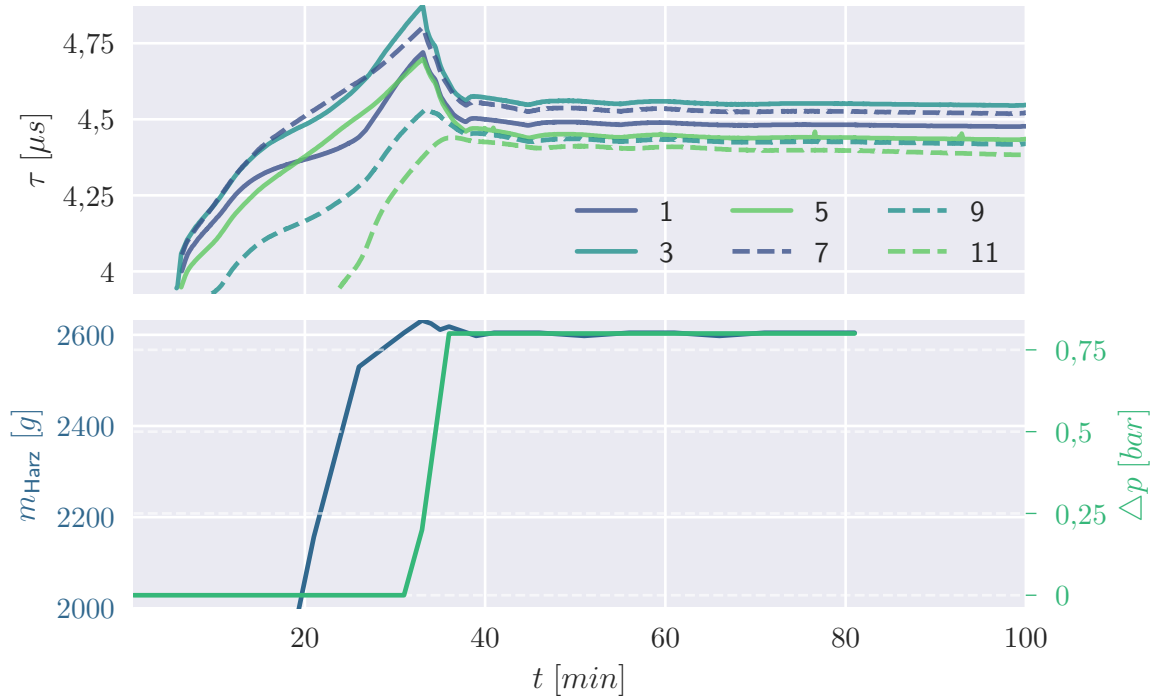


Abbildung 8.10.: Oben: Gemessene Schalllaufzeiten τ zur Abschätzung der Dickenentwicklung während der Infusion des vierten Infusionsversuchs. Unten: Eingebrachte Harzmasse m_{Harz} und eingestellter Differenzdruck Δp .

werden, dass die Fließbewegungen des Harzes in dieser Prozessphase abgeschlossen ist, da das Harz erst in der folgenden Temperaturstufe zum Gelieren gebracht wird (Abschnitt 8.5).

Messtelle	d_{Soll} [mm]	d_{gemessen} [mm]
1		7,11
3		7,23
5	$7,3 \pm 0,3$	7,18
7		7,19
9		7,17
11		7,15
Mittelwert		7,17
Standardabweichung		0,037

Tabelle 8.1.: Gemessene Dicken an den Sensorpositionen

Dennoch stellt die Laufzeit ein Hilfsmittel dar, um im laufenden Prozess zu beurteilen, ob die Laminatdicke sich noch ändert und die Harzfließprozesse abgeschlossen sind. Auch der Zeitpunkt, an welchem die Imprägnierung abgeschlossen ist und die Bauteildicke ungewollt erhöht wird, kann mit diesem Hilfsmittel erkannt werden. Diese Erkenntnisse sind aus dem Harzfüllstand im Vorratsbehälter dagegen nicht abzuleiten und können einerseits zu einem verspäteten Aufbringen des Differenzdrucks und somit zu einem Harzüberschuss im Bauteil führen. Andererseits gefährdet ein verfrühter Abbruch der Applikation des Differenzdrucks die Homogenisierung der Bauteildicke.

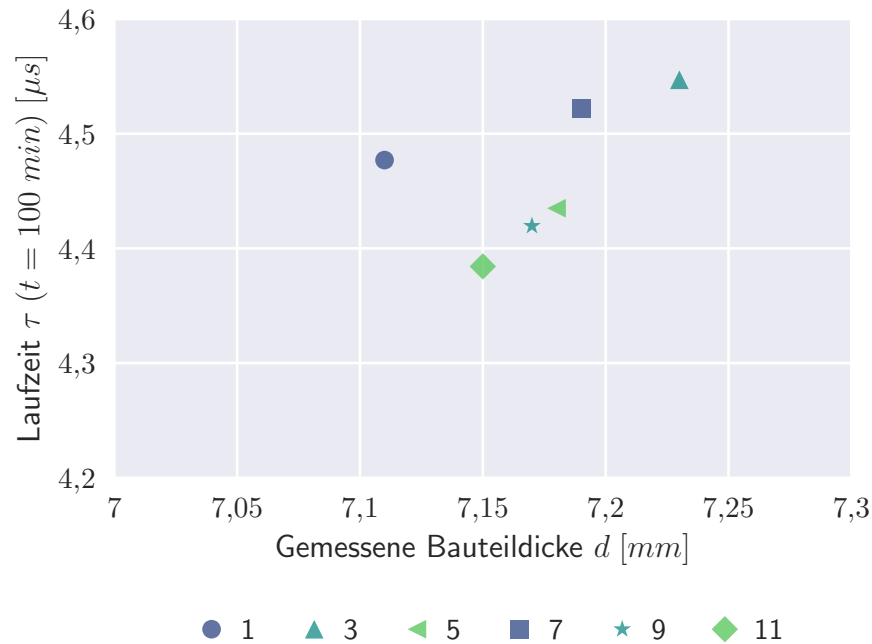


Abbildung 8.11.: Gemessene Laufzeiten bei Infusionsende über gemessenen Dickenwerten

Zum Vergleich sind in Abbildung 8.12 die Ergebnisse des ersten Infusionsversuchs dargestellt, während oben der vierte Versuch mit bereits angepassten Prozessparametern betrachtet wird. Aufgrund eines ausgefallenen Sensors kann kein Durchschallungssignal an Messstelle 11 gewonnen werden. Im ersten Versuch wird die Infusion deutlich länger fortgesetzt, sodass die Laminatdicken stark angestiegen sind und mehr Harz eingebracht wurde. Dies wird auch in der durch den Differenzdruck entfernte Harzmenge von $\Delta m \approx 173 \text{ g}$ sichtbar.

Zusätzlich wird bei der Herstellung des Preforms nur das gesamte Lagenpaket unter Vakuum zur Aktivierung des Binders erwärmt, sodass der Preform eine große Ausgangsdicke aufweist. Bei den folgenden Versuchen wird dieser Prozessschritt nach Auflegen jeder Lage wiederholt, sodass die Preformdicke signifikant verringert wird. Aufgrund der hohen Ausgangsdicke und des Aufdickens während der langen Infusionsphase kann die Bauteildicke durch den Differenzdruck nicht abgebaut werden, sodass deutlich zu hohe Bauteildicken erreicht werden.

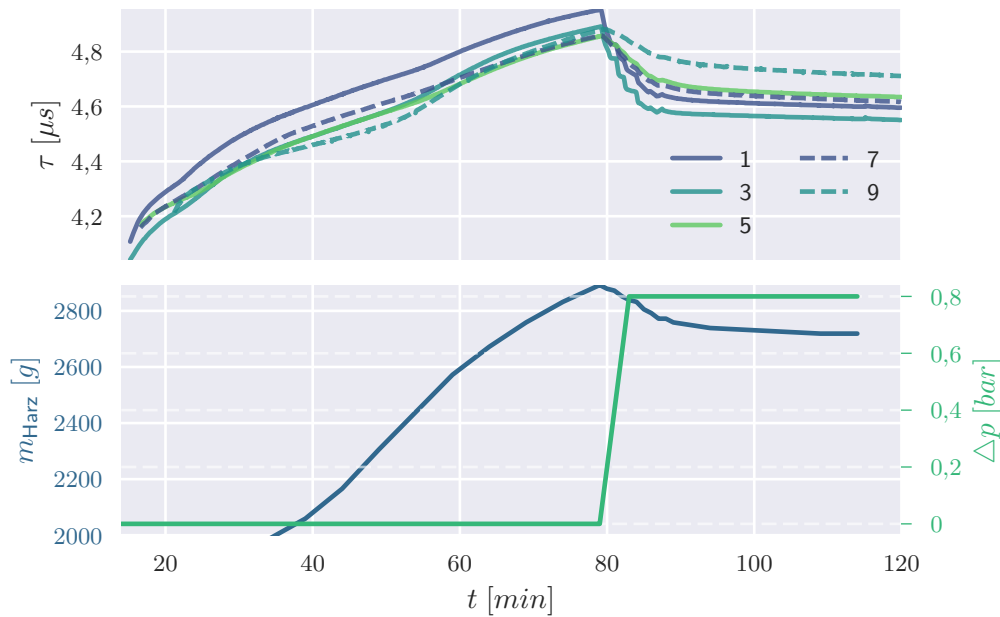


Abbildung 8.12.: Ermittelte Dickenentwicklung während der Infusion des ersten Infusionsversuchs

8.5. Überwachung der Aushärtung

Nach Abschluss der Infusion, welche bei $\vartheta = 120\text{ }^{\circ}\text{C}$ durchgeführt wird, wird die Temperatur auf $\vartheta = 150\text{ }^{\circ}\text{C}$ für ca. 90 min und schließlich auf $\vartheta = 180\text{ }^{\circ}\text{C}$ für ca. 130 min erhöht, um das Harz auszuhärten. In den Diagrammen in Abbildung 8.13 sind die Ergebnisse der Schallgeschwindigkeitsmessung c , die Signalamplituden A und die im Autoklaven gemessenen Luft- und Werkzeugtemperaturen ϑ aufgetragen. Für die Berechnung der Schallgeschwindigkeit werden die am fertigen Bauteil gemessenen Dicken herangezogen.

Während der Infusionsphase sind nach Abschluss der Dickenänderungen durch Harzfluss die Laufzeiten bzw. Schallgeschwindigkeiten nahezu konstant, sodass in diesem Prozessschritt noch keine Vernetzung stattfindet. Dies vereinfacht eine ultraschallbasierte Laminatdickenüberwachung. Durch die Aufheizung auf $\vartheta = 150\text{ }^{\circ}\text{C}$ sinkt die Schallgeschwindigkeit von $c \approx 1600\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ auf $c \approx 1500\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, wonach eine starke Vernetzungsreaktion eintritt und die Schallgeschwindigkeiten auf $c \approx 2400\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ signifikant ansteigen. Diese Reaktion ist innerhalb der Dauer der Haltestufe abgeschlossen, da die Schallgeschwindigkeit am Ende dieser Phase einen konstanten Verlauf annimmt. Dabei treten geringe Verzögerungen zwischen den Sensorpositionen auf. Die Sensorstellen (1, 3, 5) auf dem langen Flansch werden durch die inhomogene Erwärmung im Autoklaven später erwärmt. Wie in Kapitel 6.1.2 gezeigt wird, kann der Gelpunkt mit dem Punkt in der Schallgeschwindigkeitskurve verknüpft werden, an welchem diese steil ansteigt. Die Gelierung tritt demzufolge etwa nach $t_{Gel} \approx 160\text{ min}$ auf.

Bei der Erhöhung der Temperatur auf $\vartheta = 180\text{ }^{\circ}\text{C}$ verringert sich die Schallgeschwindigkeit geringfügig und es kommt bei nahezu allen Sensoren zu einem signifikanten Abfall der Schallamplituden. Dieser Effekt kann dadurch erklärt werden, dass es zu einer geringfügigen Relativbewegung zwischen dem bereits weit vernetzten Bauteil und dem Werkzeug kommt aufgrund des Unterschieds im thermischen Ausdehnungsverhalten. Diese Relativbewegung führt zu einer geringeren mechanischen Ankopplung, sodass weniger Schallenergie ins Bauteil übertragen wird. Dies zeigt sich auch in einem sprunghaften Anstieg der Impuls-Echo-Amplituden, die auf eine Erhöhung des Reflexionsgrades hinweisen. Der Effekt ist bei den Sensoren (9, 11) weit weniger stark ausgeprägt. In dieser Haltestufe kommt es nur noch zu einer geringfügigen Zunahme der Schallgeschwindigkeit bzw. des Vernetzungsgrads.

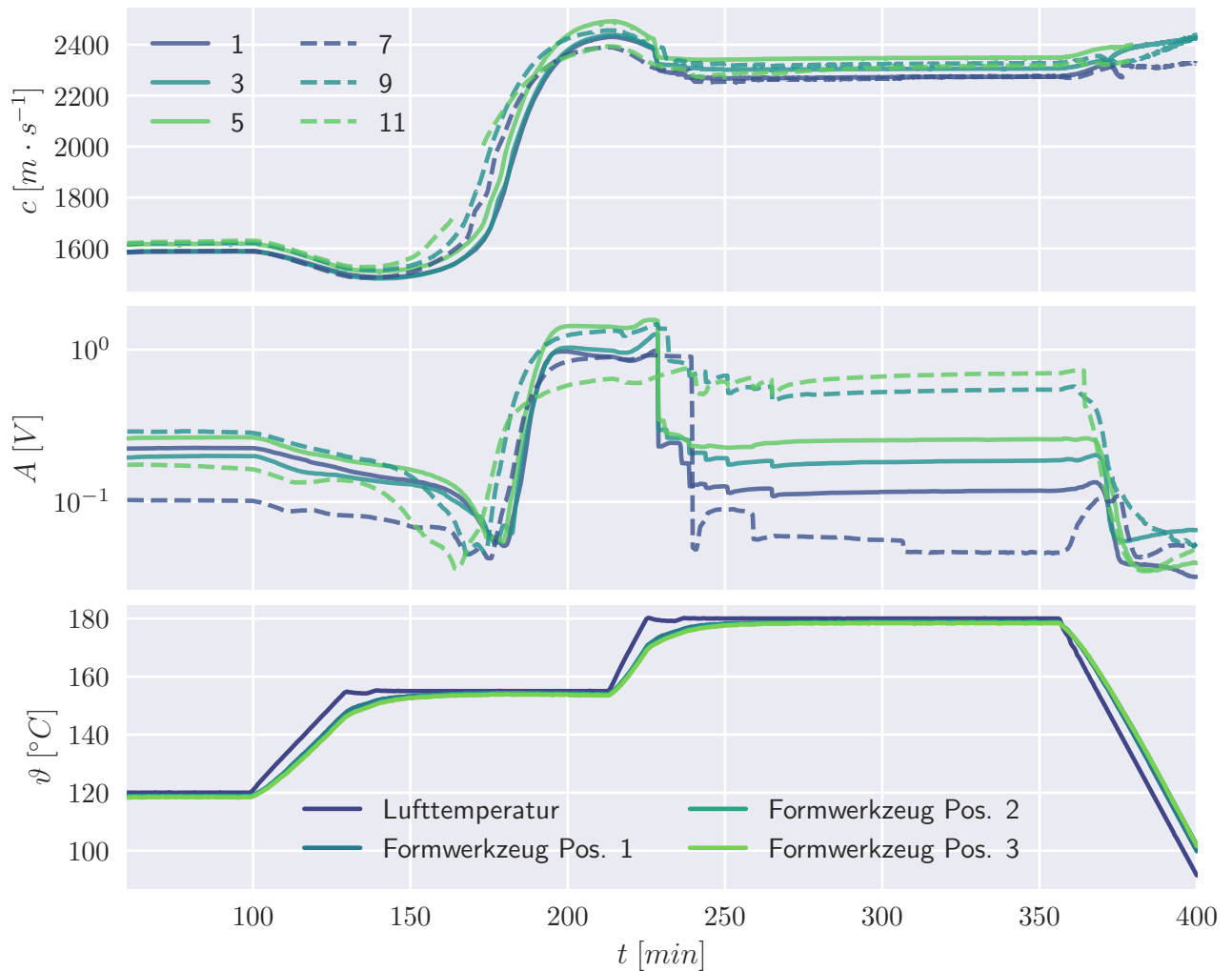


Abbildung 8.13.: Messergebnisse der Schallgeschwindigkeit c , Signalamplitude A (geglättet mit gleitendem Median der Breite von 20 Werten) und Temperaturverläufe ϑ des vierten Infusionsversuchs zur Überwachung der Aushärtung

8.6. Zusammenfassung

In diesem Kapitel werden die in Kapitel 4 entwickelten und untersuchten Sensoren in autoklavbasierten Infusionsprozessen erprobt. Diese stellen durch die hohen Prozesstemperaturen von $180\text{ }^{\circ}C$ und -drücken von 7 bar eine große technische Herausforderung dar. Neben der Anwendung im Autoklav und diesen Prozessbedingungen bilden das verwendete Formwerkzeug und die gefertigten Bauteile industrielle Randbedingungen der Fertigung von Luftfahrstrukturen ab. Der Versuchsaufbau dient damit der Demonstration und Validierung der technischen Reife des entwickelten Messverfahrens.

Hierzu werden 24 Sensoren an das Formwerkzeug und die Deckbleche angebracht, ohne dabei die Bauteilqualität zu beeinträchtigen. Auch ist der Vorbereitungsaufwand relativ gering, kann jedoch durch weitere technische Entwicklungen deutlich gesenkt werden. Dabei konnte der Infusionsfortschritt durch Detektion der Fließfrontankunft und qualitativ die Fließgeschwindigkeit überwacht werden. Auch eine Laminatdickenüberwachung ist zumindest qualitativ möglich, sowie die Überwachung der Aushärtung der Harzmatrix.

Damit kann die Hypothese bekräftigt werden, dass *durch den Einsatz formwerkzeugintegrierter, piezoelektrischer Keramiken als Sensoren zur Prozessüberwachung ein faserverbundtechnologisch konformes Messsystem* entsteht.

9. Zusammenfassung und Ausblick

9.1. Zusammenfassung

Im Stand der Technik werden Faserverbundbauteile meist nach starren Prozessabläufen hergestellt, während jedoch die Ausgangsmaterialien und Fertigungsmittel großen Variationen in ihren Eigenschaften unterliegen. Diese verursachen ungewollte Schwankungen im Prozessablauf, die zu fehlerhaften Bauteilen führen können. Die Schwankungen im Prozess werden meist durch lange Prozesszeiten zur Gewährleistung einer vollständigen Aushärtung und durch den Einsatz von Hilfsmitteln für eine erhöhte Robustheit des Infusionsvorgangs ausgeglichen. Daraus entstehen erhöhte Herstellungskosten und aufgrund der schwankenden mechanischen Eigenschaften der Bauteile, müssen große Sicherheitsfaktoren bei der Auslegung berücksichtigt werden, sodass die Leichtbaugüte vermindert wird.

Das Ziel dieser Arbeit ist die auf Ultraschall basierende Überwachung der relevanten Zustandsgrößen eines duroplastischen Faserverbundbauteils während des Infusions- und Aushärteprozesses. Das Messverfahren soll dabei alle zu überwachenden Größen an jeder Sensorposition mit dem gleichen Sensortyp erfassen können. Die zuverlässige, präzise, automatisierte Überwachung dieser Größen während des laufenden Herstellungsprozesses ermöglicht die Regelung der Prozessparameter in Abhängigkeit des Bauteilzustands, sodass die Bauteileigenschaften gezielt beeinflusst werden können. Hierdurch können Schwankungen ausgeglichen und die Bauteileigenschaften in einem engen Toleranzfeld eingestellt werden. Darüber hinaus dient ein solches Messverfahren zur Qualitätssicherung, Dokumentation, aber auch zur Analyse des Herstellungsablaufs während der Prozessentwicklung. Zuletzt können die Informationen dazu dienen, die Zusammenhänge bei der Bauteilentstehung zu analysieren und Berechnungsmodelle zu validieren.

Ultraschall bietet einerseits gegenüber anderen Sensorprinzipien einerseits den entscheidenden Vorteil, dass kein direkter Kontakt zum Bauteil notwendig ist und infolgedessen Bauteil und Formwerkzeug nicht beeinträchtigt werden. Andererseits können alle qualitäts- und prozessrelevanten Parameter mit Hilfe von Ultraschall überwacht werden, wie in dieser Arbeit gezeigt wird. Während des Infusionsprozesses sind die relevanten Parameter die zeitliche und örtliche Ausbreitung des Harzes und die veränderliche Bauteildicke. Im anschließenden Aushärteprozess sind der Vernetzungsgrad und der Gel- und Vitrifikationspunkt relevant für die Prozessführung und die Bauteilqualität.

Die in dieser Arbeit zur Verfügung stehenden, kommerziell verfügbaren Ultraschallsensoren zeigen bei den durchgeführten Untersuchungen eine nicht ausreichende Zuverlässigkeit, aber auch zahlreiche Nachteile bei der Integration in industrielle Fertigungsmittel. Daher werden Sensoren entwickelt, die den identifizierten Anforderungen genügen. Die Sensoren bestehen aus piezoelektrischen Scheiben und werden durch eine Klebverbindung an die Außenseite des Formwerkzeugs angebracht. Dabei wird empirisch die am besten geeignete Kombination aus Sensorgeometrie, -material und Klebstoff bestimmt. Im experimentellen Vergleich zu den konventionellen Prüfköpfen ergeben sich deutlich bessere Signalqualitäten. Aufgrund ihrer geringen Abmaße ermöglichen die Sensoren eine vereinfachte Integration an das Formwerkzeug und sind zudem deutlich kostengünstiger, sodass sie in größerer Anzahl verwendet werden können.

Die konventionellen Prüfköpfe besitzen einen Vorlauf, sodass bei der Übertragung von Schallwellen in das Formwerkzeug stets ungewollte Reflexionen entstehen. Bei den entwickelten Sensoren entfallen der Vorlauf und damit auch die Grenzfläche. Aus diesem Grund reduziert sich die Komplexität der

Signale, die sich aus einer Vielzahl von Echos dieser Grenzflächen zusammensetzen. Durch die verringerte Komplexität der Signalkomposition kann die Signalentstehung besser beschrieben werden. Die Signalanalyse wird vereinfacht und es können mehr Informationen über den Bauteilzustand und den Prozessfortschritt aus den Signalen extrahiert werden.

Dieser Vorteil kann zur Überwachung des Harzflusses genutzt werden. Neben dem Zeitpunkt der Fließfrontankunft können darüber hinaus Aussagen über das Fließfrontprofil über die Bauteildicke und Fließgeschwindigkeit und -richtung der passierenden Fließfront getroffen werden. Die Amplitude des Durchschallungssignals korreliert mit dem imprägnierten Querschnitt zwischen den Sensoren, während die Amplitude des Impuls-Echo-Signals vom Benetzungsgrad der Formoberfläche abhängt. Durch Kombination der Informationen kann eine Aussage über das Fließfrontprofil getroffen werden.

Die Fließfrontgeschwindigkeit lässt sich aus der Dauer bzw. aus der zeitlichen Ableitung des Amplitudenabfalls des Impuls-Echo-Signals gewinnen. Für eine quantitative Aussage wird der effektive Sensorquerschnitt benötigt. Das Schallfeld der Sensoren bildet sich nicht homogen aus, sondern hängt von den Beschaffenheiten des Sensors und des Formwerkzeugs ab. Diese Verteilung wird durch ein numerisches Berechnungsverfahren abgebildet und der Amplitudenverlauf in Abhängigkeit des Fließfrontfortschritts berechnet. Die Bestimmung der Fließfrontgeschwindigkeit wird experimentell an einer transparenten Form untersucht. Mit Hilfe einer Videokamera und automatisierter Bildverarbeitung wird die Fließgeschwindigkeit bestimmt und mit den Ultraschallmessdaten abgeglichen. Aus den Ergebnissen wird die beste Methode zur Geschwindigkeitsbestimmung gewählt, mit welcher die Geschwindigkeit auf ca. 95 % genau bestimmt werden kann.

Analog zur Erfassung der Fließgeschwindigkeit kann bei einem Sensor, der einen nicht-rotationssymmetrischen Querschnitt aufweist, der Fließwinkel abgeleitet werden, da dieser die Form des Amplitudenabfalls beeinflusst. Hierzu werden am Beispiel von quadratischen Sensoren ebenfalls die Schallfelder und erwarteten Amplitudenverläufe berechnet und das Verfahren auf einem transparenten Formwerkzeug experimentell untersucht. Im Gegensatz zur Fließgeschwindigkeitsmessung können jedoch nur bei sehr dünnen Vorläufen – bei der Sensorapplikation direkt auf einer Vakuumfolie – relativ genaue Winkelmessungen von ca. $\pm 8,4^\circ$ erreicht werden.

Zur ultraschallbasierten Überwachung der Gel- und Vitrifikationspunkte werden Sensoren in ein Rheometer eingebracht und Korrelationsmessungen durchgeführt. Der Gelpunkt liegt dabei – wie in der Literatur beschrieben – reproduzierbar auf einem charakteristischen Punkt auf der Schallgeschwindigkeitskurve. Beim Vitrifikationspunkt tritt dagegen eine temperaturabhängige Verschiebung auf der charakteristischen Schallgeschwindigkeitskurve auf. In der Literatur wird zur Bestimmung der beiden Übergänge eine auf Tangenten beruhende Methode vorgeschlagen, die jedoch keine unmittelbare Detektion erlaubt, sondern erst lange nach Durchlaufen der Punkte. Daher werden künstliche, neuronale Netze – die breite Anwendung bei der Bilderkennung finden – auf diese Aufgabe anhand der Messdaten trainiert. Deren Eignung zur Detektion und Voraussage der beiden Punkte aus der Schallgeschwindigkeitskurve wird untersucht. Die Methode erreicht eine gute Detektion der Punkte und teilweise können die Punkte auch vorhergesagt werden.

Für die Aushärtungsüberwachung wird die Schallgeschwindigkeit mit dem Vernetzungsgrad korreliert, die streng monoton steigend zusammenhängen. Dabei ergeben sich zwei lineare Bereiche. Bei hohen Vernetzungsgraden $\Phi > 60\%$ führt eine kleine Zunahme der Vernetzung zu einer großen Schallgeschwindigkeitsänderung. Bei niedrigen Vernetzungsgraden $\Phi < 50\%$ ist dieser Anstieg geringer. Die Messergebnisse geben Hinweise, dass bei unterschiedlichen Temperaturen in den jeweiligen Bereichen die Kurven parallel verlaufen. Hierfür wird ein einfaches Modell aufgestellt, mit welchem der Vernetzungsgrad und die Vernetzungsraten abhängig von der gemessenen Schallgeschwindigkeit und Temperatur berechnet werden können. Diese dienen beispielsweise als Abbruchkriterium für den Aushärtungsprozess.

Die Überwachung der Laminatdicke basiert auf der Laufzeit, die der Schall benötigt, die Bauteildicke zu durchlaufen. Dazu wird die Schallgeschwindigkeit benötigt, die vom Vernetzungsgrad, der

Temperatur und dem Faservolumengehalt abhängt. Der Einfluss des Faservolumengehalts wird sowohl theoretisch beschrieben als auch für ein Glas- und ein Kohlenstofffasergelege experimentell charakterisiert. Die Schallgeschwindigkeit steigt mit zunehmendem Faservolumengehalt. Der Zusammenhang der Laufzeit mit der Bauteildicke kann jedoch basierend auf der Kalibrierung linear angenähert werden.

Die Untersuchungen ergeben, dass der Einfluss der Vernetzung während der Infusion nicht vernachlässigbar ist, obwohl die Schallgeschwindigkeit bis zum Gelpunkt nur geringfügig anwächst. Es finden sich Hinweise, dass durch die Messung der Schallgeschwindigkeit des unverstärkten Harzes die daraus ergebende Schallgeschwindigkeit des Verbundes abgeschätzt werden kann. Die Schallgeschwindigkeit des Harzes muss infolgedessen zuvor oder während des Prozesses in einer Vorrichtung mit fester Kavität unter den Randbedingungen der Messstelle gemessen werden. Die vorgeschlagene Methode einer Kalibriervorrichtung auf dem Bauteil zeigt allerdings in ihrer untersuchten Ausführung keine Eignung.

Zuletzt werden die in dieser Arbeit entwickelten Sensoren und Messprinzipien auf ihre Eignung und Funktionsweise unter industrienahen, technisch anspruchsvollen Prozessbedingungen bei Infusionsprozessen im Autoklaven bei Temperaturen bis $180\text{ }^{\circ}\text{C}$ und 7 bar Druck erprobt. Dabei kann erfolgreich mit einer relativ hohen Sensorzahl der Fließprozess, die Laminatdickenentwicklung und die Aushärtung überwacht und somit eine Übertragbarkeit auf reale Fertigungsprozesse demonstriert werden.

9.2. Ausblick

In den Untersuchungen kann gezeigt werden, dass die Sensoren und die aufgestellten Modelle mit den Methoden zur Gewinnung der benötigten materialspezifischen Kennwerte die Überwachung des Harzflusses, der Laminatdicke, der Aushärtung und des Gel- und Vitrifikationspunkte ermöglichen. Die Überwachung kann mit Hilfe der Modelle automatisiert und unmittelbar während des laufenden Prozesses erfolgen, sodass die für die Prozessführung relevanten Daten an eine Prozessregelung überführt werden können. Die größte Hürde stellt derzeit noch die automatisierte Laufzeitermittlung aus den Schallsignalen dar. Eine Ursache hierfür ist die von Störungen überlagerte Signalerfassung bei kleineren Laufzeiten bis ca. $5\text{ }\mu\text{s}$ durch die verwendeten Messmittel. Auch sind kostengünstigere Geräte mit kleinerem Bauraum für die Anwendung unter industriellen Fertigungsrandbedingungen vorteilhaft.

Ebenfalls die Auswertung von Signalen mit geringen Amplituden stellt eine Herausforderung dar. Diese treten bei großen Bauteildicken und während des charakteristisch auftretenden Dämpfungsmaximums bei der Aushärtung auf und verfälschen die Auswertung der Laufzeit. Daher ist die Weiterentwicklung leistungstärkerer Sensoren sinnvoll. Weiterhin zeigt sich, dass die Standfestigkeit der Sensoren eine breite Varianz aufweist. Diese ist vermutlich in der Klebstoffverbindung zu suchen, die bei häufigen Temperaturwechselzyklen versagen kann. Die Qualität und die Reproduzierbarkeit der Klebverbindungen müssen folglich verbessert werden oder eine alternative Verbindungstechnik muss entwickelt werden. Darüber hinaus steht eine Messung der Standfestigkeit aus. Überdies können piezoelektrische Materialien mit höherer Temperaturbeständigkeit durch eine höhere Curietemperatur die Standfestigkeit steigern.

Nach derzeitigem Stand kann im Impuls-Echo-Betrieb nur der Harzfluss detektiert werden. Die auf der Laufzeit beruhenden Verfahren funktionieren nur in Durchschallungskonfiguration zuverlässig. Der Impuls-Echo-Betrieb vereinfacht die Sensorintegration und es entfällt der Fehler durch unpräzise Sensorpositionierung eines Sende-Empfangspaares. Die Ermöglichung der Laufzeitmessung

durch Impuls-Echo kann beispielsweise einerseits durch Dämpfung der Sensoren, höhere Frequenzen oder andere Maßnahmen zur Erzeugung kurzer Impulse erfolgen oder andererseits durch eine geeignete Signalverarbeitung erreicht werden. Auch durch geeignete Sensoranordnung, wie eine Sende-Empfangsanordnung mit zwei nebeneinander angeordneten Sensoren, kann bereits eine deutliche Erhöhung des Signal-Rausch-Abstands erreicht werden. Die bisherigen Untersuchungen zeigen, dass bei Sensoranbringung auf einen sehr dünnen Vorlauf – wie einem dünnen Deckblech oder direkt auf einer Vakuumfolie – relativ gute Impuls-Echo-Signale erreicht werden können (Abschnitt 4.5). Eine interessante Ausführung hierzu stellt eine wiederverwendbare Vakuummembran dar, in welche die Sensoren eingebettet und auf der Trennfolie platziert werden, wie in [80] vorgeschlagen.

Bei den durchgeführten Versuchen wird zur Untersuchung der Zusammenhänge zwischen Bauteilzustand und Schallgrößen und den daraus abgeleiteten Modellen jeweils nur ein – und projekt- oder prozessbedingt nicht konsequent das gleiche – Harzsystem betrachtet. Daher sind weitere Untersuchungen zur Übertragbarkeit auf andere Systeme und Harztypen notwendig. Dazu ist es sinnvoll, die entwickelten Prototypen zur Messung der benötigten Materialkennwerte in wenige Vorrichtungen zu vereinen und den Versuchsaufwand zu reduzieren. Beispielsweise ist eine Vorrichtung zweckmäßig, die die simultane Charakterisierung des Faservolumengehalts- und Vernetzungsgradeinflusses auf die Schallgeschwindigkeit ermöglicht. Mit Hilfe dieser Vorrichtung kann im nächsten Schritt ein Modell aufgestellt werden, das beide Einflüsse berücksichtigt, sodass eine verbesserte Laminatdickenberechnung aus der Schalllaufzeit erreicht wird.

Neben den aufgestellten Modellen zur Prozessüberwachung stellt die Untersuchung der Korrelation zwischen Harzviskosität und Schallgeschwindigkeit eine vielversprechende und interessante Erweiterung dar, wozu die in Abschnitt 6.1 beschriebene Vorrichtung verwendet werden kann. Des Weiteren stellen die Detektion von Poren und die Messung des Mischverhältnisses der Harzkomponenten und des elastischen Moduls des Bauteils interessante Untersuchungsfelder dar.

Die Einbindung der durch die Messverfahren gewonnenen Informationen über den Bauteilzustand in eine Prozessregelung stellt eines der wichtigsten nächsten Untersuchungsfelder dar. Hierzu sind geeignete Regelstrategien und Bewertungskriterien aufzustellen. Darüber hinaus muss eine Kopplung mit den Fertigungsanlagen und anderen Akteuren zur Manipulation des Prozessablaufs erfolgen. Für Infusionsprozesse ist ein vielversprechender Ansatz, das Messsystem mit einer Fließsimulation zu verknüpfen, wie in [11] beschrieben. Aus dem gemessenen Fließbild wird die Simulation an die realen Randbedingungen angepasst, sodass der weitere Verlauf der Infusion berechnet werden kann. Schließlich können hieraus Regelparameter abgeleitet werden. Zur Manipulation des Harzflusses bieten sich regelbare Harzkanäle an, wie sie von Hindersmann [42, 43] vorgeschlagen werden. Auch kommt eine Beeinflussung der Temperaturverteilung in Frage, die auch zur Manipulation der Harzaushärtung genutzt werden kann.

Literatur

- [1] D. Aggelis und A. Paipetis. „Monitoring of resin curing and hardening by ultrasound“. In: *Construction and Building Materials* 26.1 (2012), S. 755–760. ISSN: 09500618. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2011.06.084.
- [2] Airstone. *Technical Data Sheet: 880E Epoxy Resin, 886H Hardener*. 2016.
- [3] I. Alig, K. G. Häusler und S. UNGER. „Verfahren zur Bestimmung von Gelpunkten“. DD19860293814 19860825.
- [4] I. Alig, D. Lellinger und G. P. Johari. „Relaxations in thermosets. XVIII. Ultrasonic studies of curing kinetics of ethylene-diamine-cured epoxide“. In: *Journal of Polymer Science Part B: Polymer Physics* 30.8 (1992), S. 791–799. ISSN: 0887-6266. DOI: 10.1002/polb.1992.090300801.
- [5] I. Alig u. a. „Monitoring of crosslinking and characterization of modified epoxy-resins by ultrasonic investigations“. In: *ACTA POLYMERICA* 39.6 (1988), S. 269–275. ISSN: 0323-7648. DOI: 10.1002/actp.1988.010390601.
- [6] I. Alig u. a. „Monitoring of photopolymerization kinetics and network formation by combined real-time near-infrared spectroscopy and ultrasonic reflectometry“. In: *Reactive and Functional Polymers* 73.2 (2013), S. 316–322. ISSN: 13815148. DOI: 10.1016/j.reactfunctpolym.2012.08.006.
- [7] I. Alig u. a. „Ultrasonic shear wave reflection method for measurements of the viscoelastic properties of polymer films: Review of Scientific Instruments“. In: *Review of Scientific Instruments* 68.3 (1997), S. 1536–1542. DOI: 10.1063/1.1147643.
- [8] H. M. Andersson u. a. „Application of digital speckle photography to measure thickness variations in the vacuum infusion process“. In: *Polymer Composites* 24.3 (2003), S. 448–455. ISSN: 0272-8397. DOI: 10.1002/pc.10043.
- [9] M. G. Bader. „Selection of composite materials and manufacturing routes for cost-effective performance“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 33.7 (2002), S. 913–934. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/S1359-835X(02)00044-1.
- [10] J. Bartusch, J. Döring und W. Stark. „Verfahren und Vorrichtung zur Ultraschall-Überwachung der physikalischen und chemischen Eigenschaften von Duroplasten bei der Verarbeitung“. 19737276. 1999.
- [11] D. Bertling. „Verfahren und Anlage zum Herstellen eines Faserverbundbauteils“. DE102016102477. 12.2.2016.
- [12] W. Bicz. *OPBOX ver 2.0 - USB 2.0: Mini Ultrasonic Box with Integrated Pulser and Receiver*. Hrsg. von Optel Sp. z o.o. Wroclaw, Polen, 2011. URL: optel.eu.
- [13] W. Bicz. *OPMUX Ultrasonic Multiplexer*. Hrsg. von Optel Sp. z o.o. Wroclaw, Polen, 2012. URL: optel.eu.
- [14] A. W. Chow und J. L. Bellin. „Simultaneous acoustic wave propagation and dynamic mechanical analysis of curing of thermoset resins“. In: *Polymer Engineering and Science* 32.3 (1992), S. 182–190. ISSN: 0032-3888. DOI: 10.1002/pen.760320304.

- [15] C. R. Clopet u. a. *Mechanical impedance measurements for improved cost-effective process monitoring*. Newport Beach, CA, USA, 1999. DOI: 10.1117/12.350742.
- [16] F. Cohen-Tenoudji u. a. *Ultrasonic Monitoring of Thermally Curing Resins With the Use of Shear Wave Reflectivity.(Retroactive Coverage)*. 1985.
- [17] N. C. Correia u. a. „Analysis of the vacuum infusion moulding process: I. Analytical formulation“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 36.12 (2005), S. 1645–1656. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2005.03.019.
- [18] V. Dayal. „An automated simultaneous measurement of thickness and wave velocity by ultrasound“. In: *Experimental Mechanics* 32.3 (1992), S. 197–202. ISSN: 0014-4851. DOI: 10.1007/BF02319355.
- [19] M. Devillard, K.-T. Hsiao und S. G. Advani. „Flow sensing and control strategies to address race-tracking disturbances in resin transfer molding—part II: Automation and validation“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 36.11 (2005), S. 1581–1589. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2004.04.009.
- [20] G. W. Ehrenstein. *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Eigenschaften*. 2. Aufl. München [u.a.]: Hanser, 2006. ISBN: 3446227164.
- [21] G. W. Ehrenstein und E. Bittmann. *Duroplaste: Aushärtung - Prüfung Eigenschaften*. München: Hanser, 1997. ISBN: 3446189173.
- [22] P. Ermanni. *Composites Technologien (Skript zur Vorlesung)*. ETH Zürich, 2007.
- [23] W. Ertel. *Grundkurs Künstliche Intelligenz*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013. ISBN: 978-3-8348-1677-1. DOI: 10.1007/978-3-8348-2157-7.
- [24] D. Fei, D. K. Hsu und M. Warchol. „Simultaneous Velocity, Thickness and Profile Imaging by Ultrasonic Scan“. In: *Journal of Nondestructive Evaluation* 20.3 (2001), S. 95–112. ISSN: 01959298. DOI: 10.1023/A:1013550921673.
- [25] Fengler, P. u. a. „Coupling of hidden ultrasound sensors to a moulding tool“. In: *The online Journal of Nondestructive Testing* 9.3 (2004). URL: <http://www.ndt.net/article/v09n03/stark/stark.htm> (besucht am 18.08.2012).
- [26] M. Flemming, G. Ziegmann und S. Roth. *Faserverbundbauweisen*. Engineering online library. Berlin [u.a.]: Springer, 2003. ISBN: 3-540-00636-2.
- [27] V. Frishfelds, T. S. Lundström und A. Jakovics. „Bubble motion through non-crimp fabrics during composites manufacturing“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 39.2 (2008), S. 243–251. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2007.10.020.
- [28] S. P. G. Wrobel. „The effect of fiber content on the ultrasonic wave velocity in glass/polyester composites“. In: *J Achiev Mater Manuf Eng* 20.1-2 (2007), S. 295–298.
- [29] C. Garschke u. a. „Out-of-autoclave cure cycle study of a resin film infusion process using in situ process monitoring“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 43.6 (2012), S. 935–944. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2012.01.003.
- [30] GE Inspection Technologies. *K4V1 Product Sheet: High Temperature Straight Beam Probe for monitoring the hardening of thermosetting plastics in transmission technique*. 2006.
- [31] N. Ghodhbani, P. Maréchal und H. Duflo. „Ultrasound monitoring of the cure kinetics of an epoxy resin: Identification, frequency and temperature dependence“. In: *Polymer Testing* 56 (2016), S. 156–166. ISSN: 01429418. DOI: 10.1016/j.polymertesting.2016.10.009.

- [32] H. Glimme, N. Liebers und H. Ucan. *Entwicklung einer Formwerkzeugintegration von Ultraschallsensoren mit robuster Schallankopplung bei der Faserverbundherstellung im Autoklav: Interner Bericht DLR*. 2011. URL: <http://elib.dlr.de/83343/>.
- [33] V. T. Golovchan. „Propagation of Harmonic Waves Through Fibrous and Porous Elastic Materials of Regular Microstructure“. In: *International Applied Mechanics* 38.10 (2002), S. 1178–1200. ISSN: 10637095. DOI: 10.1023/A:1022202227855.
- [34] Q. Govignon u. a., Hrsg. *A stereo photography system for monitoring full field thickness variation during resin infusion*. 2006.
- [35] Q. Govignon u. a. „Full field monitoring of the resin flow and laminate properties during the resin infusion process“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 39.9 (2008), S. 1412–1426. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2008.05.005.
- [36] A. Greco De Sousa, W. de Albuquerque Pereira und J. Machado. „An ultrasonic theoretical and experimental approach to determine thickness and wave speed in layered media“. In: *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control* 54.2 (2007), S. 386–393. ISSN: 0885-3010. DOI: 10.1109/TUFFC.2007.252.
- [37] M. Harsch. *Methoden und Ansätze zur spannungsarmen Vernetzung von Epoxidharzen*. Bd. Bd. 76. IVW-Schriftenreihe. Kaiserslautern: IVW, 2008. ISBN: 978-3-934930-72-8.
- [38] Henkel. *Materialdatenblatt: Hysol 9514*. 2009.
- [39] Henkel. *Materialdatenblatt: LOCTITE 278*. 2008. URL: <http://www.henkel-adhesives.de/produktsuche-29727.htm?nodeid=8802623815681>.
- [40] Henkel. *Materialdatenblatt: LOCTITE 620*. 2015. URL: <http://www.loctite.de/produktsuche-29727.htm?nodeid=8802627584001>.
- [41] Hexcel. *Technical Data Sheet: HexFlow RTM6*. 2009.
- [42] A. Hindersmann. „Beitrag zur Simulation und Verbesserung der Vakuumdifferenzdruckinfusion“. Diss. 2017. URL: <http://elib.dlr.de/113600/>.
- [43] A. Hindersmann, M. Kühn und J. Bölke. „Vacuum infusion moulding method and apparatus therefore“. EP2700493. 2015.
- [44] Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH. *Technisches Datenblatt: X280*. 2015.
- [45] K.-T. Hsiao u. a. „A study of direct cure kinetics characterization during liquid composite molding“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 37.6 (2006), S. 925–933. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2005.01.019.
- [46] Huntsman. *Technical Data Sheet: Araldite LY 556, Aradur 917, Accelerator DY 070*. 2007.
- [47] Huntsman. *Technical Data Sheet: Araldite LY 564, Aradur 22962*. 2009.
- [48] Itseez. *Open Source Computer Vision Library: OpenCV*. 2015.
- [49] M. Janzen, M. Grote und N. Liebers. *Sensorgestützte Prozessüberwachung in der Faserverbundfertigung*. 2014. URL: <http://elib.dlr.de/97776/>.
- [50] E. Jones, T. Oliphant, P. Peterson u. a. *SciPy: Open source scientific tools for Python*. 2001. URL: <http://www.scipy.org/> (besucht am 02.05.2017).
- [51] E. Kappel, D. Stefaniak und G. Fernlund. „Predicting process-induced distortions in composite manufacturing – A pheno-numerical simulation strategy“. In: *Composite Structures* 120.0 (2015), S. 98–106. ISSN: 0263-8223. DOI: 10.1016/j.compstruct.2014.09.069. URL: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263822314005170>.

- [52] M. Kazilas und Cranfield University. *Acquisition and Interpretation of Dielectric Data for Thermoset Cure Monitoring*. Cranfield University, 2003.
- [53] R. Kazys, A. Voleisis und Voleisiene. „High temperature ultrasonic transducers: review“. In: *ULTRAGARSAS (ULTRASOUND)* 63.2 (2008), S. 7–17.
- [54] R. Kazys u. a. „High temperature ultrasonic transducers for imaging and measurements in a liquid Pb/Bi eutectic alloy“. In: *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control* 52.4 (2005), S. 525–537. ISSN: 0885-3010. DOI: 10.1109/TUFFC.2005.1428033.
- [55] L. Khoun u. a. „Investigation of process-induced strains development by fibre Bragg grating sensors in resin transfer moulded composites“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 42.3 (2011), S. 274–282. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2010.11.013.
- [56] S. S. Kim u. a. „Study on the curing process for carbon/epoxy composites to reduce thermal residual stress“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 43.8 (2012), S. 1197–1202. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2012.02.023.
- [57] Y. H. Kim u. a. „Simultaneous Determination of Ultrasonic Wave Velocities and Thickness of Solid Plates“. In: *Key Engineering Materials* 270-273 (2004), S. 290–295. ISSN: 1662-9795. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.270-273.290.
- [58] Y. R. Kim, S. P. McCarthy und J. P. Fanucci. „Compressibility and relaxation of fiber reinforcements during composite processing“. In: *Polymer Composites* 12.1 (1991), S. 13–19. ISSN: 0272-8397. DOI: 10.1002/pc.750120104.
- [59] M. Kleineberg u. a. „Resin injection equipment for production of fiber reinforced plastic products uses a common line instead of separate lines for gas evacuation and resin injection“. DE000019853709C1. 2000.
- [60] W. Kleinert. „Method and device for determining the wall thickness and/or the speed of sound of test specimens with ultrasonic pulses“. DE3441894. 1987. URL: <http://www.google.com/patents/DE3441894C2?c1=de>.
- [61] S. Konstantopoulos, E. Fauster und R. Schledjewski. „Monitoring the production of FRP composites: A review of in-line sensing methods“. In: *Express Polymer Letters* 8.11 (2014), S. 823–840. URL: <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84906889399&partnerID=40&md5=fdfd21bbd6f0b93ad6623babcd44ce0e>.
- [62] J. Krautkrämer und H. Krautkrämer. *Werkstoffprüfung mit Ultraschall*. 5. Aufl. Berlin: Springer, 1986. ISBN: 9783540069010.
- [63] M. Kühn. „Optimierung der Aushärtung eines Faserverbundwerkstoffes: Online Qualitätssicherung mittels Ultraschall“. Diplomarbeit. Bremerhaven: Uni Bremerhaven, 2007.
- [64] M. Kühn und N. Liebers. „Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung von Faserverbundbauteilen im Infusionsverfahren (Method for producing fiber composite components, involves infiltrating liquid resin of fiber ply into mold cavity and curing the infiltrated liquid resin in mold cavity)“. DE102010037849B4. 2012.
- [65] C. Kürten. *US-Plus Prospekt*. Hrsg. von Iserlohner Kunststoff GmbH. 2005. URL: http://www.isk-iserlohn.de/fileadmin/medien/Dokumente/Prospekte/us-plus_flyer_2006.pdf (besucht am 10.09.2013).
- [66] H. Kuttruff. *Akustik: Eine Einführung*. Stuttgart und Leipzig: Hirzel, 2004. ISBN: 3-7776-1244-8.
- [67] L. BÖWING GmbH. *Technical Data Sheet: ELBESIL SILIKONÖL B 350*. 2013.

- [68] R. Laganière. *OpenCV 2 computer vision application programming cookbook: Over 50 recipes to master this library of programming functions for real-time computer vision*. Birmingham, UK: Packt Pub, 2011. ISBN: 9781849513258.
- [69] J. M. Lawrence u. a. „An approach to couple mold design and on-line control to manufacture complex composite parts by resin transfer molding“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 33.7 (2002), S. 981–990. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/S1359-835X(02)00043-X.
- [70] C. A. C. Leckey, M. D. Rogge und F. Raymond Parker. „Guided waves in anisotropic and quasi-isotropic aerospace composites: three-dimensional simulation and experiment“. In: *Ultrasonics* 54.1 (2014), S. 385–394. ISSN: 0041-624X. DOI: 10.1016/j.ultras.2013.05.007.
- [71] M. Lenz und E. Kühnicke. „Nichtinvasive Schallgeschwindigkeitsmessung in Fluiden auf Basis von Streupartikelechos“. In: *tm - Technisches Messen* 79.1 (2012), S. 23–28. ISSN: 0171-8096. DOI: 10.1524/teme.2012.0175.
- [72] M. Lenz u. a. „Measurement of the sound velocity in fluids using the echo signals from scattering particles“. In: *Ultrasonics* 52.1 (2012), S. 117–124. ISSN: 0041-624X.
- [73] R. Lerch, G. Sessler und D. Wolf. *Technische Akustik*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2009. ISBN: 978-3-540-23430-2. DOI: 10.1007/978-3-540-49833-9.
- [74] J. Li u. a. „Statistical characterization and robust design of RTM processes“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 36.5 (2005), S. 564–580. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2004.10.001.
- [75] N. Liebers. *Effective and flexible ultrasound sensors for cure monitoring for industrial composite production*. Berlin, 2012.
- [76] N. Liebers. „Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung eines Faserverbundbauteils“. DE102016112263A1. 7.07.2016.
- [77] N. Liebers. „Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung eines Faserverbundbauteils“. DE102016112262A1. 2016.
- [78] N. Liebers und F. Schadow. „Verfahren und Vorrichtung zur synchronen Bestimmung der rheologischen und akustischen Eigenschaften“. DE102012108401A1. 2014.
- [79] N. Liebers, F. Schadow und F. Raddatz. „Überwachung eines Herstellungsprozesses“. DE102012103753A1. 2013.
- [80] N. Liebers und L. Trampe. „Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung eines Faserverbundbauteils“. DE102014119381. 2016.
- [81] N. Liebers u. a. *Sensor guided cure processes - A study of productivity and quality optimization potential*. Montreal, Canada, 8.08.2013. URL: iccm19.org.
- [82] Lion Precision. *Datasheet ECL202 and U18 Eddy Current Distance Sensor*. UK, 2014.
- [83] F. Lionetto und A. Maffezzoli. „Monitoring the Cure State of Thermosetting Resins by Ultrasound“. In: *Materials* 6.9 (2013), S. 3783–3804. ISSN: 1996-1944. DOI: 10.3390/ma6093783.
- [84] F. Lionetto und A. Maffezzoli. „Polymer characterization by ultrasonic wave propagation“. In: *Advances in Polymer Technology* 27.2 (2008), S. 63–73. ISSN: 07306679. DOI: 10.1002/adv.20124.
- [85] F. Lionetto u. a. „Phase transformations during the cure of unsaturated polyester resins“. In: *Materials Science and Engineering: A* 370.1-2 (2004), S. 284–287. ISSN: 09215093. DOI: 10.1016/j.msea.2003.07.025.

- [86] T. Luthy. *Three-dimensional permeability measurements based on direct current and ultrasound monitoring techniques*. Diss., Technische Wissenschaften ETH Zürich, Nr. 15050, 2003, 2003.
- [87] D. Lyssek und N. Liebers. *Vergleichende Untersuchung der Harzaushärtung mittels Rheometrie und Ultraschallsensorik: Interner Bericht DLR*. 2013. URL: <http://elib.dlr.de/87882/>.
- [88] A. Maffezzoli und A. Grieco. „Optimization of Parts Placement in Autoclave Processing of Composites“. In: *Applied Composite Materials* (2012). ISSN: 0929-189X. DOI: 10.1007/s10443-012-9265-8.
- [89] A. Maffezzoli u. a. „Cure monitoring of epoxy matrices for composites by ultrasonic wave propagation“. In: *Journal of Applied Polymer Science* 73.10 (1999), S. 1969–1977. ISSN: 1097-4628. DOI: 10.1002/(SICI)1097-4628(19990906)73:10<1969::AID-APP16>3.0.CO;2-Z. URL: [http://dx.doi.org/10.1002/\(SICI\)1097-4628\(19990906\)73:10%3C1969::AID-APP16%3E3.0.CO;2-Z](http://dx.doi.org/10.1002/(SICI)1097-4628(19990906)73:10%3C1969::AID-APP16%3E3.0.CO;2-Z).
- [90] J. McHugh. *Ultrasound technique for the dynamic mechanical analysis (DMA) of polymers*. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), 2008. ISBN: 978-3-9812072-0-0.
- [91] J. McHugh, J. Döring und W. Stark. *Einsatz der Ultraschalltechnik bei der Produktion von Faserverbundteile*. Mainz, 2003. URL: <http://www.ndt.net/article/dgzfp03/papers/v25/v25.htm>.
- [92] J. McHugh, J. Döring und W. Stark. *Ultraschallcharakterisierung von vernetzenden Epoxid-Harzen*. Berlin, 2001.
- [93] J. McHugh u. a. *Einfluss hoher Temperaturen und Drücke auf die Ultraschalleigenschaften eines Komposit-Prüfkopfes*. Salzburg und Österreich, 2004. URL: <http://www.ndt.net/article/dgzfp04/papers/p12/p12.htm>.
- [94] J. McHugh u. a. „Relationship between the mechanical and ultrasound properties of polymer materials“. In: *ECNDT, Berlin, Germany* (2006), S. 25–29.
- [95] A. McIlhagger, D. Brown und B. Hill. „The development of a dielectric system for the on-line cure monitoring of the resin transfer moulding process“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 31.12 (2000), S. 1373–1381. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/S1359-835X(00)00050-6.
- [96] T. S. Mesogitis, A. A. Skordos und A. C. Long. „Uncertainty in the manufacturing of fibrous thermosetting composites: A review“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 57 (2014), S. 67–75. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2013.11.004.
- [97] W. Michaeli. *Einführung in die Technologie der Faserverbundwerkstoffe*. München [etc.]: Hanser, op. 1990. ISBN: 9783446157866.
- [98] Micro Epsilon. *Datenblatt optoNDT Laser-Wegsensoren (Triangulation)*. D, 2016.
- [99] D. Modi u. a. „Active control of the vacuum infusion process“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 38.5 (2007), S. 1271–1287. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2006.11.012.
- [100] M. Möser. *Technische Akustik*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2012. ISBN: 978-3-642-30932-8. DOI: 10.1007/978-3-642-30933-5.
- [101] H. Murakami und G. A. Hegemier. „A Mixture Model for Unidirectionally Fiber-Reinforced Composites“. In: *Journal of Applied Mechanics* 53.4 (1986), S. 765. ISSN: 00218936. DOI: 10.1115/1.3171856.

- [102] M. A. Nielsen. *Neural Networks and Deep Learning*. Determination Press, 2015. URL: <http://neuralnetworksanddeeplearning.com/> (besucht am 06.02.2016).
- [103] J.-R. Ohm und H. D. Lüke. *Signalübertragung: Grundlagen der digitalen und analogen Nachrichtenübertragungssysteme*. 10., neu bearbeitete und erw. Aufl. Springer-Lehrbuch. Berlin: Springer, 2007. ISBN: 978-3-540-69256-0.
- [104] S. J. Orfanidis. *Introduction to signal processing*. Prentice Hall signal processing series. Englewood Cliffs, N.J.: Prentice Hall, 1996. ISBN: 0-13-209172-0.
- [105] G. Pandey u. a. „Smart tooling with integrated time domain reflectometry sensing line for non-invasive flow and cure monitoring during composites manufacturing“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 47 (2013), S. 102–108. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2012.11.017.
- [106] S. Pansart, M. Sinapius und U. Gabbert. „A comprehensive explanation of compression strength differences between various CFRP materials: Micro-meso model, predictions, parameter studies“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 40.4 (2009), S. 376–387. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2009.01.004.
- [107] N. Pantelelis und E. Bistekos. *Process monitoring and control for the production of CFRP components*. Seattle, USA, 2010.
- [108] I. Perrissin-Fabert u. a. „Monitoring thermoset polymerization by using piezoelectric measurements“. In: *Journal of Applied Polymer Science* 46.6 (1992), S. 1087–1093. ISSN: 1097-4628. DOI: 10.1002/app.1992.070460617.
- [109] PI Ceramic GmbH. *Materialdatenblatt PIC255, PIC151*. Lederhose, 2011. URL: www.piceramic.de.
- [110] M. J. D. Powell. „An efficient method for finding the minimum of a function of several variables without calculating derivatives“. In: *The Computer Journal* 7.2 (1964), S. 155–162. ISSN: 0010-4620. DOI: 10.1093/comjnl/7.2.155.
- [111] F. Puente León und U. Kiencke. *Messtechnik: Systemtheorie für Ingenieure und Informatiker*. 9., überarb. Aufl. SpringerLink : Bücher. Berlin: Springer Vieweg, 2012. ISBN: 978-3-642-30074-5.
- [112] W. Punurai und L. J. Jacobs, Hrsg. *Ultrasonic Methodology to Characterize the State of Cure*. Bd. 657. 2003. ISBN: 0094-243X.
- [113] Python Software Foundation. *Python Language Reference, version 3.5*. URL: <http://www.python.org> (besucht am 02.05.2017).
- [114] M. Rath u. a. „Process monitoring of moulding compounds by ultrasonic measurements in a compression mould“. In: *NDT & E International* 33.2 (2000), S. 123–130. ISSN: 09638695. DOI: 10.1016/S0963-8695(99)00029-8.
- [115] D. J. Roth. „Using a single transducer ultrasonic imaging method to eliminate the effect of thickness variation in the images of ceramic and composite plates“. In: *Journal of Nondestructive Evaluation* 16.2 (1997), S. 101–120. ISSN: 0195-9298. DOI: 10.1007/BF02683877.
- [116] K. Ruschmeyer. *Piezokeramik: Grundlagen, Werkstoffe, Applikationen*. Renningen-Malmsheim: Expert-Verl., 1995. ISBN: 9783816911524.
- [117] SAERTEX. *Technical Data Sheet: Glassfibre NCF Triax Y-E-1217 Nr. 30001763*. 2014.
- [118] SAERTEX. *Technical Data Sheet: Glassfibre NCF UD U-E-1200 Nr. 30000124*. 2014.

- [119] A. Savitzky und M. J. E. Golay. „Smoothing and Differentiation of Data by Simplified Least Squares Procedures“. In: *Analytical Chemistry* 36.8 (1964), S. 1627–1639. ISSN: 0003-2700. DOI: 10.1021/ac60214a047.
- [120] F. Schadow und N. Liebers. *Eignung und Auslegung von piezokeramischen Aktuatoren zur Qualitätssicherung bei der FVK-Herstellung: Interner Bericht DLR*. 2013. URL: <http://elib.dlr.de/83343/>.
- [121] E. Schmachtenberg, J. Zur Schulte Heide und J. Töpker. „Application of ultrasonics for the process control of Resin Transfer Moulding (RTM)“. In: *Polymer Testing* 24.3 (2005), S. 330–338. ISSN: 01429418. DOI: 10.1016/j.polymertesting.2004.11.002.
- [122] P. J. Schubel. „Cost modelling in polymer composite applications: Case study – Analysis of existing and automated manufacturing processes for a large wind turbine blade“. In: *Composites Part B: Engineering* 43.3 (2012), S. 953–960. ISSN: 13598368. DOI: 10.1016/j.compositesb.2011.11.036.
- [123] H. Schürmann. *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden: Mit 39 Tabellen*. 2., bearb. und erw. Aufl. VDI. Berlin, Heidelberg und New York, NY: Springer, 2007. ISBN: 978-3-540-72189-5.
- [124] D. D. Shepard und K. R. Smith. „Ultrasonic cure monitoring of advanced composites“. In: *Sensor Review* 19.3 (1999), S. 187–194. ISSN: 0260-2288. DOI: 10.1108/02602289910279094.
- [125] M. Shimbo, M. Ochi und Y. Shigeta. „Shrinkage and internal stress during curing of epoxide resins“. In: *Journal of Applied Polymer Science* 26.7 (1981), S. 2265–2277. ISSN: 1097-4628. DOI: 10.1002/app.1981.070260714.
- [126] SICOMIN. *Technical Data Sheet: SR 1710 Injection*. 2003.
- [127] P. Simacek u. a. „Post-filling flow in vacuum assisted resin transfer molding processes: Theoretical analysis“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 40.6-7 (2009), S. 913–924. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2009.04.018.
- [128] G. Sorge. *Faszination Ultraschall*. 1. Aufl. Stuttgart u. a.: Teubner, 2002. ISBN: 9783519004158.
- [129] A. Stahl u. a. „Quality-controlled Manufacturing of Composite Structures“. In: *ATZ (Springer)* 2010.06 (2010).
- [130] W. Stark u. a. „Making cure visible monitoring the crosslinking process using integrated ultrasonic sensors“. In: *JEC Composites Magazine* 38.38 (2008), S. 56–58.
- [131] T. Stöven u. a. „Continuous monitoring of three-dimensional resin flow through a fibre preform“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 34.6 (2003), S. 475–480. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/S1359-835X(03)00059-9.
- [132] V. TARAN. „Device for ultrasonic inspection of a multi-layer metal workpiece“. US6070466. 2000.
- [133] TENCATE ADVANCED COMPOSITES USA, INC. *Technical Data Sheet EX-1551-1 Resin System*. 2007.
- [134] P. Theriault, J. Wolfrum und G. W. Ehrenstein. „Härtungsverlauf von Harzsystemen: Charakterisierung mittels TTT-Diagramm“. In: *Kunststoffe* 89.11 (1999), S. 112–116. URL: <https://www.kunststoffe.de/kunststoffe-zeitschrift/archiv/artikel/charakterisierung-mittels-ttt-diagramm-haertungsverlauf-von-harzsystemen-524537.html> (besucht am 27.08.2014).

- [135] Toho Tenax. *Technical Data Sheet: Biax V2-010-PB1-005-IMS65 E23 24k-BD1-0388-1270*. 2011.
- [136] Toho Tenax. *Technical Data Sheet: Carbon Fibre IMS65 E23 24K 830tex*. 2010.
- [137] Toho Tenax. *Technical Data Sheet: Triax V2-015-PB1-005-IMS65 E23 24k-TA7-0582-1270*. 2011.
- [138] J. Töpker. *Ultraschallmesstechnik zur Online-Erfassung und Analyse des Injektions- und Härtungsablaufs beim Resin transfer moulding: Ultrasonic measurement technique for online control and analysis of the impregnation and curing process by Resin transfer moulding*. 1. Aufl. Aachen: Mainz, 2003. ISBN: 3896539825.
- [139] L. Trampe, N. Liebers und B. Wieland. *Messung der Bauteildicke während der Harzvakuuminfusion und Untersuchung der Einflussparameter: Interner Bericht DLR*. 2016. URL: <http://elib.dlr.de/105761/>.
- [140] H.-R. Tränkler und G. Fischerauer. *Das Ingenieurwissen: Messtechnik*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2014. ISBN: 978-3-662-44029-2. DOI: 10.1007/978-3-662-44030-8.
- [141] L. Tsai u. a. „Application of the embedded optical fiber Bragg grating sensors in curing monitoring of Gr/epoxy laminated composites“. In: *Proc. SPIE 7293* (2009). DOI: 10.1117/12.817520. URL: <http://dx.doi.org/10.1117/12.817520>.
- [142] G. Tuncol u. a. „Constraints on monitoring resin flow in the resin transfer molding (RTM) process by using thermocouple sensors“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 38.5 (2007), S. 1363–1386. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2006.10.009.
- [143] F. Viola und W. F. Walker. „A spline-based algorithm for continuous time-delay estimation using sampled data“. In: *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control* 52.1 (2005), S. 80–93. ISSN: 0885-3010. DOI: 10.1109/TUFFC.2005.1397352.
- [144] K. Visvanathan und K. Balasubramaniam. „Ultrasonic torsional guided wave sensor for flow front monitoring inside molds“. In: *The Review of scientific instruments* 78.1 (2007), S. 15110. ISSN: 0034-6748. DOI: 10.1063/1.2432258.
- [145] W. Max Wirth GmbH. *Technical Data Sheet: Acrylglas GS farblos*. 2016.
- [146] M. Wacker, P. Trawiel und G. W. Ehrenstein. „Härtung von Reaktionsharzen: Time-Temperature-Transition-Diagramm“. In: *Sonderdruck Universität Erlangen-Nürnberg* (2003). URL: <http://www.lkt.techfak.uni-erlangen.de/publikationen/online-aufsaeetze/haertung.shtml> (besucht am 27.08.2014).
- [147] P. Wang u. a. „Characterization of Liquid Resin Infusion (LRI) filling by fringe pattern projection and in situ thermocouples“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 41.1 (2010), S. 36–44. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2009.09.007.
- [148] X. Wang u. a. „Potential of Piezoelectric Elements in the Monitoring of Composite Manufacturing Process“. In: *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 8.12 (1997), S. 1073–1078. ISSN: 1045-389X. DOI: 10.1177/1045389X9700801208.
- [149] P. J. Wei. „Dynamic Effective Properties of Particle-Reinforced Composites with Viscoelastic Matrix“. In: *Mechanics of Time-Dependent Materials* 9.1 (2005), S. 71–90. ISSN: 1385-2000. DOI: 10.1007/s11043-005-7942-9.
- [150] K. Weicker. *Evolutionäre Algorithmen*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015. ISBN: 978-3-658-09957-2. DOI: 10.1007/978-3-658-09958-9.

- [151] A. Wendemuth und E. Andelić. *Grundlagen der digitalen Signalverarbeitung: Ein mathematischer Zugang*. Springer-Lehrbuch. Berlin [u.a.]: Springer, 2005. ISBN: 3-540-21885-8.
- [152] D. WHITE. „Ultrasonic thickness measuring apparatus and method“. US4398421. 1983.
- [153] T. M. Whitney und R. E. Green. „Cure monitoring of carbon epoxy composites: an application of resonant ultrasound spectroscopy“. In: *Ultrasonics* 34.2-5 (1996), S. 347–353. ISSN: 0041-624X. DOI: 10.1016/0041-624X(95)00123-K.
- [154] M. L. Williams, R. F. Landel und J. D. Ferry. „The Temperature Dependence of Relaxation Mechanisms in Amorphous Polymers and Other Glass-forming Liquids“. In: *Journal of the American Chemical Society* 77.14 (1955), S. 3701–3707. ISSN: 0002-7863. DOI: 10.1021/ja01619a008.
- [155] W. Winfree und F. Parker. „Measurement of Degree of Epoxy Cure with Ultrasonic Velocity“. In: *IEEE 1984 Ultrasonics Symposium*. IEEE, 1984, S. 447–449. DOI: 10.1109/ULTSYM.1984.198336.
- [156] H. H. Winter. „Can the gel point of a cross-linking polymer be detected by the G' - G'' crossover?“ In: *Polymer Engineering & Science* 27.22 (1987), S. 1698–1702.
- [157] F. de Wit, S. Sauerwald und H. Lindhorst. „Control of setting compound carbon/glass fiber reinforced plastics materials, comprises sensors in resin layers during hardening process to monitor dielectric characteristics to determine setting action“. DE000019960726C1. 2001.
- [158] E. Witten. *Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013. ISBN: 978-3-658-02754-4. DOI: 10.1007/978-3-658-02755-1.
- [159] M. Wojciechowski. *FFNET: Feed-forward neural network for python*. Lodz, Poland, 2011. URL: <http://ffnet.sourceforge.net/> (besucht am 14.01.2015).
- [160] R.-B. Yang und A. K. Mal. „Elastic waves in a composite containing inhomogeneous fibers“. In: *International Journal of Engineering Science* 34.1 (1996), S. 67–79. ISSN: 00207225. DOI: 10.1016/0020-7225(95)00041-0.
- [161] R.-B. Yang und A. K. Mal. „Multiple scattering of elastic waves in a fiber-reinforced composite“. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 42.12 (1994), S. 1945–1968. ISSN: 00225096. DOI: 10.1016/0022-5096(94)90020-5.
- [162] B. Yenilmez, M. Senan und E. Murat Sozer. „Variation of part thickness and compaction pressure in vacuum infusion process“. In: *Composites Science and Technology* 69.11-12 (2009), S. 1710–1719. ISSN: 02663538. DOI: 10.1016/j.compscitech.2008.05.009.
- [163] B. Yenilmez und E. M. Sozer. „Compaction of e-glass fabric preforms in the Vacuum Infusion Process, A: Characterization experiments“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 40.4 (2009), S. 499–510. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2009.01.016.
- [164] J. Zhang, W. Ye und T. X. Yu. „Numerical simulation of effective phase velocity and attenuation of shear elastic wave propagation in unidirectional composite materials“. In: *Ultrasonics* 53.6 (2013), S. 1200–1211. ISSN: 0041-624X. DOI: 10.1016/j.ultras.2013.03.004.

Abbildungsverzeichnis

2.1.	Exemplarische Darstellung eines Autoklav-Prepreg-Prozesses	4
2.2.	Exemplarischer Infusionsaufbau	5
2.3.	Druckverhältnisse und Bauteildickenentwicklung während der Infusion [17, 162, 35]	6
2.4.	Dichteänderung während des Aushärteprozesses [125]	7
2.5.	Autoklav-Infusions-Prozess mit dem SLI-Verfahren	8
2.6.	Epoxidgruppe	8
2.7.	TTT-Diagramm (nach [20])	10
2.8.	Dielektrischer Sensor mit Kammelektroden, Variante zum Einlegen in Bauteil	13
2.9.	Aushärtungsüberwachung mit Ultraschall	15
2.10.	Konventionelle Prüfköpfe zur Aushärtungsüberwachung mit Ultraschall [30]	16
2.11.	Elementare Schallwellen	16
2.12.	Reflexion und Transmission beim senkrechten Auftreffen auf Grenzfläche	18
2.13.	Brechungs- und Reflexionswinkel an ebener Grenzfläche	18
2.14.	Abstandsgesetz für Zylinder- und Kugelwelle	19
2.15.	Piezoeffekt: links symmetrisches Gitter ($\vartheta > T_C$), rechts verzerrtes Gitter mit Dipol ($\vartheta < T_C$)	20
2.16.	Aufbau eines Ultraschallprüfkopfes	22
2.17.	Nah- und Fernfeld eines Kreisschwingers (nach [128])	22
2.18.	Anpassung der Sensoren auf open-mould-Prozesse	23
3.1.	Schema der ultraschallbasierten Prozessüberwachung und deren wichtigste Einflussparameter	29
3.2.	Gliederung der Arbeit und Datenfluss des entwickelten Messsystems	31
4.1.	Vergleich konventioneller Prüfköpfe mit piezoelektrischen Keramiken zur Prozessüberwachung	34
4.2.	Vergleich der Grenzflächen und daraus resultierender Signalzusammensetzung	35
4.3.	Amplitudenverlauf der gemessenen Ultraschallsignale während der Aushärtung des Reinharzes	37
4.4.	Signalvergleich im Zeit- und Frequenzbereich (normierte Amplituden)	38
4.5.	Signalverläufe in Falschfarbendarstellung der konventionellen Prüfköpfe und piezoelektrischen Aktuatoren bei der Durchschallung einer Reinharzprobe	39
4.6.	Schema der elektrischen Kontaktierung einer piezoelektrischen Keramik. Die Keramik wird über eine Klebschicht an das Formwerkzeug zur Prozessüberwachung angebracht. Am Rand sind die elektrischen Feldlinien gewölbt, sodass dort die elektrische Feldstärke abnimmt [62].	40
4.7.	Anschlussdiagramm der Opbox und des Multiplexers mit PC-Einheit	43
4.8.	Anwendung der Kreuzkorrelation zur Findung der Verschiebung eines Referenzsignals (s_0) auf ein identisches Signal (s_1) und ein abgeschwächtes, verrauschtes Signal (s_2)	44
4.9.	Ergebnisse der unterschiedlichen Methoden zur Laufzeitberechnung	46
4.10.	Schema des Berechnungsverfahrens des Impuls-Echo- s_{PE} und Durchschallungssignals s_{TR}	47

4.11. Ablaufdiagramm des Berechnungsverfahrens	49
4.12. Numerische Berechnung der Signale in einem geschlossenen Formwerkzeug und Vergleich mit Messdaten	50
4.13. Kopplung des Berechnungsverfahrens mit Optimierung	52
4.14. Numerische Vorhersage der Signale in einem geschlossenen Formwerkzeug und Validierung durch Vergleich mit Messdaten	54
4.15. Modell zur Anpassung der Vorlaufgeometrie und des -materials	55
4.16. Berechnung des Impuls-Echo-Signals mit einem Vorlauf aus Aluminium unter idealisierten Bedingungen ohne Dämpfung im Laminat ($\alpha_2 = 0$) und idealer Reflexion an der Grenzfläche zwischen Laminat und oberem Formwerkzeug ($R_{23} = 1$)	57
4.17. Einfluss des Verhältnisses k der Impedanzen des Vorlaufes Z_1 und des Laminats Z_2 auf die Amplitude des Impuls-Echo-Signals A^+ im Vergleich zum ersten und zweiten Störechos $A^-(n)$ (links Differenz, rechts Verhältnis). Vernachlässigung der Dämpfung in Vorlauf und Laminat und ideale Reflexion an zweitem Formwerkzeug ($\alpha_1 = \alpha_2 = 0, R_{23} = 1$)	59
4.18. Prinzip des dünnen Vorlaufs, sodass durch n-fache Reflexion das Störsignal stark gedämpft wird	60
4.19. Berechnung der Signalkomposition des Impuls-Echo-Signals mit einem dünnen Vorlauf aus Aluminium mit einer Dicke von $d_1 = 0,4 \text{ mm}$	61
4.20. Differenzen und -verhältnisse von Impuls-Echo- A^+ zu Störsignalamplitude A^- bei n-facher Reflexion in dünnen Vorläufen mit unterschiedlichen Vorlaufmaterialien. Für ein Laminat zu Vernetzungsbeginn mit einer Schallgeschwindigkeit von $c_2 = 1500 \frac{\text{m}}{\text{s}}$ und einer Dicke $d_2 = 2 \text{ mm}$. Die Dämpfung im Laminat wird vernachlässigt ($\alpha = 0$) und die Reflexion an der Grenzschicht zwischen Laminat und oberem Formwerkzeug ist ideal ($R_{23} = 1$).	62
4.21. Vergleich der Signale im Transmissions- (links) und Impuls-Echo-Betrieb (rechts); oben: B-Bilder über den gesamten Prozess; unten: Signale zu unterschiedlichen Zeiten während des Herstellungsprozesses	63
5.1. Detektion der Harzankunft mittels Impuls-Echo und Durchschallungsverfahren	66
5.2. Amplitudenverlauf während des Fließfrontdurchlaufs der Impuls-Echo-Signale (PE) des oberen und unteren Formwerkzeugs und des Durchschallungssignals (TR) in einem geschlossenen Formwerkzeug	67
5.3. Unterscheidung des Fließfrontprofils über die Dicke anhand der beiden Impuls-Echo- und der Durchschallungsamplitude (schematisch) [76]	68
5.4. Zeitsignale vor und nach dem Fließfrontdurchgang mit $n = \{1, 2, 3, 4\}$ Reflexionen innerhalb der Formwerkzeugwand. Die Amplitudenverläufe der vier Reflexionssignale zeigen die Erhöhung des Abfalls während des Fließfrontdurchgangs mit der Anzahl der Reflexionen.	69
5.5. Verhältnis der Impuls-Echo-Amplituden vor $A_{PE,0}$ und nach Fließfrontdurchgang $A_{PE,1}$ in Abhängigkeit der Anzahl der Reflexionen n an unterschiedlichen Formwerkzeugmaterialien	70
5.6. Beim Fließfrontdurchgang überstrichene Fläche F_{benetzt} in Abhängigkeit des normierten Fließfortschritts \bar{x} bei einem kreisförmigen Sensor	71
5.7. Beschreibung des Schallfeldes eines Kolbenschwingers nach dem Huygensschen Prinzip (nach [62]) unter Vernachlässigung der Transversalwellen	72
5.8. Anwendung des Huygensschen Prinzips auf die Überwachung des Fließvorgangs des Harzes im Fasermaterial	74

5.9. Schema zur Berechnung des Impuls-Echo-Signals in Abhängigkeit der Fließfrontposition mit Unterteilung in quadratische Einzelemente (kreisförmiger Sensor mit $D = 10 \text{ mm}$, Elementkantenlänge $\Delta x = \Delta y = 1 \text{ mm}$, Fließfrontposition $\bar{x} = 0,6$ und -winkel $\Theta = 30^\circ$, grobe Elementunterteilung zur Demonstration)	75
5.10. Reflexionsfaktor R der Longitudinalwelle nach schrägem Einfall einer Longitudinalwelle in Abhängigkeit des Einfallswinkels β an der Grenzschicht zwischen unterschiedlichen Medien	76
5.11. Berechnete Schallintensitätsverteilungen eines kreisförmigen Sensors in Abhängigkeit des Fließfrontfortschritts \bar{x} und der Formwerkzeugdicke d_1 als 2^z -faches der Nahfeldlänge l_N	77
5.12. Amplitudenverlauf des Impuls-Echo-Signals in Abhängigkeit des Fließfrontfortschritts \bar{x} und der Formwerkzeugdicke als 2^z -faches der Nahfeldlänge l_N	78
5.13. Annäherung der Ableitung nach dem Fließfrontfortschritt \bar{x} der berechneten Kurven der Impuls-Echo-Amplitude mit parametrisierten Kurven P_{Ellipse} und $P_{\text{Gauß}}$ zur Bestimmung der Fließgeschwindigkeit bei einem Sensordurchmesser $D_{\text{Sensor}} = 10 \text{ mm}$ an einer PMMA-Platte unterschiedlicher Dicken $d_1 = 2^z \cdot l_N$	80
5.14. Vergleich der Parameter zur Eignung als Maß der Fließfrontgeschwindigkeit, mit σ und r als Maß für die Breite des Amplitudenabfalls, γ für die Höhe des Scheitelpunktes der Ableitungskurve des Amplitudenabfalls	81
5.15. Schema des Versuchsaufbaus aus PMMA-Platte mit Sensoren, Videokamera und Infusionsaufbau mit blau eingefärbtem Silikonöl	82
5.16. Durch Bildverarbeitung bestimmte Sensorpositionen und -umrisse	83
5.17. Ablauf der Bildverarbeitung in OpenCV zur Bestimmung der Fließfrontposition und dessen Abstand zu den Sensoren	84
5.18. Vergleich der Amplituden des Impuls-Echo-Ultraschallsignals und dessen Ableitung mit der Fließfrontposition aus der Auswertung der Videoaufnahmen	85
5.19. Amplitudenverlauf des Impuls-Echo-Signals in Abhängigkeit des Fließfrontfortschritts \bar{x} und dem Sensordurchmesser D_{Sensor} bei einem PMMA-Formwerkzeug mit der Dicke $d_1 = 20 \text{ mm}$	86
5.20. Verwendung von Schwellwerten zur Bestimmung der Breite des Amplitudenabfalls während des Fließfrontdurchgangs am auf $0 \dots 1$ skalierten Verlauf der Impuls-Echo-Amplitude (links) und dessen zeitlicher Ableitung (rechts)	87
5.21. Annäherung der zeitlichen Ableitung der gemessenen Impuls-Echo-Amplituden $\frac{d\hat{A}_{PE}}{dt}$ während des Fließfrontdurchgangs mit Halbellipse P_{Ellipse} und Gaußscher Glockenkurve $P_{\text{Gauß}}$	88
5.22. Fließfrontgeschwindigkeit am Sensor aus automatischer Bildauswertung v_{Video} über aus Ultraschallmessdaten mittels Schwellwerten bestimmten Geschwindigkeiten (links aus dem Verlauf der Amplitude \hat{A}_{PE} und rechts aus der zeitlichen Ableitung $\frac{d\hat{A}_{PE}}{dt}$) und mit κ korrigiert (nach Gleichung 5.11)	89
5.23. Fließfrontgeschwindigkeit am Sensor aus automatischer Bildauswertung v_{Video} über aus den Ultraschallmessdaten gewonnenen Parametern r und σ durch Anpassen der Ellipse P_{Ellipse} und Gaußscher Glockenkurve $P_{\text{Gauß}}$ (nach Gleichungen 5.13 und 5.14 korrigiert)	90
5.24. Fließfrontgeschwindigkeit am Sensor aus automatischer Bildauswertung v_{Video} über aus den Ultraschallmessdaten gewonnenen Parametern γ durch Anpassen der Ellipse P_{Ellipse} und Gaußschen Glockenkurve $P_{\text{Gauß}}$ (nach Gleichung 5.17 korrigiert)	91

5.25. Standardabweichung und Korrelationskoeffizient der sechs Parameter zur Bestimmung der Fließgeschwindigkeit	92
5.26. Überstrichene Fläche eines quadratischen Sensors in Abhängigkeit des normierten Fließfortschritts \bar{x} und des Drehwinkels Θ	93
5.27. Parametrisierte Kurve P_{quad} zur Annäherung des Ableitungsverlaufs $\frac{d\bar{A}_{PE}}{dx}$ der Impuls-Echo-Amplitude nach dem Fließweg x zur Berechnung des Fließwinkels Θ	94
5.28. Schallintensitätsverteilung eines quadratischen Sensors in Abhängigkeit des Fließwinkels Θ und der Formwerkzeugdicke d_1 als 2^z -faches der Nahfeldlänge l_N	95
5.29. Amplitudenverlauf des Impuls-Echo-Signals in Abhängigkeit des Fließfrontfortschritts \bar{x} und der Formwerkzeugdicke d_1 als 2^z -faches der Nahfeldlänge l_N bei einem Fließwinkel $\Theta = 15^\circ$	96
5.30. Berechnete Fließwinkel Θ aus den Parametern b_1 und b_2 durch Anpassen der parametrisierten Kurve P_{quad} in den Verlauf der Ableitung der Impuls-Echo-Amplitude nach dem Fließweg x über dem Soll-Fließwinkel Θ_{Soll} bei verschiedenen Formwerkzeugdicken d_1	97
5.31. Mit aus der Bildauswertung ermittelten Sensorumrisse und mittleren Fließwinkel Θ zwischen Fließfront und Sensoren	98
5.32. Annäherung der parametrisierten Kurve P_{quad}^* an den gemessenen Verlauf der Amplitude und P_{quad} an den Verlauf der zeitlichen Ableitung zur Bestimmung der Parameter b_1 und b_2 . Beide Kurven sind durch Ableitung bzw. Integration zum Vergleich in jeweils der Ableitungs- und Amplitudenkurve dargestellt.	99
5.33. Sollfließwinkel aus Videoauswertung Θ_{Video} über dem ermittelten Winkel berechnet aus den Parametern b_1 und b_2 nach Anpassen der parametrisierten Kurve P_{quad}^* an den gemessenen Impuls-Echo-Amplitudenverlauf $\bar{A}_{PE}(t)$	100
6.1. Bestimmung von Gel- und Vitrifikationspunkt durch Tangentschnittpunkte (nach den Methoden in [90, 85])	104
6.2. Messmethode zur simultanen Bestimmung rheologischer und akustischer Eigenschaften [78]	105
6.3. Exemplarisches Ergebnis der multifrequenten Rheometermessungen bei $\vartheta_{\text{Härtung}} = 100^\circ\text{C}$ mit markierten Gel- und Vitrifikationspunkten	107
6.4. Korrelation der Ultraschallmessergebnisse mit den rheologisch ermittelten Gel- und Vitrifikationspunkten (oben: Schallgeschwindigkeit; unten: Signalamplitude)	107
6.5. Prinzip eines Knotens in einem künstlichen neuronalen Netz	109
6.6. Künstliches neuronales Netz aus drei Eingangsknoten, einer verdeckten Schicht mit vier Knoten und zwei Ausgangsknoten	110
6.7. Die besten Konfigurationen mit dem geringsten über 10 Iterationen gemittelten Fehler und benötigte Rechenzeit zur Findung der besten Parameter des künstlichen neuronalen Netzes (Parameter: Anzahl der Knoten in den verdeckten Schichten, Netzwerkgenerator, Trainingsalgorithmus, Randomisierte Startwertoptimierung)	112
6.8. Oben: Vorhersage des Gelpunktes durch künstliches, neuronales Netz anhand der Schallgeschwindigkeitskurven der Testdatensätze ($\vartheta_{\text{Härtung}} = 100^\circ\text{C}$) mit variierenden Segmentausschnitten; unten: Verlauf des Fehlers in Abhängigkeit des Segmentanfangs \bar{t}_{Start}	113
6.9. Durchschnittlicher Fehler des neuronalen Netzes in Abhängigkeit des Segmentanfangs und -endes	114

6.10. Oben: Vorhersage des Vitrifikationspunktes durch künstliches, neuronales Netz anhand der Schallgeschwindigkeitskurven der Testdatensätze ($\vartheta_{\text{Härtung}} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$) mit variierenden Segmentausschnitten; unten: Verlauf des Fehlers in Abhängigkeit des Segmentanfangs \bar{t}_{Start}	115
6.11. Ermittelte Reaktionsumsätze (Anfangs- und Endwerte nicht korrigiert) und Schallgeschwindigkeiten über der Messzeit mit Gel- und Vitrifikationszeitpunkten	116
6.12. Korrelation der Reaktionsumsätze (Anfangs- und Endwerte nicht korrigiert) mit der Schallgeschwindigkeit bei unterschiedlichen Temperaturen und lineare Annäherung bei niedrigen und hohen Umsatzgraden	117
6.13. Korrelation der Schallgeschwindigkeit c mit der Temperatur ϑ für niedrige und hohe Vernetzungsgrade Φ , Annäherung mit Geraden für $100^{\circ}\text{C} \leq \vartheta \leq 140^{\circ}\text{C}$	118
7.1. Prinzip der Messung der Plattendicke und Schallgeschwindigkeit im Tauchbecken (nach [18, 24, 115])	122
7.2. Messung der Plattendicke und Schallgeschwindigkeit durch Triangulation (nach [60, 132])	122
7.3. Signallaufzeitmessungen und -referenz zur Orientierung bei der Einstellung der Laminatdicke	124
7.4. Versuchsanordnung zur Bestimmung der Schallgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Faservolumengehalts	126
7.5. Ergebnis der Messung der Schallgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Faservolumengehalts von Glasfaserverstärkung zu Anfang und am Ende der Aushärtung	127
7.6. Laufzeit τ und Laminatdicke d unter Berücksichtigung des abgeleiteten Zusammenhangs des Faseranteils auf die Schallgeschwindigkeit c für ein Laminat mit 10 Lagen des Glasfasergeleges und der Dicke entsprechende Faservolumengehalt, Linearisierung einerseits durch Tangente und andererseits durch Ersatzschallgeschwindigkeit c^*	129
7.7. Ergebnis der Messung der Schallgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Volumengehalts von Kohlenstofffaserverstärkung zu Anfang und am Ende der Aushärtung	131
7.8. Laufzeit τ und Laminatdicke d unter Berücksichtigung des abgeleiteten Zusammenhangs des Faseranteils auf die Schallgeschwindigkeit c für ein Laminat mit je acht Lagen Biaxial- und Triaxialkohlenstofffaserlege. Linearisierung einerseits durch Tangente und andererseits durch Ersatzschallgeschwindigkeit c^* . Der Dicke entsprechende Faservolumengehalt.	131
7.9. Vergleich der gemessenen und berechneten Schallgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Faservolumengehalts zu Anfang (links) und am Ende (rechts) der Aushärtung	133
7.10. Demonstration der Auswirkung der vom Faservolumengehalt abhängigen Schallgeschwindigkeit auf die Dickenbestimmung aus der Laufzeit für $\Phi = 0$	134
7.11. Messaufbau zur Validierung der ultraschallbasierten Laminatdickenmessung mit einem Wirbelstromabstandssensor	135
7.12. Oben: Laminatdickenverlauf d_{WS} der Wirbelstromsensoren während der Infusion; Mitte: Schalllaufzeit τ_{US} der Ultraschallmessung; Unten: Aus den beiden Größen ergebende Schallgeschwindigkeit $c = \frac{d_{\text{WS}}}{\tau_{\text{US}}}$ und separat gemessene Schallgeschwindigkeit des unverstärkten Harzes c_{Reinharz}	136
7.13. Vergleich der Dickenverläufe der Wirbelstromsensoren mit der aus der Laufzeit mit berechneten Laminatdicke aus faservolumengehaltsabhängiger Schallgeschwindigkeit nach Gleichung 7.6 („US Pos.“). Zusätzlich korrigierte Verläufe mit nachträglich ermittelten Parametern m und n für $d = m \cdot \tau + n$	137

7.14. Vergleich der Dickenverläufe der Wirbelstromsensoren mit der aus der Laufzeit mit berechneten Laminatdicke durch Berechnung der aktuellen Schallgeschwindigkeit des Verbunds aus dem separat gemessenen Schallgeschwindigkeitsverlauf einer unverstärkten Harzprobe	138
7.15. Messprinzip der in-situ-Schallgeschwindigkeitsmessung des unverstärkten Harzes durch eine zweite, parallele Messstrecke mit Zusatzkavität der Höhe Δd	139
7.16. Experimenteller Aufbau zum Vergleich der Dickenmessung mit Ultraschall mit einer zweiten Schallmessstrecke mit Zusatzkavität und Lasertriangulation	140
7.17. Vergleich des Dickenverlaufs des Lasertriangulationssensors d_{Laser} mit der aus der Laufzeit berechneten Laminatdicke. Schallgeschwindigkeit des Verbunds c_{Verbund} berechnet aus der in-situ-gemessenen Schallgeschwindigkeit des unverstärkten Harzes c_{Harz} . Zur besseren Vergleichbarkeit mit d_{corr} korrigiert	141
7.18. Vergleich der Schallgeschwindigkeiten der aus Laufzeit und Dickenmessung mit Lasersensor c_{Soll} , in Kavität gemessener Schallgeschwindigkeit des unverstärkten Harzes c_{Harz} und hieraus berechneten Schallgeschwindigkeiten des Verbundes $c_{\text{Verbund},1}$ aus Gleichung 7.15 und $c_{\text{Verbund},2}$ aus Gleichung 7.14	142
7.19. Nachbearbeitetes Schlibfbild an der Probenplatte an der Stelle der zusätzlich in den Sensorhalter eingebrachten Kavität mit Faserverstärkung im Kavitätsbereich. Durch Verzicht auf die Verwendung von Abreißgewebe verbleibt der Harzrest auf der Probenplatte.	142
8.1. Endbearbeitete Rippen	145
8.2. Rippenwerkzeug im Autoklaven nach Infusions- und Aushärteprozess	146
8.3. Sensorpositionen und -nummerierung am Rippenwerkzeug mit Impuls-Echo- (nur Sensoren am Formwerkzeug) und Durchschallungspositionen (Sensoren auch membranseitig), Kontur des Preforms und Angusslinien	147
8.4. Sensorintegration für die Infusion der Flügelrippen	147
8.5. Prinzip der Sensorintegration	148
8.6. Ergebnisse der Fließfrontüberwachung einer Sensorreihe. Oben: Normierte Impuls-Echo-Amplitude. Mitte: Zeitliche Ableitung der Impuls-Echo-Amplitude. Unten: Durchschallungsamplitude	149
8.7. Übersicht über Ergebnisse der Fließfrontankunftszeiten (oben) und der Fließfrontgeschwindigkeiten (unten; mit geschätzten Koeffizienten) an den jeweiligen Sensorpositionen der vierten Rippeninfusion	150
8.8. Übersicht über Ergebnisse der Fließfrontankunftszeiten (oben) und der Fließfrontgeschwindigkeiten (unten; mit geschätzten Koeffizienten) an den jeweiligen Sensorpositionen	151
8.9. Übersicht über Ergebnisse der Fließfrontankunftszeiten über alle Infusionsversuche mit Darstellung der Streuung durch einfache Standardabweichung σ um den Mittelwert μ	152
8.10. Oben: Gemessene Schalllaufzeiten τ zur Abschätzung der Dickenentwicklung während der Infusion des vierten Infusionsversuchs. Unten: Eingebrachte Harzmasse m_{Harz} und eingestellter Differenzdruck Δp	154
8.11. Gemessene Laufzeiten bei Infusionsende über gemessenen Dickenwerten	155
8.12. Ermittelte Dickenentwicklung während der Infusion des ersten Infusionsversuchs	156
8.13. Messergebnisse der Schallgeschwindigkeit c , Signalamplitude A (geglättet mit gleitendem Median der Breite von 20 Werten) und Temperaturverläufe ϑ des vierten Infusionsversuchs zur Überwachung der Aushärtung	157
A.1. Gemessene Schallgeschwindigkeit von Stahl in Abhängigkeit der Temperatur	184

A.2.	Gemessene Schallgeschwindigkeit von Aluminium in Abhängigkeit der Temperatur . . .	184
A.3.	Gemessene Schallgeschwindigkeit von Invar in Abhängigkeit der Temperatur	185
B.1.	Erklärung eines B-Bildes	186
C.1.	Berechnung unterschiedlicher Laufzeiten mit Hilfe der Kreuzkorrelation am Impuls-Echo- s_{PE} und Transmissionssignal s_{TR}	187
C.2.	Aus dem Transmissionssignal s_{TR} entnommenes, auf den Aussendungszeitpunkt τ_0 zurückprojiziertes Referenzsignal s_{ref}	188
D.1.	Impuls-Echo-Zeitsignal und Kurzzeit-Fourier-Transformation	189
D.2.	Vergleich der Parameter zur Eignung als Maß für die Fließfrontgeschwindigkeit, mit σ und r als Maß für die Breite des Abfalls, s für die Höhe des Scheitelpunktes und dem Fehler der Abweichung der angenäherten Kurven an die Ausgangskurven	192
D.3.	Annäherung der Ableitung nach dem Fließfrontfortschritt \bar{x} der berechneten Kurven der Impuls-Echo-Amplitude mit parametrisierten Kurven (Ellipse und Gaußscher Glockenkurve) zur Bestimmung der Fließgeschwindigkeit bei unterschiedlichen Sensordurchmessern D_{Sensor} an einer PMMA-Platte der Dicke $d_1 = 20 \text{ mm}$	193
E.1.	Vorhersage des Gelpunktes durch künstliches, neuronales Netz anhand der Schallgeschwindigkeitskurven an zufällig ausgewählten Testdatensätzen mit variierenden Segmentausschnitten	194
E.2.	Vorhersage des Vitrifikationspunktes durch künstliches, neuronales Netz anhand der Schallgeschwindigkeitskurven an zufällig ausgewählten Testdatensätzen mit variierenden Segmentausschnitten	195
E.3.	Durchschnittlicher Fehler des neuronalen Netzes in Abhängigkeit des Segmentanfangs und -endes mit zufällig ausgewählten Testdaten	195
F.1.	Laminatdickenverlauf der Wirbelstromsensoren während der Infusion, Schalllaufzeit und sich aus den beiden Größen ergebende Schallgeschwindigkeit	196
G.1.	Ergebnisse der manuellen Dickenmessung der Rippe des vierten Infusionsversuchs . . .	197

Tabellenverzeichnis

4.1. Nach Vorauswahl untersuchte piezoelektrische Plattenaktuatoren [109] zur Eignung zur Durchschallung von Reinharz	36
4.2. Untersuchte Klebstoffe zur Applikation der Piezokeramiken am Formwerkzeug (Auswahl) [41, 40, 39, 44, 133, 38]	41
4.3. Verwendete Parameter zur Berechnung des Impuls-Echo- und Transmissionssignals .	51
4.4. Verwendete Parameter zur Berechnung des Impuls-Echo- und Transmissionssignals .	53
5.1. Korrekturfaktoren κ zur Berechnung der Fließgeschwindigkeit aus den Parametern r , σ und γ durch Anpassen der parametrisierten Kurven P_{Ellipse} und $P_{\text{Gauß}}$ in die gemessene Impuls-Echo-Amplitude. Vergleich der empirisch und durch Berechnung ermittelten Korrekturwerte.	91
6.1. Variierte Parameter und Werte zur Findung der optimalen Einstellungen des künstlichen neuronalen Netzes (Bei „tmlgraph“ werden alle Knoten untereinander verbunden, während bei „mlgraph“ nur die Knoten benachbarter Schichten verbunden werden) .	111
7.1. Dickenstufen des Versuchsaufbaus	126
7.2. Erreichte Dicken, Faservolumenanteile und gemessene Schallgeschwindigkeiten mit Triax-Glasfasergelege der beiden Versuche	127
7.3. Erreichte Dicken, Faservolumenanteile und gemessene Schallgeschwindigkeiten mit Kohlenstofffasergelege	130
7.4. Verwendete, mechanische Kennwerte zur Berechnung der Schallgeschwindigkeiten in Abhängigkeit des Faservolumenanteils	132
8.1. Gemessene Dicken an den Sensorpositionen	154
A.1. Verwendete akustische Materialkennwerte aus der Literatur	183
A.2. Aus Messungen berechnete Linearitätsparameter für die temperaturabhängige Schallgeschwindigkeit	185

Anhang

A. Akustische Materialdaten

A.1. Literaturwerte

Material	Schallgeschwindigkeit		Dichte	Schallwiderstand	Dämpfung
	longitudinal	transversal	ρ	Z	α
	c_{lt} $\left[\frac{m}{s}\right]$	c_{tv} $\left[\frac{m}{s}\right]$	$\left[\frac{g}{cm^3}\right]$	$\left[10^6 \frac{kg}{m^2s}\right]$	$\left[\frac{dB}{m}\right]$
Aluminium [62]	6320	3130	2,7	17	
Stahl [62]	5900	7700	7,7	45	
PMMA [62]	2730	1430	1,18	3,2	
Epoxidharz [62]	2400...2900	1100	1,1...1,25	2,7...3,0	
Epoxidharz ($\Phi = 0$) [90]	1450		1,1	1,6	ca. 1000
Epoxidharz ($\Phi = 1$) [90]	2550		1,16	3	ca. 2000

Tabelle A.1.: Verwendete akustische Materialkennwerte aus der Literatur

A.2. Gemessene Schallgeschwindigkeit metallischer Werkstoffe in Abhängigkeit der Temperatur

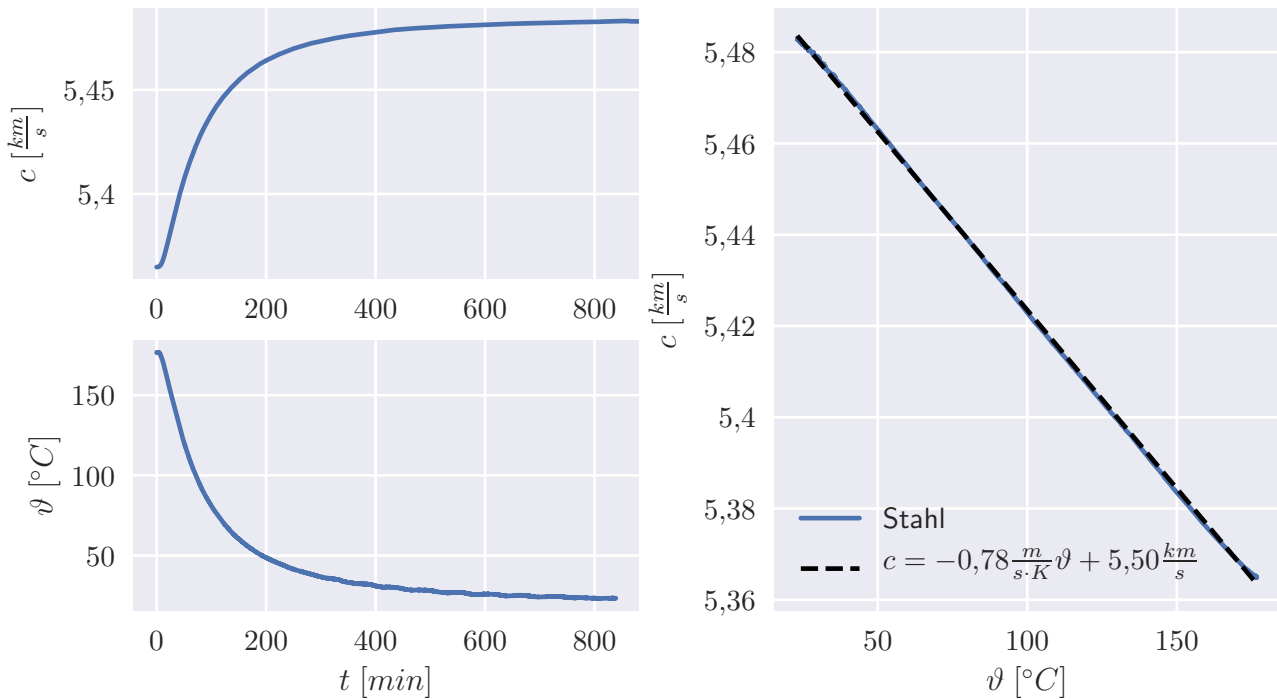


Abbildung A.1.: Gemessene Schallgeschwindigkeit von Stahl in Abhängigkeit der Temperatur

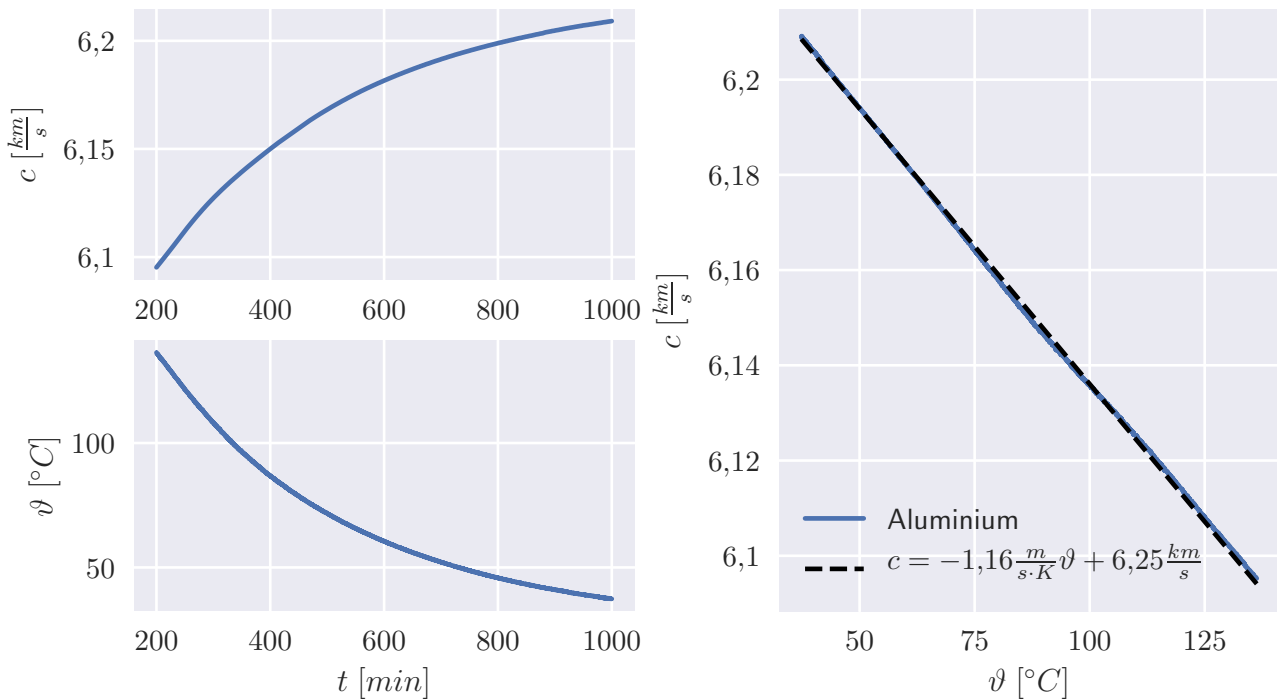


Abbildung A.2.: Gemessene Schallgeschwindigkeit von Aluminium in Abhängigkeit der Temperatur

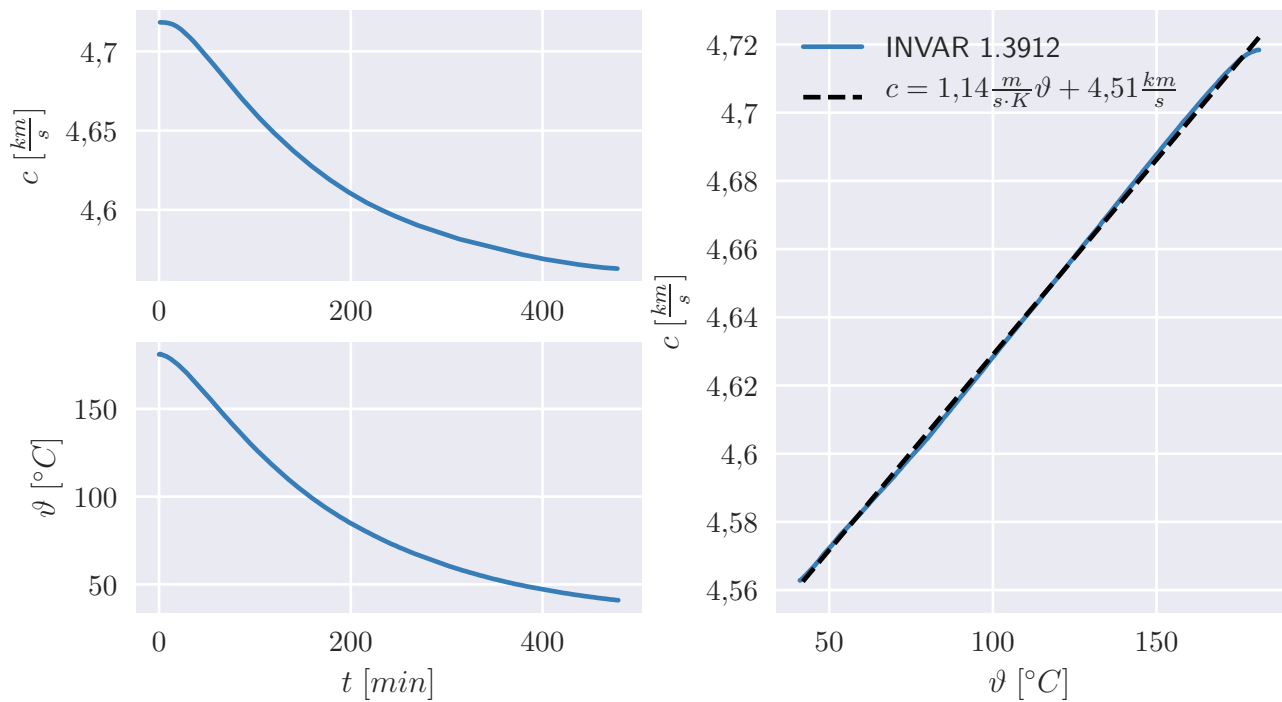


Abbildung A.3.: Gemessene Schallgeschwindigkeit von Invar in Abhängigkeit der Temperatur

Material	$m = \frac{\Delta c}{\Delta T}$ $\left[\frac{m}{s \cdot K} \right]$	$c(\vartheta = 0^{\circ}C)$ $\left[\frac{m}{s} \right]$
Stahl	-0,78	5501
Aluminium	-1,16	6251
Invar	1,14	4514

Tabelle A.2.: Aus Messungen berechnete Linearitätsparameter für die temperaturabhängige Schallgeschwindigkeit

B. Erläuterung eines B-Bildes

Das sogenannte B-Bild ist eine Darstellungsart von Schalldaten mit Hilfe von Falschfarben. In Abbildung B.1 ist im oberen Diagramm ein B-Bild aufgetragen. Die Farben geben den Amplitudenwert der Schallsignale wieder. In der verwendeten Farbskala werden Wellenberge in Rot, Wellentäler in Blau und Amplituden nahe Null weiß dargestellt. Auf der Ordinate ist die Signallaufzeit τ [μs] und auf der Abszisse die Messzeit t [min] aufgetragen. Infolgedessen kann von links nach rechts die Entwicklung des Signals über die Messzeit abgelesen werden. In Abbildung B.1 sind die Rohsignale zu drei Zeitpunkten aus dem B-Bild in der mittleren Diagrammreihe aufgetragen. Im untersten Diagramm ist die ausgewertete Signallaufzeit $\tau - \tau_0$ und Signalamplitude A aufgetragen. Im Beispiel handelt es sich um eine charakteristische Signalentwicklung während einer isothermen Aushärtung. Dabei fällt die Signallaufzeit in einem S-förmigen Verlauf ab und die Amplitude fällt zunächst ab und steigt am Ende der Aushärtung wieder an. Am Ende der Aushärtung bei $t \approx 228 \text{ min}$ reißt das Signal durch das Abkühlen der Probe ab. Die Entwicklung der Signallaufzeit und Amplitude kann aus dem B-Bild abgelesen werden. Zudem die Signalform und eventuell auftretende Überlagerungen.

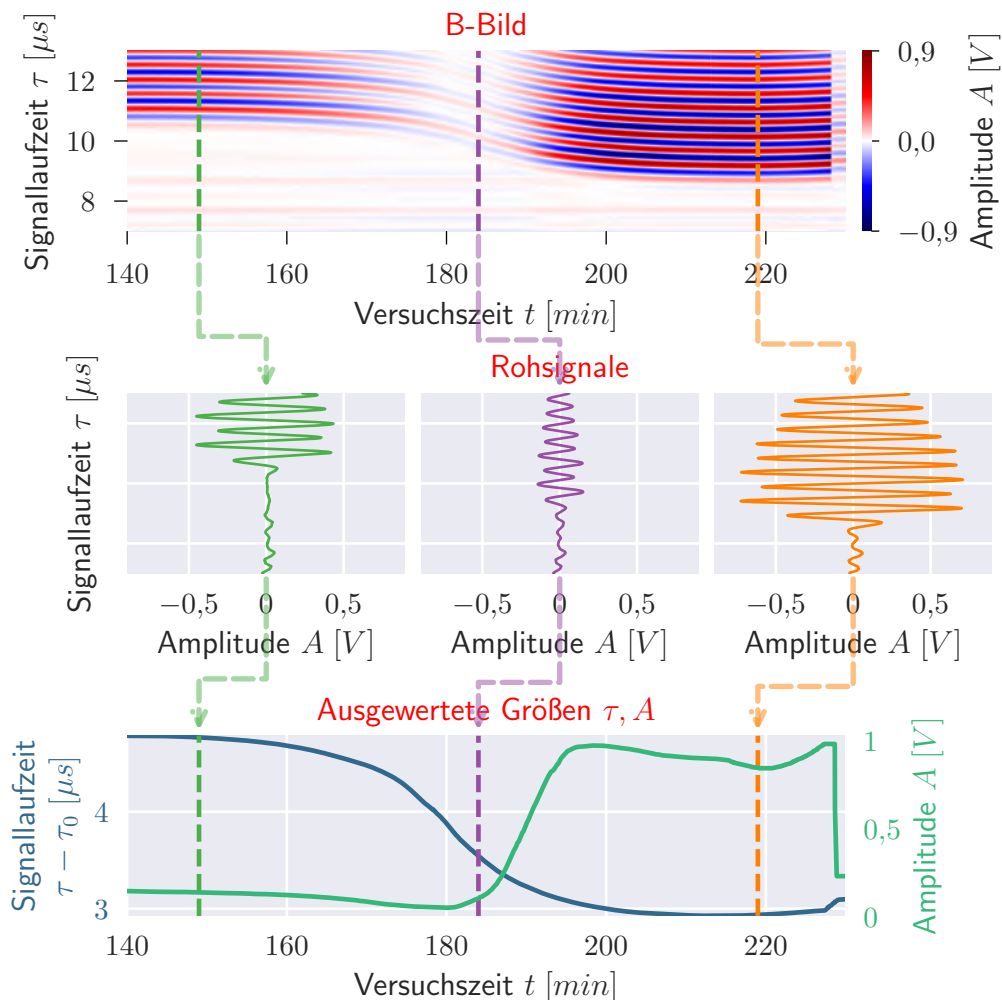


Abbildung B.1.: Erklärung eines B-Bildes

C. Signalanalyse zur Bestimmung der Parameter zur Modellbildung in Kapitel 4.4

In Abschnitt 4.4 wird ein Modell gebildet, das die Entstehung des Impuls-Echo- s_{PE} und Transmissionsignals s_{TR} beschreibt. Die beiden Signale setzen sich aus mehreren Echos, die nach unterschiedlicher Laufzeit τ und Amplitude A zum Sende- und Empfangselement gelangen, zusammen.

Zur Beschreibung sind mehrere Parameter und ein Referenzsignal notwendig. Einer der wichtigsten Parameter sind die Laufzeiten τ_i durch die Materialschichten bzw. die aus Dicke d_i und Laufzeit τ_i ergebende Schallgeschwindigkeit c_i . Zu deren Bestimmung wird die Kreuzkorrelation auf die beiden Signale angewandt, um Laufzeitunterschiede zwischen unterschiedlichen Echos zu messen. Die Ergebnisse der Kreuzkorrelation sind in Abbildung C.1 dargestellt.

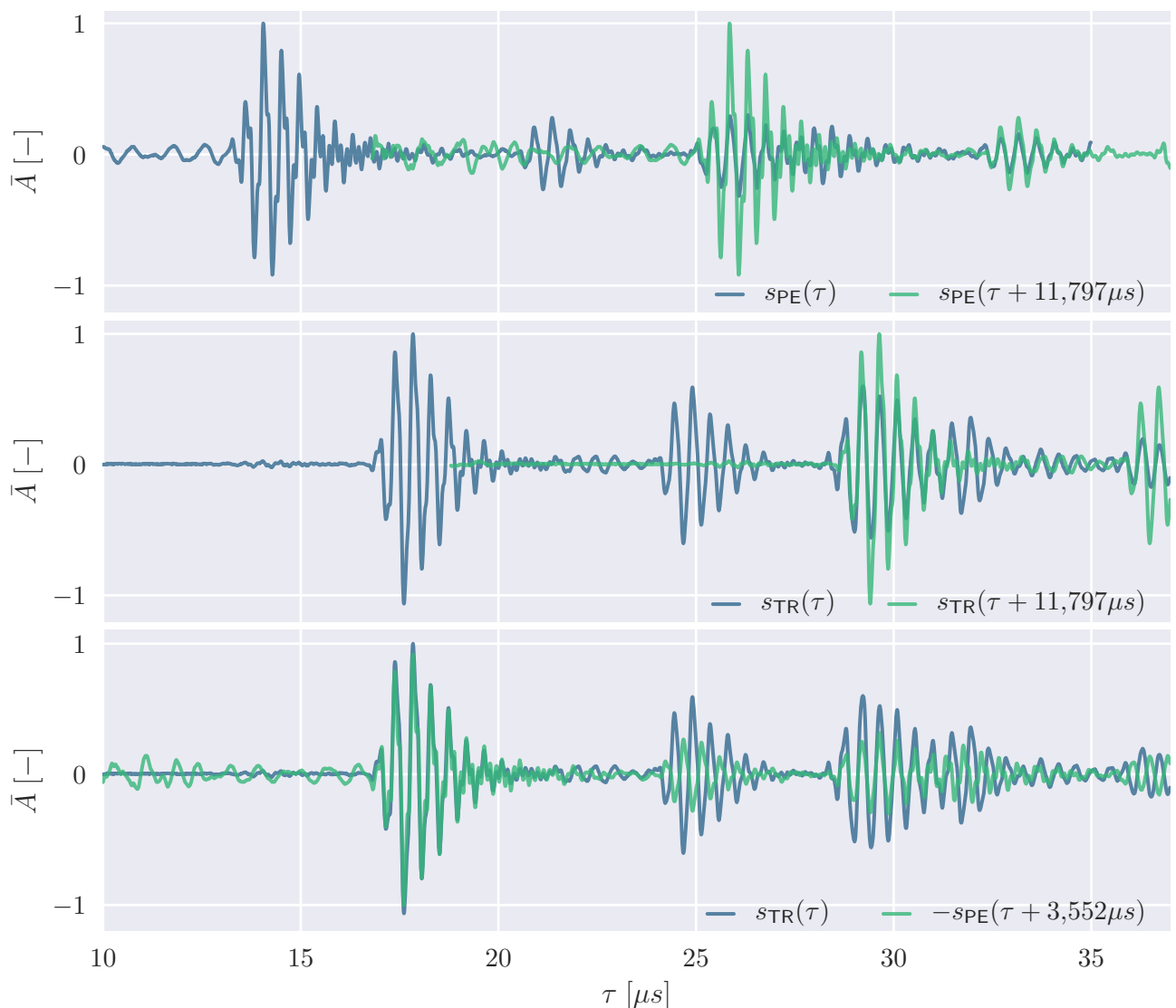


Abbildung C.1.: Berechnung unterschiedlicher Laufzeiten mit Hilfe der Kreuzkorrelation am Impuls-Echo- s_{PE} und Transmissionsignal s_{TR}

Im oberen Diagramm wird die Laufzeit zwischen erstem und zweitem Echo im Impuls-Echo-Signal bestimmt, die der doppelten Laufzeit durch die untere Formwerkzeugwand $\tau_{WZ,1}$ entspricht. Im mittleren Diagramm wird die Laufzeit durch die obere Formwerkzeugwand $\tau_{WZ,2}$ aus dem Transmissionsignal ausgewertet. Schließlich wird der Laufzeitunterschied τ^* zwischen erstem Echo in der unteren

Formwerkzeugwand aus dem Impuls-Echo-Signal und dem ersten Transmissionssignal bestimmt. Diese Laufzeit setzt sich wie folgt zusammen:

$$\begin{aligned}\tau^* &= \tau_{WZ,1} + \tau_{\text{Bauteil}} + \tau_{WZ,2} - 2 \cdot \tau_{WZ,1} \\ &= \tau_{\text{Bauteil}} + \tau_{WZ,2} - \tau_{WZ,1}\end{aligned}\quad (\text{C.1})$$

Mittels der Laufzeit τ^* kann daher die Laufzeit durch das Bauteil τ_{Bauteil} berechnet werden:

$$\begin{aligned}\tau_{\text{Bauteil}} &= \tau^* + \tau_{WZ,1} - \tau_{WZ,2} \\ &= \left(3,55 + \frac{11,8}{2} - \frac{11,8}{2}\right) \mu\text{s} \\ &= 3,55 \mu\text{s}\end{aligned}\quad (\text{C.2})$$

Das für die Modellbildung benötigte Referenzsignal s_{ref} wird aus dem Transmissionssignal s_{TR} im Zeitbereich $15 \mu\text{s} \leq \tau \leq 21 \mu\text{s}$ entnommen, da dieses im Vergleich zum Impuls-Echo-Signal weniger Störeinflüssen unterliegt. Die auf den Aussendungszeitpunkt τ_0 zurückprojizierte Laufzeit des Referenzsignals ist:

$$\tau_{\text{ref}} = \tau_{\text{TR}} - (\tau_{WZ,1} + \tau_{\text{Bauteil}} + \tau_{WZ,2})\quad (\text{C.3})$$

Das Referenzsignal mit normierter Amplitude ist in Abbildung C.2 aufgetragen.

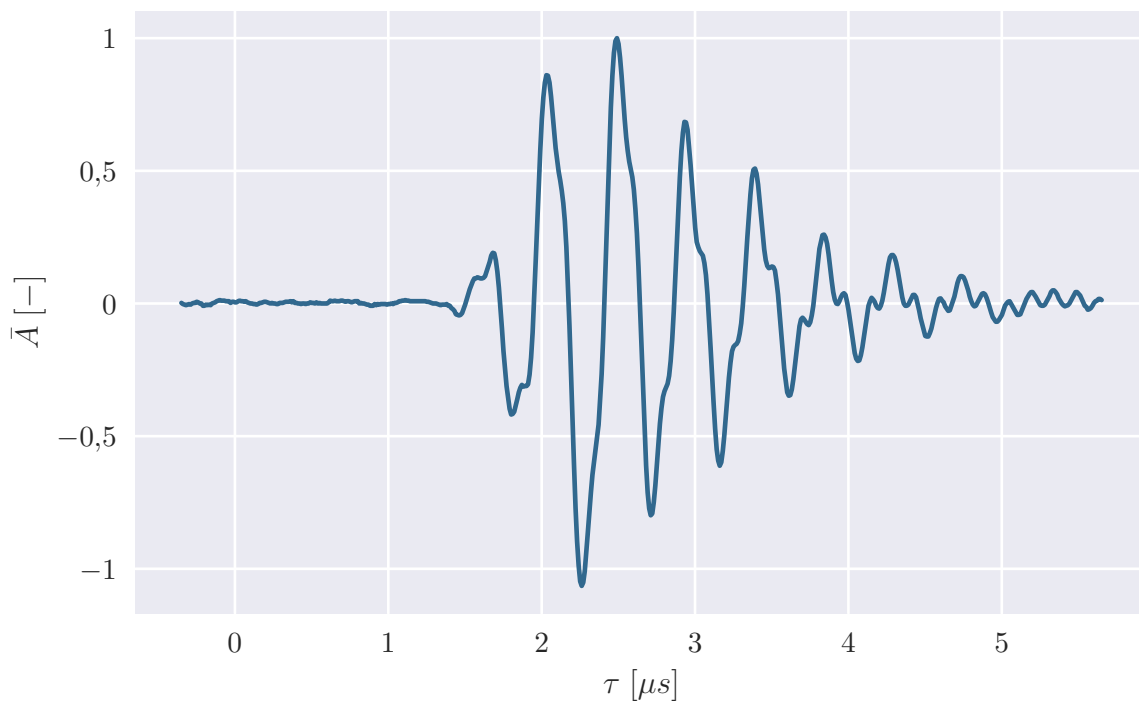


Abbildung C.2.: Aus dem Transmissionssignal s_{TR} entnommenes, auf den Aussendungszeitpunkt τ_0 zurückprojiziertes Referenzsignal s_{ref}

D. Ergänzung zu Kapitel 5.2

D.1. Analyse des gemessenen Impuls-Echo-Zeitsignals

Im Impuls-Echo-Zeitsignal tritt bei $\tau \approx 17 \mu s$ das erste longitudinale Echo von der Grenzfläche zwischen PMMA-Platte und Bauteil auf. Das zweite longitudinale Echo wird nach $\tau \approx 34 \mu s$ kurz nach dem ersten transversalen Echo ($\tau \approx 31 \mu s$) aufgezeichnet. Die Laufzeit der Transversalwelle entspricht annähernd dem erwarteten Wert folgend aus den Literaturwerten der Schallgeschwindigkeit. Die etwas geringere Frequenz in der Kurzzeit-Fourier-Transformation (Abbildung D.1 mittleres Diagramm) bestätigt diese Vermutung.

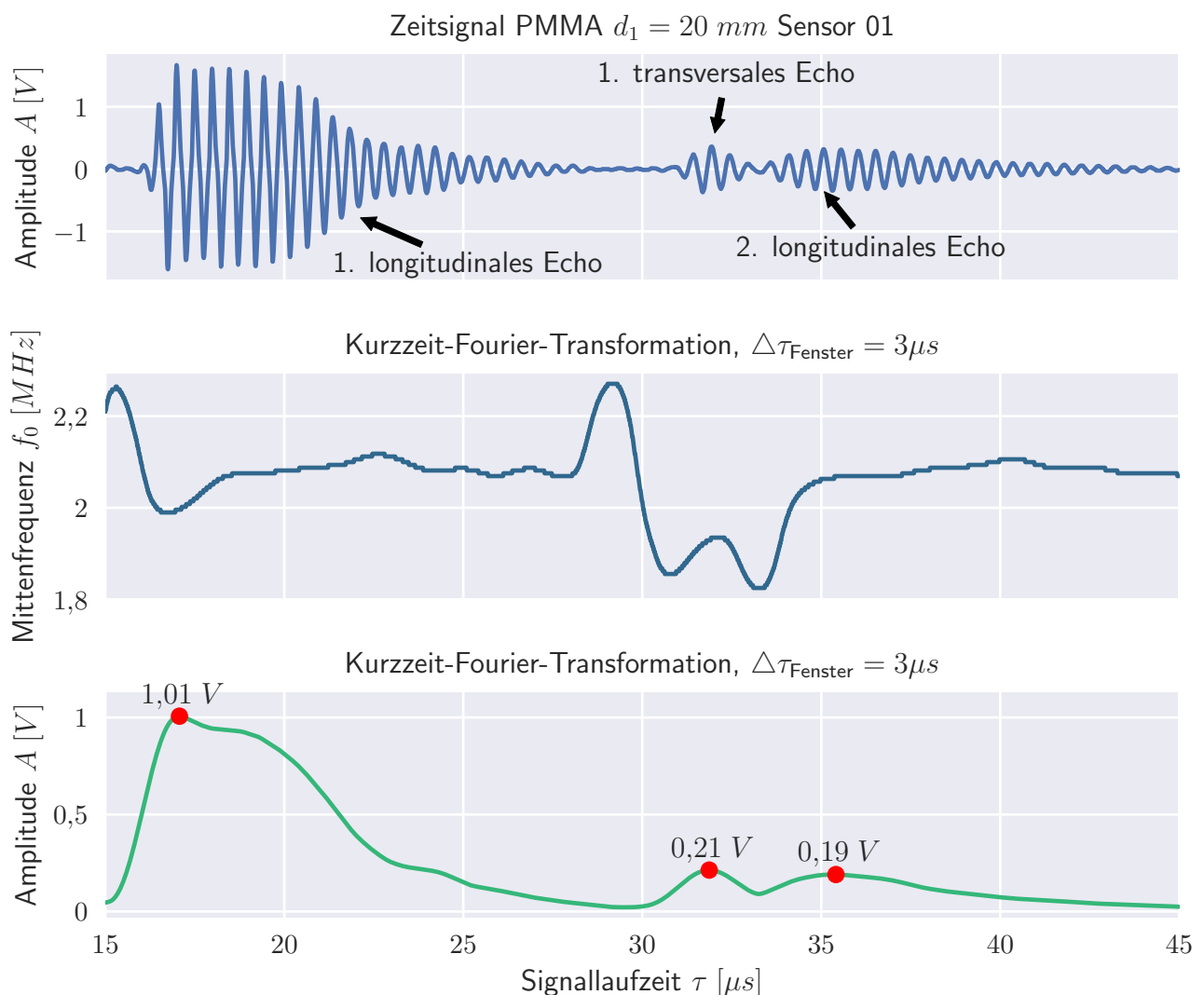


Abbildung D.1.: Impuls-Echo-Zeitsignal und Kurzzeit-Fourier-Transformation

Die Amplitude des ersten longitudinalen Echos liegt mit $A_{PE,lt} \approx 1,01 \text{ V}$ in etwa um Faktor 5 höher als die Amplitude des ersten transversalen Echos mit $A_{PE,tv} \approx 0,21 \text{ V}$. Die Transversalwelle wird aufgrund der Querkontraktion der Piezokeramik erzeugt. Bei Auftreffen einer Transversalwelle bewirkt die Querkontraktion eine Dickendeformation des Sensors, worüber diese einen Signalausgang hervorruft. Die Querkontraktionszahl beträgt bei den verwendeten Keramiken $\nu \approx 0,34$ [109]. Im

Impuls-Echo-Verfahren nimmt folglich die gemessene Amplitude der Transversalwelle $A_{PE,tv}$ einen deutlich kleineren Wert an als die der longitudinalen Welle $A_{PE,lt}$:

$$\begin{aligned} A_{PE,tv} &= \nu^2 \cdot A_{PE,lt} \\ &\approx 0,12 \cdot A_{PE,lt} \end{aligned} \quad (D.1)$$

Die höhere Amplitude $A_{PE,tv}$ im Messergebnis kann durch die nicht ideale Polarisierung in Dickenrichtung der Piezokeramik begründet werden, wodurch neben der Querkontraktion eine zusätzliche Deformation in Querrichtung verursacht wird.

Aufgrund der deutlich höheren Amplitude und der großen Laufzeitunterschiede kann in der Betrachtung des Impuls-Echo-Signals die Transversalwelle vernachlässigt werden.

D.2. Modellbildung

Berechnung des Reflexionsgrades

Aus dem Reflexionsort zwischen dem Sende- und Empfangselement (Indizes s und e) ergibt sich die an diesem Ort anliegende Impedanz Z_{s-e} des Bauteils. Der Reflexionsort entspricht dem Mittelpunkt zwischen den jeweiligen Elementmittelpunktskoordinaten $[x, y]_s$ und $[x, y]_e$ (vgl. Abbildung 5.8 und 5.9):

$$Z_{s-e} = \begin{cases} Z_{\text{Harz}} & \text{wenn } \frac{x_s + x_e}{2} \leq \tan \Theta \cdot \frac{y_s + y_e}{2} + \left(\bar{x} - \frac{1}{2}\right) \cdot \frac{D_{\text{Sensor}}}{\cos \Theta} \\ Z_{\text{vac}} & \text{sonst} \end{cases} \quad (D.2)$$

Die Impedanz des nicht mit Harz benetzten Bereichs ist $Z_{\text{vac}} = 0$.

Der lokal anliegende Reflexionsfaktor R_{s-e} ist neben der lokalen Impedanz Z_{s-e} auch vom Reflexionswinkel β_{s-e} abhängig. Der Reflexionsfaktor ergibt sich aus den Termen Ψ_1 , Ψ_2 und Ψ_3 für den Fall, dass es sich bei einfallender und reflektierter Welle um eine Longitudinalwelle handelt [62]:

$$R_{s-e} = \frac{\Psi_1 - \Psi_2 + \Psi_3}{\Psi_1 + \Psi_2 + \Psi_3} \quad (D.3)$$

Die Terme hängen von der Impedanz Z_{FWZ} und der longitudinalen c_{FWZ} und transversalen $c_{\text{FWZ,tv}}$ Schallgeschwindigkeit des Formwerkzeugs ab:

$$\Psi_1 = \left(\frac{c_{\text{FWZ,tv}}}{c_{\text{FWZ}}} \right)^2 \sin(2\beta_{s-e}) \sin(2\beta_{tv}) \quad (D.4)$$

$$\Psi_2 = \cos^2(2\beta_{tv}) \quad (D.5)$$

$$\Psi_3 = \frac{Z_{s-e} \cos(\beta_{s-e})}{Z_{\text{FWZ}} \cos(\beta_{\text{Harz}})} \quad (D.6)$$

Der Einfallswinkel β_{s-e} berechnet sich aus den Mittelpunktskoordinaten des Sende- $[x, y]_s$ und des Empfängerelements $[x, y]_r$ und der Formwerkzeugdicke d_1 :

$$\tan(\beta_{s-e}) = \frac{1}{2d_1} \sqrt{(x_e - x_s)^2 + (y_e - y_s)^2} \quad (D.7)$$

Der Reflexionswinkel der Transversalwelle β_{tv} kann aus dem Verhältnis der transversalen zur longitudinalen Schallgeschwindigkeit $\frac{c_{\text{FWZ,tv}}}{c_{\text{FWZ}}}$ bestimmt werden:

$$\sin(\beta_{tv}) = \frac{c_{\text{FWZ,tv}}}{c_{\text{FWZ}}} \sin(\beta_{s-e}) \quad (D.8)$$

Der Brechungswinkel β_{Harz} der Longitudinalwelle, die in das Bauteil einschallt, hängt von der Schallgeschwindigkeit des Harzes c_{Harz} ab:

$$\sin(\beta_{\text{Harz}}) = \frac{c_{\text{Harz}}}{c_{\text{FWZ}}} \sin(\beta_{s-e}) \quad (\text{D.9})$$

In den unbenetzten Bereichen, an denen die Impedanz des Vakuums Z_{vac} anliegt, dringt kein Schall in das Bauteil. Jedoch wird durch $Z_{\text{vac}} = 0$ der Term $\Psi_3 = 0$, sodass bei der Berechnung des Reflexionsgrades der Brechungswinkel β_{Harz} keinen Einfluss hat und nicht in einer Fallunterscheidung berücksichtigt werden muss.

Berechnung der Schallschwächung über die Schallstrecke

Die Schallstrecke l_{s-e} , die das Schallsignal vom Sende- $[x, y]_s$ über die Reflexion an der Grenzschicht Formwerkzeug-Bauteil zum Empfangselement $[x, y]_e$ zurücklegt, ergibt sich mit der Formwerkzeugdicke d_1 zu (vgl. Abbildung 5.8):

$$l_{s-e} = \sqrt{(x_e - x_s)^2 + (y_e - y_s)^2 + 4 \cdot d_1^2} \quad (\text{D.10})$$

Aus der Schallstrecke l folgt die Schallschwächung im Zusammenhang mit dem Abstandsgesetz für Kugelwellen aus Gleichung 2.22 bezogen auf die Elementkantenlänge $\Delta x = \Delta y$:

$$A_1 = A_0 \cdot \frac{\Delta x}{l_{s-e}} \quad (\text{D.11})$$

Hinzu kommt die Schalldämpfung des Formwerkzeugmaterials α_1 nach Gleichung 2.23 in Abhängigkeit der zurückgelegten Schallstrecke l_{s-e} .

Berechnung der Signalamplitude

Aus der Schallstrecke l_{s-e} wird aus der Schallgeschwindigkeit des Formwerkzeugs c_1 die Laufzeit $\Delta\tau_{s-e}$ zwischen Sende- und Empfangselement berechnet:

$$\Delta\tau_{s-e} = \frac{l_{s-e}}{c} \quad (\text{D.12})$$

Als Ausgangssignal s_{ref} wird bei den Berechnungen ein Sinussignal der Mittenfrequenz f_0 mehrerer Perioden N_{Perioden} mit einer Hanning-Hüllkurve verwendet, in Abhängigkeit des Zeitschritts $\tau[i]$:

$$s_{\text{ref}}(\tau[i]) = \sin(2\pi \cdot f_0 \cdot \tau[i]) \cdot \frac{1}{2} \left(1 - \cos \left(\frac{2\pi f_0 \tau[i]}{N_{\text{Perioden}}} \right) \right) \quad (\text{D.13})$$

mit $0 \leq \tau[i] \leq \frac{N_{\text{Perioden}}}{f_0}$

Abhängig vom Zeitschritt $\tau[i]$ und der Laufzeit zwischen Sende- und Empfangselement $\Delta\tau_{s-e}$ ergibt sich der Signalwert $s_{s-e}(\tau[i])$:

$$s_{s-e}(\tau[i]) = \begin{cases} s_{\text{ref}}(\tau[i] - \Delta\tau_{s-e}) & \text{wenn } 0 \leq \tau[i] - \Delta\tau_{s-e} \leq \frac{N_{\text{Perioden}}}{f_0} \\ 0 & \text{sonst} \end{cases} \quad (\text{D.14})$$

Zusammenführen aller Einflüsse

Bei der Berechnung wird für jeden Zeitschritt $\tau[i]$ die Amplitude jedes Sensorelements $A(x_e, y_e)$ numerisch berechnet. Diese ergibt sich zu:

$$A(x_e, y_e, \tau[i]) = R_{s-e} \cdot e^{-\alpha \cdot l_{s-e}} \cdot \frac{\Delta x}{l_{s-e}} \cdot s_{s-e}(\tau[i] - \Delta\tau_{s-e}) \quad (\text{D.15})$$

D.3. Berechnungsergebnisse des Amplitudenabfalls während des Fließfrontdurchgangs (Ergänzung zu Abschnitt 5.2.2)

Ergänzende Ergebnisse zu den Untersuchungen in Abschnitt 5.2.2 zum Vergleich der berechneten und gemessenen Verläufe der Impuls-Echo-Amplituden und Annäherung der parametrisierten Kurven P_{Ellipse} und $P_{\text{Gauß}}$.

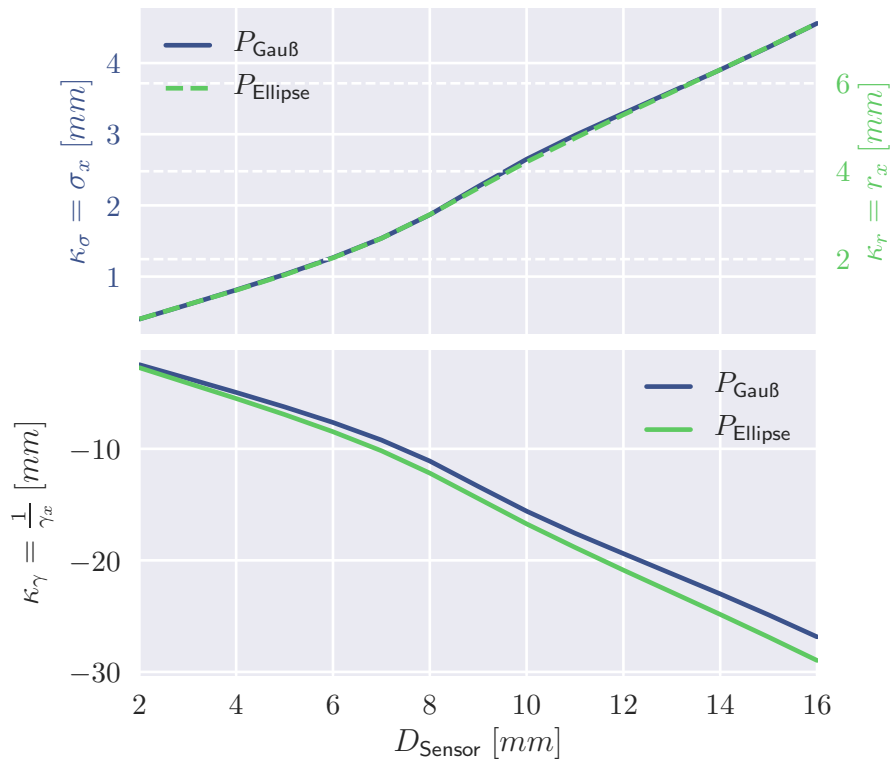


Abbildung D.2.: Vergleich der Parameter zur Eignung als Maß für die Fließfrontgeschwindigkeit, mit σ und r als Maß für die Breite des Abfalls, s für die Höhe des Scheitelpunktes und dem Fehler der Abweichung der angenäherten Kurven an die Ausgangskurven

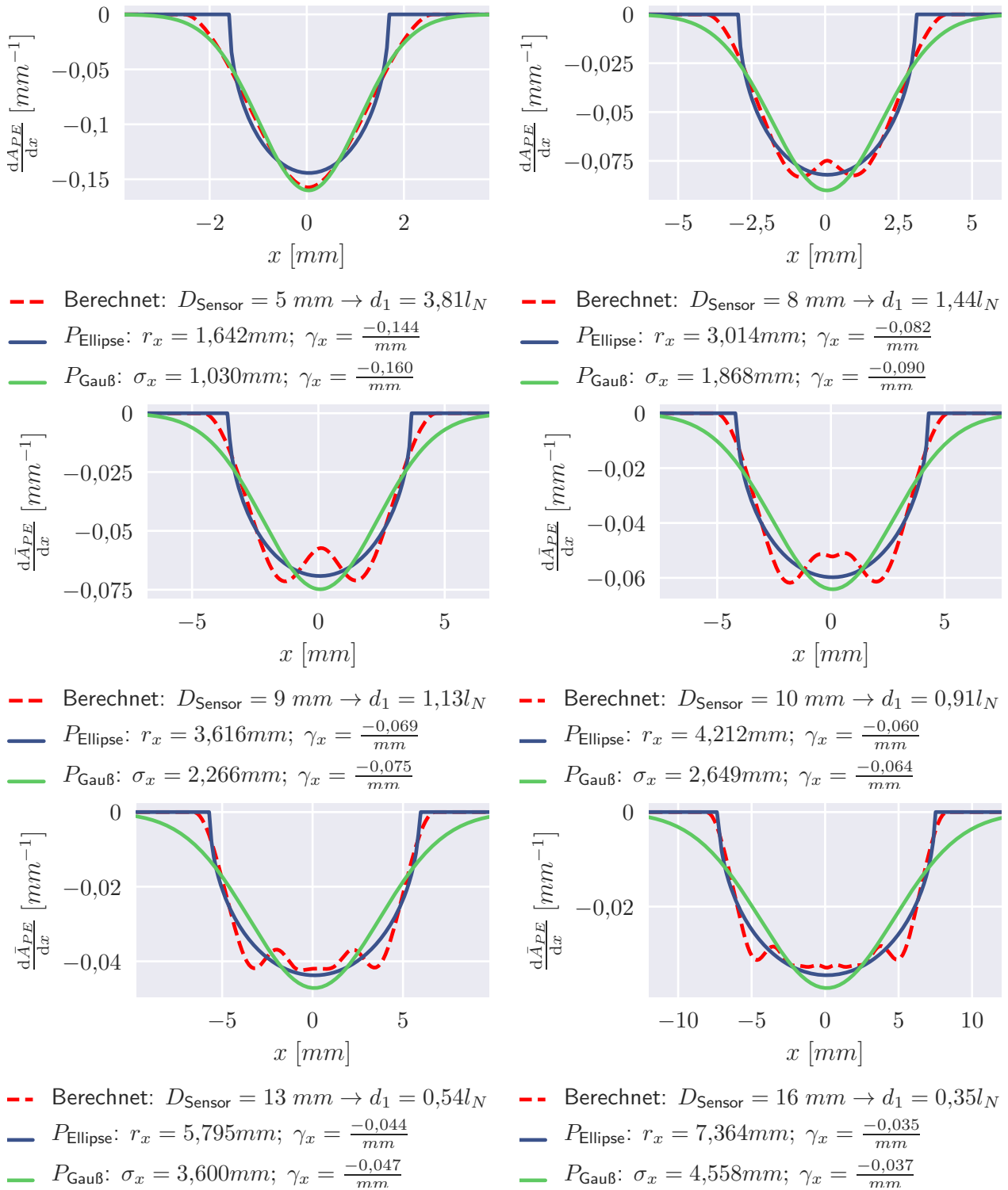


Abbildung D.3.: Annäherung der Ableitung nach dem Fließfrontfortschritt \bar{x} der berechneten Kurven der Impuls-Echo-Amplitude mit parametrisierten Kurven (Ellipse und Gaußscher Glockenkurve) zur Bestimmung der Fließgeschwindigkeit bei unterschiedlichen Sensordurchmessern D_{Sensor} an einer PMMA-Platte der Dicke $d_1 = 20 \text{ mm}$

E. Detektion des Gel- und Vitrifikationspunktes mit künstlichen, neuronalen Netzen

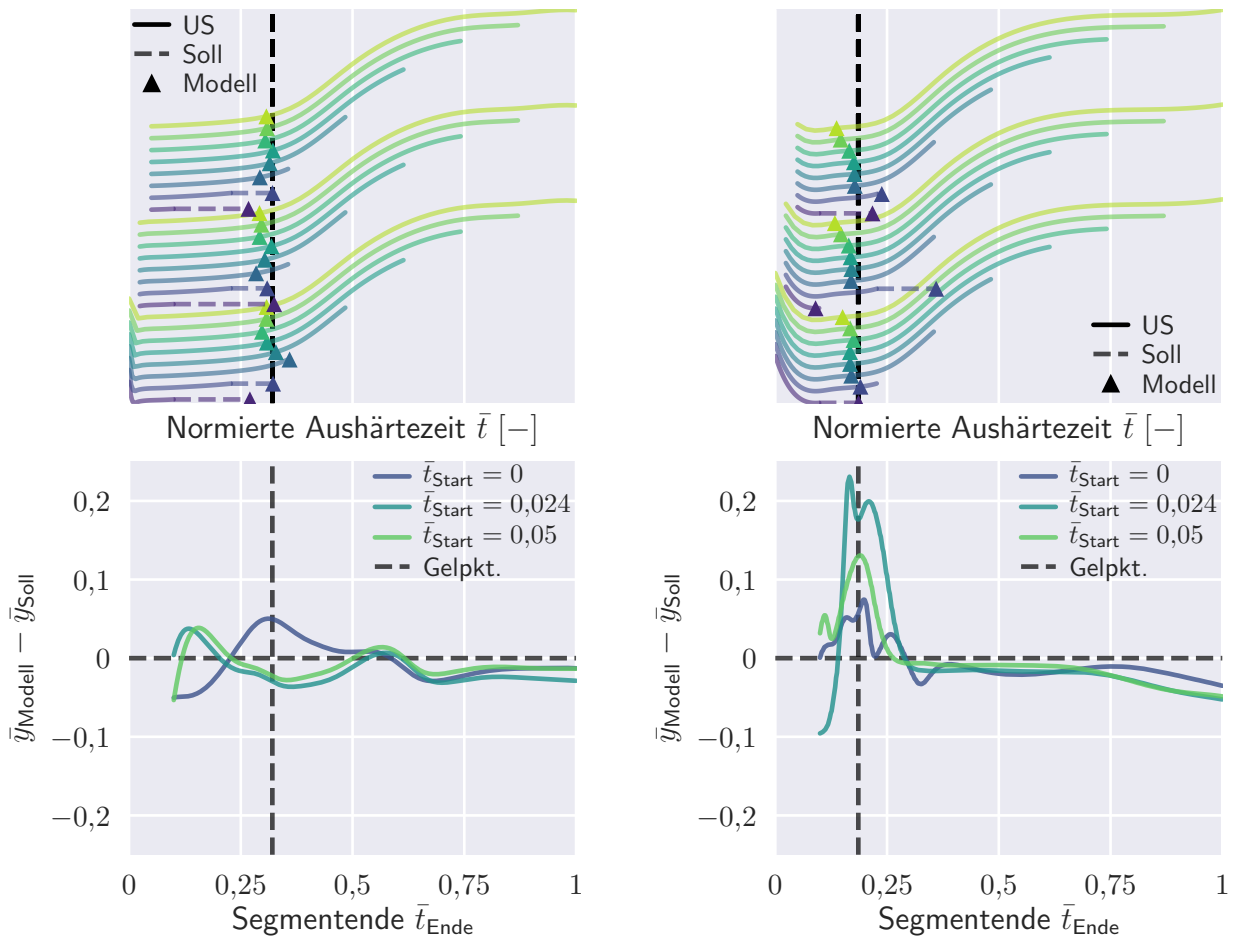


Abbildung E.1.: Vorhersage des Gelpunktes durch künstliches, neuronales Netz anhand der Schallgeschwindigkeitskurven an zufällig ausgewählten Testdatensätzen mit variierenden Segmentausschnitten

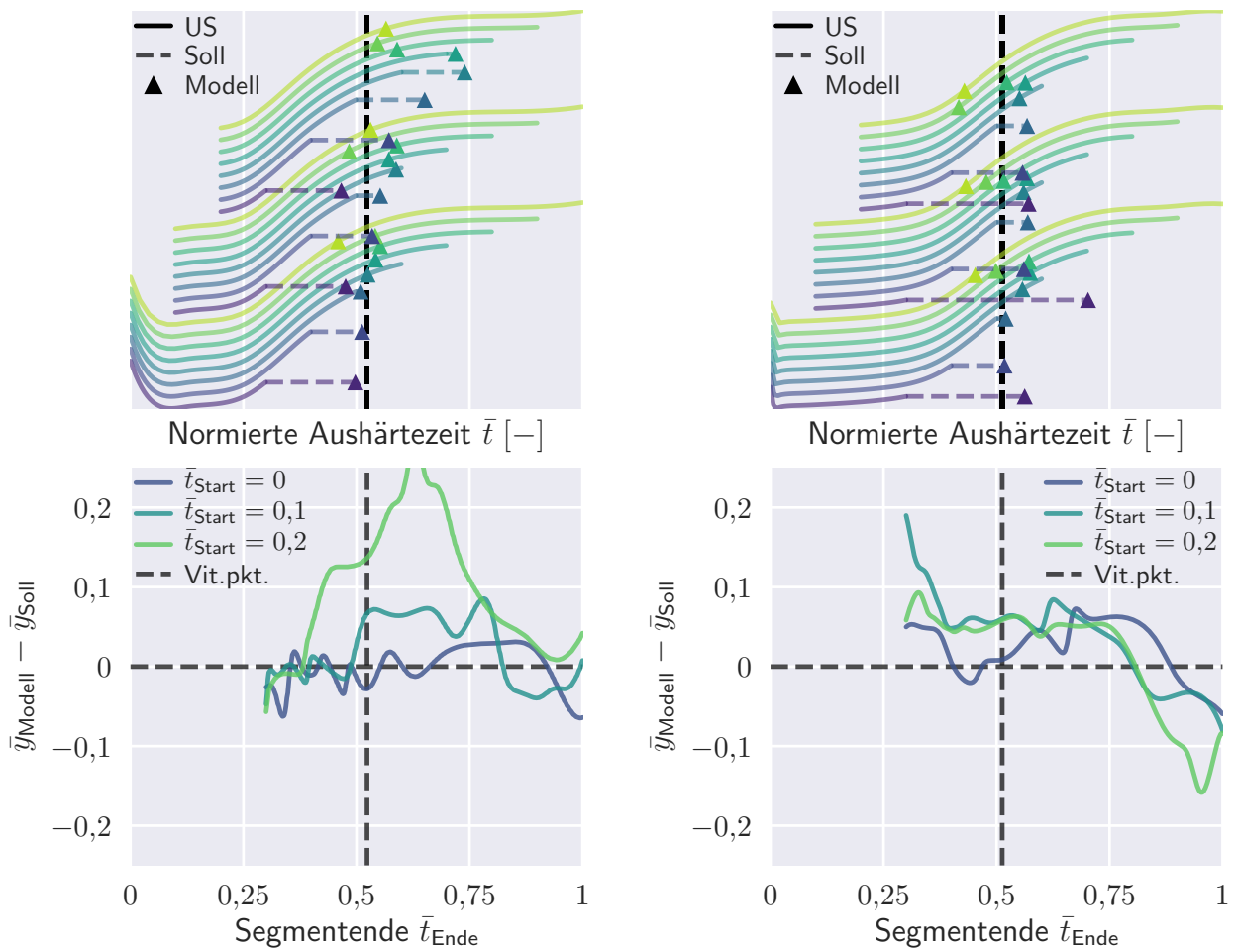


Abbildung E.2.: Vorhersage des Vitrifikationspunktes durch künstliches, neuronales Netz anhand der Schallgeschwindigkeitskurven an zufällig ausgewählten Testdatensätzen mit variierenden Segmentausschnitten

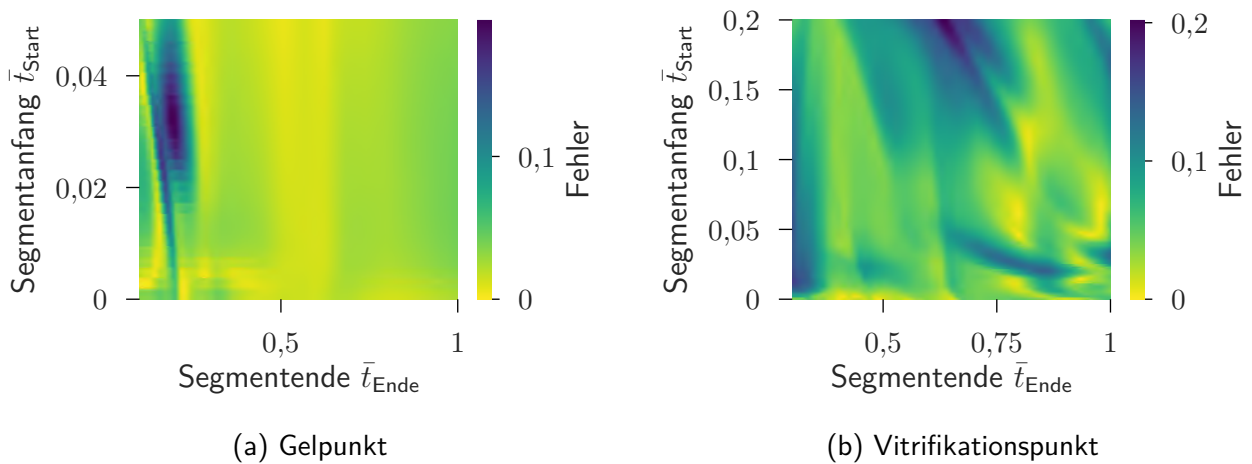


Abbildung E.3.: Durchschnittlicher Fehler des neuronalen Netzes in Abhängigkeit des Segmentanfangs und -endes mit zufällig ausgewählten Testdaten

F. Vergleich der Laminatdickenmessung mit Ultraschall und Wirbelstromabstandssensoren

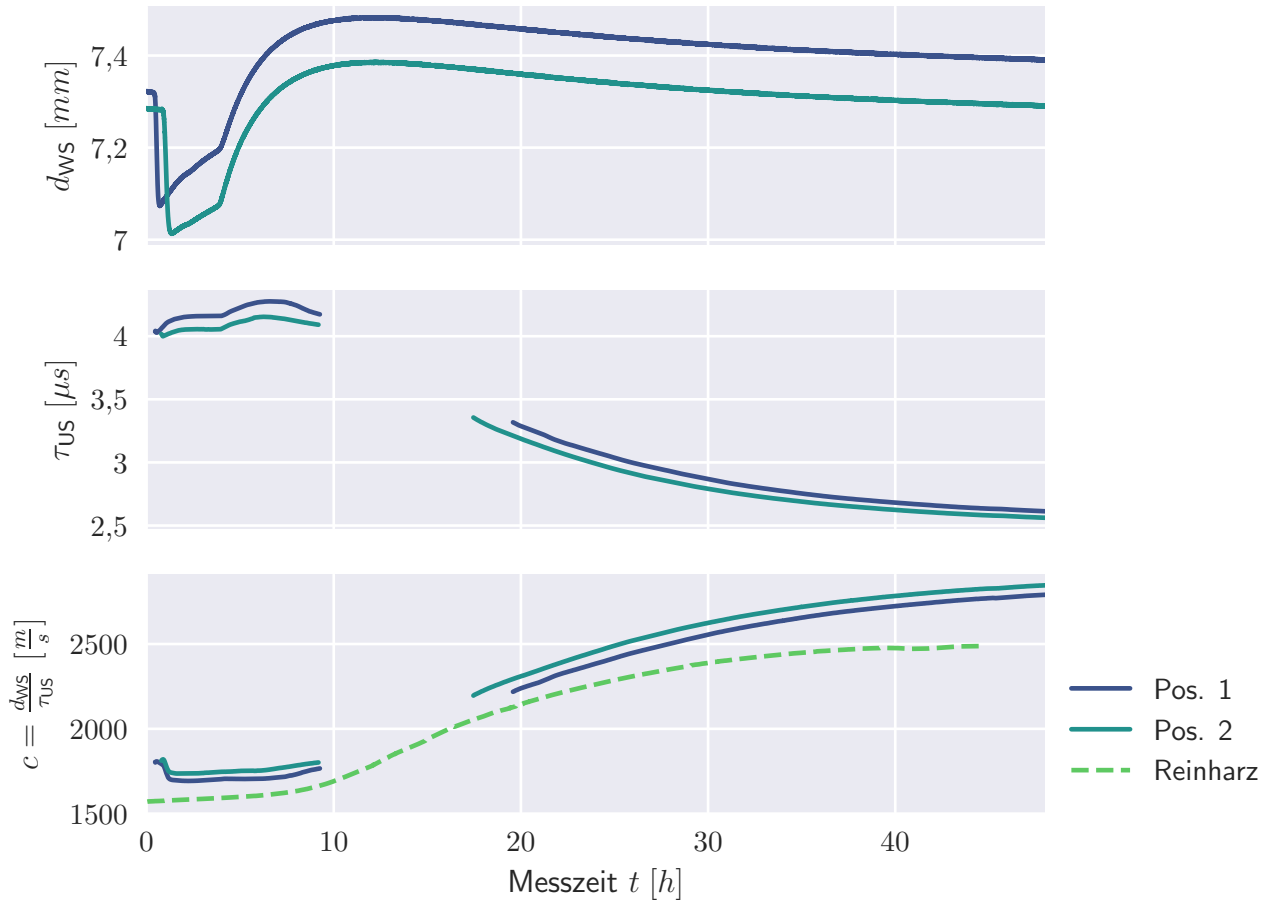


Abbildung F.1.: Laminatdickenverlauf der Wirbelstromsensoren während der Infusion, Schalllaufzeit und sich aus den beiden Größen ergebende Schallgeschwindigkeit

G. Bauteildicken der Rippe

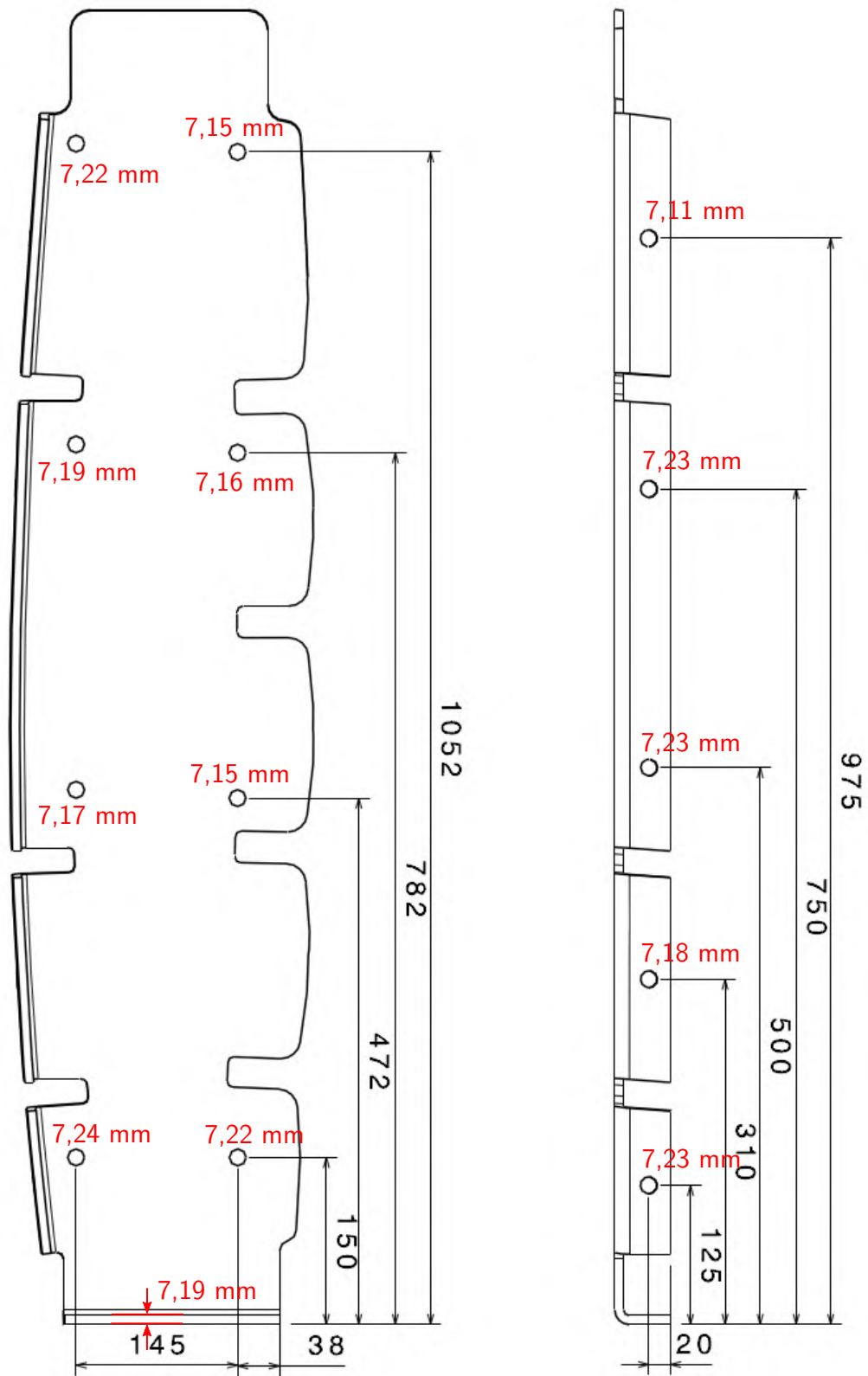


Abbildung G.1.: Ergebnisse der manuellen Dickenmessung der Rippe des vierten Infusionsversuchs