

Untersuchungen zur Widerstandserwärmung von Carbonfaser-Tapes beim Automated Fiber Placement

Yannis Grohmann

Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
Institut für Systemleichtbau
Stade



DLR

Deutsches Zentrum
für Luft- und Raumfahrt

Forschungsbericht 2026-03

Untersuchungen zur Widerstandserwärmung von Carbonfaser- Tapes beim Automated Fiber Placement

Yannis Grohmann

Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
Institut für Systemleichtbau
Stade

145 Seiten
80 Bilder
17 Tabellen
111 Literaturstellen



Deutsches Zentrum
DLR für Luft- und Raumfahrt



Herausgeber:

Deutsches Zentrum
für Luft- und Raumfahrt e. V.
Wissenschaftliche Information
Linder Höhe
D-51147 Köln

ISSN 1434-8454
ISRN DLR-FB-2026-03
Erscheinungsjahr 2026
DOI: [10.57676/3ptb-nt61](https://doi.org/10.57676/3ptb-nt61)

Erklärung des Herausgebers

Dieses Werk – ausgenommen anderweitig gekennzeichnete Teile – ist lizenziert unter den Bedingungen der Creative Commons Lizenz vom Typ Namensnennung 4.0 International (CC BY 4.0), abrufbar über <https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/legalcode>

Lizenz



Creative Commons Attribution 4.0 International

Yannis GROHMANN

DLR, Institut für Systemleichtbau, Stade

Untersuchungen zur Widerstandserwärmung von Carbonfaser-Tapes beim Automated Fiber Placement

Technische Universität Braunschweig

Das Automated Fiber Placement-Verfahren (AFP) ist eines der am häufigsten verwendeten Fertigungsverfahren für die automatisierte Herstellung von Bauteilen aus carbonfaser-verstärkten Kunststoffen. Ein Roboter platziert dabei Carbonfaser-Halbzeuge auf einer Bauteiloberfläche, wobei das Halbzeug unmittelbar vor dem Ablegen erhitzt wird. Für das Aufheizen sind Laser-, Infrarotstrahler oder vergleichbare strahlungsbasierte Technologien Stand der Technik. Das in dieser Arbeit erforschte direkte Widerstandserwärmen der elektrisch leitfähigen Carbonfasern verspricht eine signifikant höhere Produktionsrate und Energieeffizienz bei geringeren Investitionskosten. Diese Arbeit untersucht die Anwendbarkeit der Technologie beim AFP-Verfahren, wobei drei zentrale Forschungsfragen im Fokus stehen:

- Welche technologie- und verfahrensspezifischen Parameter sind relevant?
- Unter welchen Voraussetzungen ist die Prozesstemperatur ausreichend genau vorhersagbar?
- Welche Auswirkungen hat die Technologie auf den Fertigungsprozess und die verarbeiteten Materialien?

Für die Analyse der elektrischen Prozessparameter kommt eine eigens entwickelte Steuerung zum Einsatz, die ein exaktes Auslösen von Strompulsen im Mikrosekundenbereich erlaubt. Nur so ist es möglich, beim Bestromen der Halbzeuge den Einfluss sehr hoher Spannungen und Ströme zu analysieren. Die Ergebnisse zeigen beeindruckend, wie wichtig die angelegte Spannung beim Widerstandsheizen von Carbonfasern ist. Hochspannungspulse, die zu Heizraten über 100 000 K/s führen, reduzieren den ohnehin geringen Energieverbrauch weiter und erlauben Prozessgeschwindigkeiten, die weit über das maximale Potenzial heutiger Fertigungsanlagen geht.

Um die Prozesstemperatur bei so hohen Geschwindigkeiten kontrollieren zu können, bedarf es neuer Ansätze. Eine Simulation, die die elektrischen und thermischen Eigenschaften der Halbzeuge berücksichtigt, zeigt auf, wo genau die Herausforderungen liegen. Für die Validierung des Modells sind neben den elektrischen auch die thermischen Eigenschaften der Halbzeuge zu bestimmen. Die hierfür entwickelten Verfahren überzeugen durch die einfache Umsetzbarkeit und können daher zukünftig eine breitere Anwendung finden.

Den Abschluss der Untersuchungen bilden Fertigungstests. Hauptziel dabei ist, die Einflüsse der Technologie auf die mechanischen Kennwerte von Bauteilen zu überprüfen. Hierfür kommt ein eigens entwickelter AFP-Endeffektor zum Einsatz. Dieser legt vollautomatisch Preformen ab, aus denen anschließend Prüfplatten bzw. Prüfkörper hergestellt werden. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass potenzielle Schädigungen durch das hochintensive elektrische Heizen bei robuster Prozessierung vernachlässigbar sind.

Die in dieser Arbeit erzielten Ergebnisse demonstrieren die enormen Vorteile der Technologie des Widerstandsheizens. Darüber hinaus schaffen sie eine zuverlässige Basis für die gezielte Industrialisierung und Weiterentwicklung.

Yannis GROHMANN

German Aerospace Center (DLR), Institute of Lightweight Systems, Stade

Investigations into the resistance heating of carbon fiber tapes during Automated Fiber Placement

Technische Universität Braunschweig

The Automated Fiber Placement (AFP) process is one of the most common methods for the automated production of components made from carbon fiber reinforced plastic. In this process, a robot places carbon fiber tapes or tows onto a tool surface, with the material being heated just before placement. State-of-the-art heating methods include lasers, infrared heaters, and similar radiation-based technologies. The direct resistance heating of the electrically conductive carbon fibers investigated in this thesis promises significantly higher productivity and energy efficiency at lower investment costs. This thesis investigates the use of the technology in the AFP process, addressing three central research questions:

- Which technology- and process-specific parameters are relevant?
- What conditions are needed to predict the process temperature with sufficient accuracy?
- What effects does the technology have on the manufacturing process and the processed materials?

For the analysis of the electrical process parameters, a custom-developed control system is used, allowing precise triggering of electrical heating pulses in the microsecond range. This setup allows the analysis of the influence of very high voltages and currents without excessive heating of the fibers. The results clearly demonstrate how crucial the applied voltage is for the resistance heating process of carbon fibers. High-voltage pulses, leading to heating rates above 100,000 K/s, further reduce the already low energy consumption and enable process speeds that far exceed the maximum capability of modern manufacturing machines.

New approaches are needed to control the process temperature at such high speeds. A simulation that incorporates the electrical and thermal properties of the carbon fiber materials reveals where the challenges are. For model validation, both the electrical and thermal properties of the materials must be determined. The procedures developed for this purpose are easy to perform and thus hold potential for wider application in the future.

The investigations conclude with production trials, aiming primarily to assess the effects of the technology on the mechanical properties of manufactured parts. A custom-developed AFP end effector is used for this purpose, automatically depositing preforms that are then used to produce test panels or specimens. The results indicate that damage caused by high-intensity electrical heating is negligible with proper processing.

The results achieved in this work demonstrate the significant advantages of direct resistance heating. Furthermore, they provide a reliable foundation for the targeted industrialization and further development.

TU Braunschweig – Niedersächsisches
Forschungszentrum für Luftfahrt

Berichte aus der Luft- und Raumfahrttechnik

Forschungsbericht 2026-10

**Untersuchungen zur Widerstandserwärmung
von Carbonfaser-Tapes beim Automated
Fiber Placement**

Yannis Grohmann

Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
Institut für Systemleichtbau
Stade

Diese Veröffentlichung wird gleichzeitig in der Berichtsreihe „NFL
- Forschungsberichte“ geführt.

Diese Arbeit erscheint gleichzeitig als von der Fakultät für Maschinenbau der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs genehmigte Dissertation.

Untersuchungen zur Widerstandserwärmung von Carbonfaser-Tapes beim Automated Fiber Placement

Von der Fakultät für Maschinenbau
der Technischen Universität Braunschweig
zur Erlangung der Würde

eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von: Dipl.-Ing. Yannis Grohmann

geboren in: Tübingen

eingereicht am: 08.05.2025

mündliche Prüfung am: 30.09.2025

Vorsitz: Prof. Dr.-Ing. Markus Böl

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Martin Wiedemann

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Klaus Dröder

Kurzfassung

Das Automated Fiber Placement-Verfahren (AFP) ist eines der am häufigsten verwendeten Fertigungsverfahren für die automatisierte Herstellung von Bauteilen aus carbonfaser-verstärkten Kunststoffen. Ein Roboter platziert dabei Carbonfaser-Halbzeuge auf einer Bauteiloberfläche, wobei das Halbzeug unmittelbar vor dem Ablegen erhitzt wird. Für das Aufheizen sind Laser-, Infrarotstrahler oder vergleichbare strahlungsbasierte Technologien Stand der Technik. Das in dieser Arbeit erforschte direkte Widerstandserwärmen der elektrisch leitfähigen Carbonfasern verspricht eine signifikant höhere Produktionsrate und Energieeffizienz bei geringeren Investitionskosten. Diese Arbeit untersucht die Anwendbarkeit der Technologie beim AFP-Verfahren, wobei drei zentrale Forschungsfragen im Fokus stehen:

- Welche technologie- und verfahrensspezifischen Parameter sind relevant?
- Unter welchen Voraussetzungen ist die Prozesstemperatur ausreichend genau vorhersagbar?
- Welche Auswirkungen hat die Technologie auf den Fertigungsprozess und die verarbeiteten Materialien?

Für die Analyse der elektrischen Prozessparameter kommt eine eigens entwickelte Steuerung zum Einsatz, die ein exaktes Auslösen von Strompulsen im Mikrosekundenbereich erlaubt. Nur so ist es möglich, beim Bestromen der Halbzeuge den Einfluss sehr hoher Spannungen und Ströme zu analysieren. Die Ergebnisse zeigen beeindruckend, wie wichtig die angelegte Spannung beim Widerstandsheizen von Carbonfasern ist. Hochspannungspulse, die zu Heizraten über 100 000 K/s führen, reduzieren den ohnehin geringen Energieverbrauch weiter und erlauben Prozessgeschwindigkeiten, die weit über das maximale Potenzial heutiger Fertigungsanlagen geht.

Um die Prozesstemperatur bei so hohen Geschwindigkeiten kontrollieren zu können, bedarf es neuer Ansätze. Eine Simulation, die die elektrischen und thermischen Eigenschaften der Halbzeuge berücksichtigt, zeigt auf, wo genau die Herausforderungen liegen. Für die Validierung des Modells sind neben den elektrischen auch die thermischen Eigenschaften der Halbzeuge zu bestimmen. Die hierfür entwickelten Verfahren überzeugen durch die einfache Umsetzbarkeit und können daher zukünftig eine breitere Anwendung finden.

Den Abschluss der Untersuchungen bilden Fertigungstests. Hauptziel dabei ist, die Einflüsse der Technologie auf die mechanischen Kennwerte von Bauteilen zu überprüfen. Hierfür kommt ein eigens entwickelter AFP-Endeffektor zum Einsatz. Dieser legt vollautomatisch Preformen ab, aus denen anschließend Prüfplatten bzw. Prüfkörper hergestellt werden. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass potenzielle Schädigungen durch das hochintensive elektrische Heizen bei robuster Prozessierung vernachlässigbar sind.

Die in dieser Arbeit erzielten Ergebnisse demonstrieren die enormen Vorteile der Technologie des Widerstandsheizens. Darüber hinaus schaffen sie eine zuverlässige Basis für die gezielte Industrialisierung und Weiterentwicklung.

Abstract

The Automated Fiber Placement (AFP) process is one of the most common methods for the automated production of components made from carbon fiber reinforced plastic. In this process, a robot places carbon fiber tapes or tows onto a tool surface, with the material being heated just before placement. State-of-the-art heating methods include lasers, infrared heaters, and similar radiation-based technologies. The direct resistance heating of the electrically conductive carbon fibers investigated in this thesis promises significantly higher productivity and energy efficiency at lower investment costs. This thesis investigates the use of the technology in the AFP process, addressing three central research questions:

- Which technology- and process-specific parameters are relevant?
- What conditions are needed to predict the process temperature with sufficient accuracy?
- What effects does the technology have on the manufacturing process and the processed materials?

For the analysis of the electrical process parameters, a custom-developed control system is used, allowing precise triggering of electrical heating pulses in the microsecond range. This setup allows the analysis of the influence of very high voltages and currents without excessive heating of the fibers. The results clearly demonstrate how crucial the applied voltage is for the resistance heating process of carbon fibers. High-voltage pulses, leading to heating rates above 100,000 K/s, further reduce the already low energy consumption and enable process speeds that far exceed the maximum capability of modern manufacturing machines.

New approaches are needed to control the process temperature at such high speeds. A simulation that incorporates the electrical and thermal properties of the carbon fiber materials reveals where the challenges are. For model validation, both the electrical and thermal properties of the materials must be determined. The procedures developed for this purpose are easy to perform and thus hold potential for wider application in the future.

The investigations conclude with production trials, aiming primarily to assess the effects of the technology on the mechanical properties of manufactured parts. A custom-developed AFP end effector is used for this purpose, automatically depositing preforms that are then used to produce test panels or specimens. The results indicate that damage caused by high-intensity electrical heating is negligible with proper processing.

The results achieved in this work demonstrate the significant advantages of direct resistance heating. Furthermore, they provide a reliable foundation for the targeted industrialization and further development.

Danksagung

An erster Stelle danke ich meinem Doktorvater und Erstgutachter Prof. Dr.-Ing. Martin Wiedemann – ohne ihn hätte ich die Doktorarbeit vermutlich nie begonnen. Dank ihm konnte ich in einem professionellen und inspirierenden Umfeld mit großartiger Infrastruktur arbeiten, das zugleich Freiraum für eigene Ideen und wissenschaftliche Freiheit bot.

Weiterhin möchte ich mich bei Prof. Dr.-Ing. Klaus Dröder für die Übernahme des Zweitgutachtens bedanken.

Mein besonderer Dank geht an Prof. Dr. Jörg Melcher, denn ohne seine stetige Unterstützung, seinen motivierenden Zuspruch, seinen kritischen Blick sowie viele wertvolle Gespräche und Diskussionen in den letzten Jahren wäre diese Arbeit in dieser Form sicher nicht das geworden, was sie heute ist.

Dank geht auch an meinen Kollegen Jonas von Heusinger, der insbesondere bei der weiteren Entwicklung der Heiztechnologie in den letzten Jahren eine wertvolle Unterstützung war, sodass ich mich mehr auf meine Dissertation fokussieren konnte. Ich danke auch meiner Bürokollegin Dr.-Ing. Alexandra Kühn, auf die ich mich jederzeit verlassen konnte, wenn ich Unterstützung brauchte. Meinen ehemaligen Abteilungsleitern Prof. Dr.-Ing. Felix Kruse und Dr.-Ing. Jan Stüve sowie meinem aktuellen Abteilungsleiter Dr.-Ing. Daniel Stefaniak danke ich, weil ich stets vollste Unterstützung und Vertrauen erhalten habe, was es mir ermöglichte, eigene Ideen zu verfolgen. Weiterhin auch vielen Dank an Sven Torstrick-von der Lieth, der ebenso genug Vertrauen in mich hatte, sodass ich unkompliziert und unbürokratisch unsere Großanlage für meine Forschungszwecke modifizieren konnte. Weiterhin danke ich Chinh Nguyen, der nicht nur bei der Arbeit stets hilfsbereit war, sondern auch dafür sorgte, dass der Sport als Ausgleich nie zu kurz kam.

Ein großes Dankeschön auch an alle aktuellen und ehemaligen Kolleginnen und Kollegen, die mich bei meiner Forschung direkt unterstützt haben, bei Tischkicker- oder Tischtennispausen dabei waren, mit mir Kaffee- und Kuchenauszeiten genossen oder die Leidenschaft für ein gutes Mittagessen geteilt haben und dafür immer wieder den Weg zur besten Bolo der Stadt geteilt haben – Ihr habt dafür gesorgt, dass die Arbeit nicht nur produktiv war, sondern auch Spaß gemacht hat. Auch allen ehemaligen Studierenden sowie externen Projekt- und Forschungspartnern, die mich auf diesem Weg begleitet und etwas dazu beigetragen haben, gilt mein Dank.

Und an alle, die sich bis hierhin noch nicht angesprochen gefühlt haben: Ein herzliches Dankeschön an alle, die mich während der Anfertigung meiner Doktorarbeit am Institut für Systemleichtbau des Deutschen Zentrums für Luft- und Raumfahrt unterstützt haben.

Nicht zuletzt ein großes Dankeschön an meine Familie, meine Freundin und meine Freunde – für all die Unterstützung, Ermutigung und Geduld in dieser intensiven Zeit.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	II
Abstract.....	III
Danksagung.....	V
Inhaltsverzeichnis	VI
Abkürzungsverzeichnis	VIII
Symbolverzeichnis.....	IX
1 Nutzung direkter Widerstandserwärmung beim AFP-Verfahren.....	1
1.1 Grundprinzip der Widerstandserwärmung beim AFP-Verfahren	1
1.2 Motivation, Ziele und Forschungsschwerpunkte der Arbeit	2
1.3 Gliederung der Arbeit.....	3
2 Stand der Technik	5
2.1 AFP-Verfahren, Halbzeuge und Heiztechnologien.....	5
2.1.1 Automated Fiber Placement	5
2.1.2 AFP-Halbzeuge	6
2.1.3 Heiztechnologien für das AFP-Verfahren.....	9
2.1.4 Widerstandserwärmung von Carbonfasern.....	11
2.1.5 Forschungsbedarfe im Bereich der Technologie-Analyse	14
2.2 Modelle für die Vorhersage der Prozesstemperatur	15
2.2.1 Entwicklung von Modellen für die Temperaturvorhersage	16
2.2.2 Wärmetransferprozesse	16
2.2.3 Stromwärmegesetz	18
2.2.4 Wichtige Materialkennwerte für ein Temperaturmodell	18
2.2.5 Forschungsbedarfe im Bereich der Temperaturmodelle für die kontinuierliche Widerstandserwärmung	18
2.3 Einflüsse der Technologie auf die Fertigung	19
2.3.1 Potenziell schädigende Effekte und Schadenstheorien	19
2.3.2 Prüfverfahren	23
2.3.3 Forschungsbedarfe im Bereich der Fertigungsversuche.....	26
3 Technologische, verfahrensrelevante und materialspezifische Grundlagen	27
3.1 Technische Auslegung	27
3.1.1 Stromeinleitung und -ausleitung	28
3.1.2 Bereitstellung der Heizleistung und Ansätze zu Regelkreisen	31
3.2 Untersuchungen zu den elektrischen Eigenschaften der Halbzeuge.....	34
3.2.1 Modellierung des elektrischen Netzwerks.....	36

3.2.2	Prüfvorrichtungen für das Vermessen der Halbzeug-Widerstände.....	39
3.2.3	Längenspezifischer Widerstand.....	43
3.2.4	Kontaktwiderstand.....	47
3.2.5	Querwiderstand.....	59
3.3	Ergebnisse der Grundlagen-Untersuchungen.....	61
4	Temperaturmodell für die kontinuierliche Widerstandserwärmung	65
4.1	Modellentwicklung	65
4.2	Experimentelle Validierung	67
4.2.1	Bestimmung der Heizleistung	67
4.2.2	Bestimmung der Verlustleistung	69
4.2.3	Ermittlung der spezifischen Wärmekapazität	73
4.2.4	Versuchsaufbau, -durchführung und Parameteranalyse	76
4.3	Diskussion über getroffene Annahmen und Vereinfachungen.....	84
4.3.1	Gleichmäßige Temperaturverteilung über die Dicke und Breite	84
4.3.2	Vernachlässigung der Wärmeleitung	86
4.4	Ergebnisse der Temperaturmodell-Entwicklung.....	87
5	Fertigungsversuche	88
5.1	Untersuchungen mit Trockenfaser-Halbzeugen.....	90
5.1.1	Fertigungsprozess von Probeplatten mit Trockenfaser-Halbzeugen.....	90
5.1.2	ILSS-Prüfung.....	92
5.1.3	Zugproben quer zur Faserrichtung	97
5.1.4	Zugproben in Faserrichtung.....	98
5.2	Untersuchungen mit thermoplastischen Prepregs.....	99
5.2.1	Fertigungsprozess von Probeplatten mit Thermoplast-Prepregs	99
5.2.2	Vorversuche	101
5.2.3	ILSS-Prüfung.....	108
5.2.4	Zugproben quer zur Faserrichtung	108
5.2.5	Zugproben in Faserrichtung.....	109
5.3	Ergebnisse der Fertigungsversuche	109
6	Zusammenfassung und Fazit	112
7	Ausblick	116
	Literaturverzeichnis	117

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bedeutung
AC	Wechselstrom (Alternating Current)
AFP	Automated Fiber Placement
CAI	Compression-After-Impact
CF	Carbonfaser
CFK	Carbonfaserverstärkter Kunststoff
CoRe HeaT	Continuous Resistance Heating Technology
DC	Gleichstrom (Direct Current)
DSC	Differential scanning calorimetry
DW	Direkte Widerstandserwärmung
FVK	Faserverbundkunststoff
ILSS	Interlaminare Scherfestigkeit (interlaminar shear strength)
MOSFET	Metal Oxide Semiconductor Field-Effect Transistor
PA6	Polyamid 6
PAEK	Polyaryletherketon
PEEK	Polyetheretherketon
PEK	Polyetherketon
PEKK	Polyetherketonketon
Prepreg	preimpregnated fibers / vorimprägnierte Fasern
RTM	Resin Transfer Moulding
SPS	Speicherprogrammierbare Steuerung
TGA	Thermogravimetrische Analyse
UD	Unidirektional
VCSEL	Vertical-Cavity Surface-Emitting Lasers
XPS	Röntgenphotoelektronenspektroskopie

Symbolverzeichnis

Symbol	Einheit	Bedeutung
$\dot{E}_{el,l}$	W/m	Elektrische längenspezifische Wärmeleistung
$\dot{E}_{el}$	W	Elektrische Heizleistung
$\dot{E}_{gen,l}$	W/m	Generierte längenspezifische Wärmeleistung
$\dot{E}_{gen}$	W	Generierte Heizleistung
$\dot{E}_{th}$	W	Thermische Leistung
$\dot{Q}_{Cd}$	W	Konduktiver Wärmestrom
$\dot{Q}_{Cv}$	W	Konvektiver Wärmestrom
$\dot{Q}_{I,l}$	W/m	Längenspezifische Verlustleistungen im Versuchsbereich I
$\dot{Q}_{II,l}$	W/m	Längenspezifische Verlustleistungen im Versuchsbereich II
$\dot{Q}_{III,l}$	W/m	Längenspezifische Verlustleistungen im Versuchsbereich III
$\dot{Q}_{Ra}$	W	Strahlungswärmeverlustleistung
$\dot{Q}_{WL}$	W	Wärmeleitungsleistung
$\dot{Q}_{in,l}$	W/m	Zugeführte längenspezifische Wärmeleistung
$\dot{Q}_{in}$	W	Heizleistungen durch Wärmetransfer
$\dot{Q}_{out,l}$	W/m	Abgeführte längenspezifische Wärmeleistung
$\dot{Q}_{out}$	W	Verlustleistungen durch Wärmetransfer
ΔE_{ths}	J	Thermische Energiedifferenz des Systems
$\Delta T/\Delta x$	K/m	Temperaturgradient
h_{Cv}	$W/(m^2 \cdot K)$	Konvektiver Wärmeübergangskoeffizient
A_K	m^2	Kontaktfläche
A_p	m^2	Projizierte Fläche
E_{gen}	J	Generierte thermische Energie
E_{in}	J	Zugeführte Energie
E_{out}	J	Entnommene Energie
F_K	N	Klemmkraft / Kontaktkraft
F_S	N	Seilkraft
F_{res}	N	Resultierende Kraft

Symbol	Einheit	Bedeutung
H_R	K/s	Heizrate
I_H	A	Strom in der Heizstrecke
I_K	A	Strom im Kontakt
L_H	m	Länge der Heizstrecke
P_{Gesamt}	W	Gesamtleistung
P_{Nutz}	W	Nutzleistung
P_{max}	W	Maximale Prozessleistung
$\dot{Q}$	W	Wärmestrom / Wärmeübergangsleistung
Q_{in}	J	Energiezufuhr durch Wärmetransferprozesse
Q_{out}	J	Energieverluste durch Wärmetransferprozesse
R_{Gesamt}	Ω	Gesamtwiderstand
R_H	Ω	Widerstand der Heizstrecke
R_K	Ω	Kontaktwiderstand
R_L	Ω	Leitungswiderstand
R_{Nutz}	Ω	Nutzwiderstand
R_{Shunt}	Ω	Shunt-Messwiderstand
R_l	Ω/m	Längenspezifischer Widerstand
T_∞	K	Umgebungstemperatur
$T_{Halbzeug}$	K	Temperatur des Halbzeugs
$T_{Kontakt}$	K	Temperatur der Kontaktstellen
T_P	K	Prozesstemperatur
T_U	K	Umgebungstemperatur
T_{max}	K	Maximale Prozesstemperatur
U_{Shunt}	V	Spannungsabfall am Shunt-Widerstand
U_{max}	V	Maximale Prozessspannung
c_l	$J/(m \cdot K)$	Längenspezifische Wärmekapazität
dT/dt	K/s	Temperaturänderungsrate
$maxH_R$	K/s	Maximale Heizrate

Symbol	Einheit	Bedeutung
p_K	MPa	Kontaktflächenpressung
s_{Puls}	m	Pulsabstand
$t_{\max\Delta T}$	s	Zeit bis Erreichen der max. Temperaturdifferenz
t_H	s	Heizzeit
t_{Puls}	s	Pulsdauer
v_P	m/s	Prozessgeschwindigkeit
$v_{Prozess}$	m/s	Prozessgeschwindigkeit
v_{max}	m/s	Maximale Prozessgeschwindigkeit
ΔE_{system}	J	Energiedifferenz des betrachteten Systems
ΔT	K	Temperaturänderung in Kelvin
A	m^2	Fläche
E	J	Zugeführte Energie
F	N	Kraft
I	A	Strom
K	1	Materialspezifischer Faktor für Kontaktfläche
L	m	Länge
P	W	Leistung
R	Ω	Widerstand
T	K	Temperatur
Tt	tex	Titer / Längenspezifisches Gewicht
U	V	Elektrische Spannung
b	m	Materialbreite
c	$J/(kg \cdot K)$	Massenspezifische Wärmekapazität
d	m	Distanz
k	$W/(m \cdot K)$	Wärmeleitfähigkeit
l	m	Länge
m	kg	Masse
$\max\Delta T$	K	Maximal zulässige Temperaturdifferenz

Symbol	Einheit	Bedeutung
n	1	Kontaktcharakteristik-Exponent
r	m	Radius
s	m	Strecke, Abstand, Position
t	s	Dauer, Zeit
v	m/s	Geschwindigkeit

Griechische Symbole	Physikalische Einheit	Bedeutung
ε	1	Emissionsgrad
η	1	Wirkungsgrad
λ	$W/(m \cdot K)$	Wärmeleitfähigkeit
μ	1	Reibungskoeffizient
ρ	$\Omega \cdot m$	Spezifischer Widerstand
σ	$W/(m^2 \cdot K^4)$	Stefan-Boltzmann-Konstante
φ	$^\circ$	Umschlingungswinkel

1 Nutzung direkter Widerstandserwärmung beim AFP-Verfahren

Die Widerstandserwärmung von Carbonfasern (CF) ist heutzutage in verschiedensten Bereichen etabliert, unter anderem bei der Fertigung von Hightech-Bauteilen aus carbonfaser-verstärktem Kunststoff (CFK). Mit direkter Widerstandserwärmung ist das Aufheizen durch direkte elektrische Kontaktierung der Fasern gemeint. Mit diesem Verfahren lassen sich problemlos Heizraten von weit über 100 000 K/s erreichen. Dies kann im Bereich der Bauteilfertigung zu einer Steigerung der Produktivität führen. Besonders interessant ist der Einsatz dieser Methode beim Automated Fiber Placement (AFP), dem am häufigsten verwendeten Verfahren für die automatisierte Bauteilfertigung. Die hochdynamischen AFP-Anlagen verarbeiten ein oder mehrere Carbonfaser-Tapes, die auf Temperaturen bis zu 400 °C und mehr erhitzt und schnellstmöglich mit einem robotergeführten Endeffektor auf einer Werkzeugoberfläche abgelegt werden. Dies stellt höchste Anforderungen an die verwendete Heiztechnologie.

1.1 Grundprinzip der Widerstandserwärmung beim AFP-Verfahren

Die Widerstandserwärmung von Carbonfasern basiert auf dem Joule-Effekt. Dieser führt zu einer Temperaturerhöhung der Fasern durch die Umwandlung der kinetischen Energie der durch das Material fließenden Elektronen in Wärme. Für eine kontrollierte Wärmeleistung ist entsprechend ein definierter Stromfluss in den Fasern erforderlich. Dies wird erreicht, indem der Strom mithilfe bedarfsgerecht angeordneter Elektroden in die Faserhalbzeuge ein- und wieder ausgeleitet wird.

In Abb. 1.1 ist ein typischer Aufbau der Technologie für den Einsatz beim Automated Fiber Placement-Verfahren dargestellt. Bei dieser Fertigungsmethode ist die Verarbeitung unidirektionaler Carbonfaser-Halbzeuge üblich. Ein robotergeführter Endeffektor legt diese auf einer Werkzeugoberfläche ab. Kurz vor der Ablage, also kurz vor dem Erreichen des Berührungspunktes, erfolgt das Aufheizen der Faserhalbzeuge. Das direkt folgende Anpressen der Halbzeuge an die Werkzeug- oder Bauteiloberfläche mit einer Andruckrolle sichert deren vordefinierte Position.

Beim Einsatz der Widerstandserwärmung ist es hinsichtlich der Energieeffizienz und der konstruktiven Umsetzung vorteilhaft, das zugeführte Faserhalbzeug direkt vor der Andruckrolle zu erhitzen. Für die Einleitung des Stroms in das Halbzeug bieten sich Umlenkrollen oder Schleifkontakte im Faserverlauf vor der Andruckrolle an. Die Ausleitung kann über die Andruckrolle, weitere Schleifkontakte oder aber über das Werkzeug erfolgen. Je nach Fertigungsverfahren, verwendetem Halbzeug oder zu fertigendem Bauteil kann die Wahl der Elektrodenkombinationen von großer Bedeutung für den Prozess sein.

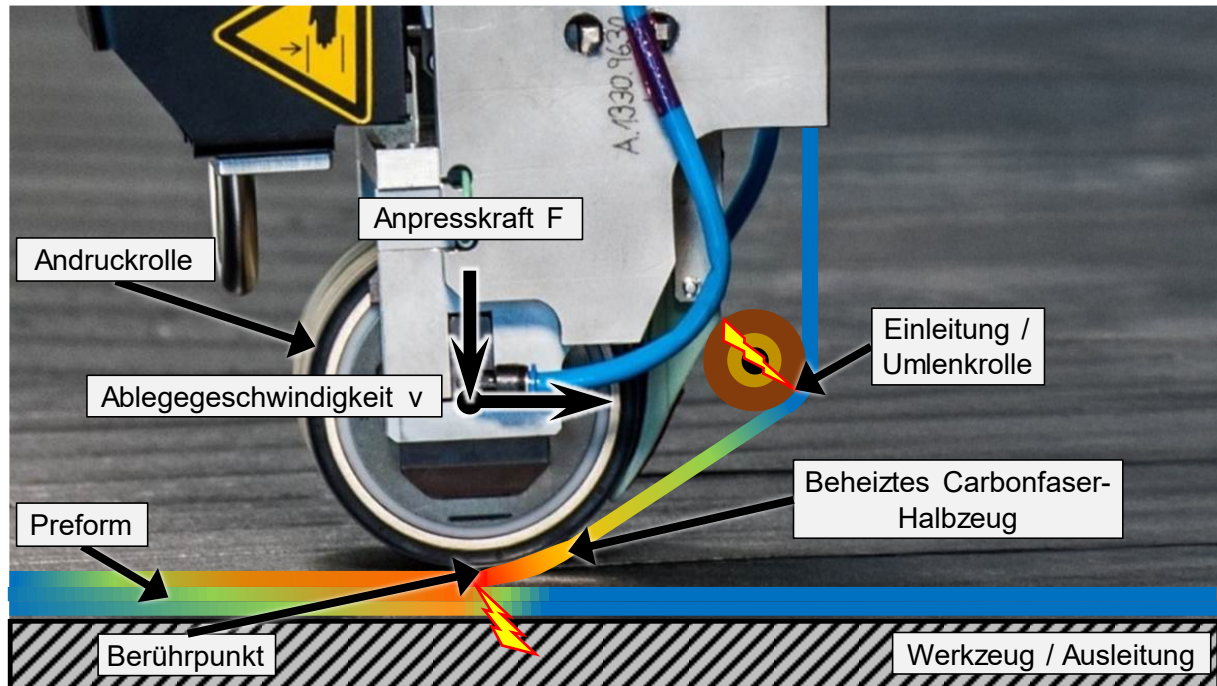


Abb. 1.1: Typischer Aufbau der direkten Widerstandserwärmung beim AFP-Verfahren

1.2 Motivation, Ziele und Forschungsschwerpunkte der Arbeit

Die direkte Widerstandserwärmung bietet im Vergleich zu alternativen Heiztechnologien aus dem Stand der Technik neben den höchsten Heizraten auch die beste Energieeffizienz. Weiterhin ergeben sich hinsichtlich der konstruktiven Umsetzung Kosten- und Bauraumvorteile. Der wichtigste Treiber für die derzeitige Entwicklung ist die enorme Produktivität bei gleichzeitig geringeren Kosten. Größter Nachteil ist jedoch die Beschränkung der Einsatzfähigkeit der Technologie auf die Nutzung kompatibler CF-Halbzeuge. Tapes oder Tows, die über direkten Kontakt durch hohe Spannungen höchsten Stromdichten ausgesetzt sind, müssen geeignete Eigenschaften mit sich bringen, wie bspw. eine gute gleichmäßige Leitfähigkeit.

Die vorliegende Arbeit hat das Ziel, die direkte Widerstandserwärmung als potenzielle Heizquelle für das AFP-Verfahren zu validieren. Die dafür zu klärenden Forschungsfragen lassen sich in drei Forschungsschwerpunkte einteilen.

Forschungsschwerpunkt: Analyse relevanter Grundlagen

Zwei wesentliche Vorteile, die für den Einsatz der Widerstandserwärmung als Heiztechnologie sprechen, sind die hohen erzielbaren Prozessgeschwindigkeiten und die hohe Energieeffizienz. In Bezug auf die Prozessgeschwindigkeit spielt die maximal zur Verfügung stehende elektrische Spannung eine zentrale Rolle. Eine vorhandene Spannungsobergrenze limitiert die maximal erzielbare Prozessgeschwindigkeit. Ein weiterer Aspekt ist der Kontaktwiderstand, der beim Übergang des Stroms zwischen Elektrode und Faserhalbzeug auftritt. Hier haben das ausgewählte Faserhalbzeug und die Auslegung der Kontaktelektroden einen entscheidenden Einfluss. Die bei der Kontaktierung auftretenden Verlustwiderstände sind

ausschlaggebend für die Energieeffizienz. Die Analyse zielt darauf ab, sämtliche Parameter zu identifizieren und zu bewerten, die für die Auslegung der Heiztechnologie relevant sind.

Forschungsschwerpunkt: Entwicklung eines Temperaturvorhersagemodells

Eine Herausforderung bei der dynamischen Widerstandserwärmung von CF-Halbzeugen ist die Kenntnis der genauen Temperaturverteilung im Prozess. Insbesondere der Einfluss der Kontaktierung ist hierbei nicht zu unterschätzen. Für eine optimierte Auslegung des Verfahrens ist zu klären, welche Parameter entscheidend für die zeitliche und örtliche Temperaturentwicklung sind und mit welchen Ansätzen sich die Temperaturverteilung beeinflussen lässt. Die Aufgabe des Temperaturmodells ist die zuverlässige Vorhersage der im Prozess auftretenden Temperaturen in Abhängigkeit der zuvor festgelegten Randbedingungen und Prozessparameter. Darüber hinaus dient das Temperaturmodell auch der Analyse relevanter Technologie-Auslegungsparameter. Weiterhin ermöglicht es, Aussagen über theoretisch erreichbare Prozessgeschwindigkeiten und die dafür benötigten elektrischen Leistungen zu treffen.

Forschungsschwerpunkt: Einflüsse der Heiztechnologie auf die Fertigung

Ein weiterer bedeutender Forschungsschwerpunkt sind die Einflüsse der Heiztechnologie auf die Fertigung. Zu große negative Einflüsse könnten ein Ausschlusskriterium für die Verwendung der Technologie sein. Mit dem AFP-Verfahren lassen sich verschiedene Carbonfaser-Halbzeuge nutzen, wobei jeder Typ unterschiedliche Bauteilfertigungsprozesse mit sich bringt. Der Einsatz der Widerstandserwärmung als Heiztechnologie bei der Faserablage hat spezifische Einflüsse auf diese Prozesse bzw. die Prozesskette. Kritisch ist jedoch vor allem der Einfluss der Technologie auf die mechanischen Kennwerte. Die praxisnahe Fertigung geeigneter Probekörper kann diesbezüglich wertvolle Erkenntnisse liefern.

Eine wesentliche Grundlage für die Untersuchungen verfahrensbedingter Einflüsse auf die Fertigung ist ein im Rahmen der Arbeit entwickelter AFP-Endeffektor-Prototyp, der mit direkter Widerstandserwärmung arbeitet. Der Prototyp kommt zum Einsatz, um praxisnah und automatisiert Proben herzustellen und systematisch nach potenziellen Materialschädigungen zu suchen.

1.3 Gliederung der Arbeit

Die Arbeit basiert auf den drei im vorigen Kapitel definierten Forschungsschwerpunkten, die sich auf die Themen „*Technologische, verfahrensrelevante und materialspezifische Grundlagen*“, „*Temperaturmodell für die kontinuierliche Widerstandserwärmung*“ und „*Fertigungsversuche*“ konzentrieren. Eine grafische Darstellung der Gliederung ist in Abb. 1.2 zu sehen. Das Kapitel 1.1 gibt eine erste Einführung in das Prinzip der in der Arbeit untersuchten Technologie. Das Kapitel 2 behandelt den Stand der Technik. Die Unterkapitel 2.1, 2.2 und 2.3 sind jeweils auf einen Forschungsschwerpunkt der Arbeit ausgerichtet und vermitteln alle wesentlichen Grundlagen, um den Leser in die einzelnen Themen einzuführen. Abschließend werden in jedem Unterkapitel relevante Forschungsbedarfe herausgearbeitet

und diskutiert. Die daraus abgeleiteten Untersuchungen und Experimente sind in den Hauptkapiteln 3, 4 und 5 zu finden. Abschließend folgt die Zusammenfassung der Arbeit mit einer Diskussion der gewonnenen Erkenntnisse in Kapitel 6, bevor der Ausblick auf wichtige zukünftige Forschungsschwerpunkte in Kapitel 7 folgt.

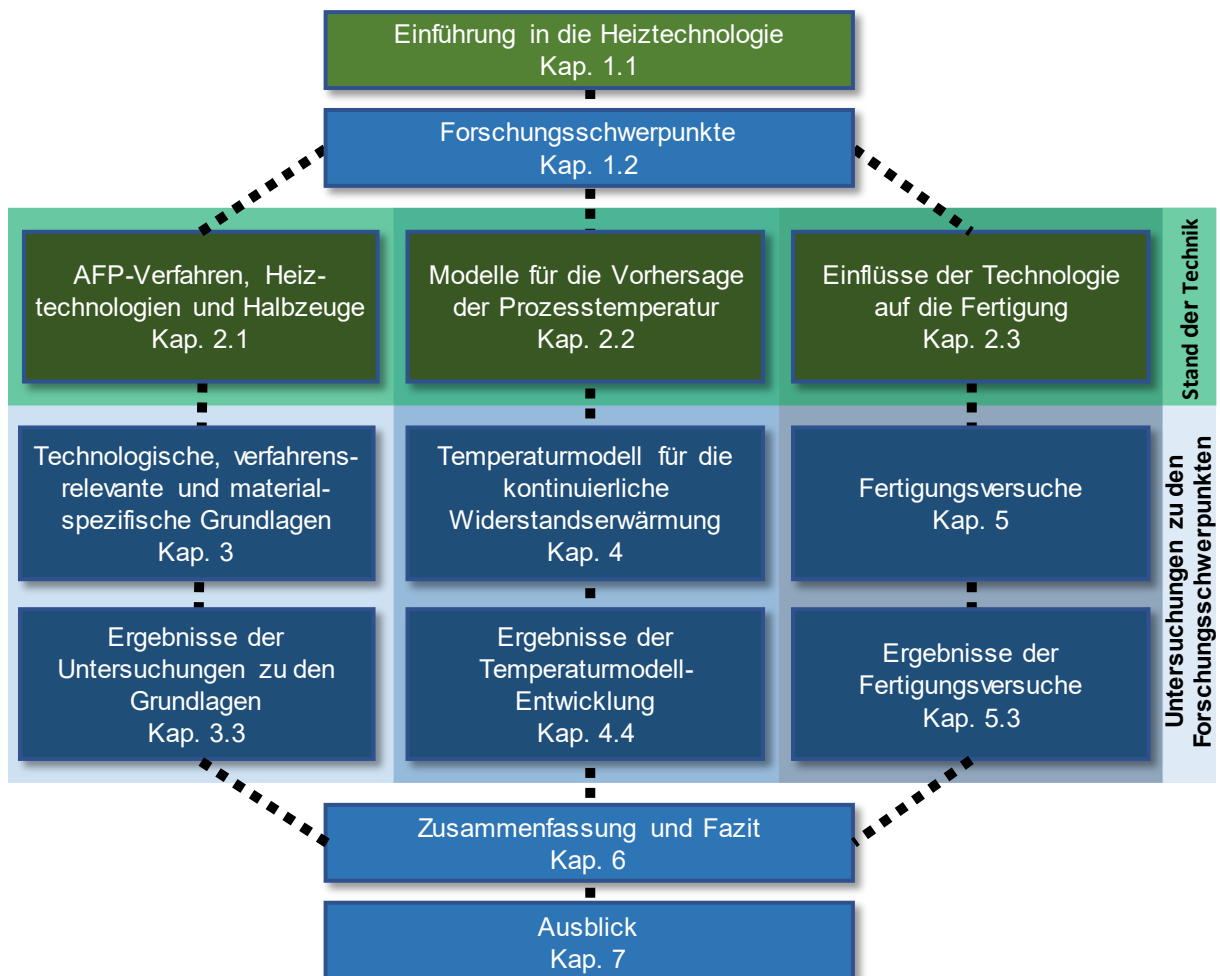


Abb. 1.2: Gliederung der Arbeit

2 Stand der Technik

Die Untersuchungen zur direkten dynamischen Widerstandserwärmung von unidirektionalen (UD) Carbonfaser-Halbzeugen stellen den Schwerpunkt der Arbeit dar. Das Automated Fiber Placement-Verfahren dient als Demonstratorplattform, da es ein weit verbreitetes und bereits intensiv untersuchtes automatisiertes Fertigungsverfahren ist. Im Folgenden ist der aus der Literatur bekannte und mit Blick auf die Forschungsschwerpunkte der Arbeit relevante Stand der Technik zu diesen Themen aufgeführt.

2.1 AFP-Verfahren, Halbzeuge und Heiztechnologien

Bei der tiefergehenden Analyse der direkten Widerstandserwärmung als Heiztechnologie sind das Fertigungsverfahren, bei dem sie eingesetzt wird, und die dabei verwendeten Halbzeuge von entscheidender Bedeutung. Neben den technologiespezifischen Parametern, die einen großen Einfluss auf die Auslegung haben, sind auch alle verfahrens- und materialspezifischen Anforderungen und Randbedingungen relevant.

2.1.1 Automated Fiber Placement

Das AFP-Verfahren ist eines der am häufigsten genutzten automatisierten Fertigungsverfahren für die Herstellung von CFK-Bauteilen [Rizzolo2015]. Die ersten AFP-Anlagen kamen gegen 1980 auf den Markt [Brasington2021]. Bei dem Verfahren führt ein Industrieroboter oder eine Portalkinematik einen Faserlegekopf über eine Werkzeugoberfläche (siehe Abb. 2.1). Der Legekopf, oft auch als Endeffektor bezeichnet, bringt einzelne oder mehrere Faserbänder, Tapes oder Tows auf einem Werkzeug auf. Die Ablage erfolgt in definierten Bahnen mit einem vorgegebenen Winkel, Lage für Lage, um die festgelegten mechanischen Eigenschaften des Bauteils zu erreichen. Um die Tapes sicher in ihrer definierten Position zu fixieren, werden diese meist mit einer Heizvorrichtung aufgeheizt und anschließend mit einer Kompaktierungsrolle auf der Oberfläche angedrückt. Eine Schneid-, Klemm- und Vorfördereinheit ermöglicht die Ablage von Tapeestreifen beliebiger Länge. Ist die sogenannte Preform durch die Ablage aller Lagen fertiggestellt, folgen meist weitere Verarbeitungsschritte. Mögliche nachfolgende Prozesse sind die Harzinfusion oder die Aushärtung im Ofen oder Autoklav [Neumann2017]. Zu den Vorteilen des Verfahrens zählen eine hohe Präzision und Wiederholgenauigkeit, ein niedriger Materialverbrauch, wenig Abfall sowie die Fähigkeit, komplexe Geometrien zu produzieren [Boon2021]. Das Verfahren kommt vorwiegend in der Luft- und Raumfahrt-industrie zur Herstellung von Strukturbauteilen zum Einsatz und findet zunehmend auch in der Automobilindustrie für die Fertigung von Rahmen- und Profilstrukturen Anwendung [Assadi2020, Neumann2017]. Eine detaillierte Betrachtung der Anlagenkomponenten sowie des Verfahrens finden sich bei Lukaszewicz et al. und Brasington et al. [Lukaszewicz2012, Brasington2021].

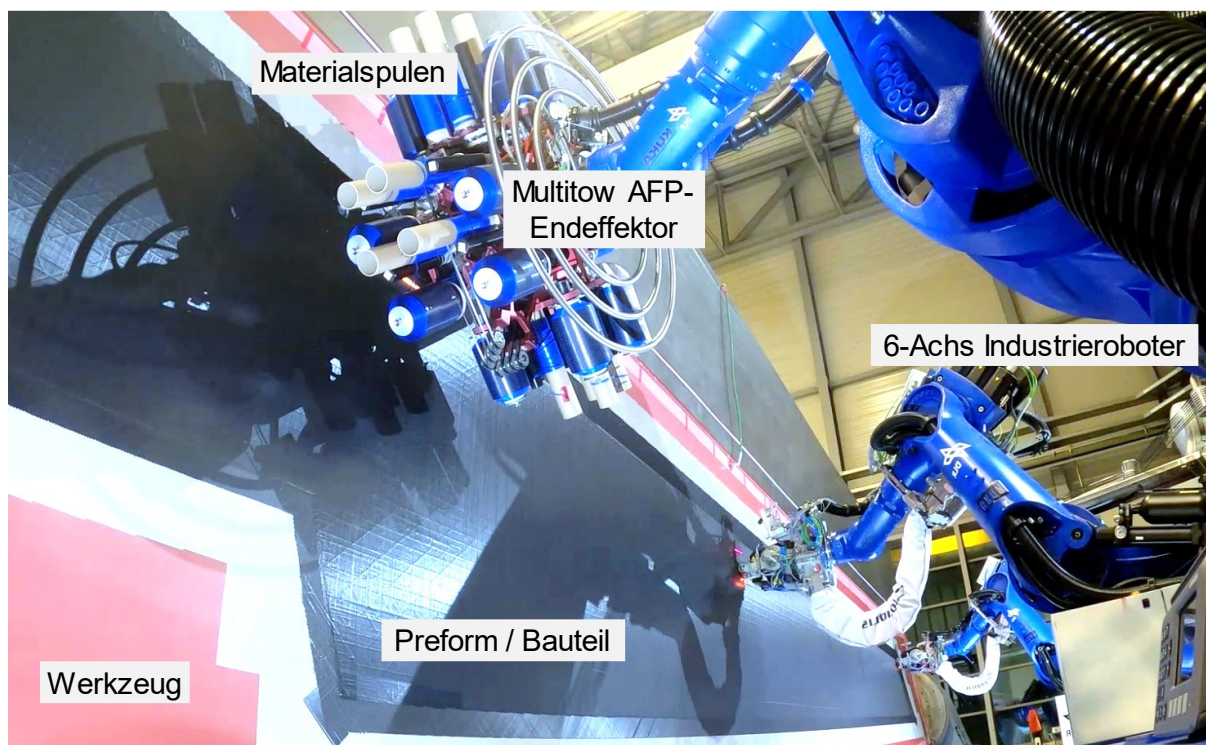


Abb. 2.1: Multikopf AFP-Anlage für die Fertigung großer Schalenbauteile

2.1.2 AFP-Halbzeuge

Beim AFP-Verfahren sind drei grundsätzlich unterschiedliche Fertigungshalbzeuge üblich: duroplastische und thermoplastische Prepregs sowie Trockenfaser-Halbzeuge. Jeder Halbzeugtyp hat spezifische Anforderungen an die Bauteilfertigungsprozesse. AFP-Halbzeuge lassen sich weiterhin in Tapes, Tows, Slittapes und Towpregs unterteilen. Tapes sind schmale Bänder, die aus einer breiteren Mutterrolle auf die gewünschte Breite zugeschnitten werden. Tows oder Towpregs bestehen aus einem oder mehreren Rovings, wobei die Breite des Halbzeugs durch den Herstellungsprozess festgelegt wird. Tapes weisen im Gegensatz zu Tows meist eine gleichmäßigere Dicke und Struktur auf [Kollmannsberger2019]. Für die Fertigungsprozesse ist jedoch entscheidender, ob und welche Matrix-Werkstoffe zum Einsatz kommen.

Duroplastische Prepregs

Duroplastische Prepreg-Tapes oder Towpregs zählen zu den am häufigsten verwendeten Halbzeugen. Aufgrund ihrer niedrigen Ablegetemperaturen, die in der Regel unter 70 °C liegen, sind die Anforderungen an eine Heizvorrichtung relativ gering. Ein Nachteil duroplastischer Halbzeuge ist die notwendige Kühlung des Materials, um frühzeitige Aushärtung und Alterung der duroplastischen Matrix zu verhindern [Brasington2021]. Weiterhin kann die bei der Ablage noch nicht ausgehärtete und noch klebrige Matrix zu problematischen Ablagerungen an Anlagenkomponenten mit direktem Kontakt führen.

Mit dem AFP-Verfahren gefertigte Preformen aus duroplastischen Halbzeugen müssen nach der Ablage aushärten. Dies geschieht meist in einem Autoklav oder einem Ofen bei erhöhten

Temperaturen. Die Preform wird normalerweise in einen Vakuumsack eingepackt, um überschüssige Luft zu evakuieren und die Komprimierung zu verstärken. In einem Autoklav kommt zudem noch Überdruck von außen hinzu. Dies hat einen positiven Einfluss auf den Porengehalt und den Faservolumengehalt des Bauteils.

Die geringen Anforderungen an die Verarbeitungstemperaturen, die potenzielle Verschmutzung elektrischer Kontaktstellen und die vorhandene Isolierung der mit Matrix vorimprägnierten Fasern sind Gründe, warum duroplastische Halbzeuge nicht in der Arbeit berücksichtigt werden.

Thermoplastische Prepregs

Aufgrund ihrer technisch relevanten Vorteile gegenüber duroplastischen Materialien haben thermoplastische Prepregs in den letzten Jahren vermehrt an Aufmerksamkeit gewonnen. Das Material härtet nicht durch chemische Prozesse aus und lässt sich daher durch Aufheizen nahezu beliebig oft aufschmelzen, umformen oder verschweißen. Dies vereinfacht weiterhin das Rezyklieren und bringt eine nahezu endlos lange Lagerbarkeit mit sich [Clancy2019]. Moderne Hochleistungsthermoplaste aus der Gruppe der Polyaryletherketone (PAEK) bieten zudem neben sehr guten mechanischen Eigenschaften auch höchste Temperatur-, Schlag- und Chemikalienbeständigkeit [Domininghaus2012]. Ein wesentlicher Nachteil sind jedoch die hohen Verarbeitungstemperaturen von bis zu 400 °C und mehr. Die daraus resultierenden Anforderungen an Komponenten, wie die Heizvorrichtung oder die Andruckrolle, stellen eine Herausforderung dar [Steyer2012].

Bei den thermoplastischen Halbzeugen gibt es zwei grundsätzlich verschiedene AFP-Fertigungsprozesse. Bei der In-situ-Ablage ist das Bauteil nach der Ablage bereits vollständig konsolidiert und es sind keine weiteren Aushärtprozesse notwendig. Hierfür sind sehr gut eingestellte Prozessparameter erforderlich. Ein beheiztes Ablagewerkzeug sowie ein ausreichend großer Schmelzpool in der Preform und im zugeführten Tape, unmittelbar vor ihrer Zusammenführung, sind wichtige Grundvoraussetzungen [Weiler2019]. Weiterhin ist eine gleichmäßige und hohe Anpresskraft während der Ablage essenziell. Temperatur und Anpressdruck müssen dabei für eine ausreichend lange Zeit zusammenwirken, damit eine gute Verbindung zwischen den neu zugeführten Tapes und den bereits abgelegten entsteht. Die Wirkdauer, auch Reptationszeit genannt, ist für eine perfekte Verbindung bei Thermoplasten theoretisch unendlich lang [Steyer2012]. Dies bedeutet in der Praxis, dass die maximale Ablagegeschwindigkeit durch die erforderliche Mindest-Anpresszeit begrenzt ist. Die in dem Review von Martin et al. aufgeführten maximalen In-situ-Ablagegeschwindigkeiten für PEEK liegen im Durchschnitt bei lediglich 166 mm/s [Martin2020]. Höhere Ablagegeschwindigkeiten sind möglich, führen jedoch ab etwa 400 mm/s zu einer Abnahme von mechanischen Kennwerten [DiFrancesco2016].

Ein alternativer Ansatz zur In-situ-Fertigung ist die schnelle Ablage mit Nachkonsolidierung. Die Nachkonsolidierung thermoplastischer Preformen kann im Vakuumsack in einem Autoklav oder Ofen erfolgen oder alternativ in einer Heißpresse. Das Ziel der Nachkonsolidierung besteht darin, die gesamte Preform vollständig aufzuschmelzen und sie unter kontrollierten

Bedingungen von Druck, Temperatur und Zeit abkühlen und aushärten zu lassen. So können die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs, insbesondere bei teilkristallinen Thermoplasten, gezielt optimiert werden. Auch hier sind die hohen Temperaturen von 400 °C und mehr eine Herausforderung für Anlagentechnik und Hilfswerkstoffe, wie bspw. Vakuumfolien und Dichtungen. In der Literatur werden in-situ-gefertigte Bauteile häufig mit im Autoklav oder in der Presse konsolidierten Bauteilen verglichen, da letztere in der Regel die besten mechanischen Eigenschaften aufweisen und daher als Referenz gelten. Neuere Studien zeigen, dass mit relativ kurzen Pressvorgängen von nur wenigen Minuten oder Sekunden bereits gute Bauteilqualitäten erreicht werden können, selbst wenn die Preform lediglich vorgeheftet oder durch eine schnelle Ablage hergestellt wurde [Slange2019, Seefried2023, Weber2023].

Das Aufheizen thermoplastischer Halbzeuge mit der direkten Widerstandserwärmung ist aufgrund der hohen Anforderungen an die Heiztechnologie bei diesem Halbzeug-Typ höchst interessant. Die Isolierung der Fasern durch die Matrix stellt eine Herausforderung in Bezug auf die Einleitung und Verteilung elektrischer Ströme in das Halbzeug dar. Faservolumengehalt sowie die Verteilung von Fasern und Matrix sind generell ein wichtiges Qualitätsmerkmal der Halbzeuge und für die Widerstandserwärmung von besonderer Bedeutung. Die Dokumentation der Untersuchungen dazu befindet sich in Kapitel 3.2 und wurde 2022 veröffentlicht [Grohmann2022]. Die Anforderungen an das Halbzeug unterscheiden sich je nach Zielbauteil und Fertigungsverfahren. Bei der In-situ-Ablage gilt bspw. eine matrixreiche Oberfläche der Halbzeuge als vorteilhaft für eine gute Lagenanbindung [Clancy2019]. Bei der Widerstandserwärmung, bei der die Stromeinleitung durch direkte Kontaktierung der Fasern an der Oberfläche des Halbzeugs erfolgt, ist dies jedoch ein Nachteil.

Trockenfaser-Halbzeuge

Die Trockenfasern bilden die dritte Gruppe der AFP-Halbzeuge. Hierbei handelt es sich um Tapes oder Tows, bei denen die Fasern nicht mit einer Matrix vorimprägniert sind. Um die Geometrie der Halbzeuge zu erhalten und sie auf dem Werkzeug oder Bauteil zu fixieren, sind diese mit einem Binder versehen. Der Binder kann auf thermoplastischen oder duroplastischen Werkstoffen basieren und in Tröpfchen-, Pulver- oder Vliesform vorliegen. Trockenfaser-Halbzeuge erfordern ebenfalls leistungsstarke Heizvorrichtungen, da die Verarbeitungstemperaturen zwischen ca. 140 und 360 °C liegen. Eine gute Übersicht über eine Auswahl an Trockenfaser-Halbzeugen für das AFP-Verfahren haben Veldenz et al. erarbeitet [Veldenz2016, 2018].

Der Fertigungsprozess von Bauteilen mit Trockenfaser-Halbzeugen ist in der Regel aufwändiger als bei den Prepregs, da die Preform nach der Ablage noch mit Harz imprägniert werden muss. Hierfür stehen verschiedene Infusions- oder Injektionsverfahren zur Auswahl. Bei den Vakuuminfusionsverfahren wird die Preform in einen Vakuumsack eingepackt und nach der Infusion unter Temperatur in einem Ofen oder Autoklav ausgehärtet. Bei der Injektion erfolgt die Imprägnierung der Preform in einer geschlossenen Werkzeugkavität, indem das Harz mit erhöhtem Druck in diese hineingepresst wird.

Trockenfaser-Halbzeuge sind für die Anwendung der direkten Widerstandserwärmung beim AFP-Verfahren besonders gut geeignet. Ihr Hauptbestandteil sind die elektrisch leitfähigen Carbonfasern. Isolierende Hilfswerkstoffe sind nur in geringer Konzentration vorhanden. Weiterhin sind die Halbzeuge meist weicher und flexibler als Prepreg-Tapes und passen sich so besser an vorhandene Kontaktoberflächen an. Dies ermöglicht eine gute Kontaktierung und somit auch eine gute Ein- und Ausleitung des Stroms. Weiterhin sind innerhalb des Halbzeugs keine elektrisch isolierenden Matrixanteile enthalten, die eine gleichmäßige Verteilung des Stroms im Halbzeug behindern könnten.

2.1.3 Heiztechnologien für das AFP-Verfahren

Das Erhitzen der Halbzeuge während der Ablage ist eine wesentliche Funktion beim AFP-Verfahren, vor allem bei Trockenfaser- und thermoplastischen Prepreg-Halbzeugen. Bei diesen Materialien hat die Heiztechnologie oft einen entscheidenden Einfluss auf die erreichbare Ablagegeschwindigkeit und die spätere Bauteilqualität.

Infrarotstrahler

Beim AFP-Verfahren gehört der Infrarotstrahler zu den am häufigsten eingesetzten Heiztechnologien. Er basiert auf dem Prinzip der Wärmeübertragung durch elektromagnetische Wellen. Die Strahler befinden sich direkt vor der Andruckrolle. In der Regel sind sie auf das zugeführte Tape sowie den Ablageuntergrund gerichtet. Sie haben sich aufgrund geringer Kosten und ausreichender Leistung für das Aufheizen von duroplastischen Prepregs etabliert. Zudem sind die Strahler mit der kontaktlosen Wärmeeinbringung und geringen Ansprüchen an den Bauraum leicht in einen Endeffektor integrierbar. Größter Nachteil ist die hohe Trägheit der Infrarotstrahler. Beim Ein- oder Ausschalten der Strahler sind Verzögerungen von mehreren Sekunden üblich, bevor die gewünschte Leistung anliegt. Zudem ist die maximal mögliche Leistungsintensität der Technologie begrenzt. Bei hohen Anforderungen an die Prozesstemperatur oder -dynamik, kommen Infrarotstrahler schnell an ihre Grenzen [Brasington2021].

Laser

Das Grundprinzip des Heizens bei Anlagen mit Lasern ist vergleichbar zu Anlagen mit Infrarotstrahlern. Die Laserstrahlung hat jedoch deutlich höhere Intensitäten. Die Technologie ermöglicht Reaktionszeiten von nur wenigen Millisekunden. Dies erlaubt die Verarbeitung von Thermoplast-Prepregs mit Prozesstemperaturen oberhalb von 400 °C bei Ablagegeschwindigkeiten über 1 m/s. Das zunehmende Interesse an thermoplastischen Werkstoffen und die kontinuierliche Weiterentwicklung der Technologie haben die Verbreitung laserunterstützter Anlagen gefördert. Die meisten Anlagen arbeiten mit wenigen Tapes oder einzelnen Bändern, da nur eine Laserquelle verbaut ist und zugeführte Tapes somit nicht individuell beheizbar sind. Dies kann bei der In-situ-Fertigung von Bauteilen zu Problemen führen, wenn aufgrund ungleicher Untergrundbedingungen bei der Herstellung komplexer Geometrien unterschiedlich viel Heizleistung benötigt wird [Martin2023]. Die Firma Electroimpact hat einen AFP-Endeffektor vorgestellt, der mit mehreren Laserdioden arbeitet und somit auch jedes

zugeführte Tape individuell beheizen kann [Assadi2020]. Eine technologische Alternative hierzu ist der Vertical-Cavity Surface-Emitting Laser (VCSEL). Bei dieser Lasertechnologie ist der Strahler in einzelne unabhängig voneinander ansteuerbare Emitter aufgeteilt. So kann neben einer individuellen Ansteuerung einzelner zugeführter Tapes auch die Leistungsverteilung entlang der Heizstrecke variiert werden [Weiler2018]. Größte Nachteile der Laserheizsysteme sind die hohen Anschaffungskosten sowie hohe Kosten für die notwendige Sicherheitseinhausung der Anlagen. Aufgrund der extremen Strahlungsintensitäten im Betrieb ist die Gefahr für das menschliche Auge so hoch, dass die Strahlungsquellen komplett gekapselt sein müssen. Die konstante Wärmeerbringung durch optimierte Laserleistungsregelung ist Gegenstand zahlreicher aktueller Forschungsarbeiten [Kollmansberger2019, Schäkel2018]. Sie ist eine grundlegende Voraussetzung für die In-situ-Fertigung, vor allem bei Bauteilen mit komplexer Geometrie.

Blitzlichtstrahler

Blitzlichtlampen, wie die Humm3® Flashlamp von Heraeus, sind in Bezug auf die Strahlungsintensität zwischen den Lasern und den Infrarotstrahlern einzuordnen. Entsprechend sind die maximal erreichbaren Prozessgeschwindigkeiten geringer als beim Laser. Ihr Betrieb ist dafür ohne eine komplette Einhausung der Anlage möglich. Im Vergleich zu den Infrarotstrahlern ist die Temperatur aufgrund der schnelleren Reaktionszeiten deutlich besser regelbar, und die erreichbare Ablagegeschwindigkeit etwa um den Faktor 5 höher [Deden2019].

Konvektionsheizer (Heißgas und Flamme)

Heißgas- oder Flammenheizer übertragen die Wärme in das Material durch erzwungene Konvektion. Zu Beginn der Entwicklung von Tapelegern für thermoplastische Prepregs galten sie als Referenz. Die hohen erreichbaren Prozesstemperaturen und geringe Kosten waren wesentliche Gründe hierfür. Größter Nachteil bei diesen Heizmethoden ist die schwer kontrollierbare Temperatur. Daher haben sie heutzutage kaum noch eine Bedeutung [Oromiehie2017, Qureshi2014].

Konduktionsheizer (Gleitschuhe und Roller)

Bei der Konduktionsheizung wird das Material über direkten Kontakt zu einem beheizten Roller oder Gleitschuh aufgeheizt. Die Wärmeübertragung ist um ein Vielfaches höher als bei der Konvektion. Lee gibt an, bei Einsatz eines beheizten Rollers die Prozessgeschwindigkeit um mindestens das 18-fache gegenüber einem Heißgas-Prozess steigern zu können und dabei eine 13-fach bessere Energieeffizienz zu erzielen [Lee2004]. Die maximale Geschwindigkeit, die Lee für ein 0,2 mm dickes Material mit einer Prozesstemperatur von 200 °C angibt, liegt bei 7,69 cm/s. Bei dem Verfahren besteht die Gefahr der Materialschädigung durch im direkten Kontakt zum Material stehende, aufgeheizte Roller oder Gleitflächen. Aufgeschmolzene Materialien haften besser an den heißen Metallflächen. An beheizten Andruckrollen kann es daher zu einer Ablösung von Fasern kommen, die sich um die Andruckrolle wickeln und aus dem Material herausgerissen werden [Grenoble1998].

Ultraschall

Beim Aufheizen mit Ultraschall entsteht die Wärme im Material durch mechanische Reibung. Die kinetische Energie wird über eine Sonotrode aufgebracht, die üblicherweise in Frequenzen von 20 bis 40 kHz schwingt. Sie steht im direkten Kontakt mit dem Material und erfüllt oft auch direkt den Zweck einer Andruckvorrichtung. Für eine schnelle Ablage, bei der das Material nur geheftet ist, geben Offringa und Oosterhof maximale Ablagegeschwindigkeiten von bis zu 2 m/s bei Thermoplast-Tapes an [Offringa2017]. Die maximale Effizienz ist bei dieser Heiztechnologie stark von den Materialeigenschaften abhängig [Gutnik2002]. Steife Thermoplast-Tapes lassen sich bspw. besser aufheizen als weiche und flexible Trockenfaser-Tapes. Beim kontinuierlichen Verschweißen von Trockenfaser-Preformen sind daher deutlich geringere Geschwindigkeiten im Bereich von 30 mm/s realistisch [Neumann2017]. Untersuchungen, bei denen die Technologie für die In-situ-Ablage genutzt wurde, berichten von Geschwindigkeiten im Bereich weniger mm/s [Chu2017] bis hin zu maximal 102 mm/s [Rizzolo2016].

Alternative Heiztechnologien

Neben den etablierteren Heiztechnologien, gibt es auch Untersuchungen zu weiteren Alternativen. Das Fraunhofer Institut für Produktionstechnologien (IPT) hat einen mikrowellenunterstützten Tapelegekopf entwickelt [Kölzer2008], während man im NASA Langley Research Center mit einer Elektronenstrahl-Heizvorrichtung experimentierte [Cano2001]. Es gibt jedoch nur wenige Veröffentlichungen zu alternativen Heizquellen, was wahrscheinlich auf Probleme bei der Entwicklung oder auf gravierende, unüberwindbare Nachteile zurückzuführen ist.

2.1.4 Widerstandserwärmung von Carbonfasern

Die Widerstandserwärmung wird seit Jahrzehnten bei unterschiedlichsten Fertigungsszenarien für CFK-Bauteile eingesetzt. Eveno und Gillespie untersuchten bereits 1988, wie man unidirektionale Carbonfaser-Halbzeugstücke als Heizelemente verwenden kann, um zwei thermoplastische Bauteilelemente miteinander zu verschweißen [Eveno1988]. In dem Review von Forintos und Czigany werden zahlreiche weitere Anwendungsfälle behandelt, darunter die Aushärtung sowie das Verbinden und Verschweißen von Carbonfaser-Bauteilen [Forintos2019]. Die hohen erzielbaren Heizraten und die hohe Energieeffizienz sind dabei wesentliche Vorteile, die für die Auswahl der Heiztechnologie entscheidend sind und zu reduzierten Herstellkosten führen. Hemmen beispielsweise untersucht in seiner Dissertation den Einsatz elektrischer Widerstandserwärmung bei verschiedenen Fertigungsverfahren, wie der Preformfertigung aus Trockenfaser-Halbzeugen oder dem Resin Transfer Moulding-Prozess (RTM). Er erwähnt Einsparpotenziale von bis zu 70 % bei den Herstellkosten, bis zu 72 % hinsichtlich der Zykluszeit und ein maximales Energiesparpotenzial von bis zu 97 % [Hemmen2016].

Die Idee, Carbonfasern bei einem kontinuierlichen Prozess mittels direkter elektrischer Kontaktierung aufzuheizen, wurde vor über 30 Jahren erstmals untersucht. Edie et al. nutzten das Prinzip 1988, um die Fasern mit einem Thermoplast-Pulver zu imprägnieren [Edie1988].

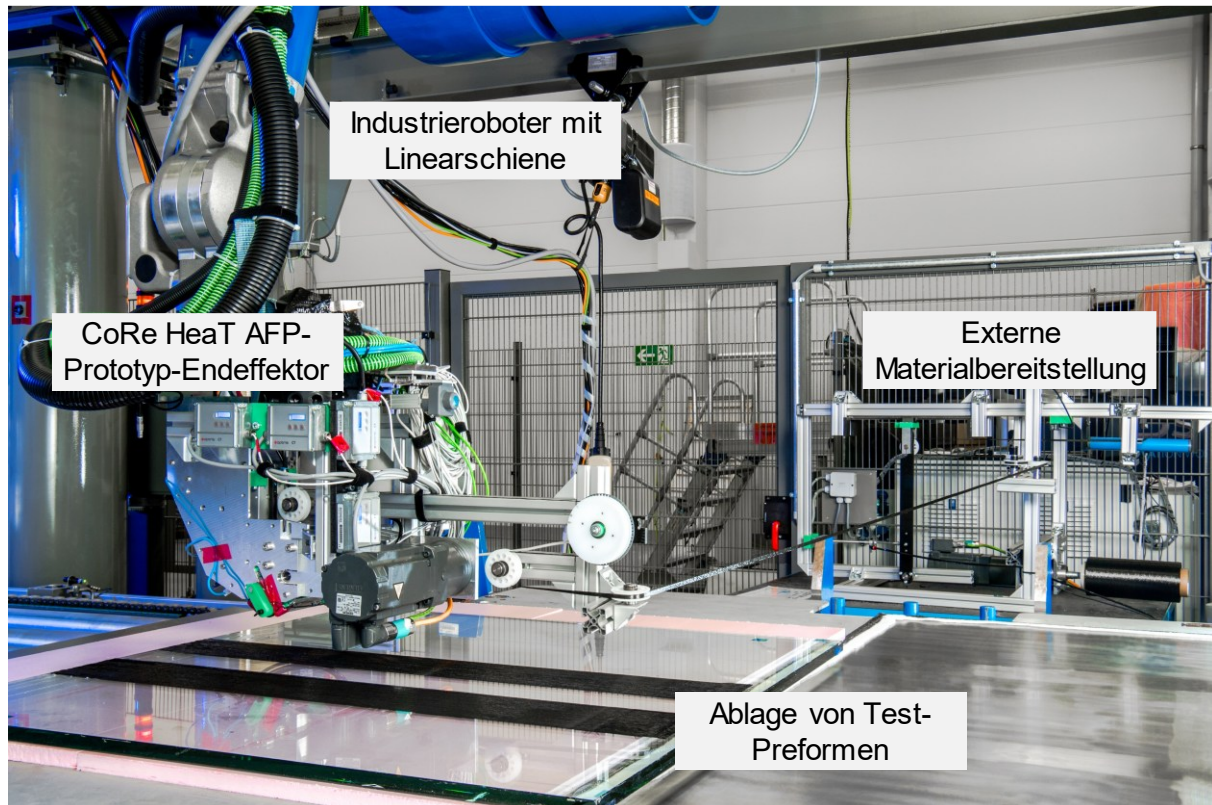


Abb. 2.2: Ablageversuche mit dem ersten AFP-Prototypen mit kontinuierlicher Widerstandserwärmung – auch Continuous Resistance Heating Technology (CoRe HeaT) genannt

Çelik et al. haben einen ähnlichen Ansatz zur Herstellung von Towpregs untersucht, bei dem sie duroplastisches Pulver nutzen [Çelik2021a]. Ein erster direkter Bezug zu einem Legkopf ist in der 2012 veröffentlichten Patentanmeldung von Kolb und Stahs zu finden [Kolb2012]. Eigene Patentanmeldungen, die sich mit der Widerstandserwärmung beim AFP-Verfahren beschäftigen, folgen ab 2015 [Grohmann2015]. Daraufaufgehend begann die Entwicklung eines AFP-Prototypen (siehe Abb. 2.2), der mit direkter elektrischer Widerstandserwärmung des Faserhalbzeugs arbeitet. Die ersten Veröffentlichungen der Idee und der Ergebnisse erster automatisierter Trockenfaser-Ablageversuche erfolgte auf Fachkonferenzen im Jahr 2017 und 2018 [Grohmann2017, Grohmann2018]. Weitere Veröffentlichungen, die die Idee der kontinuierlichen Widerstandserwärmung beim Fiber Placement behandeln, sind Beiträge von Helber et al. und Evans et al. [Helber2018, Evans2019].

Elektrische Kontaktierung von Faserhalbzeugen

Ein Großteil der Untersuchungen im Bereich der Widerstandserwärmung von Carbonfasern konzentriert sich auf Ansätze, bei denen die Kontaktierung der Fasern statisch erfolgt. Zudem sind die Kontaktbereiche meist nicht im finalen Bauteil vorgesehen, sondern in Randbereichen, die später entfernt werden. Dies ist unter anderem auf die problematische Kontaktierung der CF-Halbzeuge zurückzuführen. Stark schwankende Kontaktwiderstände führen zu ungleichmäßigen Temperaturen bis hin zu kritischen Hotspots.

Kwok und Hahn haben verschiedene Kontaktierungsvarianten untersucht, um Hotspots bei der Stromeinleitung zu reduzieren. Ihre Experimente zeigen Kontaktwiderstände im Bereich

von etwa 0,788 Ohm bis 33 Ohm, was die Bedeutung einer optimierten Kontaktierung verdeutlicht. Die besten Ergebnisse wurden durch Lösungen erzielt, die sich flexibel an die mikroskopisch unebene Oberfläche von Faser-Matrix-Verbunden anpassen können und somit die reale Kontaktfläche maximieren **[Kwok2007]**.

Geyer et al. haben beim Aufheizen thermoplastischer Halbzeuge unterschiedliche Kontaktmaterialien und Kontaktgeometrien untersucht. Der Vergleich von Aluminium, Messing, Kupfer und Stahl hat gezeigt, dass nicht nur der spezifische Widerstand der Metalle ausschlaggebend für eine gute Kontaktierung ist. Die Oxidschichten, die sich an der Oberfläche von Aluminium bilden, erhöhen bspw. die Kontaktwiderstände und führen zu ungleichmäßigem Eintrag der elektrischen Energie **[Geyer2016]**.

Auch Wellekötter und Bonten haben den Einfluss der Kontaktierung untersucht. Ihre wesentliche Erkenntnis ist, dass die Kontaktfläche, deren Geometrie und die Kontaktkraft einen relevanten Einfluss haben **[Wellekötter2020b]**.

Die Veröffentlichungen zur elektrischen Kontaktierung belegen, dass neben der elektrischen Leitfähigkeit der Kontaktpartner letztlich die reale Kontaktfläche zwischen diesen entscheidend ist. Diese kann erheblich von der theoretischen Kontaktfläche abweichen.

Mulvihill et al. haben nachgewiesen, dass die reale Kontaktfläche von Faserhalbzeugen bei geringer Flächenpressung (0,6 kPa) bei lediglich 0,4 % liegen kann. Bei gleichen Randbedingungen aber einer Erhöhung der Flächenpressung auf 326 kPa erhöhte sich die reale Kontaktfläche auf über 36 % **[Mulvihill2017]**.

Wie sehr sich die reale Kontaktfläche in Abhängigkeit der Flächenpressung vergrößern lässt, hängt von den Eigenschaften der Kontaktpartner ab. Entscheidend sind dabei neben der Flexibilität und Steifigkeit auch die Mikrostruktur der Oberflächen der Kontaktpartner. Die Verteilung und Anzahl querliegender Fasern auf der Oberfläche hat bspw. einen deutlich sichtbaren Einfluss **[Mulvihill2017]**.

Weitere Parameter, die die reale Kontaktfläche beeinflussen können, sind die Temperatur der Halbzeuge und die Kontaktzeit. Bei trockenen Faserhalbzeugen gibt es z.B. eine klare Abhängigkeit des Widerstands von der Zeit, was mit Setzungserscheinungen erklärt werden kann **[Grohmann2014]**. Sind die Fasern in eine thermoplastische Matrix eingebettet oder mit einem thermoplastischen Pulverbinder oder Vlies versehen, begünstigt neben der Kontaktkraft auch das Überschreiten der Schmelztemperatur der thermoplastischen Komponenten den Setzungsprozess. Sinkt die Viskosität der isolierenden Fremdwerkstoffe, gibt das Material dem Druck nach und die Fasern nähern sich der Kontaktoberfläche an.

Ist die angelegte elektrische Spannung hoch genug und der Abstand der Fasern zur Elektrode klein genug, kann der Strom auch ohne direkten Kontakt fließen. Eine Ursache dafür ist der Tunneleffekt, der bei Abständen unter 5 nm auftritt und dazu führt, dass Elektronen selbst durch dünne Fremdschichten hindurch übertragen werden. Wenn die Fremdschichtdicke oder der Abstand zu groß sind, ist ein Durchtunneln nicht mehr möglich. Bei ausreichend hoher Spannung kann jedoch auch ein Stromfluss durch einen Durchschlag entstehen. Bei hohen Strömen können diese als hörbare und sichtbare Lichtbögen mehrere Millimeter überbrücken.

Durchschläge gehen mit thermischer Beeinträchtigung der Kontaktpartner einher. Im Bereich der Lichtbogenfußpunkte muss sogar mit Temperaturen gerechnet werden, die den Schmelzpunkt metallischer Elektroden übersteigen kann [Vinaricky2016].

Werden bei einem Durchschlag Fremdschichten überwunden, wird dies auch als Fritting bezeichnet. Die Spannungsschwelle, ab der dieses Phänomen auftritt, ist als Frittspannung definiert [Knoblauch2019]. Je dünner die Fremdschichten sind, desto niedriger ist die erforderliche Frittspannung. Bei Schichtdicken im zweistelligen Nanometerbereich sind selbst bei isolierenden Werkstoffen oft nur noch wenige Volt nötig, um einen Durchschlag zu verursachen.

Reese hat in seiner Arbeit den Zusammenhang zwischen steigender elektrischer Spannung bzw. zunehmenden Strömen und dem daraus resultierenden niedrigeren Widerstand nachgewiesen [Reese2021]. Neben einigen Quellen zum Tunneleffekt zitiert er auch Chekanov et al., die einen dielektrischen Durchschlag durch isolierende Schichten bei steigender Spannung als eine mögliche Ursache ansehen [Chekanov1999].

Konventionelle und gepulste Stromquellen beim Widerstandsheizen

Der für das Widerstandsheizen der Fasern erforderliche Strom kann auf unterschiedliche Art bereitgestellt werden. Grundsätzlich kann zwischen Gleichstrom (DC) und Wechselstrom (AC) unterschieden werden. Beim Gleichstrom fließen die Elektronen kontinuierlich in eine Richtung, während beim Wechselstrom der Strom ständig die Richtung wechselt. Zusätzlich zur Richtungsänderung der Elektronen lässt sich auch die Stromstärke, also die Anzahl der Elektronen, sowie deren zeitliche Veränderung steuern. Neben der kontinuierlichen Stromversorgung ist eine weitere Methode die gepulste Energiezufuhr, bei der der Strom in festen oder variablen Intervallen nur für kurze Zeiträume fließt. Arias hat in seinen Untersuchungen zum Widerstandsschweißen von Faserverbundbauteilen mit thermoplastischer Matrix kontinuierliche und gepulste Energiezufuhr miteinander verglichen [Arias1998]. Zu den zentralen Vorteilen zählt er die konzentriertere Energiezufuhr sowie die daraus resultierenden positiven Auswirkungen auf den Prozess. Auch Reese untersucht kurze Pulse mit einer Dauer von nur 100 ms, allerdings bei vergleichsweise niedrigen Spannungen im Bereich von bis zu 5 V [Reese2021].

Ein weiterer Aspekt bei der Auswahl der Stromquelle ist die maximale elektrische Spannung. Bei den meisten Fertigungsanlagen sind die elektrisch leitenden Carbonfasern normalerweise nicht speziell eingehaust. Zur Risikominimierung ist eine Spannungsbegrenzung gemäß Spannungsbereich I der IEC 61140 empfehlenswert. Darin ist Gleichstrom auf maximal 120 V und Wechselstrom auf maximal 50 V limitiert. [IEC61140].

2.1.5 Forschungsbedarfe im Bereich der Technologie-Analyse

Die Kombination des Automated Fiber Placement-Verfahrens mit der direkten Widerstandserwärmung ist kaum untersucht. Die spezifischen technologischen Anforderungen, die aus der Kombination resultieren, sind kaum bekannt. Der recherchierte Stand der Technik zeigt, dass die Kontaktierung der Halbzeuge von entscheidender Bedeutung ist. Zudem ist belegt, dass

die Stromstärke einen relevanten Einfluss auf den Prozess hat. Die Analyse weiterführender Fachliteratur verdeutlicht zudem den Einfluss der Frittspannung auf den Kontaktwiderstand bei der elektrischen Kontaktierung. In den meisten Studien und Veröffentlichungen wird jedoch mit konstanter Bestromung gearbeitet. Die Obergrenzen für Spannung und Strom sind daher normalerweise durch die maximal zulässige Prozesstemperatur limitiert. Das Heizen mit Strompulsen ermöglicht höhere Obergrenzen. Der gezielte Einsatz kurzer Pulse bei hohen Spannungen und Strömen ist ein interessantes Forschungsthema, dessen Analyse vielversprechend erscheint.

2.2 Modelle für die Vorhersage der Prozesstemperatur

Während des Ablageprozesses eine vordefinierte Materialtemperatur zu erreichen, kann bei der Fertigung entscheidend sein. Das Aufheizen der AFP-Halbzeuge ist erforderlich, um das Material sicher in seiner vordefinierten Position zu fixieren und eine hohe Qualität der Preform zu gewährleisten. Duroplast-Prepregs können bereits bei Raumtemperatur ausreichend klebrig sein, sodass ein Aufheizen entfallen kann. Trockenfaser- und Thermoplast-Halbzeuge müssen jedoch erst eine Mindesttemperatur erreichen, bevor ein sicheres Verkleben bzw. Fixieren möglich ist. Ist die Ablagetemperatur zu gering, kann es zu Ablösungen bereits gelegter Bahnen kommen. Überhöhte Temperaturen können zu unerwünschten Effekten wie Materialschädigungen führen, insbesondere bei längerer Einwirkdauer. Während des Prozesses gibt es ein definiertes Temperatur-Zeit-Prozessfenster. Wird dieses nicht eingehalten, kann es zu fehlerhaften Bauteilen oder Ausschuss kommen. Insbesondere bei der In-situ-Ablage von Bauteilen ist das Einhalten eines engen Temperatur-Zeit-Prozessfensters zwingend erforderlich, da hierdurch die späteren Bauteileigenschaften beeinflusst werden [Grouve2012].

Die auftretenden Prozesstemperaturen zu messen ist nicht immer möglich. Die Temperatur im Berührungspunkt zwischen Andruckrolle und Ablageuntergrund ist entscheidend, jedoch nicht ohne weiteres während der Fertigung messbar. Das kontaktlose Erfassen der Temperatur mit einem Pyrometer oder einer Thermokamera ist aufgrund des verdeckten Messpunkts nicht möglich. Aus diesem Grund kann es bei ersten Ablegeversuchen eines neuen Materials notwendig sein, zahlreiche Versuche durchzuführen, um einen geeigneten Parametersatz zu finden. Bei einem Einfahrprozess lassen sich Thermoelemente auf dem Ablageuntergrund aufbringen, was Rückschlüsse auf die Temperaturen im Berührungspunkt zulässt [Wehbe2020].

Temperaturmodelle helfen die exakten Temperaturverläufe im Prozess zu bestimmen. So lässt sich der Aufwand der Parameteroptimierung reduzieren. Außerdem ermöglichen sie die Vorhersage von Temperaturen, die bei plötzlichen Veränderungen während des Prozesses auftreten können. Darüber hinaus ermöglichen Modelle die Analyse relevanter Einflussfaktoren und Zusammenhänge bei der Temperaturentwicklung. Sie bilden damit eine wichtige Grundlage für die Weiterentwicklung der Heiztechnologie.

2.2.1 Entwicklung von Modellen für die Temperaturvorhersage

Es existieren bereits zahlreiche Forschungsarbeiten, die sich mit Modellen für die Temperaturvorhersage beim Wickeln oder dem AFP-Verfahren befassen. Hinsichtlich eines Temperaturmodells weisen die beiden Verfahren nur geringe Unterschiede auf. Individuelle Randbedingungen, wie die Wahl und Art der Andruckrolle, haben einen stärkeren Einfluss. Ein weiterer Unterschied bei den Modellen besteht in der Betrachtungsweise bzw. dem dahinterstehenden Ansatz. Bei der Euler'schen Beschreibung ist das Bezugskordinatensystem typischerweise am beweglichen Endeffektor fixiert, während die Temperaturverteilung für einen eingefahrenen Prozess statisch bleibt [Orth2017]. Demgegenüber steht die Lagrange'sche Sichtweise. Hierbei liegt der Fokus auf dem Material bzw. einzelnen Materialelementen und deren zeitlicher Veränderung. Viele neuere Veröffentlichungen konzentrieren sich auf Modelle für das thermoplastische Tapelegen, die strahlungsbasierte Heiztechnologien, wie Laser oder Flashlamp, nutzen. Eine Übertragung auf duroplastische Prepregs oder Trockenfasern ist unter Berücksichtigung der Materialunterschiede möglich. Orth et al. haben ein Review zur Ablage mit strahlungsbasierten Heizquellen und deren Modellierung veröffentlicht. Es bietet einen umfassenden Überblick über die verschiedenen Studien und den aktuellen Stand der Technik [Orth2017].

Für die Widerstandserwärmung von Carbonfaser-Halbzeugen hat Hemmen in seiner Arbeit alle Faktoren, die einen Einfluss auf die thermodynamische Modellbildung haben, sehr ausführlich besprochen. Das Modell behandelt jedoch einen statischen Prozess, bei dem keine Relativbewegung zwischen Faserhalbzeug und Elektroden stattfindet [Hemmen2016].

Das Modell von Çelik et al. zur Widerstandserwärmung von Rovings bei der Towpregfertigung basiert auf Untersuchungen, bei denen die Carbonfasern kontinuierlich über zwei Kupferstäbe gezogen und zwischen diesen aufgeheizt werden. Das Modell und die Versuche weisen somit bereits Parallelen zum AFP-Prozess auf. Die für die kontinuierliche Widerstandserwärmung wichtigen Kontaktwiderstände sind bereits im Modell berücksichtigt [Çelik2022, Çelik2023].

Ein erstes Temperaturmodell für den AFP-Prozess mit Widerstandserwärmung wurde im Jahr 2020 vorgestellt [Grohmann2020a]. Teile davon sind in das Kapitel 4 eingeflossen.

Ein weiteres Modell für den AFP-Prozess mit Widerstandserwärmung stellen Lu et al. vor. Neben Untersuchungen an einem Prüfstand wird das Modell auch an einem experimentellen AFP-Endeffektor validiert. Bei den Versuchen mit dem AFP-Endeffektor kommt eine Konfiguration zum Einsatz, bei der die erste Elektrode eine Kupferrolle ist, die Kontakt zur flexiblen Andruckrolle hat, und die zweite Elektrode durch das Ablagewerkzeug gebildet wird. Das Modell dient der Vorhersage der Prozesstemperatur, die sich kurz vor dem Berührungspunkt einstellt [Lu2024].

2.2.2 Wärmetransferprozesse

Es gibt drei verschiedene physikalische Mechanismen der Wärmeübertragung: Konvektion, Konduktion und Strahlung. Bei jedem dieser Prozesse erfolgt die Wärmeübertragung gemäß den thermodynamischen Hauptsätzen von einem wärmeren auf ein kälteres Objekt [Cengel2002].

Konvektion

Bei der Konvektion wird thermische Energie an einer Grenzschicht auf ein bewegtes Fluid übertragen. Der Energietransport erfolgt durch Gas- oder Flüssigkeitsteilchen weg von der Grenzschicht. Bei der freien Konvektion geschieht dies ohne eine forcierte Bewegung des Fluids. Bei der erzwungenen Konvektion hat das Fluid eine durch äußere Effekte beeinflusste Bewegung. Die konvektive Wärmeübergangsleistung lässt sich mit dem Newtonschen Abkühlungsgesetz bestimmen:

$$\dot{Q}_{cv} = h_{cv} \cdot A \cdot (T_1 - T_2) . \quad 2-1$$

Hierbei ist $\dot{Q}_{cv}$ die Wärmeübergangsleistung, auch Wärmestrom genannt, in W, h_{cv} in $W/(m^2 \cdot K)$ der Wärmeübergangskoeffizient, der von den Eigenschaften der Grenzschicht und den Fluideigenschaften abhängig ist, A ist die am Wärmeaustausch beteiligte Oberfläche in m^2 und $(T_1 - T_2)$ in K ist die Temperaturdifferenz von Oberfläche und Fluid.

Konduktion

Konduktion beschreibt den Wärmetransfer innerhalb eines Körpers oder zwischen zwei direkt in Kontakt stehenden Körpern, die eine Temperaturdifferenz aufweisen. Für die Berechnung der konduktiven Wärmeleistung in einem homogenen Festkörper lässt sich das Fouriersche Gesetz nutzen:

$$\dot{Q}_{cd} = k \cdot A \cdot \frac{(T_1 - T_2)}{d} = -k \cdot A \cdot \frac{\Delta T}{\Delta x} . \quad 2-2$$

Für die Berechnung des konduktiven Wärmestroms $\dot{Q}_{cd}$ in W muss die materialabhängige Wärmeleitfähigkeit k in $W/(m \cdot K)$ bekannt sein. Außerdem sind die Übertragungsfläche A in m^2 und der vorherrschende Temperaturgradient $\frac{\Delta T}{\Delta x}$ in K/m erforderlich. Dieser ist über die Temperaturdifferenz $(T_1 - T_2)$ in K zweier Orte und deren Abstand d in m zueinander bestimmt. Will man den Wärmeaustausch zwischen zwei Körpern aus unterschiedlichen Materialien ermitteln, lässt sich der konduktive Wärmestrom auch mit dem Newtonschen Abkühlungsgesetz bestimmen (siehe Gleichung 2-1). Dieser Ansatz wird häufiger bei der Modellierung der Wärmeübertragung vom Faserhalbzeug in die Andruckrolle oder in das Werkzeug genutzt [Grouve2012].

Wärmestrahlung

Unter Wärmestrahlung versteht man die thermische Energie, die sich in Form elektromagnetischer Wellen ausbreitet. Hat ein Körper eine höhere Temperatur als die ihn umgebenden Oberflächen, lässt sich die Wärmeverlustleistung mit folgender Gleichung bestimmen:

$$\dot{Q}_{Ra} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot A \cdot (T^4 - T_{\infty}^4) . \quad 2-3$$

Hierbei ist ε der materialabhängige Emissionsgrad der Oberfläche, σ die Stefan-Boltzmann-Konstante mit einem Wert von $5.67 \cdot 10^{-8} \frac{W}{m^2 K^4}$, A ist die Oberfläche in m^2 , T deren Temperatur in K und T_{∞} die Umgebungstemperatur in K.

2.2.3 Stromwärmegesetz

Elektrische Energie kann auf verschiedene Weise in thermische Energie umgewandelt werden. Der bekannteste und am häufigsten genutzte Effekt ist der Joule-Effekt, auch als Erstes Joulesches Gesetz oder Stromwärmegesetz bekannt. Es besagt, dass die elektrische Leistung, die durch einen Leiter fließt, gleich der thermischen Heizleistung im Leiter ist:

$$\dot{E}_{el} = \dot{E}_{th} = I^2 \cdot R. \quad 2-4$$

Die elektrische Leistung $\dot{E}_{el}$ entspricht der Heizleistung $\dot{E}_{th}$ in W, die sich aus der Stromstärke I in A und dem Widerstand R in Ω des Leiters ergibt. Die Erwärmung des Leitermaterials ist auf den elektrischen Widerstand zurückzuführen, der zu einer Umwandlung elektrischer Energie in Wärme führt [Zeller1977].

2.2.4 Wichtige Materialkennwerte für ein Temperaturmodell

Die für ein Temperaturmodell relevanten Materialkennwerte sind bei den AFP-Halbzeugen normalerweise nicht vollständig im Material-Datenblatt enthalten. Die wichtigsten Kennwerte gängiger Materialien sind teils in wissenschaftlicher Literatur verfügbar. In einem Temperaturmodell werden typischerweise die spezifische Wärmekapazität, die Wärmeübergangskoeffizienten und die Wärmeleitfähigkeit als relevante Kennwerte verwendet. Der Emissionsgrad ist besonders entscheidend bei der Nutzung strahlungsbasierter Heizquellen. Er hat jedoch auch eine wichtige Funktion bei der experimentellen Temperaturmessung zur Validierung von Modellen, wenn Pyrometer oder Thermokameras zum Einsatz kommen. Zu den weiteren Materialkennwerten, die in Temperaturmodellen zum Einsatz kommen, zählen die Dichte, die Breite und die Dicke.

Lassen sich über eine Recherche keine brauchbaren Werte für die erforderlichen Kennwerte finden, gibt es die Möglichkeit der Abschätzung, das Nutzen theoretischer Modelle oder die Annäherung über vergleichbare Kennwerte ähnlicher Materialien. Zur Bestimmung der Kennwerte unbekannter Materialkombinationen, etwa bei neuen thermoplastischen Prepregs, wird oft die Mischungsregel verwendet. Hierbei fließen die Kennwerte der einzelnen Komponenten (Fasern und Matrix) entsprechend ihrem Massenverhältnis in die Berechnung des Kennwerts des Verbundes ein. Reale Werkstoffkennwerte können jedoch erheblich von den theoretisch berechneten abweichen [Kollmannsberger2019]. Die Dichte des Verbunds lässt sich hingegen gut mit der Mischungsregel bestimmen [Martin2020].

Zur Relevanz der einzelnen Kennwerte gibt es unterschiedliche Aussagen. Kollmannsberger berücksichtigt in seiner Arbeit neben den für strahlungsbasierte Heizmethoden wichtigen optischen Eigenschaften insbesondere die spezifische Wärmekapazität und die Wärmeleitfähigkeit des Materials für sein Modell [Kollmannsberger2019].

2.2.5 Forschungsbedarfe im Bereich der Temperaturmodelle für die kontinuierliche Widerstandserwärmung

Bisherige Untersuchungen, die sich mit der Modellierung kontinuierlicher Prozesse mit Widerstandserwärmung befassen, sind auf sehr niedrige Geschwindigkeiten begrenzt. In den

Arbeiten von Lu et al. und Celik et al. werden Geschwindigkeiten von 250 mm/s nicht überschritten [Lu2024, Celik2023]. Gerade die Widerstandserwärmung bietet jedoch das Potenzial, deutlich höhere Geschwindigkeiten zu realisieren. Bei sehr hohen Prozessgeschwindigkeiten von über 1000 mm/s ist zu erwarten, dass sich der Einfluss der Prozessparameter auf die Temperaturentwicklung verändert. Um den bestehenden Forschungsbedarf zu decken, sind Untersuchungen mit sehr hohen Geschwindigkeiten erforderlich, ebenso wie eine Betrachtung der Unterschiede zwischen niedrigen und hohen Geschwindigkeiten. Darüber hinaus ist auch beim Temperaturmodell ein Einfluss durch Einsatz kurzer Pulse mit hohen Spannungen und Strömen zu erwarten.

2.3 Einflüsse der Technologie auf die Fertigung

Einer der zentralen Forschungsschwerpunkte dieser Arbeit ist die Frage, ob die Heiztechnologie einen relevanten Einfluss auf die Fertigung oder die damit hergestellten Bauteile hat. Besonders die mechanischen Kennwerte der Bauteile stellen ein wichtiges Bewertungskriterium dar. Die Analyse der mechanischen Eigenschaften von Faserverbundkunststoffen (FVK) erfolgt durch den Einsatz unterschiedlicher Prüfverfahren. Wegen der Vielzahl an Herstellungsverfahren, Bauteilgeometrien und Materialien existieren zahlreiche Prüfvarianten. Zur effizienten und gezielten Untersuchung des Einflusses der Heiztechnologie auf die mechanischen Eigenschaften ist es von Vorteil, die Kennwerte zu ermitteln, die voraussichtlich am stärksten betroffen sind.

Die untersuchten AFP-Halbzeuge setzen sich aus den folgenden Hauptkomponenten zusammen: Fasern, die auf der Faseroberfläche aufgetragene Schlichte, die Matrix sowie ergänzende Hilfswerkstoffe. Bei den Trockenfaser-Halbzeugen kommen bspw. Bindermaterialien oder Toughener in Pulver oder Vliesform als Hilfswerkstoff zum Einsatz. Binder werden für eine Fixierung der Halbzeuge genutzt, können aber, wie die Toughener auch, gezielt für eine Beeinflussung mechanischer Kennwerte genutzt werden. Die Anwendung der Heiztechnologie hat auf jede dieser Komponenten unterschiedliche Auswirkungen.

2.3.1 Potenziell schädigende Effekte und Schadenstheorien

Bei dem Einsatz der direkten Widerstandserwärmung beim AFP-Verfahren kommen verschiedene technologiespezifische Effekte zum Tragen, die das verarbeitete Material beeinflussen können. Im Vergleich zu alternativen Heiztechnologien aus dem Stand der Technik ist die potenziell erhöhte mechanische Belastung des Materials zu berücksichtigen. Eine erhöhte Flächenpressung im Bereich der Kontaktelektroden hat sich besonders mit Blick auf eine homogene Temperaturverteilung als vorteilhaft erwiesen (siehe Kapitel 2.1.4). Bei einem kontinuierlichen Verfahren wie dem Automated Fiber Placement lassen sich die Kontaktstellen nicht, wie sonst üblich bei Anwendung des Heizprinzips, in die Randbereiche außerhalb des Bauteils verlagern. Es empfiehlt sich daher die Auswirkungen der erhöhten mechanischen Belastung der verarbeiteten Faserhalbzeuge zu untersuchen. Hinzu kommt die hohe Wahrscheinlichkeit von Hotspots im Bereich der Kontaktelektroden. Das direkte

Einkoppeln von Strom in Carbonfasern mit Heizraten weit über 10 000 K/s kann zu extremen thermisch bedingten Belastungen der Halbzeuge führen.

Mechanische Effekte

Im Bereich der Kontaktelektroden ist üblicherweise eine erhöhte Flächenpressung eingestellt. Dies geht einher mit einer größeren mechanischen Belastung der Halbzeug-Oberfläche. Vor allem in Verbindung mit einer erhöhten Temperatur im Kontaktbereich können Abtragungen von Hilfswerkstoffen, der Matrix oder Faserschädigungen die Folge sein. Edie et al. berichten bei der Verwendung einer Towpreg-Fertigungsvorrichtung mit direkter Widerstandserwärmung von der potenziellen Schädigung der Fasern durch Matrix-Ablagerungen an den Kontaktelektroden [Edie1988]. Das Ausgangsmaterial bei dem beschriebenen Verfahren ist ein unbehandelter Rohfaser-Roving. Vollimprägnierte thermoplastische Halbzeuge oder vorfixierte Trockenfaser-Halbzeuge, bei denen die Fasern bereits in einer stabilisierten Form vorliegen, sind vermutlich weniger für Schädigungen der Fasern im Kontaktbereich anfällig.

Bei CF-Tapes, die durch Zuschneiden aus einer breiten Mutterrolle entstehen, kann die Fuzzball-Problematik auftreten. Am Rand solcher Tapes sammeln sich durch den Schneidvorgang Faserfussel, auch Fuzzballs genannt. Kommt es im Verlauf der Faserführung oder entsprechend im Bereich der Ein- und Ausleitung zu erhöhter Reibung, sammeln sich die Fusseln dort. Die mit der Zeit wachsenden Fuzzballs werden dann irgendwann während der Ablage mit dem Faserhalbzeug in die Preform befördert oder machen eine Unterbrechung der Fertigung für Wartungszwecke der faserführenden Bereiche erforderlich. In der Preform können solche Fuzzballs zu Faserwinkelabweichungen oder Poren führen [Heinecke2019].

Die beim Einsatz der Technologie potenziell erhöhten Faserspannungen können weitere Nebeneffekte mit sich bringen. Chen et al. beobachteten Prepregablösungen bei Steering-Versuchen und identifizierten die Faserspannung als eine mögliche Ursache [Chen2015].

Variierende Faserspannungen im Halbzeug und mechanische Belastungen während der Ablage können generell zu Faserwelligkeiten führen. Diese können stark negative Auswirkungen auf Faserverbundkunststoffe haben [Alves2021].

Thermische Effekte

Beim Widerstandserwärmen von Carbonfaser-Halbzeugen reichen bereits geringe elektrische Spannungen unterhalb von 50 V für die Bildung von Lichtbögen aus. Wellekötter hat bei seinen Versuchen unter anderem die Funkenbildung als Bewertungskriterium für die Qualität des Erwärmungsprozesses herangezogen [Wellekötter2020a]. Die Temperaturen, die im Bereich eines Lichtbogens entstehen, können schnell weit über 1000 °C erreichen und sogar so hoch sein, dass Carbonfasern verdampfen. Beim Funkenerodieren wird dieser Effekt bewusst genutzt, um feinste Löcher in Carbonfaser-Bauteile einzubringen [RoldanJimenez2022]. Selbst bei optimierten Bedingungen können Lichtbögen auftreten, jedoch nur vereinzelt. Ihre Auswirkungen sind mikroskopisch und lokal begrenzt. Makroskopische Hotspots treten häufiger auf. Die Hauptursache ist eine ungleichmäßige Verteilung des Stroms und somit der Heizleistung. Einer der Hauptgründe dafür sind Unregelmäßigkeiten beim Ein- oder Ausleiten

des Stroms in das Faserhalbzeug, die durch variierende Kontaktwiderstände entstehen. Die Temperaturanstiege in solchen Hotspots sind durch viele Prozessdetails beeinflussbar.

Geht man von Hotspots aus, die durch Lichtbögen entstehen, ist ein lokales Materialabtragen durch Verdampfen wie beim Funkenerodieren naheliegend. Selbst die Carbonfasern, die die höchste Temperaturfestigkeit der im Halbzeug vorkommenden Materialien haben, können davon betroffen sein. Vor dem Verdampfen der Fasern kann es bereits bei deutlich niedrigeren Temperaturen zu Faserschädigungen durch Oxidation kommen. Carbonfasern oxidieren in normaler Umgebungsluft ab Temperaturen von etwa 550 °C **[Rosenberg2015]**. Die Hitzebeständigkeit variiert je nach Fasertyp. Im Allgemeinen gilt, dass eine höhere Temperatur und eine längere Exposition zu einer stärkeren Beeinflussung der Fasern führen. Bei Untersuchungen zum Verschweißen von zwei Thermoplast-Bauteilen haben Eveno und Gillespie bereits von Schädigungen der Fasern durch Oxidation berichtet. Für die Versuche wurde eine in die Schweißebene eingebrachte unidirektionale (UD) CF-Lage mittels Widerstandserwärmung aufgeheizt. Das Fazit der Autoren ist, dass ab einer Stromstärke von über 0,59 A/mm, was bei der verwendeten Halbzeugdicke einer Stromdichte von etwa 4,6 A/mm² entspricht, eine Schädigung der Fasern durch Oxidation eintritt **[Eveno1988]**. Detaillierte Informationen zum Temperatur-Zeit-Verlauf der Versuche sind nicht verfügbar. Lässt man die Theorie der Schädigung durch Lichtbögen außen vor, sollte die Gefahr der Faseroxidation bei einem AFP-Prozess relativ gering sein. Die Prozesstemperaturen sind bei den Trockenfaser-Halbzeugen eher im Bereich um die 200 °C. Bei den Hochtemperatur-Thermoplasten mit Prozesstemperaturen bis über 500 °C ist der Großteil der Fasern in der Matrix eingebettet und so nicht direkt dem Sauerstoff ausgesetzt. Zudem sind die Fasern beim AFP-Prozess nur sehr kurzfristig den hohen Temperaturen ausgesetzt.

Im Gegensatz zu den Fasern selber ist die Schlichte deutlich temperaturempfindlicher. Die Degradierung dieses hauchdünnen Films, der während der Faserfertigung aufgebracht wird, ist bereits ab etwa 200 °C nachgewiesen. Die Schlichte kann die Faser-Matrix-Anbindung verbessern. Wetjen hat in ihrer Arbeit den Einfluss der Schlichte auf die von der Faser-Matrix-Grenzschicht beeinflussten Kennwerte dokumentiert **[Wetjen2017]**. Für thermoplastische Prepregs optimierte Schichten widerstehen höheren Temperaturen. Aufgrund der hohen Schmelzpunkte der Thermoplasten sind sie während der Verarbeitung allerdings auch erhöhten Temperaturen ausgesetzt.

Bei den thermoplastischen Prepregs kommt die Gefahr der thermischen Schädigung der Matrix hinzu. Wird die Schmelztemperatur deutlich überschritten, steigt die Gefahr der Degradation des Kunststoffs. Die thermogravimetrische Analyse (TGA) zeigt bei dem hochtemperaturfesten Polyetheretherketon (PEEK), dass ab Temperaturen oberhalb von 550 °C die Massenabnahme signifikant zunimmt **[Ramgobin2020]**. Das liegt etwa 200 °C über dem Schmelzpunkt, der bei 343 °C liegt. Bei ihren Fertigungsversuchen mit CF-PEEK-Tapes bei Temperaturen bis zu 600 °C und einer Ablagegeschwindigkeit von 100 mm/s beobachteten Stokes-Griffin und Compston bereits eine Abnahme der Festigkeit aufgrund von Degradation. Bei einer Ablagegeschwindigkeit von 400 mm/s war der Effekt aufgrund der kürzeren Temperatur-Exposition nicht mehr zu erkennen **[StokesGriffin2015]**. Bei Polyamid 6 (PA6) ist das Verhalten ähnlich. Bei der TGA wurde ein signifikanter Anstieg des Masseverlusts bei

Temperaturen um 400 °C festgestellt, etwa 180 °C oberhalb des Schmelzpunkts von PA6 [Kuruma2019].

Die Binder und Toughener in den Trockenfaser-Tapes können ebenfalls durch zu hohe Temperaturen Schaden nehmen. Oftmals sind jedoch keine genaueren Informationen der Hersteller zu den verwendeten Hilfswerkstoffen erhältlich. Deren Hitzebeständigkeit zu beurteilen ist daher nicht ohne geeignete Analyseverfahren, wie der TGA, möglich.

Es ist weiterhin bekannt, dass das schnelle Aufheizen thermoplastischer Tapes beim AFP-Prozess das Material beeinträchtigen kann. Çelik et al. untersuchten diesen Effekt beim Einsatz eines Lasers und stellten fest, dass teils deutliche Deformationen, Faserwelligkeiten und eine erhöhte Porenbildung im Tape die Folge waren [Çelik2021b].

Thermomechanische Effekte

Schnelles Heizen und ausgeprägte Hotspots führen zu steilen Temperaturgradienten im Material. Besonders bei vollimprägnierten thermoplastischen Halbzeugen führt dies aufgrund unterschiedlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten von Fasern und Matrix zu thermomechanischen Spannungen im Halbzeug. Sind diese zu groß, entstehen Schäden im Material. Der Effekt wird dadurch verstärkt, dass beim Heizen mit Strom nur die Fasern direkt erhitzt werden, während alle anderen nicht leitfähigen Materialien sich nur indirekt über Wärmeleitung erwärmen. Je größer die Heizleistung ist, desto stärker sind die Auswirkungen des Effekts.

Geyer et al. haben bei ihren Untersuchungen die durch Widerstandserwärmung resultierenden Schädigungen bei thermoplastischen Probekörpern mit Biege- und Zugversuchen nachgewiesen. Sobald die Stromdichte beim Erhitzen der Probekörper einen Grenzwert überschritten hatte, führte eine weitere Erhöhung zu einer deutlichen Abnahme der mechanischen Kennwerte. Die Gruppe definierte eine Stromdichte von 4 A/mm² als vertretbaren Grenzwert, der nicht überschritten werden sollte, um schädigende Einflüsse gering zu halten [Geyer2016].

Auch Wang et al. haben bei ihren Untersuchungen entsprechende Schädigungen durch die Widerstandserwärmung bei CF-PA6 Probekörpern nachgewiesen. Sowohl innerhalb von Faserbündeln als auch in reinen Matrixbereichen hat die Gruppe die Entstehung von Poren bei Einsatz des Heizprinzips nachgewiesen. Die Ursache wurde auch hier in den auftretenden thermischen Spannungen gesehen, die durch ungleichmäßiges Aufheizen entstehen. Ihre Proben weisen eine geringere Biegefestigkeit und Schlagzähigkeit auf [Wang2021].

Weitere Schädigungseffekte

Weitere Schädigungen durch die kurzzeitig hohen Stromdichten und damit im Zusammenhang stehende Effekte sind denkbar. Es gibt Forschungsarbeiten, die die Schädigung von Polymeren durch Elektrizität untersuchen. Dies ist jedoch ein sehr junges Forschungsfeld. Die Effekte sind noch nicht vollständig erklärt [Yang2020]. Der Einfluss auf die mechanischen Kennwerte der verarbeiteten Materialien ist vermutlich vernachlässigbar.

Einen weiteren ungeklärten Effekt haben Wang et al. aufgedeckt. Bei der Fertigung von CF-PA6-Proben mit elektrischer Widerstandserwärmung erfassten sie die chemische Zusammensetzung der Faseroberfläche mithilfe eines Röntgen-Photoelektronenspektrometers (XPS).

Verglichen wurde das Aufheizen der Fasern in einem Ofen und das Aufheizen der Fasern durch direkte Widerstandserwärmung. Die Widerstandserwärmung der Fasern hatte dabei einen deutlich geringeren Einfluss auf die chemische Zusammensetzung der Oberfläche als der konventionelle Prozess im Ofen. Die Autoren gehen davon aus, dass dies die Haftung zwischen Fasern und Matrix verbessert. Sie stützen ihre Annahme auf Mikroskopieaufnahmen von Biegebruchbildern, die unterschiedliche Delaminationsmuster zeigen [Wang2021].

Eine Erklärung, warum die Widerstandserwärmung weniger Einfluss auf die chemische Zusammensetzung der Oberfläche hat, ist nicht gegeben. Da ein Konvektionsofen als Vergleich zum Einsatz kommt, könnte der Unterschied eventuell durch die Luftumwälzung im Ofen begründet sein.

Insbesondere bei der Verarbeitung thermoplastischer Prepregs stellen Poren eine kritische Komponente dar. Sie sind häufig bereits im Ausgangsmaterial vorhanden und beeinträchtigen die Bauteilqualität, wenn sie im Fertigungsprozess nicht entfernt werden [Risteska2022]. Werden bei der direkten Widerstandserwärmung starre metallische Andruckrollen als Ausleitungselektrode verwendet, kann dies die Wirksamkeit der Porenbeseitigung während der Ablage verringern. Poren wirken sich in vielfältiger Weise negativ auf die mechanischen Kennwerte aus und sind zu vermeiden [Mehdikhani2018]. Eine erhöhte Porenanzahl wirkt sich insbesondere negativ auf matrixdominierte Eigenschaften aus [Stamopoulos2015].

2.3.2 Prüfverfahren

Potenziell schädigende Effekte, die bei der Widerstandserwärmung auftreten können, werden insbesondere im Hinblick auf ihren Einfluss auf die mechanischen Kennwerte analysiert. Die Wahl des Prüfverfahrens richtet sich nach der erwarteten Beeinträchtigung, wobei bevorzugt genormte Verfahren zum Einsatz kommen.

Zugversuche nach DIN EN 2561

Aufgrund der anisotropen Eigenschaften von FVK lässt sich eine Beeinflussung der Carbonfasern, wie Schädigung oder Faserwelligkeit, leicht durch ein Prüfverfahren nachweisen, bei dem die Probe vorwiegend durch Faserbruch versagt.

Für Zugversuche nach DIN EN 2561 werden mit Aufleimern versehene, 2 mm dicke, 10 mm breite und 250 mm lange Proben in einer Zugprüfmaschine bis zum Versagen belastet. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt dabei 2 mm/min [DIN2561]. Durch zusätzliches Vermessen der Dehnung mit einem geeigneten Sensor lässt sich neben der Zugfestigkeit auch der E-Modul bestimmen. Die in der vorliegenden Arbeit durchgeführten Prüfungen wurden an einer ZwickRoell 1476 durchgeführt. Neben einem 100 kN Kraftsensor zur Bestimmung der Zugfestigkeit kommt ein Extensometer des Typs MTS 288 für die Bestimmung des E-Moduls zum Einsatz.

Querzugversuche nach DIN EN ISO 527-5

Querzugversuche von unidirektionalen Proben eignen sich, um Beeinträchtigungen der Matrix oder der Faser-Matrix-Anbindung nachzuweisen. Das deutlich unterschiedliche Verhalten von

Fasern und Matrix bei Querbelastrung hat eine starke Beanspruchung der Grenzflächen zur Folge. Dennoch ist die resultierende Querkugfestigkeit eine Kombination der mechanischen Eigenschaften der Carbonfaser, der Matrix und der Faser-Matrix-Anbindung [Wetjen2017, Schürmann2007].

Die Querkugproben nach DIN EN ISO 527-5 sind 2 mm dick, 25 mm breit und 250 mm lang. Die Prüfungen erfolgen mit einer Prüfungsgeschwindigkeit von 1 mm/min [DIN527-5]. Durchgeführt werden die Versuche an einer ZwickRoell Z005 mit einer 5 kN Kraftmessdose und einem MTS 776 Biaxial-Extensometer. Das Ergebnis der Prüfungen sind der E-Modul senkrecht zur Faserorientierung und die Querkugfestigkeit, die der maximalen Spannung vor Versagen der Proben entspricht.

ILSS-Prüfungen nach DIN EN ISO 14130 / DIN EN 2563

Zur Überprüfung der Faser-Matrix-Anbindung sind Dreipunktbiegeverfahren mit kurzem Balken häufig angewandte Methoden. Diese Prüfungen sind so ausgelegt, dass in der Mitte der unidirektionalen Proben hohe Scherkräfte entstehen, sodass ein Versagen durch interlaminare Ablösungen entsteht. Die Versuche sind jedoch anfällig für andere Versagensarten oder Mischversagen, was die Ergebnisse ungültig macht. Dennoch werden die Prüfungen gerne genutzt, da die Proben materialsparend und der Prüfaufwand sehr gering ist.

Die genormten Prüfungen DIN EN ISO 14130 sowie die DIN EN 2563 dienen der Bestimmung der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit. Sie können für die Vorauswahl von Werkstoffen oder zur Qualitätskontrolle verwendet werden. Die darin beschriebenen Proben sind lediglich 2 mm dick, 10 mm breit und 20 mm lang [DIN2563, DIN14130]. Die Prüfungen werden auf einer ZwickRoell Z005 mit einer 5 kN Kraftmessdose bei einer Prüfungsgeschwindigkeit von 1 mm/min durchgeführt. Die scheinbare interlaminare Scherfestigkeit ist definiert als die maximale Scherspannung in der Mitte des Probekörpers beim Auftreten des ersten Versagens. Das Ergebnis ist gültig, wenn ein reines interlaminare Scherversagen vorliegt.

Alternative Verfahren wie Einzelfaserversuche zeigen eine hohe Sensitivität gegenüber Veränderungen in der Anbindung zwischen Faser und Matrix [HerreraFranco1992]. Sie sind jedoch nur zu empfehlen, wenn die gesamte Faser bzw. der Verbund, aus dem sie entnommen wurde, unter kontrollierten Laborbedingungen präpariert und behandelt wurde. Da bei der Anwendung der Heiztechnologie jedoch eher von einer lokalen Beeinflussung auszugehen ist, wurden solche Versuche ausgeschlossen.

Wedge Peel-Versuche

Der Wedge Peel-Versuch ist nicht genormt, kommt bei der Parameteranalyse beim laserunterstützten Thermoplast-Tapelegen allerdings häufiger zum Einsatz. Er zählt zu den besonders einfachen und schnell durchführbaren Versuchen, um die interlaminare Festigkeit zu evaluieren [Yassin2017].

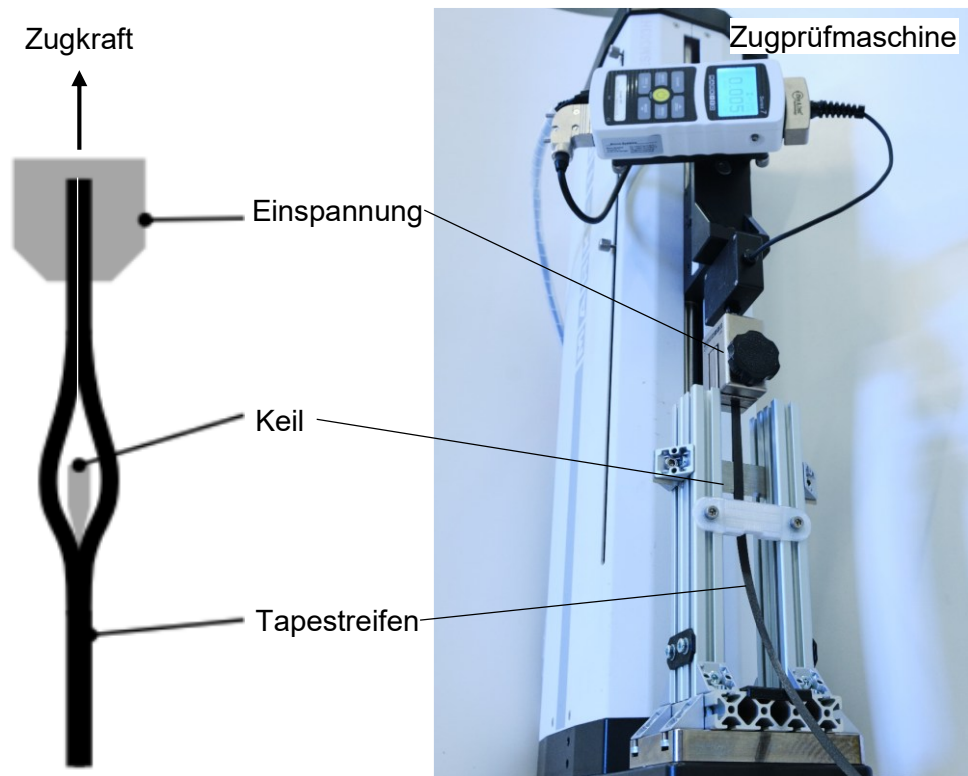


Abb. 2.3: Prinzipskizze des Wedge Peel-Versuchs und Foto der zugehörigen Prüfvorrichtung

Zwei aufeinander abgelegte Tape-Streifen, eine einfache Prüfvorrichtung und eine kleine Zugprüfmaschine sind ausreichend, um ein aussagekräftiges Ergebnis zu erhalten. Die konsolidierten Streifen werden durch eine Keilvorrichtung aufgetrennt (siehe Abb. 2.3). Beim Ziehen der Streifen durch die Keilvorrichtung tritt hauptsächlich interlaminaire Delamination in der Tape-Verbindungsebene auf.

Single-Lap-Shear-Versuche

Speziell angepasste Single-Lap-Shear-Versuche haben sich ebenfalls für schnelle Parameteranalysen bewährt. Raps et al. wendeten eine Methode an, bei der sie vier einzelne Tapes übereinander anordneten und zwischen der zweiten und dritten Lage eine Trennfolie platzierten [Raps2022]. Die Trennfolie sorgt für eine präzise, definierte Verbindungsfläche, die für die Prüfkraft ausschlaggebend ist. Im Vergleich zu einer zweilagigen Variante bietet die vierlagige Anordnung den Vorteil einer verbesserten Krafteinleitung und -verteilung.

Mikroskopie

Das Anfertigen von Schliffbildern und deren Auswertung mittels Mikroskopie ist ein einfaches und aussagekräftiges Verfahren. Daher findet es häufig Anwendung bei der Analyse von Faserverbundkunststoffen. Fasern und Matrix sowie deren Verteilung sind sehr gut auf Schliffbildern sichtbar. Auch die Faserausrichtung und deren Abweichungen zur Vorzugsrichtung sind teilweise gut erkennbar. Die Methode eignet sich zudem, um Poren und deren Verteilung zu analysieren.

2.3.3 Forschungsbedarfe im Bereich der Fertigungsversuche

Der Stand der Technik zeigt, dass technologiespezifische Einflüsse und entsprechend auch Schädigungen der Carbonfaser-Halbzeuge bei der direkten Widerstandserwärmung nicht auszuschließen sind. Darüber hinaus deuten einige Untersuchungen darauf hin, dass insbesondere bei Einsatz hoher Ströme eine schädigende Wirkung zu erwarten ist. Ob oder wie schwerwiegend eine Schädigung bei Anwendung der Technologie für die Fertigung von Bauteilen mit dem AFP-Verfahren ist, lässt sich zuverlässig durch praxisnahe Versuche überprüfen. Dabei spielen die eingesetzten elektrischen Prozessparameter eine entscheidende Rolle. Ein Vergleich von ermittelten Kennwerten über die vorhandene Literatur ist schwierig. Trockenfaser- und Thermoplast-Halbzeuge für das AFP-Verfahren sind als Entwicklungsprodukt einzustufen. Die Eigenschaften der Halbzeuge unterscheiden sich daher teilweise erheblich, selbst innerhalb einer Charge [Deden2023].

3 Technologische, verfahrensrelevante und materialspezifische Grundlagen

In diesem Kapitel stehen die wichtigsten Kriterien für die Auslegung und Anwendung der Heiztechnologie im Fokus. Neben den technologischen- und verfahrensspezifischen Parametern beeinflussen auch die Eigenschaften der zu erhitzenden Halbzeuge maßgeblich den Prozess.

3.1 Technische Auslegung

Für die Auslegung und dabei zu berücksichtigende Randbedingungen steht das AFP-Verfahren im Fokus. Um dabei das unidirektionale Faserhalbzeug aufzuheizen, muss Strom durch das Material fließen. Dafür sind mindestens zwei Elektroden erforderlich: eine zum Einleiten des Stroms in das Halbzeug, die andere zum Ausleiten. In der Arbeit wird unabhängig von der Polarität des Stroms die erste Elektrode in Förderrichtung als Einleitung und die zweite als Ausleitung definiert.

Der betrachtete Stromkreislauf besteht aus den Leitungswiderständen, den Kontaktwiderständen und dem Materialwiderstand. Die im Material umgesetzte Leistung ist dabei zu 100 % gleichzusetzen mit der Heiz- und somit Nutzleistung. Die Leitungswiderstände tragen nicht zur Erwärmung bei und sind vollständig als Verlustleistung zu betrachten. Bei anforderungsgerechter Auslegung sollten diese jedoch vernachlässigbar sein. Die im Bereich der Ein- bzw. Ausleitung im Kontaktwiderstand umgesetzte Leistung führt zu einer Erwärmung des Materials und der Kontaktelektrode und ist somit nur teilweise Nutzleistung. Die für das Aufheizen der Elektroden aufgebrauchte Energie gilt als Verlustleistung. Sierakowski et al. haben bei ihrer Modellierung die Annahme getroffen, dass sich die im Kontaktbereich umgesetzte Leistung zu gleichen Anteilen auf die beteiligten Kontaktpartner verteilt **[Sierakowski2008]**. Somit wären 50 % der dort eingebrachten Energie als Verlust zu verbuchen. Die Analyse des Kontaktwiderstands und der Parameter, die ihn beeinflussen, sind daher von besonderer Bedeutung.

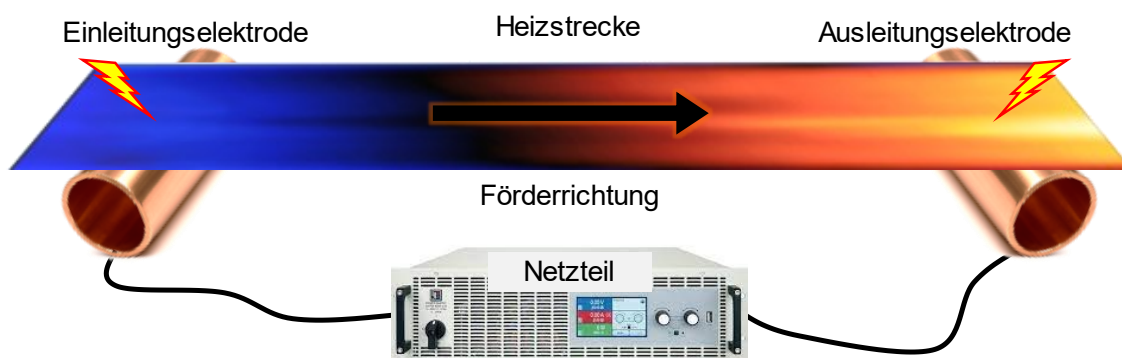


Abb. 3.1: Grundprinzip der direkten Widerstandserwärmung eines bewegten Faserhalbzeugs

3.1.1 Stromeinleitung und -ausleitung

Ziel im Prozess ist es, das neu zugeführte Material mit der Ablageoberfläche zu verkleben. Dafür muss entweder das zugeführte oder das bereits abgelegte Material die erforderliche Prozesstemperatur erreicht haben. Das Aufheizen eines fest definierten Abschnittes des zugeführten unidirektionalen Halbzeugs ist einfacher umzusetzen und energieeffizienter. Die elektrischen Eigenschaften des Materials im Zulauf, also der Heizstrecke, sind mit ausreichender Genauigkeit bestimmbar und bleiben nahezu gleich. Alternativ ist es möglich, auch bereits abgelegtes Material, also den Ablageuntergrund, mit Strom aufzuheizen. Die elektrischen Eigenschaften des Ablageuntergrunds verändern sich allerdings nach jeder abgelegten Lage aufgrund wechselnder Lagenwinkel. Athanasopoulos und Kostopoulos haben gezeigt, dass eine Vorhersage der Volumenwiderstände bei ideal aufgebauten multiaxialen Preformen aus Trockenfasern möglich ist, wenn die Eigenschaften der einzelnen UD-Lagen bekannt sind [Athanasopoulos2011a]. Allerdings können die Kontaktwiderstände zwischen den bereits abgelegten Lagen beim AFP-Verfahren je nach Prozessparametersatz deutlich variieren. Darüber hinaus wird die aufzuheizende thermische Masse beim Aufheizen des Ablageuntergrunds größer und die Energieeffizienz somit geringer. Dieser Fall wird in der Arbeit nicht weiter betrachtet.

Die untersuchten Konfigurationen der Heizstrecke basieren auf dem Konzept, primär das zugeführte Material zu heizen. Dafür ist ein Stromkontakt vor dem Berührungspunkt nötig (1 oder 2) und ein weiterer kurz vor (2), im Berührungspunkt (3 oder 5) oder kurz danach (4) (siehe Abb. 3.2). Idealerweise wird im Berührungspunkt die maximale Prozesstemperatur erreicht. Die Stromeinleitung kann im Faserverlauf vor der Andruckrolle entweder durch eine feststehende oder rotierende Umlenkstelle oder über flächige Klemmkontakte realisiert werden. Die Stromausleitung ist über eine metallische Andruckrolle, das Ablagewerkzeug oder weitere mit der Bauteiloberfläche in Kontakt stehenden Schleif- oder Rollelektroden möglich. Grundsätzlich ist es denkbar, beliebig viele Elektroden und somit mehrere Heizstrecken in den Prozess zu integrieren. Zur Klärung der Grundlagen erfolgt zunächst die Betrachtung des einfachsten Falls mit nur zwei Elektroden und einer Heizstrecke.

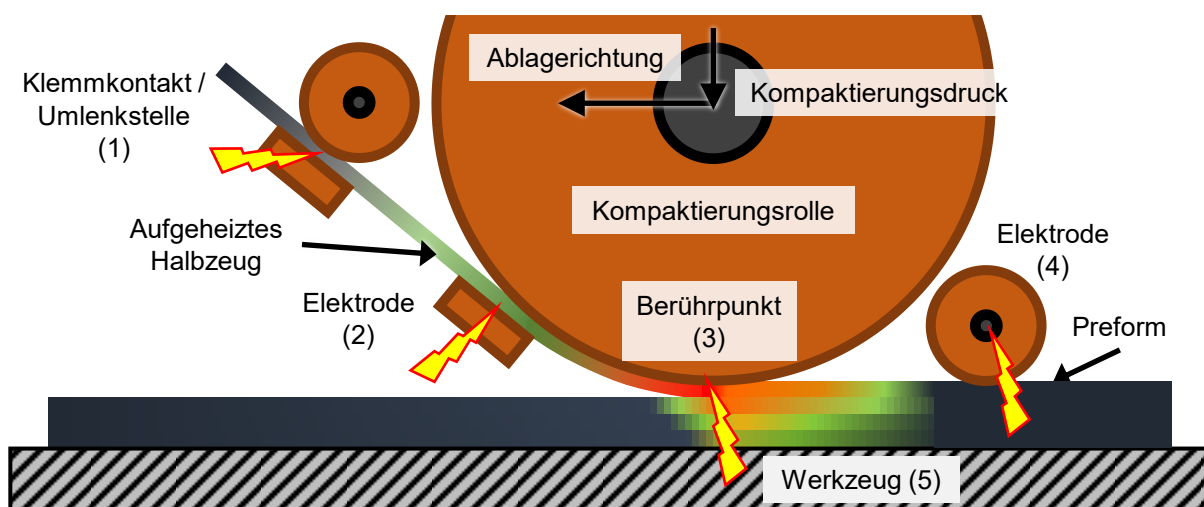


Abb. 3.2: Beispiele verschiedener Kontaktierungsoptionen (1-5)

Einfluss der Heizstreckenlänge auf die Prozessgeschwindigkeit und Energieeffizienz

Für den einfachsten Fall der Heizstrecken-Konfiguration mit zwei Stromkontakten, der Ein- und der Ausleitung, wird die Heizstreckenlänge näherungsweise als die Länge des Faserhalbzeugs zwischen den beiden Kontakten definiert. Der elektrische Widerstand der Heizstrecke R_H ergibt sich dann aus dem längenspezifischen Widerstand des Faserhalbzeugs R_l und der Länge der Heizstrecke L :

$$R_H = L \cdot R_l . \quad 3-1$$

Unter Berücksichtigung der Annahme, dass die Kontaktwiderstände R_K zur Hälfte als Heizleistung eingehen, ergibt sich für die Nutzleistung:

$$P_{Nutz} = L \cdot R_l \cdot I_H^2 + 0,5 \cdot R_K \cdot I_K^2 . \quad 3-2$$

Näherungsweise lassen sich die Widerstände als Reihenschaltung betrachten, sodass die in der Heizstrecke und durch die Kontakte fließenden Ströme I_H und I_K gleich sind. Mit den Leitungswiderständen R_L ergibt sich die Effizienz η des Prozesses aus der folgenden Berechnung:

$$\eta = \frac{P_{Nutz}}{P_{Gesamt}} = \frac{R_{Nutz} \cdot I^2}{R_{Gesamt} \cdot I^2} = \frac{L \cdot R_l + 0,5 \cdot R_K}{L \cdot R_l + R_L + R_K} . \quad 3-3$$

Mit zunehmender Länge der Heizstrecke verlieren die Kontaktwiderstände und die Leitungswiderstände an Bedeutung und die Energieeffizienz steigt. Abhängig von der Auslegung und dem verwendeten Halbzeug ist ab einer bestimmten Länge jedoch kaum noch eine weitere Effizienzsteigerung möglich. Zudem ist zu beachten, dass auch der Gesamtwiderstand R_{Gesamt} mit zunehmender Länge ansteigt. Dies führt zu einer Verringerung der maximal einbringbaren Leistung P_{max} und entsprechend zu einer reduzierten maximalen Prozessgeschwindigkeit, wenn eine maximale elektrische Spannung U_{max} festgelegt ist:

$$P_{max} = \frac{U_{max}^2}{R_{Gesamt}} . \quad 3-4$$

Die Länge der Heizstrecke hat zudem auch einen Einfluss auf das sich ergebende Temperaturprofil im Faserhalbzeug und auf den erforderlichen Bauraum im Endeffektor.

Auslegung der Kontaktstellen

Die Kontaktierung ist entscheidend für eine gute und gleichmäßige Einleitung des Stroms in das Faserhalbzeug. Zudem verbessern niedrige Kontaktwiderstände die Energieeffizienz und erhöhen die maximal erreichbare Prozessgeschwindigkeit (siehe Gleichung 3-3 und 3-4). Wie bereits im Stand der Technik gezeigt wurde, sind die Größe der Kontaktfläche und die Flächenpressung hierbei von großer Bedeutung (siehe Kapitel 2.1.4).

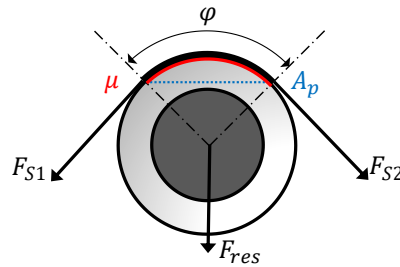


Abb. 3.3: Flächenpressung und Kontaktfläche in Abhängigkeit des Radius und der Seilkraft

Wird der Strom über Rollen bzw. kreisrunde Umlenkstellen in oder aus dem Material geleitet, sind für die Auslegung der Radius r der Umlenkstelle, der Umschlingungswinkel φ und die Seilkraft F_S des Halbzeugs entscheidend (siehe Abb. 3.3). Mit der Materialbreite b lässt sich die Kontaktfläche A_K berechnen:

$$A_K = \frac{\varphi \cdot r \cdot \pi \cdot b}{180^\circ}. \quad 3-5$$

Vernachlässigt man jegliche Reibung in der Umlenkung und geht davon aus, dass die Zugkräfte im Material auf beiden Seiten gleich sind, ergibt sich die Kontakt-Flächenpressung p_K aus der resultierenden Kraft F_{res} und der projizierten Fläche A_p näherungsweise zu:

$$p_K = \frac{F_{res}}{A_p} = \frac{F_S}{r \cdot b}. \quad 3-6$$

Die Vernachlässigung von Reibungseffekten bei drehend gelagerten Rollen ist aufgrund der minimalen Rollreibung akzeptabel. Bei Vorversuchen hat sich jedoch gezeigt, dass feststehende Umlenkstellen vorteilhaft sein können. Durch die kontinuierliche Reibung des Materials an der Kontaktfläche wird diese automatisch gereinigt. Bei einer mitdrehenden Rolle kommt es dagegen zunehmend zu Ablagerungen auf der Oberfläche, was letztendlich den Kontaktwiderstand erhöht. Bei starker Verunreinigung und zu hohem Kontaktwiderstand ist eine Reinigung der Rolle notwendig. Weiterhin kann es je nach Faserhalbzeug auch zu vereinzelt Faserablösungen an der Umlenkrolle kommen. Bleiben einzelne Fasern an der Rolle hängen und wickeln sich um die drehende Rolle, führt dies ebenfalls zu einer Unterbrechung der Fertigung aufgrund notwendiger Wartungsarbeiten.

Bei feststehenden Umlenkstellen kommt die Seilreibung zum Tragen. Unter statischen Bedingungen, also kurz vor dem Rutschen, lässt sich diese Reibung mit der Euler-Eytelwein-Formel berechnen. Die auch als Seilreibungsformel bekannte Gleichung beschreibt den Zusammenhang zwischen den Seilkräften F_{S1} und F_{S2} die mit dem Umschlingungswinkel φ um eine Umlenkstelle mit dem Haftreibungskoeffizienten μ geführt werden:

$$F_{S1} = F_{S2} \cdot e^{\mu \cdot \varphi}. \quad 3-7$$

In Übereinstimmung mit Abb. 3.3 bedeutet dies, dass die Seilkraft auf der ziehenden Seite immer größer ist als die Seilkraft auf der gegenüberliegenden Seite. Für eine exakte Berechnung der nicht konstanten Flächenpressung an einer Umlenkstelle wäre dies zu berücksichtigen.

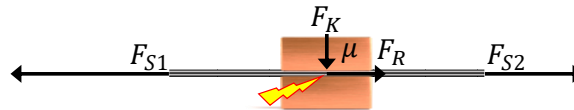


Abb. 3.4: Reibkräfte im Klemmkontakt

Bei der Kontaktierung an einer Umlenkstelle kommt nur eine Seite des Halbzeugs mit der Elektrode in Berührung. Wenn das Halbzeug einseitig oder beidseitig einen hohen Kontaktwiderstand aufweist, kann es vorteilhaft sein, beide Seiten zu kontaktieren. Dies lässt sich mit einer ebenen Klemmvorrichtung realisieren, bei der das Halbzeug zwischen zwei Seiten eingeklemmt ist. Bei entsprechender Auslegung lässt sich damit zudem die Flächenpressung besser einstellen. Die ausgeübte Klemmkraft F_K und die daraus resultierende Reibung zwischen Halbzeug und Kontaktflächen beeinflusst die erforderliche Zugkraft:

$$F_{S1} = F_{S2} + F_K \cdot \mu . \quad 3-8$$

Die für die Auslegung der Kontaktierung relevante Flächenpressung p_K ergibt sich aus der Klemmkraft und der Größe der Kontaktfläche, die durch die Länge der Kontaktfläche L und der Materialbreite bestimmt ist:

$$p_K = \frac{F_K}{L \cdot b} . \quad 3-9$$

3.1.2 Bereitstellung der Heizleistung und Ansätze zu Regelkreisen

Die Leistung für alle in der Arbeit aufgeführten Versuche wird durch ein Labornetzteil des Typs *EA-PSI 9200-210* von der Elektro-Automatik GmbH bereitgestellt. Es unterstützt die gängigen Regelvarianten der Strom-, Spannungs- und Leistungsregelung innerhalb der Grenzen von 0-200 V und 0-210 A bei bis zu 15000 W. Die Sollwertvorgaben werden über eine speicherprogrammierbare Steuerung (SPS) von Siemens via Profinet übermittelt und können über eine grafische Benutzeroberfläche vorgegeben werden.

Erste Versuche mit AFP-Halbzeugen haben gezeigt, dass der längenspezifische Materialwiderstand im Vergleich zu den Kontaktwiderständen deutlich geringere Schwankungen aufweist (siehe Kapitel 3.2.3 und 3.2.4). Dies wiederum führt zu Schwankungen der Nutzleistung, also der umgesetzten Heizleistung (siehe Gleichung 3-2). Die Höhe der Abweichungen hängt davon ab, welcher Regelparameter vom Netzteil konstant gehalten wird. Abb. 3.5 zeigt auf der linken Seite die Nutzleistungen bei Strom-, Spannungs- oder Leistungsregelung bei schwankenden Kontaktwiderständen. Auf der rechten Seite sind die Steigungen der Nutzleistungskennlinien dargestellt. Je geringer der Wert, desto geringer auch die zu erwartenden Temperaturänderungen bei Schwankungen des Kontaktwiderstands. Die Abbildungen verdeutlichen, dass eine Regelung mit konstanter Leistung die geringsten Temperaturschwankungen hervorruft.

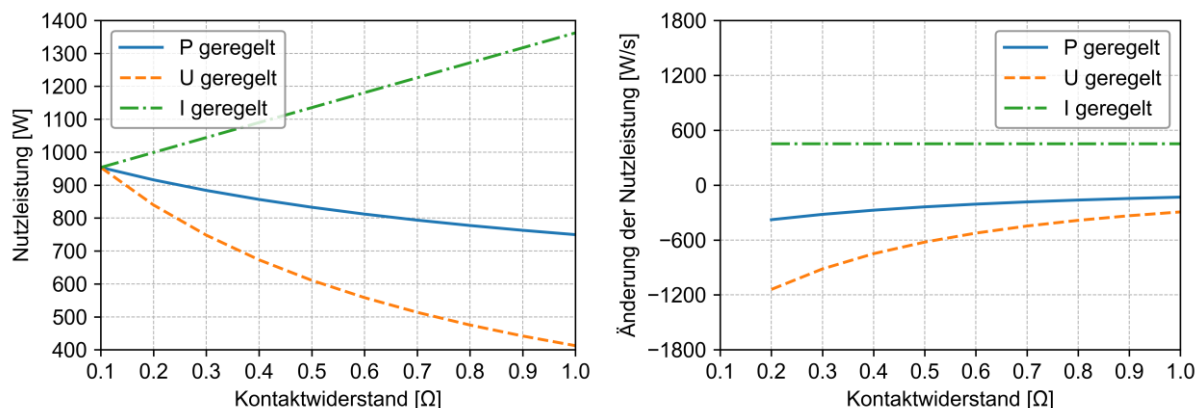


Abb. 3.5: Die Veränderung der Nutzleistung bei variierendem Kontaktwiderstand (links) und die Ableitung davon (rechts)

Weiterhin zeigt die Analyse, dass insbesondere bei sehr niedrigen Kontaktwiderständen eine auf konstanter Spannung basierende Regelung die größten Abweichungen verursacht. Der genaue Verlauf der Kennlinien ist vom Verhältnis der real vorliegenden Materialwiderstände und der Heizstreckenlänge abhängig. Die abgebildeten Kennlinien gelten für ein Halbzeug mit einem spezifischen Längswiderstand von etwa $20 \Omega/\text{m}$ bei einer Heizstreckenlänge von 5 cm.

Während der Ablage, insbesondere bei Geschwindigkeitsänderungen, muss der Sollwert des Netzteils prozessabhängig eingestellt werden, um eine konstante Temperatur zu halten. Die ersten Ablageversuche mit einem eigens entwickelten AFP-Prototyp-Endeffektor haben gezeigt, dass die Reaktionszeit des verwendeten Regelkreises zu langsam für den hochdynamischen AFP-Prozess ist. Hauptursache hierfür sind Verzögerungen von bis zu 100 ms bei der Ansteuerung des Netzteils durch die SPS. Die Probleme äußerten sich in unzureichender Leistung während der Beschleunigungsphase und in zu hoher Leistung beim Abbremsen. Das führte zu nicht fixiertem Material am Anfang einer Bahn und zu Verbrennungen am Ende.

Mit der Entwicklung einer Steuerung für das verzögerungsfreie Auslösen von Strompulsen, proportional zur Prozessgeschwindigkeit ließ sich das Problem lösen. Die vom Netzteil bereitgestellte Leistung wird durch einen Metalloxid-Halbleiter-Feldeffekttransistor (MOSFET) in Form von Rechteckpulsen freigeschaltet. Die elektrische Spannung und somit die Pulsleistung, die Pulsdauer und der Pulsabstand werden durch eine SPS vorgegeben. Die speziell entwickelte Steuerung ermöglicht das präzise Auslösen und Halten von Pulsen mit einer Genauigkeit im Mikrosekundenbereich. Dadurch lassen sich kurzfristig Pulsleistungen von über 50 000 W bei Stromdichten im Halbzeug von mehr als $300 \text{ A}/\text{mm}^2$ erreichen.

Die für den Prozess erforderliche Heizleistung lässt sich auf verschiedene Weisen kontrollieren. Um die Prozesstemperatur möglichst präzise einzustellen, ist eine Regelung mit Temperatur-Feedback über einen geeigneten Sensor vorteilhaft. Mit dem Anspruch, höchste Prozessgeschwindigkeiten von mind. 2 m/s zu ermöglichen, kommen nur Thermokameras oder Pyrometer mit extrem schneller Auswertung bzw. hoher Abtastrate in Frage. Highspeed Thermokameras sind jedoch kostspielig. Geeignete Highspeed Pyrometer sind deutlich günstiger, jedoch ist damit auch nur ein begrenzter Bereich überwachbar. Für eine individuelle

Regelung einzelner Tows bei einem Multitow-Endeffektor sind entsprechend mehrere Pyrometer notwendig.

Die Analyse der Anforderungen an die Prozessdynamik hilft bei der Auswahl geeigneter Temperatursensoren. Ausgehend von einer 20 mm langen Heizstrecke L_H und einer Prozessgeschwindigkeit v_P von 2000 mm/s verbleibt ein zu heizendes Materialelement für eine Heizzeit t_H von 10 ms innerhalb der Heizstrecke:

$$t_H = \frac{L_H}{v_P} = 10 \text{ ms} . \quad 3-10$$

Der Temperaturverlauf bei so schnellen Heizprozessen ist nahezu linear. Bei einer Prozesstemperatur T_P von 220 °C und einer Umgebungstemperatur T_U von 20 °C ergibt das näherungsweise eine erforderliche Heizrate H_R von mindestens 20 000 K/s:

$$H_R = \frac{T_P - T_U}{t_H} = 20\,000 \text{ K/s} . \quad 3-11$$

Um ausreichend Regelreserve bereitzustellen, ist eine deutlich höhere Heizrate als das rechnerische Minimum anzustreben. Bei Vorversuchen ließen sich problemlos Heizraten von weit über 100 000 K/s ($\max H_R$) erzielen. Wenn die Anforderung besteht, die Prozesstemperatur mit einer Genauigkeit von ± 20 °C ($\max H_R$) zu regeln, wäre ein Überschreiten der maximalen Prozesstemperatur im Extremfall bereits nach 200 μ s erfolgt:

$$t_{\max \Delta T} = \frac{\max \Delta T}{\max H_R} = 200 \text{ } \mu\text{s} . \quad 3-12$$

Für eine stabile Regelung muss die Abtastzeit der Temperatursensorik entsprechend deutlich unterhalb dieser Zeit liegen, schätzungsweise in einer Größenordnung von etwa 10 bis 40 μ s. Highspeed-Thermokameras erreichen im Vollbildmodus eine Bildrate von 1000 Hz, was einer Abtastrate von 1 ms entspricht [Flir2025]. Durch Reduktion des Bildausschnittes sind auch kürzere Abtastraten möglich. Ein Highspeed-Pyrometer als Alternative bietet Abtastraten in einem Bereich von 6-10 μ s [Kleiber2025]. Die Umsetzung einer Regelung mit Temperatur-Feedback für so hohe Geschwindigkeiten stößt somit an die Grenze des derzeit technisch Machbaren.

Eine Alternative zur Heizleistungsregelung über die Temperatur ist die Verwendung der Materialgeschwindigkeit als Feedback-Signal. Diese Methode ist kostengünstig und bietet ausreichend hohe Abtastraten. Um die Temperatur in Abhängigkeit der Geschwindigkeit präzise regeln zu können, ist ein gutes Temperaturmodell als Basis erforderlich. Dies setzt jedoch ein gutes Verständnis der elektrischen Eigenschaften der aufzuheizenden Halbzeuge voraus.

3.2 Untersuchungen zu den elektrischen Eigenschaften der Halbzeuge

Die Halbzeuge weisen drei verschiedene charakteristische Widerstände auf. Beim Einleiten und Ausleiten des Stroms spielt der Kontaktwiderstand zwischen den Elektroden und der Halbzeug-Oberfläche eine zentrale Rolle. Sobald der Strom in die ersten Fasern gelangt, gewinnt der Querwiderstand an Bedeutung. Er beeinflusst die Verteilung des Stroms quer zur Faserlängsachse, also von Faser zu Faser. Der Längswiderstand wird durch die Anzahl der Fasern bestimmt, die in Längsrichtung zum Stromtransport beitragen.

Für eine gleichmäßige Verteilung des Stroms über alle Fasern ist das Zusammenspiel der verschiedenen Widerstände entscheidend. Damit Strom im Halbzeug fließen kann, muss zunächst an mindestens zwei Stellen des Halbzeugs der direkte Kontakt zu den Carbonfasern möglich sein. Bei den AFP-Halbzeugen bestehen die Oberflächen jedoch nie ausschließlich aus Fasern. Bei den Trockenfaser-Halbzeugen erschweren isolierende Binder oder Wirrfaservliese den direkten Kontakt zu den elektrisch leitfähigen Fasern (siehe Abb. 3.6 - obere Reihe). Bei thermoplastischen Prepregs kann eine dickere Matrixschicht an der Oberfläche die Isolierung der Fasern bewirken. Dies lässt sich teilweise mit bloßem Auge an einer glatten, glänzenden Oberfläche erkennen (Abb. 3.6 – untere Reihe rechts – CF-PA6). Mikroskopieaufnahmen helfen, die isolierenden Komponenten genauer zu analysieren [Grohmann2022]. Bei einer 2000-fachen Vergrößerung der Oberfläche eines CF-LM-PAEK Tapes (unten links in Abb. 3.6) zeigen sich schimmernde Reflexionen auf den Fasern, die auf einen hauchdünnen isolierenden Film hindeuten. Auf den Aufnahmen der Oberfläche eines CF-PEKK Tapes eines anderen Herstellers, unten mittig im Bild, ist kein vollständiger Überzug der Matrix auf den Fasern zu sehen. Dennoch ist ein großer Teil der Oberfläche erkennbar durch die Matrix bedeckt.

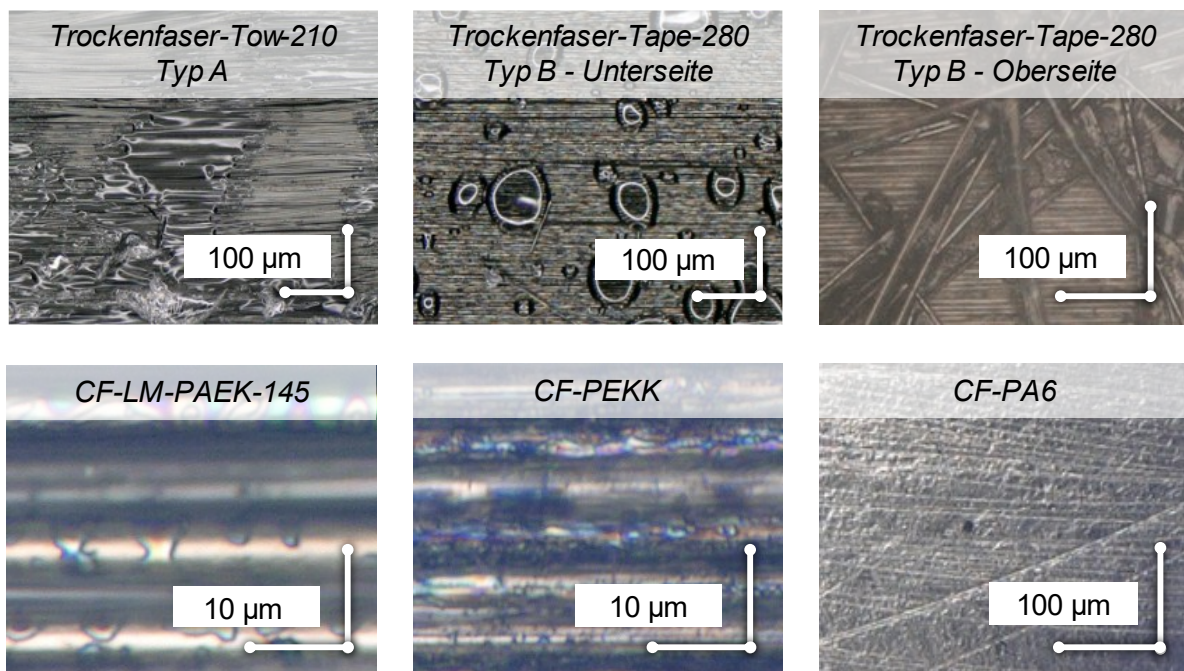


Abb. 3.6: Mikroskopieaufnahmen der Oberfläche verschiedener Halbzeuge

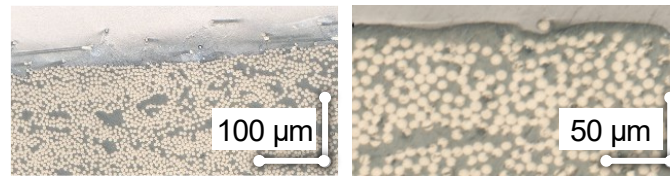


Abb. 3.7: Mikroskopieaufnahmen des Querschnitts zweier verschiedener Halbzeuge: Links das Trockenfaser-Tape-280 mit isolierendem Wirrfaservlies auf der Oberseite, rechts das CF-LM-PAEK-145 Prepreg-Tape mit harzreicher Oberfläche

Selbst Rohfasern sind bereits vor ihrer Weiterverarbeitung zu AFP-Halbzeugen normalerweise durch eine hauchdünne Schicht isoliert. Die während der Faserproduktion aufgebraachte Schichte ist nur wenige Nanometer dick, hat grundsätzlich jedoch isolierende Eigenschaften. In Abb. 3.7 ist auf der linken Bildhälfte die Oberseite vom Trockenfaser-Tape-280 (aus Abb. 3.6 oben rechts) im Querschnitt zu sehen. Das an der Oberfläche sichtbare Vliesmaterial ist nicht elektrisch leitfähig und verhindert oder erschwert somit den elektrischen Kontakt zu den Fasern. Im rechten Teil des Bildes ist ein Ausschnitt des CF-LM-PAEK-Prepreg-Tapes zu sehen. Im dargestellten Bereich ist zu erkennen, dass eine dickere Harzschicht den großflächigen Kontakt zu den Fasern verhindert. Beide Halbzeuge ließen sich dennoch bei Vorversuchen mit dem AFP-Prototypen aufheizen und sicher ablegen. Durch eine großflächige Kontaktierung der Ober- und Unterseite der Tapes mit hoher Flächenpressung wurde eine ausreichend direkte Kontaktfläche zu den Carbonfasern geschaffen. Nach der Einleitung sorgt das dicht gepackte Fasernetzwerk für eine Verteilung des Stroms.

Eine gleichmäßige Verteilung der Fasern innerhalb der Halbzeuge ist entscheidend für ein homogenes Aufheizen. Speziell bei den thermoplastischen Prepregs gibt es diesbezüglich auch ungeeignete Halbzeuge. In Abb. 3.8 links ist ein Material mit zu geringem C-Faser-Anteil zu sehen. Die ungleichmäßige Verteilung der Fasern und ihre in Teilbereichen geringe Konzentration erschwert die homogene Verteilung des Stroms im Tape. Die Folgen sind kritische Hotspots durch lokal stark überhöhte Stromdichten. In der Mitte ist ein Tape abgebildet, das eine harzreiche Oberseite, Unterseite und Mittelschicht aufweist. Bei diesem Tape sind sowohl die schonende Einleitung wie auch die homogene Verteilung des Stroms im Tape deutlich erschwert. Ähnlich verhält es sich mit dem Tape ganz rechts, wobei die Ungleichmäßigkeit durch vereinzelt vorliegende Rovings im Tape zustande kommt. Es ist offensichtlich, dass die geringe Anzahl von Fasern an den Oberflächen sowie das fehlende dichte Netzwerk im Inneren des Tapes eine homogene Stromverteilung verhindern.

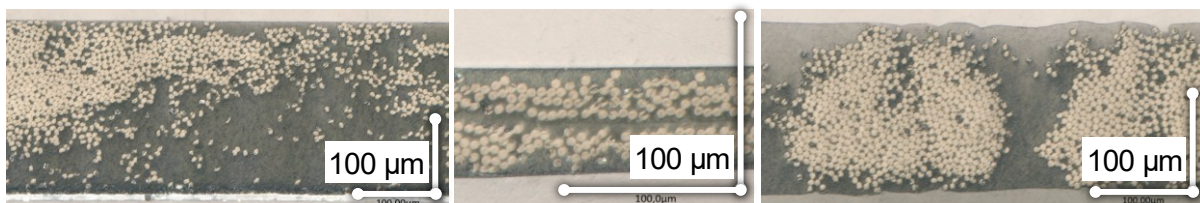


Abb. 3.8: Schliffbilder von dreier verschiedener thermoplastischer Prepreg-Tapes unter dem Mikroskop

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass an mindestens einer Halbzeug-Oberfläche eine ausreichende Faserzugänglichkeit vorhanden sein muss. Speziell bei Prepreg-Tapes, bei denen die Fasern in eine isolierende Matrix eingebettet sind, ist zudem die gleichmäßige und ausreichende Verteilung der Carbonfasern entscheidend. Das Anfertigen von Schliffbildern zwecks Überprüfung dieser Eigenschaften ist vergleichsweise aufwendig. Eine einfachere Methode ist die Messung der elektrischen Widerstände der Halbzeuge. Diese gibt ebenfalls Aufschluss darüber, ob ein Halbzeug für die direkte elektrische Widerstandserwärmung während des AFP-Prozesses geeignet ist.

3.2.1 Modellierung des elektrischen Netzwerks

Die genaue Modellierung des elektrischen Widerstandsnetzwerks der verwendeten Halbzeuge ist entscheidend für die Präzision eines Temperaturmodells. Darüber hinaus ermöglicht es, experimentelle Ergebnisse effizient zu analysieren.

Aufbau des Widerstandsnetzwerks

Das Modell konzentriert sich ausschließlich auf das stromdurchflossene Halbzeug, das sich aus drei verschiedenen Widerstandstypen zusammensetzt. Die Längswiderstände entsprechen den Widerständen parallel zur Faserausrichtung (0°). Die Querwiderstände stellen die Widerstände senkrecht zur Längsrichtung dar (90°). Die Kontaktwiderstände simulieren den Widerstand an den Stellen, an denen der Strom ein- und ausgeleitet wird und das Faserhalbzeug direkt mit den Elektroden in Kontakt steht. Die Materialdicke der meisten AFP-Halbzeuge liegt unter 0,3 mm und ist damit im Vergleich zur Breite, die üblicherweise zwischen 6,35 mm und 50 mm liegt, sehr gering. Im Modell ist die Dicke daher vernachlässigt, und es besteht die Annahme, dass die Eigenschaften in Dickenrichtung isotrop sind. Der Grundaufbau des Widerstandsmodells ist in Abb. 3.9 zu sehen.

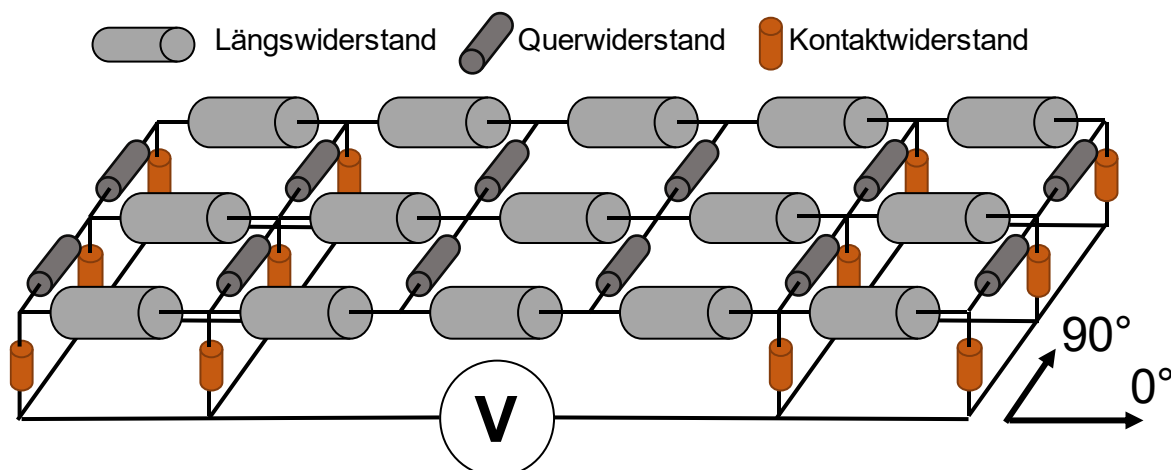


Abb. 3.9: Grundaufbau des modellierten Widerstandsnetzwerks der verwendeten Halbzeuge

Ein in der Programmiersprache Python geschriebenes Script generiert das Widerstandsnetzwerk. Die Auswertung erfolgt in Verbindung mit dem Simulationsprogramm LTSpice. Die Auflösung des Modells ist über die Anzahl der Widerstände anpassbar. Die Größe der Kontaktflächen, der Abstand zwischen Ein- und Ausleitung sowie die Materialbreite lassen sich beliebig einstellen. Die erforderlichen Kennwerte für die Widerstandselemente im Modell lassen sich durch experimentelle Untersuchungen bestimmen und entsprechend der Modellauflösung skalieren.

Wird von einer homogenen Kontaktierung mit identischen Kontaktwiderständen über die Breite des Materials ausgegangen, sind die Querwiderstände zunächst vernachlässigbar. Bei den Kontaktwiderständen sind größere Schwankungen jedoch aufgrund der ungleichmäßigen Verteilung gut kontaktierbarer Carbonfasern an der Oberfläche der Halbzeuge nicht vermeidbar. Die farbliche Modifikation der Mikroskopieaufnahme der Oberfläche vom Trockenfaser-Tow-210 in Abb. 3.10 verdeutlicht dies. Bereiche, in denen auf den Fasern ein Bindermaterial aufgetragen und somit eine schlechtere Kontaktierbarkeit zu erwarten ist, lassen sich klar erkennen. Auf der linken Seite, im vergrößerten Bildausschnitt, sind neben den Rohfasern auch Bereiche mit vergleichsweise dicken Bindertropfen erkennbar. Diese Fremdschicht wirkt isolierend. Auf der rechten Seite des Bildes ist die Aufnahme eingefärbt, um die Bereiche mit nicht bedeckten Rohfasern zu verdeutlichen. Nur die gelben Bereiche sind absolut frei von Bindermaterial. In diesen Bereichen sind die Kontaktwiderstände erwartungsgemäß am geringsten. Je dicker die Fremdschicht und je großflächiger die Abdeckung der Fasern, desto größer der Kontaktwiderstand in diesem Bereich.

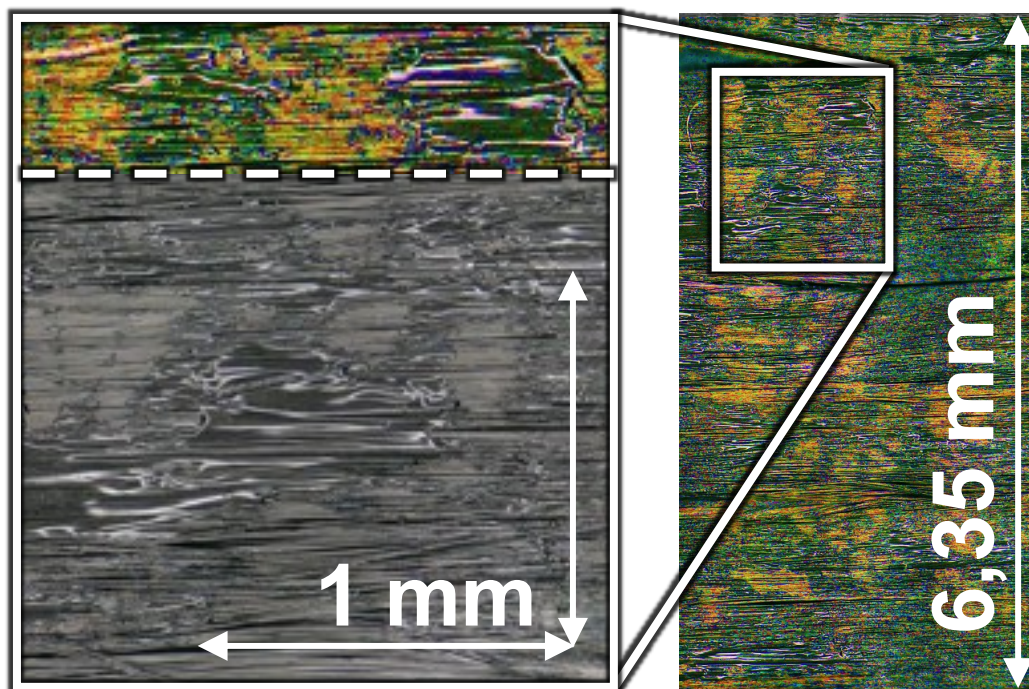


Abb. 3.10 : Die vergrößerte Aufnahme der Oberfläche eines Trockenfaser-Tows stellt farblich die Bereiche heraus (gelb), in denen die Fasern nicht vom Binder bedeckt sind

Die Verteilung von Bereichen mit gut oder weniger gut kontaktierbaren Fasern ist halbzeugspezifisch. Sie ist durch den Herstellungsprozess sowie durch die verwendeten Rohmaterialien festgelegt. Um diesen Aspekt im Modell durch Zufallsvariablen angemessen berücksichtigen zu können, muss eine ausreichend große Datenmenge als Grundlage vorhanden sein. Geeignete Versuchsreihen können die Annahmen validieren. Aufgrund der zufälligen Verteilung der Kontakteigenschaften auf der Oberfläche ist zu erwarten, dass die Streuung der Ergebnisse bei Einsatz größerer Kontaktflächen geringer ist.

Eine ungleichmäßige Verteilung guter Kontaktstellen kann besonders in Verbindung mit kleinen Kontaktflächen und hohen Querwiderständen ungünstige Effekte beim Heizen verursachen. Bei der idealisierten Prozessbetrachtung wird das Material innerhalb der Heizstrecke als homogener Leiter betrachtet. In der Realität ergibt sich der Widerstand der Heizstrecke jedoch aus einer Parallelschaltung tausender einzelner Carbonfasern. Bei einem sehr langen Leiter und geringen Querwiderständen sind Abweichungen vernachlässigbar. Der Strom verteilt sich unmittelbar nach der Kontaktierung über alle Fasern. In der Gesamtbetrachtung gibt es keinen relevanten Unterschied beim Widerstand. Fließt der Strom jedoch bei der Kontaktierung nur lokal begrenzt in das Halbzeug und sind die Querwiderstände hoch, tragen nicht alle Fasern gleichmäßig zur Übertragung des Stroms bei. Der Effekt verstärkt sich, je kürzer die betrachtete Strecke und je höher der Querwiderstand sind. In der praktischen Anwendung kann dies zu einer stark inhomogenen Temperaturverteilung führen. Der Querwiderstand des verwendeten Halbzeugs ist idealerweise minimal. Ist das nicht der Fall, ist es notwendig, dies bei der Auslegung der Heiztechnologie zu berücksichtigen.

Mit dem entwickelten Widerstandsmodell lassen sich Inhomogenitäten bei der Energieverteilung im Material sehr gut grafisch darstellen. Sobald lokal schwankende Kontaktwiderstände berücksichtigt werden, lässt sich die ungleichmäßige Energieverteilung erkennen. In Abb. 3.11 ist der Vergleich einer entsprechend simulierten Energieverteilung mit einer realen Thermografieaufnahme zu sehen. Der Vergleich dient im Wesentlichen dazu, die Leistungsverteilung qualitativ zu bewerten. Eine solche Betrachtung hilft, die Auslegung der Ein- und Ausleitung im Hinblick auf die Temperaturhomogenität im Prozess zu bewerten.

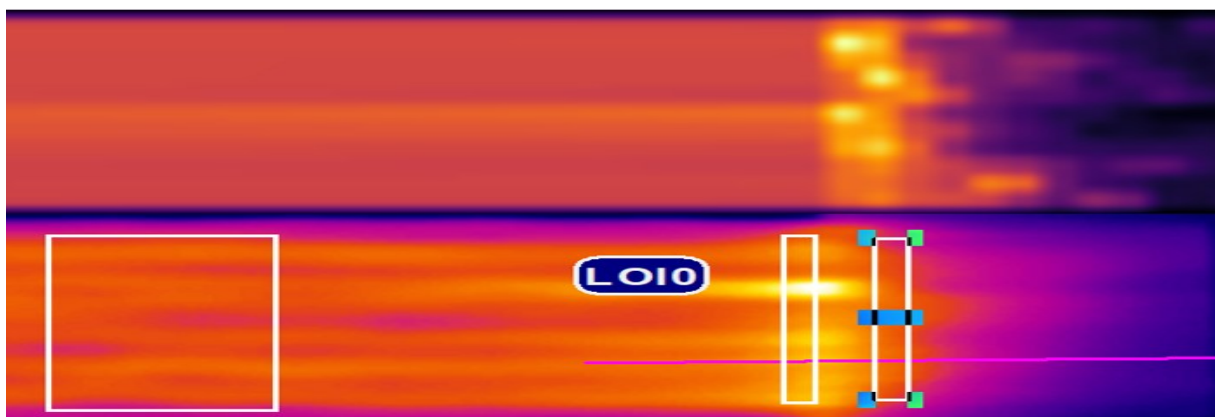


Abb. 3.11: Ein Vergleich der inhomogenen Energieverteilung im Halbzeug in der Simulation (oben) mit einer Thermografieaufnahme des Materials bei statischem Heizprozess (unten)

Veränderungen im Bereich der Stromkontaktflächen, eine Anpassung der Heizstreckenlänge oder variierende Halbzeug-Geometrien lassen sich durch einfache Parameteranpassungen im Modell berücksichtigen. Neben den geometrischen Daten sind dafür die Kennwerte für den längenspezifischen Halbzeug-Widerstand, den Kontaktwiderstand und den Querwiderstand erforderlich. Es lassen sich sowohl statische Zustände ohne Materialbewegung als auch dynamische Prozesse simulieren. Das Modell stellt damit eine wichtige Grundlage für die konstruktive Auslegung der Hardware, bzw. im Speziellen für das Design der Heizstrecke dar. Weiterhin ist das Modell eine wichtige Grundlage für eine detaillierte Temperatursimulation. Für genauere Ergebnisse sind jedoch gute Kenntnisse der in das Modell einzupflegenden spezifischen Widerstände erforderlich. Diese hängen stark vom jeweiligen Halbzeug, den äußeren Randbedingungen und den Prozessparametern ab und erfordern eine experimentelle Bestimmung.

3.2.2 Prüfvorrichtungen für das Vermessen der Halbzeug-Widerstände

Für die Bestimmung der für das Modell benötigten Halbzeug-Widerstände kommen je nach untersuchtem Einflussparameter unterschiedliche Prüfvorrichtungen zum Einsatz. Ein Teil der nachfolgenden Ergebnisse basiert auf Arbeiten aus der Bachelorarbeit von Tim Sander [Sander2024].

Prüfvorrichtung für die Bestimmung längenspezifischer Widerstände

Ein gängiges Verfahren, um den Widerstand von Carbonfaser-Halbzeugen ohne Kontaktwiderstände zu bestimmen, ist die Vierleiter-Messung. Das Grundprinzip besteht darin, den Messstrom über zwei Klemmkontakte einzuleiten und den Spannungsabfall über zwei weitere, dazwischen angeordnete Kontakte zu messen (siehe Abb. 3.12). Obwohl bei dieser Methode die Beeinflussung des Messergebnisses durch Kontaktwiderstände minimal ist, ist es für genaue Messungen vorteilhaft, diese zu minimieren. Die Ein- und Ausleitung des Messstroms erfolgt daher über großflächige Klemmkontakte. Die ebenfalls als Klemmkontakt ausgeführten Spannungsabnehmer sollten hingegen schmal ausgeführt sein. Eine breite Messfläche führt bei hohen und stärker variierenden Kontaktwiderständen in Kombination mit kurzen Messstrecken sonst zu größeren Streuungen des gemessenen Spannungsabfalls. Der Abstand der Spannungsabnehmer bzw. die vermessene Halbzeug-Länge kann bei dieser Vorrichtung frei gewählt werden. Die Widerstandsmessung erfolgt mit einem Multimeter von Keysight (4461A).

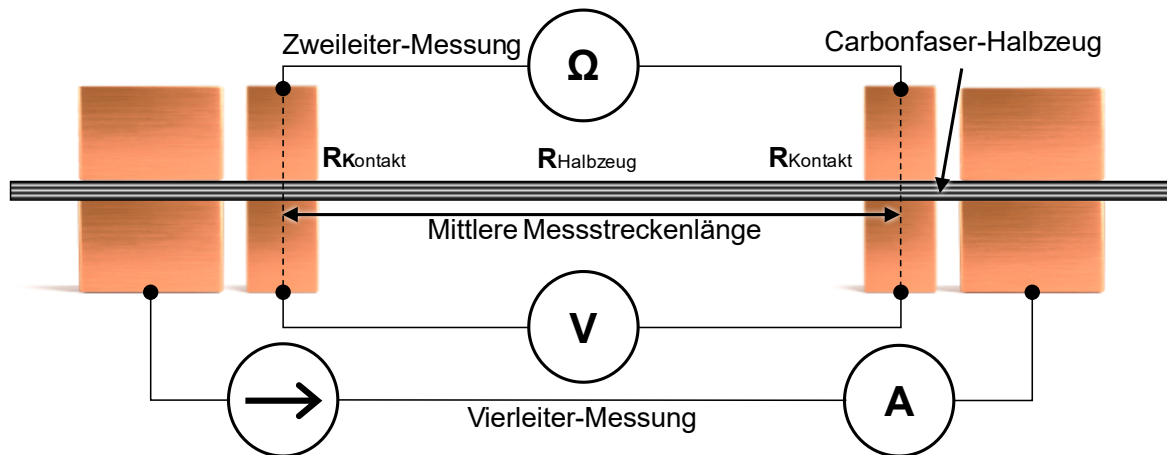


Abb. 3.12: Prinzipdarstellung der 4-Punkt-Widerstandsmessung

Der Widerstand von Carbonfasern nimmt mit steigender Temperatur ab. Die Vorrichtung ist daher so aufgebaut, dass die Messung auch in einem Ofen bei bis zu 250 °C möglich ist. Um die Genauigkeit der Messung zu verbessern, werden 3 Meter lange Halbzeug-Stücke im Ofen vermessen. Aus Platzgründen ist das Material um einen Zylinder gewickelt. Die Bestimmung der Veränderung des Widerstands in Abhängigkeit von der Temperatur erfolgt während der Abkühlphase, da hierbei die Temperaturverteilung im Ofen homogener ist. Die Temperatur wird über vier, um den Aufbau herum verteilte Temperaturfühler gemittelt.

Prüfvorrichtungen für die Bestimmung der Halbzeug-Widerstände mit Strompulsen höherer Spannungen

Die Variation der angelegten elektrischen Spannung ist einer der interessantesten Einflussparameter bei den Untersuchungen. Das Aufheizen von Carbonfaser-Halbzeugen und das Messen ihrer Widerstände mit sehr hohen Spannungen ist erst durch den Einsatz von extrem kurzen Strompulsen möglich. Speziell bei den AFP-Halbzeugen und deren Bestromung über kurze Strecken sind Pulse im Mikrosekundenbereich notwendig, um mit Spannungen von bis zu 200 V arbeiten zu können. Bei Stromdichten von weit über 300 A/mm² würde das Material sonst unmittelbar in Flammen aufgehen. Je kürzer und je präziser die Pulse, desto höher kann die Spannung gewählt werden. Mit der aufgebauten Pulssteuerung (siehe Kapitel 3.1.2) sind Pulse bis 200 V für eine Dauer von wenigen Mikrosekunden möglich, sodass die Temperatur des Materials selbst bei maximaler Spannung während eines Einzelpulses nur um wenige Grad steigt.

Für die Messungen der Widerstände unter Verwendung hoher Spannungen und extrem kurzer Pulse kommt ein Oszilloskop mit Tastköpfen und Shunt-Widerständen zum Einsatz. Das Modell 5444D von Pico Technology mit Tastköpfen vom Typ TT-SI 9101 und TT-SI 7005 von Testec ermöglicht mittels der Differenzialtastköpfe Messungen, ohne die galvanische Trennung der Stromversorgung aufzuheben. Mit einer Bandbreite von mindestens 15 MHz und einer Auflösung von bis zu 16 Bit lassen sich auch extrem kurze Pulse im Mikrosekundenbereich präzise auswerten. Verschiedene Shunt-Widerstände der Firma Sifam Tinsely kommen zum Einsatz, um bei unterschiedlichen Versuchsaufbauten eine optimierte Messauflösung zu gewährleisten.

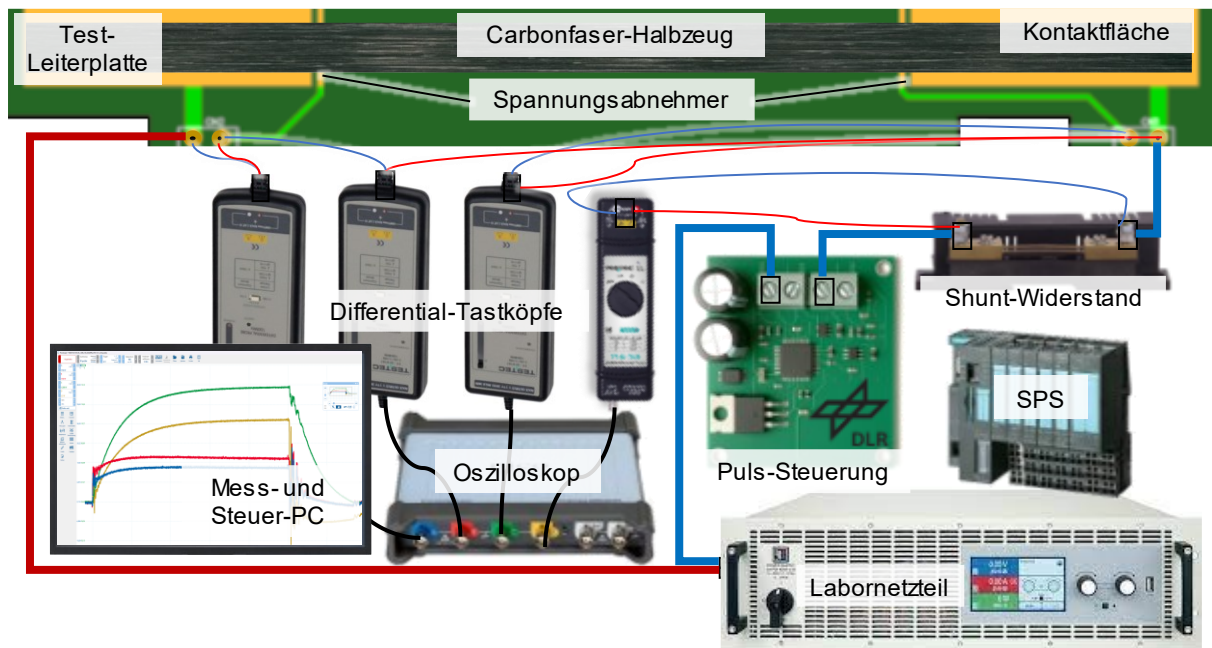


Abb. 3.13: Grundaufbau für das Messen von Widerständen beim Pulsen

In Abb. 3.13 sind die Komponenten und der Messaufbau für das Erfassen der elektrischen Parameter während der Pulsversuche dargestellt. Die Dauer der Messpulse wird über die SPS gesteuert. Das Labornetzteil stellt die gewünschte Prozessspannung zur Verfügung, die über einen MOSFET freigeschaltet wird. Der durch den Aufbau fließende Strom lässt sich über den Spannungsabfall am Shunt mit dem Tastkopf TT-SI 7005 bestimmen. Drei weitere Tastköpfe können so angeordnet werden, dass sich der Spannungsabfall beim Stromeinleiten über der Heizstrecke und beim Stromausleiten messen lässt. Alle folgenden Versuche basieren auf einer vorprogrammierten Pulsreihe. Jeweils fünf Pulse gleicher Spannung werden abgegeben, beginnend bei 5 V und in Schritten bis 200 V gesteigert.

In Abb. 3.14 ist der Verlauf der gemessenen Spannungen bei Einsatz von vier Tastköpfen dargestellt. Kanal A (rot) zeigt den Abfall der Spannung bei der Einleitung, Kanal B (blau) den der Ausleitung. Kanal C (grün) stellt den Spannungsabfall über der Heizstrecke zwischen den beiden Kontakten dar. Kanal D (gelb) repräsentiert den Spannungsabfall U_{Shunt} am Shunt-Widerstand R_{Shunt} .

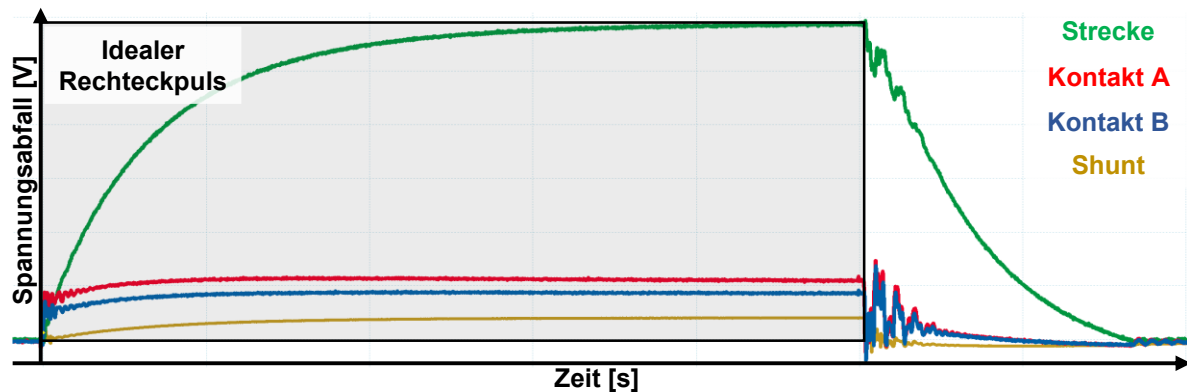


Abb. 3.14: Verlauf gemessener Werte bei einem Pulsversuch im Vergleich zum idealen Rechteckpuls

Anhand dieses Werts lässt sich der Strom berechnen, der aufgrund der Reihenschaltung der Widerstände näherungsweise in allen Widerständen des Prüfaufbaus als gleich groß betrachtet werden kann:

$$I = U_{Shunt} / R_{Shunt} . \quad 3-13$$

Mit dem Strom lassen sich der Widerstand der Heizstrecke und die Kontaktwiderstände durch ihren jeweiligen Spannungsabfall berechnen:

$$R_i = U_i / I . \quad 3-14$$

Für die Durchführung der Versuche kommen verschiedene Aufbauten zum Einsatz. Um die Einflüsse bei Kontaktierung über Umlenkstellen zu untersuchen, kommt der in Abb. 3.15 dargestellte Aufbau zum Einsatz. Er besteht aus zwei metallischen Viertelkreissegmenten, die als Ein- bzw. Ausleitungselektroden für den Strom dienen. Ihr Abstand zueinander lässt sich beliebig variieren. Die zu untersuchenden Halbzeuge werden mit vordefiniertem Umschlingungswinkel und einstellbarer Zugspannung über die Metallhälften gespannt. Darüber lassen sich gemäß Gleichung 3-5 und 3-6 die Kontaktfläche und die Flächenpressung einstellen. Anschließend erfolgt die Messung der Widerstände durch Einleiten von Strompulsen. Bei dem Prüfaufbau können die Metallhälften ausgetauscht werden um den Einfluss unterschiedlicher Materialien oder Umlenkungsradien zu untersuchen. Der Aufbau ist als *Versuchsaufbau 1* definiert. Eine Variation des Aufbaus für dynamische Messungen wird in Kapitel 4.2.4 vorgestellt und für die Validierung des Temperaturmodells genutzt.

Eine präzise Analyse des Einflusses der Kontaktflächengröße und der Flächenpressung ist beim *Versuchsaufbau 1* insbesondere bei kurzen Kontaktlängen schwierig. Grund dafür sind die geometrischen Randbedingungen, da schon kleine Änderungen des Umschlingungswinkels große Auswirkungen auf die Kontaktfläche haben. Zusätzlich führen Halbzeugeigenschaften wie Bauschigkeit, Dickenflexibilität oder Eigensteifigkeit zu schwer kontrollierbaren Einflüssen auf das Messergebnis.

Für eine exakte Analyse des Einflusses von Flächenpressung und Kontaktflächengröße kommt daher ein alternativer Aufbau zum Einsatz. Hierbei sind die Kontaktflächen auf einer Leiterplatte bis auf wenige Mikrometer genau angeordnet. Eine Gummimatte dient als Kraftverteiler, um eine gleichmäßige Flächenpressung zu erhalten. Auf diese Weise werden

Unebenheiten der Halbzeuge und die minimalen Erhebungen der Leiterbahnen ausgeglichen. Die benötigte Anpresskraft kommt von einem Pneumatikzylinder. Über einen Kraftadapter kann die Kompaktierungsfläche in ihrer Größe angepasst werden, sodass Flächenpressungen von 0,01 MPa bis zu 10 MPa aufgebracht werden können. Durch ein Anpassen der eingesetzten Leiterplatten lassen sich alle geometrischen Einflüsse auf die Kontaktwiderstände, die längenspezifischen Widerstände und auch die Querwiderstände untersuchen. Der als *Versuchsaufbau 2* bezeichnete Prüfstand ist in Abb. 3.16 zu sehen. Alle Versuche, die auf diesem Versuchsaufbau durchgeführt werden, werden einseitig über die Leiterbahnen kontaktiert. Bei vereinzelten Versuchen wurde zudem eine zweiseitige Kontaktierung über eine Kupferfläche zwischen Kraftverteiler und Halbzeug untersucht.

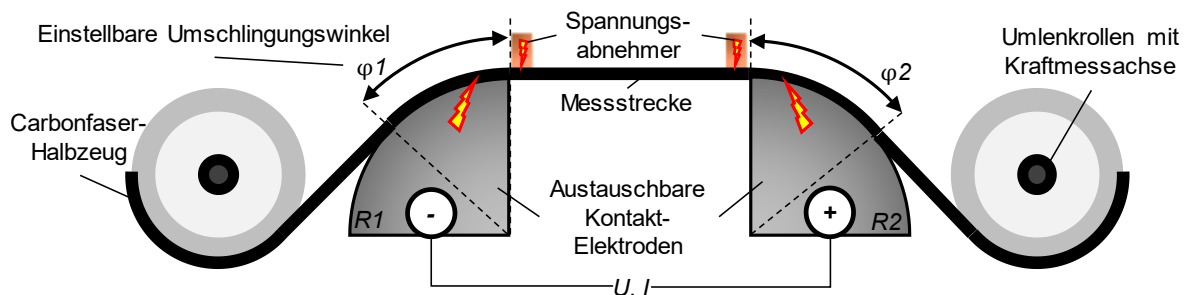


Abb. 3.15: Versuchsaufbau 1 für die Untersuchung der Einflüsse auf den Kontaktwiderstand

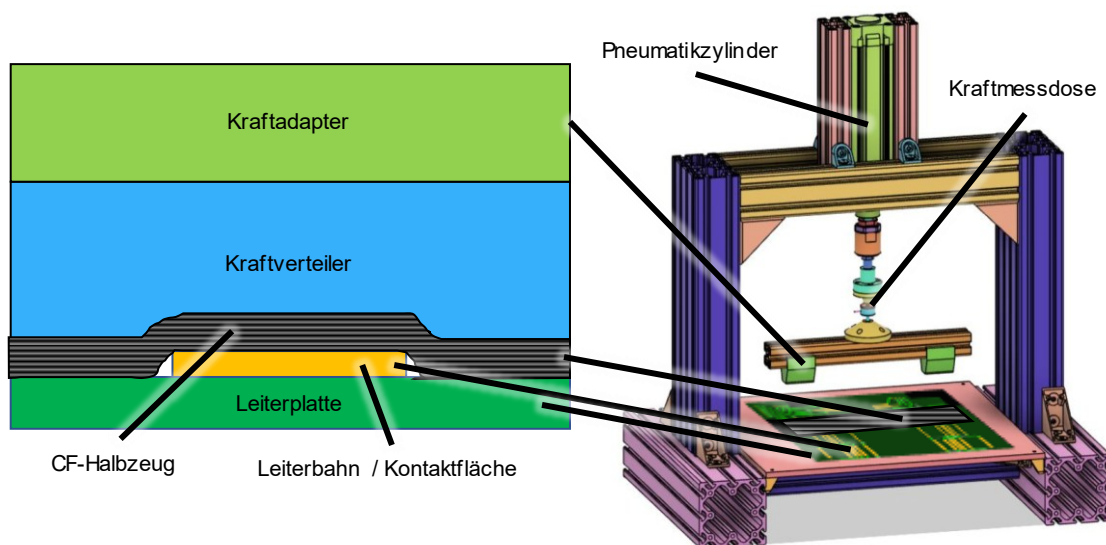


Abb. 3.16: Versuchsaufbau 2 zur Untersuchung der Einflüsse auf den Kontaktwiderstand

3.2.3 Längenspezifischer Widerstand

Der längenspezifische Widerstand der Halbzeuge ist als Gesamtwiderstand pro Meter ohne den Kontaktwiderstand definiert. Aus der Literatur ist bekannt, dass der Widerstand von Carbonfasern mit zunehmender Temperatur abnimmt [Reese2020a]. Erste Vorversuche verdeutlichten, dass bei kurzen Heizstrecken und den bei AFP-Halbzeugen höheren Kontaktwiderständen noch weitere Einflussfaktoren bei der Bestimmung des längenspezifischen Widerstands zu berücksichtigen sind.

Einfluss der elektrischen Spannung und der Heizstreckenlänge auf den längenspezifischen Widerstand

Ein AFP-Halbzeug setzt sich aus tausenden einzelnen Carbonfasern zusammen. Der längenspezifische Widerstand hängt maßgeblich davon ab, ob alle Fasern gleichmäßig zur Stromübertragung beitragen. Der Querwiderstand zwischen den Fasern spielt eine entscheidende Rolle, da im Ein- und Ausleitungsbereich anfangs nur ein kleiner Anteil der Fasern direkten Kontakt zu den Elektroden hat. Je höher der Querwiderstand und je kürzer der Abstand zwischen Ein- und Ausleitung sind, desto ungleichmäßiger verteilt sich der Strom über alle Fasern und der längenspezifische Widerstand steigt. Bei sehr langen Messstrecken und geringeren Querwiderständen ist der Einfluss zunehmend vernachlässigbar.

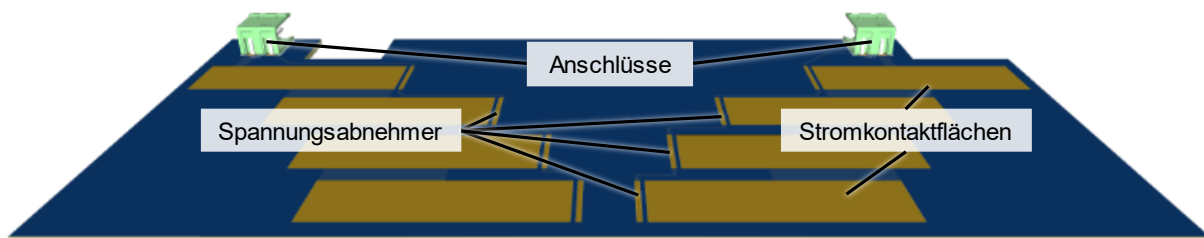


Abb. 3.17: Test-Leiterplatte zur Vermessung der Einflüsse der Messstreckenlänge auf den längenspezifischen Widerstand

Für die Untersuchungen des Einflusses kurzer Heizstreckenlängen kommt die in Abb. 3.17 dargestellte Leiterplatte in Verbindung mit *Versuchsaufbau 2* zum Einsatz. Die Kontaktflächenlängen sind jeweils 50 mm lang und es findet nur eine einseitige Kontaktierung des Halbzeugs statt. Die Spannungsabnehmer sind 1 mm von den Stromkontaktflächen entfernt, 1 mm breit und in Abständen von 10 bis 100 mm zueinander positioniert. Die Berechnung des längenspezifischen Widerstands erfordert die Berücksichtigung der mittleren wirksamen Streckenlänge. Diese ergibt sich aus dem Abstand der Messflächen und deren mittlerer Breite, wodurch Gesamtlängen von 11 bis 101 mm entstehen.

In Abb. 3.18 sind die Ergebnisse zum Verlauf der längenspezifischen Widerstände unterschiedlicher Messstreckenlängen über den im Halbzeug fließenden Strom zu sehen. Extrapoliert man die mit Strompulsen und Oszilloskop ermittelten Kennlinien bis auf 0 Ampere, stimmen die Oszilloskop-Messungen in etwa mit Werten einer zuvor mit dem Keysight Multimeter durchgeführten Messung überein, die im Milliampere-Bereich stattfindet.

Bei Messungen mit einem Multimeter ist der zeitliche Einfluss auf die Messungen zu berücksichtigen. Je länger die Messung dauert, desto geringer ist der gemessene Widerstand, bis er ein für den Messaufbau spezifisches Minimum erreicht. Setzungseffekte der Fasern unter Druck sind eine mögliche Erklärung (siehe auch Kapitel 2.1.4). Jedoch fällt auf, dass der Effekt auch dann eintritt, wenn das Material schon längere Zeit im Aufbau eingeklemmt war. Die langsame Abnahme des Widerstands steht vermutlich im Zusammenhang mit dem Stromfluss während der Widerstandsmessung, auch wenn dieser bei einem Multimeter sehr gering ist.

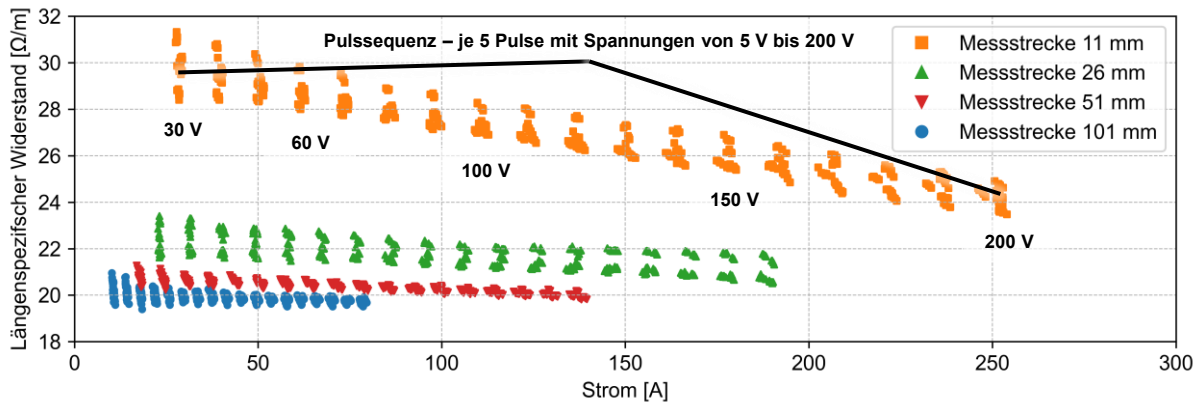


Abb. 3.18: Abhängigkeit des längenspezifischen Widerstands vom Strom und der Länge der Messstrecke für das Trockenfaser-Tow-210 bei 0,1 MPa Kontaktflächenpressung

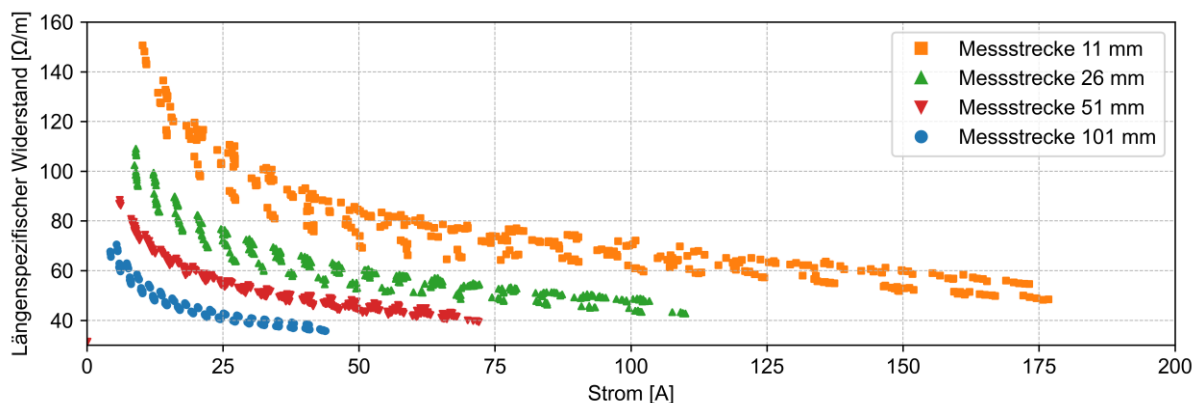


Abb. 3.19: Abhängigkeit des längenspezifischen Widerstands vom Strom und der Länge der Messstrecke für das CF-LM-PAEK-145 Prepreg bei 0,1 MPa Kontaktflächenpressung

Der Einfluss hoher Ströme, die bei hohen Prozessspannungen auftreten, zeigt sich deutlich bei der Messreihe. Besonders bei kurzen Messstrecken nimmt der Widerstand mit zunehmendem Strom sichtbar ab. Beim untersuchten Trockenfaser-Tow-210 und einer Messstreckenlänge von 11 mm betragen die Abnahmen im untersuchten Bereich etwa 20 %, bei 26 mm über 10 % und selbst bei 51 mm immer noch über 5 % (siehe Abb. 3.18). Der Grund für die Abnahme der Widerstände bei höheren Strömen ist die ansteigende Prozessspannung, die eine Zunahme mikroskopischer Durchschläge (auch Fritting) zur Folge hat. Dieser Effekt führt zu geringeren Kontakt- und Übergangswiderständen zwischen den Fasern (siehe auch Kapitel 2.1.4 und Abb. 3.22). Je geringer die Übergangswiderstände, desto gleichmäßiger verteilt sich der Strom auf alle im Halbzeug befindlichen Carbonfasern und der längenspezifische Widerstand verringert sich.

Auch wenn die Hauptursache die zunehmende Prozessspannung ist, werden die Ergebnisse in den folgenden Diagrammen über dem Strom dargestellt. Betrachtet man das Fasermaterial als ein einzelnes Widerstandselement, ist der Versuchsaufbau mit einer Reihenschaltung von Widerständen vergleichbar. Der Strom ist somit im gesamten Aufbau identisch, wohingegen der Spannungsabfall bei jedem Widerstand unterschiedlich ist. Die Darstellung über dem Strom vereinfacht somit das Vergleichen der Ergebnisse.

Die Länge der Messstrecke wirkt sich ebenfalls merklich auf das Ergebnis aus, insbesondere bei sehr kurzen Strecken. Bei einer Streckenlänge von 10 mm liegen die gemessenen Widerstände bis über 30 % höher als alle anderen. Der niedrigste gemessene Wert wurde mit dem Multimeter bei einer Streckenlänge von 3 Metern ermittelt. Mit knapp 19 Ohm liegt er nochmals etwa 5 % unter dem Ergebnis der 100 mm-Messstrecke.

Das Trockenfaser-Tow-210 enthält keine isolierenden Zusatzwerkstoffe im Innern und seine Oberfläche erlaubt eine sehr gute Kontaktierung. Dennoch wirkt sich das Zusammenspiel von Kontaktwiderstand und hohem Querwiderstand zwischen den Fasern bereits erheblich auf den Längswiderstand aus. Zum Vergleich zeigt Abb. 3.19 die Messwerte für ein thermoplastisches Prepreg-Tape. Bei diesem Halbzeug ist der Querwiderstand von Faser zu Faser durch die vorhandene isolierende Matrix erhöht und auch die Kontaktierung ist dadurch erschwert. Die Stromabhängigkeit wie auch die Längenabhängigkeit bei diesem Halbzeug sind sichtbar höher. Selbst bei einer Messstrecke von 100 mm fällt der gemessene Widerstand im Bereich der untersuchten Ströme noch um etwa 50 % ab. Der bei maximalem Strom niedrigste Wert der 100 mm Strecke liegt bei diesem Material bereits unter dem Referenzwert der Multimeter-Messungen der Strecke von 3000 mm. Die Prozessspannung ist bei diesem Material somit entscheidender als die Streckenlänge.

Temperatureinfluss auf den Widerstand

Aus dem Stand der Technik ist bekannt, dass eine Erhöhung der Temperatur den Widerstand von Carbonfasern verringert. Im Rahmen der Arbeit wurden drei verschiedene AFP-Halbzeug-Typen dahingehend untersucht. Sie zeigen alle eine nahezu lineare Abhängigkeit des Widerstands von der Temperatur. Bei einer Zunahme der Temperatur von 100 Kelvin sinkt der Widerstand je nach Carbonfaser-Typ um etwa 3 bis 4 %. Vom Trockenfaser-Tow Typ A wurden verschiedene Breiten und Dicken (Faserflächengewicht) untersucht sowie die bei den Tows verarbeiteten Rohfasern Typ A. Vom Trockenfaser-Tape Typ B wurden ebenfalls verschiedene Varianten getestet. Unabhängig von ihrer Dicke oder Breite zeigen die Halbzeuge, die auf demselben Fasertyp basieren, stets eine vergleichbare prozentuale Abnahme des Längswiderstands pro 100 K.

Tabelle 3.1: Die Ergebnisse zur Untersuchung der temperaturabhängigen längenspezifischen Widerstände (untersuchter Bereich 20 - 250 °C)

Material	Trockenfaser-Tow-210	Trockenfaser-Tape-280	CF-LM-PAEK-145
$\Delta\text{Ohm}/100\text{K} [\%]$	- 3,48 %	- 3,25 %	- 4,04 %

Für die Untersuchungen stand ein Ofen zur Verfügung, der nur bis zu einer Temperatur von knapp über 250 °C nutzbar war. Dies liegt für das CF-LM-PAEK Halbzeug noch deutlich unter der erforderlichen Prozesstemperatur. Ob der längenspezifische Widerstand der Carbonfasern dieses Halbzeugs auch bei Temperaturen bis 400 °C und darüber hinaus eine lineare Abhängigkeit aufweist, ist nicht bekannt. Die von Ageorges et al. untersuchten unidirektionalen Carbonfaser-Prepregs zeigen jedoch eine solche lineare Abhängigkeit bis 400 °C [Ageorges2000]. Die Ergebnisse einiger ausgewählter Halbzeuge sind in der folgenden Tabelle aufgeführt.

3.2.4 Kontaktwiderstand

Die Kontaktwiderstände haben eine große Bedeutung für den Prozess und lassen sich stark durch vorliegende Randbedingungen beeinflussen. Aus der technischen Auslegung ergeben sich die Haupteinflussfaktoren Kontaktmaterial, Geometrie und Größe der Kontaktflächen, Flächenpressung und angelegte elektrische Spannung. Durch den Prozess ergeben sich weitere Parameter, wie die vorherrschende Prozesstemperatur, die Prozessgeschwindigkeit, die maximal zulässigen Zugkräfte und das verwendete Halbzeug als entscheidenden Faktor. Einen Überblick über potenzielle Einflussfaktoren bietet Tabelle 3.2.

Tabelle 3.2: Übersicht zu den untersuchten Einflussfaktoren für den Kontaktwiderstand

Einflussfaktor	Untersuchte Parameter
Faserhalbzeug	Rohfaser Typ A, Trockenfaser-Tow-210 Typ A, Trockenfaser-Tape-280, CF-LM-PAEK-145 Prepreg-Tape
Angelegte elektrische Spannung	5-200 V
Prozessgeschwindigkeit	100-1000 mm/s
Prozesstemperatur	20-170 °C
Flächenpressung (Kontaktkräfte)	0,01-1.0 MPa
Größe der Kontaktfläche (Länge)	1-50 mm
Kontaktgeometrie	Ebene oder gekrümmte Kontaktflächen
Kontaktmaterial	Aluminium, Kupfer, Edelstahl, C45-Stahl, Stahl mit vergoldeter Oberfläche

Einfluss des Halbzeugs auf den Kontaktwiderstand

Das aufzuheizende Faserhalbzeug beeinflusst die technische Auslegung der Kontaktierung maßgeblich. Neben den elektrischen Eigenschaften des Halbzeugs sind auch die thermischen und mechanischen Eigenschaften des Materials relevant. Ein besonders steifes, thermoplastisches Prepreg-Tape mit Prozesstemperaturen über 400 °C hat andere Anforderungen an die Kontaktierung als ein weiches, flexibles Trockenfaser-Halbzeug, das bei 160 °C verarbeitet wird. In den folgenden Untersuchungen werden verschiedene Halbzeug-Typen berücksichtigt und ihre jeweiligen spezifischen Unterschiede erläutert.

Einfluss der elektrischen Spannung auf den Kontaktwiderstand

Für die Untersuchungen des Einflusses der elektrischen Spannungen bzw. des Stroms (siehe auch Anmerkungen auf S. 45) auf den Kontaktwiderstand kommen *Versuchsaufbau 2* und Spannungen bis 200 V zum Einsatz. Der maximale Strom ist jeweils davon abhängig, wie groß der Gesamtwiderstand des Prüfaufbaus ist. Er wird im Wesentlichen durch den längenspezifischen Widerstand der Halbzeuge geprägt. Für einen Vergleich verschiedener Halbzeuge wird eine Flächenpressung von 0,1 MPa mit jeweils 10 mm langen Kontaktflächen für die Ein- und Ausleitung gewählt. Die Heizstrecke zwischen den Kontakten ist 100 mm lang.

Das Diagramm zeigt die hohe Streuung der Kontaktwiderstände des CF-LM-PAEK Prepregs im Vergleich zu den anderen Halbzeugen. Darüber hinaus lässt der Verlauf deutlich die Abnahme der Widerstände bei zunehmendem Strom erkennen. Trotz der sehr hohen maximal eingesetzten Pulsspannungen von 200 V zeigen die Ergebnisse eine weiterhin abnehmende Tendenz. In Abb. 3.21 sind die Ergebnisse der Trockenfaser-Halbzeuge vergrößert zu sehen. Interessant ist, dass die ebenfalls untersuchte Rohfaser nahezu die gleichen Widerstände wie die Halbzeuge hat, die mit einem Binder auf der Oberfläche versehen sind.

Die Detailansicht des Verlaufs der Kontaktwiderstände von Rohfaser- und Trockenfaser-Halbzeugen in Abb. 3.21 zeigt, dass auch hier infolge steigender Stromstärken eine deutliche Abnahme um über 30 % eintritt. Die vergleichbare Reduktion des Kontaktwiderstands bei beiden Materialtypen ist auf den Einfluss der Schlichte auf den Carbonfasern zurückzuführen. Die Betrachtung der Ergebnisse bei mehrfacher Pulsung ein und derselben Probe trägt dazu bei, den zugrunde liegenden Effekt zu verdeutlichen.

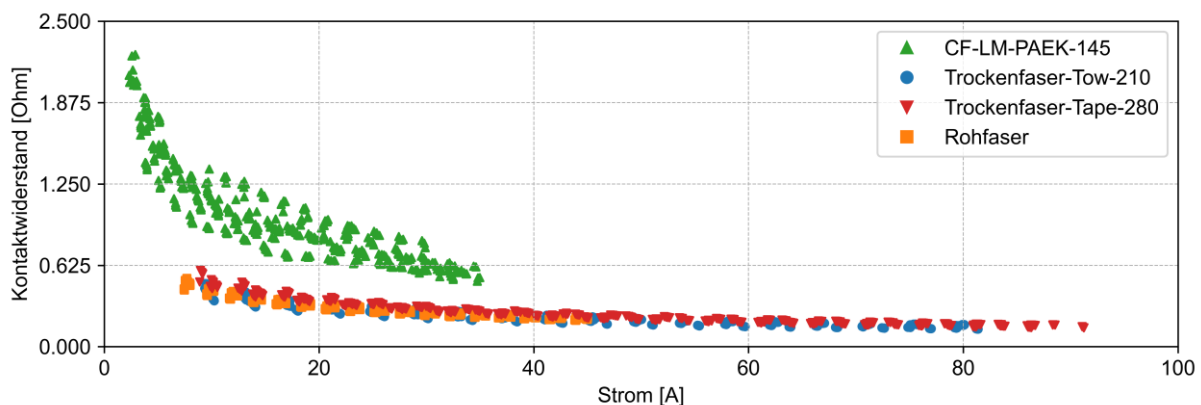


Abb. 3.20: Vergleich der Kontaktwiderstände verschiedener Halbzeuge über dem Strom

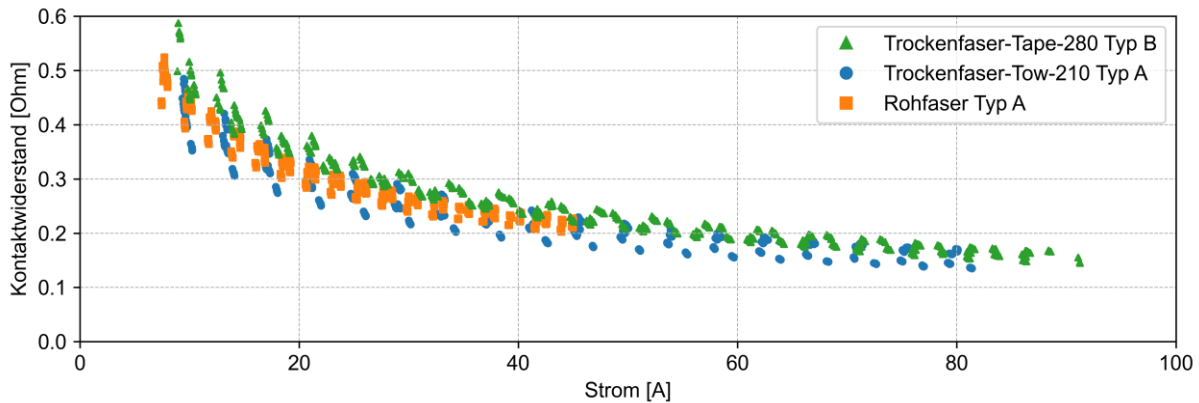


Abb. 3.21: Verlauf des Kontaktwiderstands der Trockenfaser-Halbzeuge sowie der unbehandelten Rohfaser

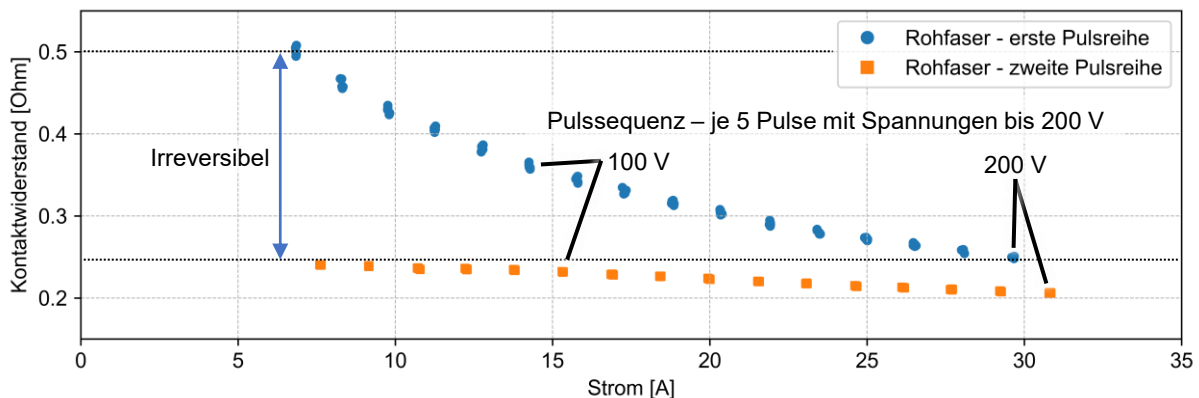


Abb. 3.22: Vergleich der Messergebnisse aus erster und zweiter Pulsreihe

In Abb. 3.22 ist der Verlauf von zwei direkt aufeinanderfolgenden Pulsreihen an derselben Probe dargestellt. Der deutliche Unterschied der Messwerte zeigt, dass durch die Pulsung eine bleibende Veränderung des Halbzeugs erfolgt. Der niedrigste Kontaktwiderstand am Ende der ersten Pulsreihe entspricht dabei in etwa dem Anfangswert der zweiten. Die Ursache für die irreversible Abnahme des Kontaktwiderstands ist die Frittung (siehe Kapitel 2.1.4), also ein Durchschlag von isolierenden Schichten, der eine bleibende thermische Veränderung dieser Schichten verursacht. Dieser Effekt lässt sich am deutlichsten beim CF-LM-PAEK-Prepreg nachweisen. Hier sind es die isolierenden Matrixschichten die durchschlagen werden. Bei den Trockenfaser-Halbzeugen liegt zunächst die Vermutung nahe, dass hier Binderschichten durchschlagen werden. Wie in Abb. Abb. 3.21 zu sehen ist, verlaufen die Messwerte der unbehandelten Rohfaser jedoch identisch mit denen der bebinderten Halbzeuge. Eine nahliegende Erklärung dafür könnte die typischerweise auf den Carbonfasern vorhandene Schlichte sein, die nur wenige Nanometer dick ist und isolierende Eigenschaften aufweist. Da eine geringe Dicke von Fremdschichten ein Durchschlagen begünstigt, wäre dies eine Erklärung, warum bereits bei sehr niedrigen Spannungen eine irreversible Reduktion des Kontaktwiderstands zu beobachten ist. Yu et al. untersuchten den elektrischen Widerstand verschiedener Faserproben in Dickenrichtung und erzielten vergleichbare Ergebnisse

[Yu2019]. Fasern ohne Schlichte zeigten deutlich geringere Widerstandsreduktionen als solche mit Beschichtung.

Werden mehrere Pulsreihen hintereinander in dieselbe Probe eingeleitet, sind auch nach der zweiten Pulsreihe noch minimale Abnahmen der Widerstände festzustellen, diese sind jedoch sehr gering. Weiterhin fällt auf, dass eine recht deutliche reversible Abnahme des Widerstands bei zunehmender Spannung besteht. Nguyen et al. führen eine spannungsabhängige Abnahme des elektrischen Widerstands in Carbonfaser-Halbzeugen auf den Einfluss von π -Elektronen zurück, was eine Erklärung für den reversiblen Anteil sein könnte **[Nguyen2024]**.

Einfluss der Kontaktflächengröße auf den Kontaktwiderstand

Der Einfluss der Kontaktflächengrößen wurde mit *Versuchsaufbau 2* und einer Leiterplatte bestimmt, die verschiedene Kontaktflächen in einer Länge ab 1 mm bis zu 50 mm Kontaktlänge vorweist. Bei einer Versuchsreihe wurde zudem eine beidseitige Kontaktierung mit einer Länge von 50 mm getestet. Die Mittelwert-Kennlinien in Abb. 3.23 gehören zum Trockenfaser-Tow-210. Sie wurden bei 1 MPa Kontaktflächenpressung und einer Strecke von 100 mm ermittelt. Erneut zeigt sich die Bedeutung der elektrischen Spannung bei der Entwicklung des Kontaktwiderstands, wobei der Einfluss bei großen Kontaktflächen geringer ausfällt. Die Kennlinie der beidseitig kontaktierten Versuchsreihe (2x50 mm) zeigt außerdem das große Potenzial, den Kontaktwiderstand durch eine beidseitige Stromzufuhr weiter zu reduzieren.

Um den Einfluss der Kontaktflächengröße, bzw. -länge, zu verdeutlichen, sind die Kontaktwiderstände in Abb. 3.24 über die Kontaktflächenlänge dargestellt. Bei dieser Betrachtung lässt sich gut erkennen, dass bei Verwendung höherer Spannungen ab einer Kontaktflächenlänge von etwa 10 mm der Kontaktwiderstand kaum weiter abnimmt.

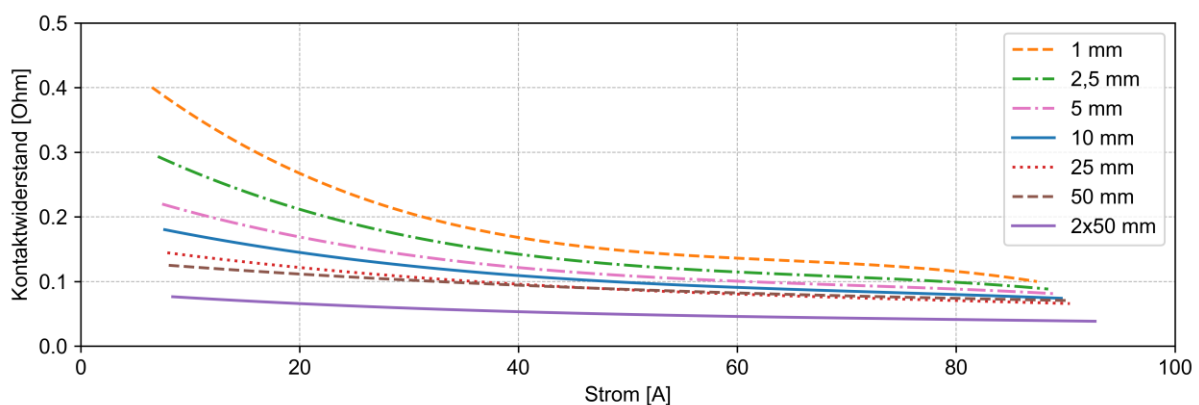


Abb. 3.23: Ergebnisse der Untersuchungen zum Kontaktwiderstand bei unterschiedlich langen Kontaktflächen (einseitig 1 – 50 mm sowie beidseitig 50 mm)

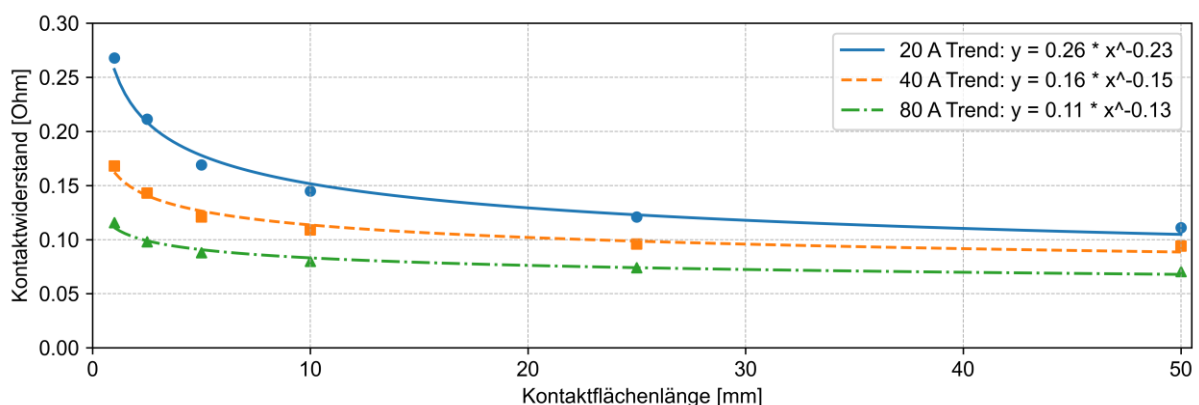


Abb. 3.24: Abhängigkeit der Kontaktwiderstände von der Kontaktflächenlänge für das Trockenfaser-Tow-210 bei 1,0 MPa und 100 mm Strecke bei einseitiger Kontaktierung inkl. Trendlinie

Einfluss der Flächenpressung auf den Kontaktwiderstand

Die Flächenpressung wirkt sich auf die reale Kontaktfläche zwischen Halbzeug und Elektrode aus und hat somit einen großen Einfluss auf den Kontaktwiderstand. Für die Untersuchungen kommt erneut *Versuchsaufbau 2* mit einer Kontaktflächenlänge von 10 mm, einer Heizstrecke von 100 mm und einer Flächenpressung im Bereich von 0,01 MPa bis 1 MPa zum Einsatz.

In Abb. 3.25 ist der Einfluss der Flächenpressung auf den Kontaktwiderstand als Mittelwert-Kennlinie dargestellt. Bis zu einem Druck von 1,0 MPa zeigt sich eine fortlaufende, klare Abnahme des Widerstands durch zunehmenden Druck. Der Einfluss der Flächenpressung ist bei geringen Strömen deutlich stärker ausgeprägt und nimmt mit zunehmender Prozessspannung sichtbar ab.

Die Analyse der Messwertstreuungen zeigt, dass sie bei niedrigeren Drücken deutlich stärker ausgeprägt sind (Abb. 3.26 – linke Seite). Das Trockenfaser-Tow-210 reagiert deutlich unkritischer auf geringe Drücke, während die beiden anderen Halbzeuge durch eine höhere Flächenpressung eine erhebliche Verbesserung zeigen (Abb. 3.26 – rechte Seite). Dies ist auf mikroskopische Höhendifferenzen zwischen den elektrisch leitfähigen Carbonfasern und isolierenden Komponenten, wie Bindertröpfchen oder Harzschichten, sowie auf die Steifigkeit der beteiligten Materialien zurückzuführen.

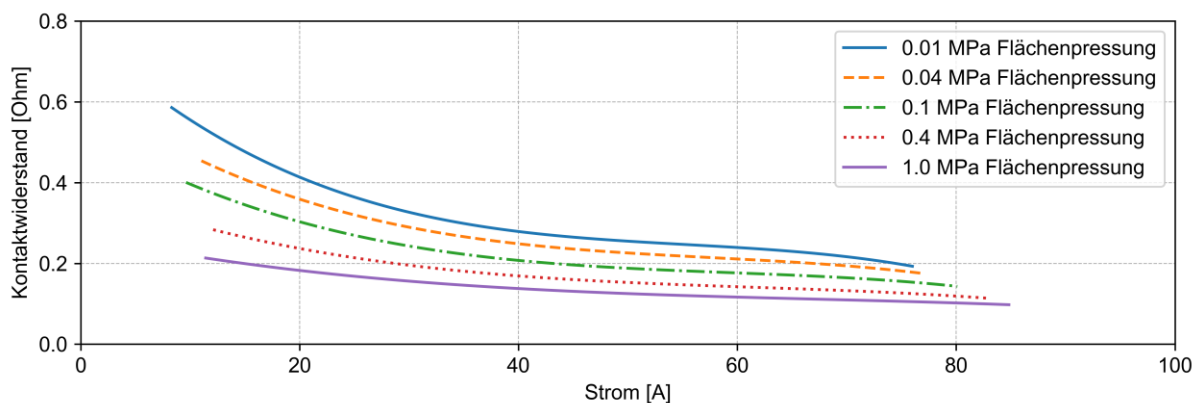


Abb. 3.25: Abhängigkeit des Kontaktwiderstands von unterschiedlichen Flächenpressungen und Strömen für das Trockenfaser-Tow-210 bei 10 mm Kontaktlänge und 100 mm Messstrecke

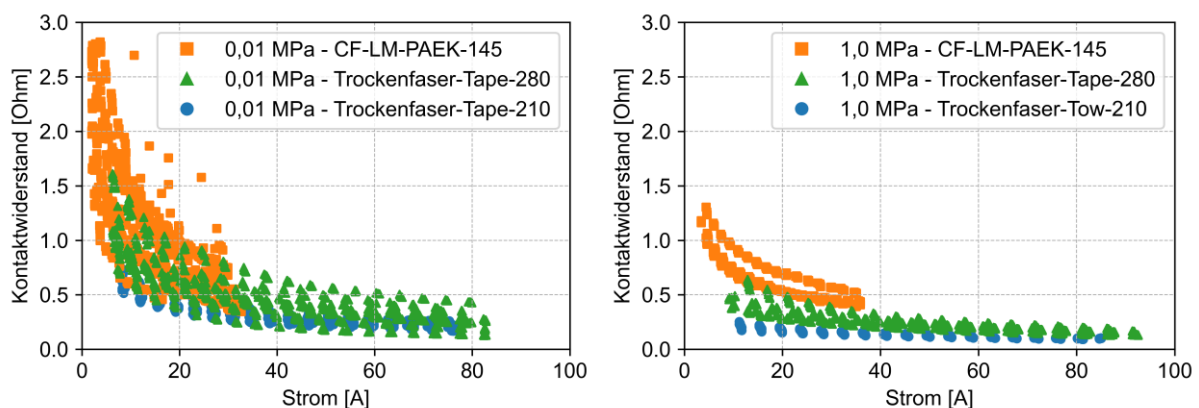


Abb. 3.26: Analyse der Streuungen bei verschiedenen Drücken und unterschiedlichen Halbzeugen

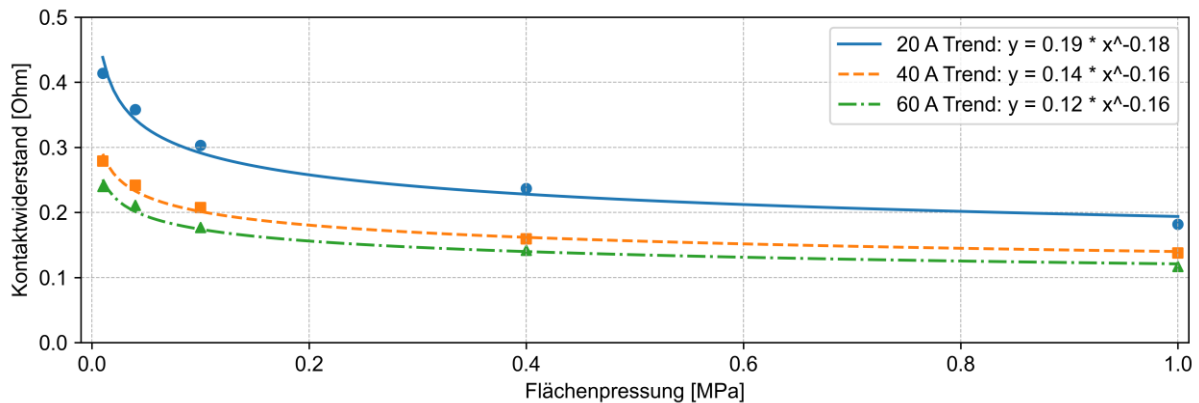


Abb. 3.27: Einfluss der Flächenpressung auf den Kontaktwiderstand bei Versuchen mit dem Trockenfaser-Tow-210 bei 10 mm Kontaktlänge und 100 mm Strecke inkl. Trendlinie

Ageorges et al. haben bei ihren Untersuchungen zum Einfluss der Klemmkräfte auf den Widerstand von Carbonfaser-Schweißelementen eine Abnahme der Widerstände bis etwa 5 MPa gemessen. Ab einer Flächenpressung von 15 MPa nahm der Widerstand aufgrund erster Faserschädigungen wieder zu [Ageorges2000].

Die Darstellung des Kontaktwiderstands in Abhängigkeit von Flächenpressung (Abb. 3.27) verdeutlicht zudem, dass eine Mindestflächenpressung empfehlenswert ist. Die anfangs deutliche Verbesserung des Kontaktwiderstands flacht mit steigender Flächenpressung deutlich ab. Die der Trendfunktion zugrunde liegende Abhängigkeit des Kontaktwiderstands R_K von der Flächenpressung p_K bzw. der Kontaktkraft F_K basiert auf einem in der Elektrotechnik üblichen Ansatz für fremschichtbedeckte Kontakte [Vinaricky2016]:

$$R_K = K \cdot \rho \cdot F_K^{-n} . \quad 3-15$$

Die Konstante K ist dabei ein materialspezifischer Faktor, der den Zustand der Kontaktoberfläche beschreibt, und ρ ist der spezifische Widerstand. Der Exponent n wird durch vorhandene Fremdschichten und das plastische sowie elastische Verformungsverhalten der Kontaktpartner beeinflusst. Dabei ist anzumerken, dass bei den in Abb. 3.27 aufgeführten Ergebnissen eine logarithmische Trendfunktion eine minimal bessere Übereinstimmung aufweist. Darüber hinaus zeigen die im folgenden Abschnitt aufgeführten Untersuchungen, dass die Kontaktkraft im vorliegenden Fall nicht der Flächenpressung gleichzusetzen ist.

Einfluss der Kontaktkraft

Die Kontaktkraft ergibt sich aus dem Produkt von Kontaktfläche und Flächenpressung. Für die Definition von Anforderungen bei der Auslegung der Heiztechnologie ist es sinnvoll, beide physikalischen Größen gemeinsam zu betrachten. Ein begrenzter Bauraum oder die Einflüsse der Kontaktkraft auf die Reibung und somit auf die Zugspannung im Halbzeug sind beispielsweise wichtige Kriterien bei der Auslegung. Ist für die Auslegung eine maximale Kraft definiert, ist es wichtig zu wissen, ob die Kontaktflächengröße oder die Flächenpressung wichtiger für einen geringen Kontaktwiderstand ist.

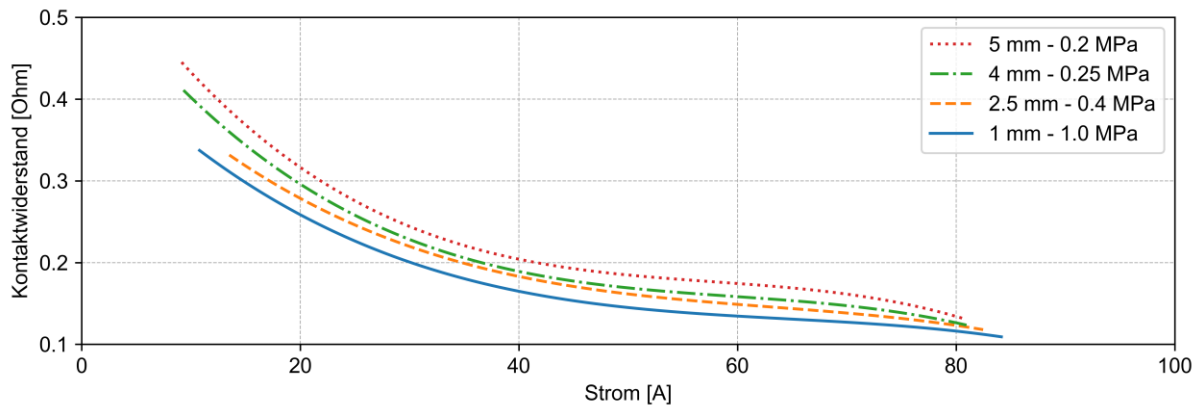


Abb. 3.28: Mittelwert-Kennlinien des Kontaktwiderstands bei einer Heizstrecke von 100 mm bei konstanter Kontaktkraft und variierender Kontaktflächenlänge und Flächenpressung

Bei den Ergebnissen in Abb. 3.28 sind unterschiedliche Kontaktflächenlängen mit passender Flächenpressung kombiniert, sodass die sich daraus ergebende Kraft immer gleich groß ist. Die Kennlinien gelten für das Trockenfaser-Tow-210, das eine Breite von 6,35 mm hat. Die Ergebnisse sind als Mittelwert-Kennlinie dargestellt, um den Trend zu verdeutlichen. Es ist deutlich zu erkennen, dass zur Minimierung des Kontaktwiderstands eine höhere Flächenpressung einer Vergrößerung der Kontaktfläche vorzuziehen ist.

Bei zu kleinen Kontaktflächen oder zu geringer Flächenpressung bzw. einer ungünstigen Kombination beider Faktoren steigt jedoch die Gefahr kritischer Hotspots. In den Messwerten ist dieser Effekt nicht direkt erkennbar. Er wird jedoch ab einer gewissen Intensität auf der Oberfläche des Halbzeugs oder der Elektroden sichtbar. Dies zeigt sich besonders beim CF-LM-PAEK-Prepreg. Treten kritische Hotspots auf, lassen sich diese teilweise schon mit bloßem Auge auf den Kontaktflächen erkennen. Sie führen zu lokalen Verunreinigungen, die als kleine schwarze Striche oder Punkte sichtbar werden (siehe Abb. 3.29).

Bei Betrachtung der Verunreinigungen unter dem Mikroskop lässt sich deren Ursache erkennen. Es handelt sich um thermoplastische Rückstände, die sich rund um zu heiß gewordene Fasern gebildet haben. In Abb. 3.30 sind die Spuren einzelner Fasern klar erkennbar, was durch das zugehörige Höhenprofil zusätzlich bestätigt wird.

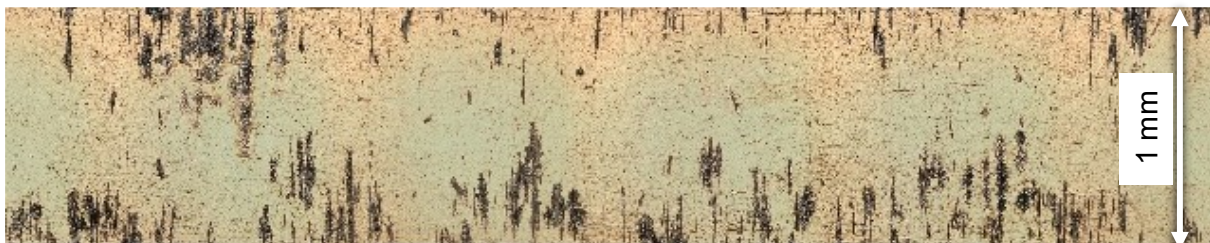


Abb. 3.29: Vergrößerte Aufnahme der 1 mm langen Kontaktfläche mit Verunreinigungen nach Pulsversuchen mit dem LM-PAEK-145 Halbzeug und zu geringer Flächenpressung

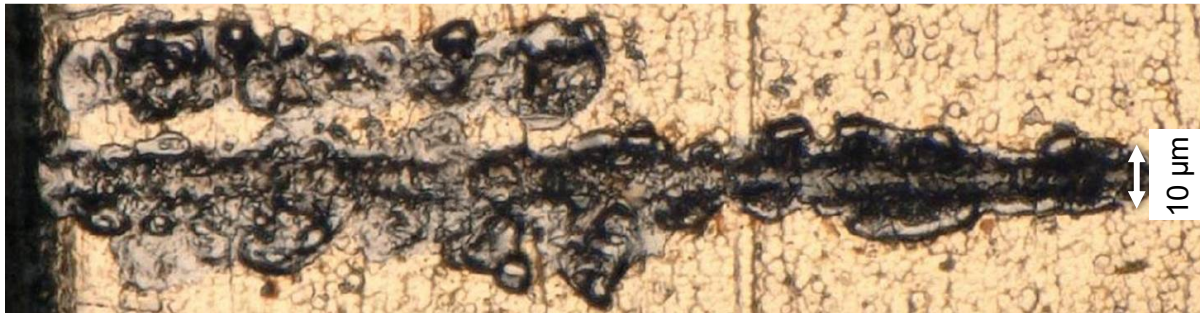


Abb. 3.30: Detailansicht der Kontaktflächenverunreinigungen unter dem Mikroskop (links) und Höhenprofil (rechts)

Sind nur sehr wenige Kontaktpunkte beim Ein- oder Ausleiten des Stroms vorhanden, erhöht sich entsprechend die Stromdichte in diesen. So können einzelne Fasern oder Faserbündel schnell extreme Temperaturen weit über 400 °C erreichen. In so einem Fall schmelzen, verbrennen oder verdampfen die umliegenden Matrix- und Hilfswerkstoffe, wodurch sichtbare Spuren sowohl auf der Kontaktfläche als auch auf der Oberfläche des Halbzeugs entstehen. Die Abb. 3.29 und Abb. 3.31 links zeigen, dass die Beeinträchtigungen bei der 1 mm langen Kontaktfläche hauptsächlich im Randbereich der Kontaktierung auftreten. Der Grund hierfür liegt in der minimalen Erhöhung der Kontaktfläche auf der Leiterplatte (siehe Abb. 3.16). Ist die Flächenpressung zu gering und das Halbzeug gleichzeitig sehr steif, kommt es zu einer bogenförmigen Verformung. In der Folge entsteht der elektrische Kontakt zur Leiterbahn fast ausschließlich im Randbereich. Die Abbildung rechts zeigt eine 1000-fache Vergrößerung einer Schadensstelle auf der Oberfläche des CF-LM-PAEK-Prepregs. Die Schäden konzentrieren sich sichtbar auf einzelne Fasern und ihr unmittelbares Umfeld. Die umgebende Matrix weist deutliche Veränderungen auf, die stellenweise wie kleine Explosionen wirken.

Die Beobachtungen machen deutlich, wie wichtig die Faktoren Kontaktflächengeometrie und Flächenpressung für den Prozess sein können, besonders beim Einsatz herausfordernder Halbzeuge wie thermoplastischen Prepregs. Zunehmende Verunreinigungen der Kontaktflächen erhöhen die Kontaktwiderstände und führen schlimmstenfalls zu einem erhöhten Wartungsbedarf. Die lokalen Beeinträchtigungen an der Halbzeug-Oberfläche könnten kritische Auswirkungen auf die mechanischen Kennwerte haben. Beide Themen sind für die Akzeptanz der Heiztechnologie entscheidend.

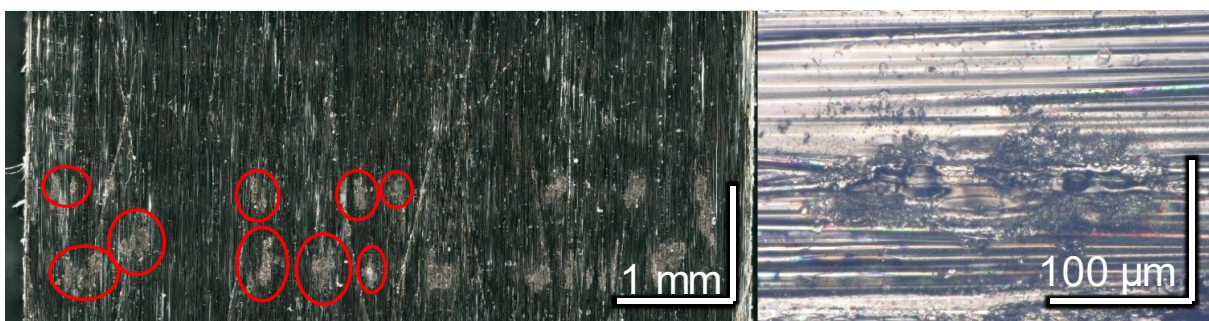


Abb. 3.31: Schäden an der Oberfläche des LM-PAEK-145-Halbzeugs und vergrößerte Detailaufnahme eines geschädigten Bereichs

Einfluss des Kontaktmaterials auf den Kontaktwiderstand

Für die Untersuchung verschiedener Kontaktmaterialien wurde *Versuchsaufbau 1* genutzt, da dieser einen einfachen Austausch der metallischen Kontakthälften erlaubt. Die Versuche erfolgen mit dem Trockenfaser-Tow-210 und einer Heizstrecke von 100 mm. Die genutzten Metall-Hälften haben einen Radius von 10 mm. Mit einem Umschlingungswinkel von etwa 60° führt das zu einer Kontaktlänge von rund 10 mm. Mit einem Gewicht von 100 g wurde eine Seilkraft von knapp 1 N erzeugt, woraus sich eine Flächenpressung von etwas über 0,01 MPa ergibt. Die Ergebnisse sind als Mittelwert-Kennlinie dargestellt. Sie zeigen, dass vergoldete Metallhälften den geringsten Kontaktwiderstand verursachen, besonders bei geringen Prozessspannungen. Die übrigen untersuchten Metalle zeigen keine auffälligen Unterschiede. Zudem streuen die Messergebnisse bei den gewählten Versuchsparametern vergleichsweise stark.

Nicht im Diagramm enthalten sind Ergebnisse, die mit Aluminium-Hälften erzielt wurden, da sich die dabei angewandten Versuchsparameter zu sehr unterscheiden. Es lässt sich jedoch festhalten, dass der Kontaktwiderstand bei geringen Spannungen und beim Einsatz von Aluminium-Elektroden teilweise bis zu 400 % höher ist. Ursache hierfür ist die nicht leitfähige Oxidschicht, die sich bei Aluminium rasch bildet. Wie bei den anderen Metallen nimmt der Unterschied zu den vergoldeten Elektroden mit steigender elektrischer Spannung ab, bis er schließlich kaum noch messbar ist.

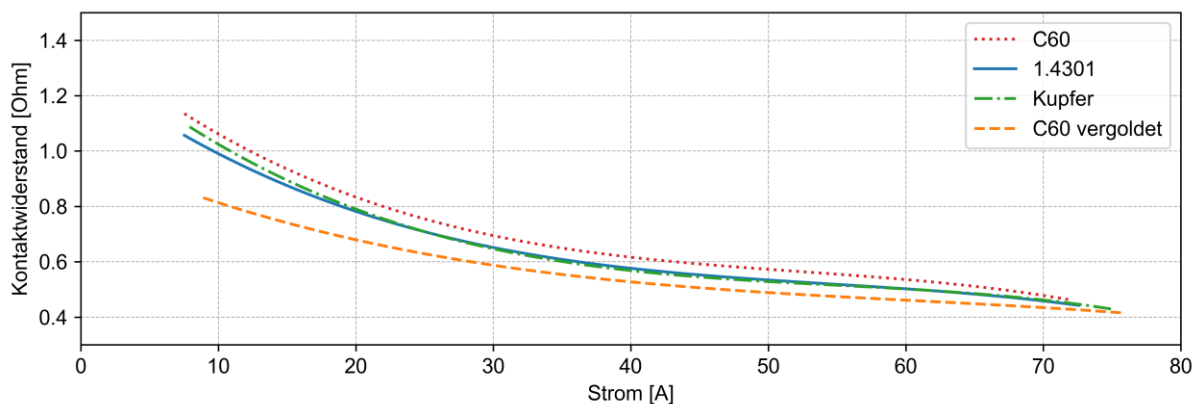


Abb. 3.32: Einfluss des Kontaktmaterials auf den Kontaktwiderstand

Einfluss der Kontaktflächenbeschaffenheit

Die bisherigen Beobachtungen zeigen, dass die Geometrie der Kontaktfläche einen wesentlichen Einfluss auf die Kontaktierung ausübt. Bereits die geringe Erhebung der Leiterbahnen von etwa 70 μm auf der Leiterplatte beim *Versuchsaufbau 2* kann abhängig von den Randbedingungen erhebliche Auswirkungen haben. Bei Einsatz des sehr steifen CF-LM-PAEK-Prepregs kommt es dadurch bei einer 1 mm langen Kontaktelektrode bereits zu einer kritischen Reduktion der realen Kontaktfläche (siehe Abb. 3.29ff). Bei der Stromkontaktierung über eine Umlenkrolle wäre bei ungünstiger Kombination von Umlenkungsradius und Eigensteifigkeit der Halbzeuge ebenfalls ein kritischer Einfluss zu erwarten.

Ein Vergleich zwischen ebener Klemmkontaktierung (*Versuchsaufbau 2*) und runden Umlenkstellen (*Versuchsaufbau 1*) ist in Abb. 3.33 zu sehen. Die größere Streuung bei der Klemmkontaktierung ist wahrscheinlich durch stärker schwankende Flächenpressungen begründet.

Verschmutzungen der Kontaktflächen, durch Ablagerung von Matrix- oder Hilfswerkstoffresten, können den Kontaktwiderstand erhöhen. Eine optimierte Auslegung der Heiztechnologie reduziert oder verhindert das Entstehen solcher Verschmutzungen. Eine bewährte Methode sind statische Kontaktflächen. Die Relativbewegung zwischen Kontaktfläche und Halbzeug sorgt für eine stetige Reinigung der Oberfläche durch Reibung.

Reese et al. haben bei ihren Untersuchungen eine versiegelte und mit Trennmittel beschichtete Oberfläche mit einer geschliffenen und einer polierten Oberfläche verglichen [Reese2020b]. Der Einsatz von Trennmittel kann zwar Verschmutzungen der Oberfläche reduzieren, verschlechtert jedoch bereits initial den Kontaktwiderstand. Zudem wird die Wirksamkeit bei einem dynamischen Prozess aufgrund der erhöhten mechanischen Belastung vermutlich nicht lange anhalten.

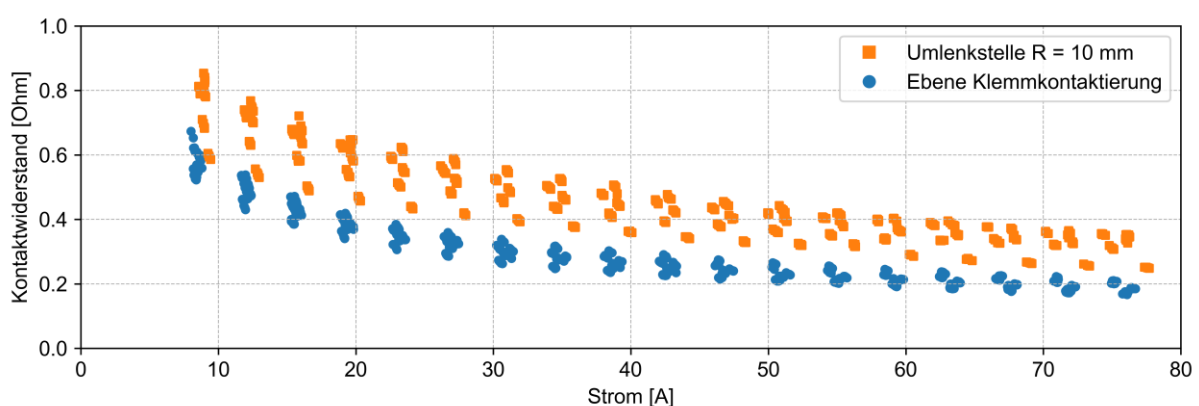


Abb. 3.33: Vergleich der Ergebnisse von ebener Klemmkontaktierung zur Kontaktierung über eine runde Umlenkstelle mit einem Radius von 10 mm (Trockenfaser-Tow-210, Heizstrecke 100 mm, Kontaktlänge ~10 mm, Flächenpressung ~0,01 MPa)

Einfluss der Temperatur auf den Kontaktwiderstand

Die Auswirkungen erhöhter Temperaturen auf die Kontaktwiderstände wurden aus den Ergebnissen der Versuche für die Temperaturmodellvalidierung extrahiert. Der dazugehörige Versuchsaufbau ist in Abb. 4.10 dargestellt. Der wesentliche Unterschied zu den bisherigen Versuchen zum Kontaktwiderstand ist eine konstant voreingestellte Pulsspannung, ein sich bewegendes Halbzeug und ein Temperaturgradient von Raumtemperatur vor der Einleitung bis hin zur Prozesstemperatur von etwa 180 °C im Bereich der Ausleitung.

Abb. 3.34 zeigt die während des kontinuierlich durchgeführten Heizprozesses gemessenen Kontaktwiderstände für die Ein- und die Ausleitung bei drei verschiedenen, fest vorgegebenen Pulsspannungen. Die Messwerte für die Einleitung stimmen jeweils gut mit den im statischen und kalten Zustand gemessenen Kennwerten der Pulsreihenmessversuche überein. Die leicht niedrigeren Messwerte werden auf die beim Versuch bei der Einleitung vorherrschende erhöhte Flächenpressung von etwa 0,1 MPa zurückgeführt. Die Temperatur im Bereich der Einleitung hat bei den Versuchen 60 °C nicht überschritten. Im Bereich der Ausleitung erreichte das Material hingegen die vorgegebene Prozesstemperatur von 180 °C. Die Temperatur liegt etwa 20 °C über dem Schmelzpunkt des Binders im Trockenfaser-Tow-210. Die Messdaten zeigen, dass die erhöhte Temperatur zu einer deutlichen Reduktion des Kontaktwiderstands bei der Ausleitung führt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der nun schmelzflüssige Binder von der Oberfläche verdrängt wird und die leitfähigen Fasern so einen direkten Kontakt zur Elektrode herstellen können. Darüber hinaus machte die Messung der Zugkräfte im Tow einen deutlichen Anstieg während der Versuche sichtbar, was auf eine erhöhte Reibung zwischen Tow und Ausleitungselektrode zurückzuführen ist. Dies wiederum führt zu einer Steigerung der Flächenpressung und entsprechend zu einer Reduktion der Kontaktwiderstände. Die Flächenpressung im Bereich der Ausleitung lag vor dem Heizen bei etwa 0,1 MPa und nach Erreichen der Prozesstemperatur bei etwa 0,2 MPa. Der Einfluss der Flächenpressung auf die Reduktion des Kontaktwiderstands ist also vergleichsweise gering (siehe auch Abb. 3.27). Der Einfluss der Temperatur kann dagegen sehr deutlich ausfallen, wenn die Kontaktierung durch Binder oder andere Materialien verhindert ist und deren Schmelzpunkt überschritten wird.

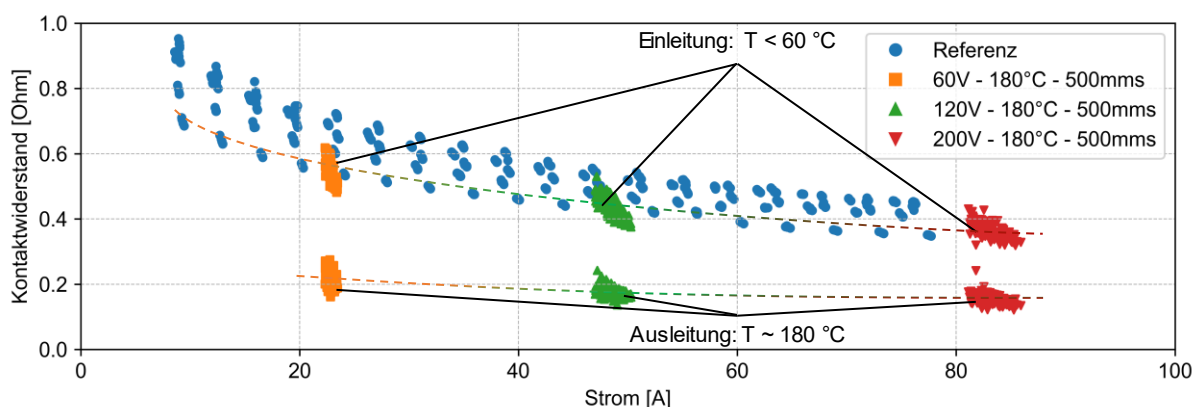


Abb. 3.34: Unterschied der Kontaktwiderstände von Ein- und Ausleitung aufgrund von Temperaturunterschieden (Heizstrecke 100 mm, Kontaktlänge ~10 mm, Umlenkradius 10 mm)

Einfluss der Prozessgeschwindigkeit auf den Kontaktwiderstand

Je länger ein Halbzeug in einer Presse oder in einem Klemmkontakt verbleibt, desto geringer wird der gemessene Widerstand in Dickenrichtung [Grohmann2014]. Anfangs sinkt der Widerstand innerhalb weniger Sekunden schnell, um sich dann immer langsamer einem Minimum zu nähern. Setzungseffekte, also die über die Zeit zunehmende Kompaktierung des Faserpakets und die Vergrößerung der Kontaktflächen, tragen hierzu bei. Die Prozessgeschwindigkeit in Kombination mit der Kontaktflächenlänge bestimmt die Dauer, wie lange sich ein Halbzeug-Element im Kontaktbereich mit erhöhter Pressung befindet. Sehr langsame Prozessgeschwindigkeiten sollten demnach zu geringeren Widerständen führen. Die Vermutung besteht jedoch, dass der Effekt bei Messungen bzw. Prozessierung mit Spannungen über 10 V und Kompaktierungszeiten unter 1 Sekunde vernachlässigbar ist.

Bei Aufheizversuchen mit 10, 500, 1000 und 1500 mm/s bei 180 °C Prozesstemperatur konnte bei den höheren Geschwindigkeiten kein relevanter Unterschied festgestellt werden. Bei 10 mm/s lagen die Messwerte für den Kontaktwiderstand der Ausleitung allerdings etwa 0,1 bis 0,5 Ohm höher als der Durchschnitt der Versuchsreihe. Die Ursache ist nicht vollständig identifiziert. Das Halbzeug kühlt bei der langsamen Geschwindigkeit jedoch bereits im Kontaktbereich auf eine Temperatur unterhalb des Schmelzpunktes des Binders ab. Zudem wurde bei einer Geschwindigkeit von 10 mm/s eine geringere Seilkraft gemessen, was auf einen geringeren Reibkoeffizienten zurückzuführen ist. Dies wiederum führt zu einer geringeren Flächenpressung und hat somit zumindest einen Anteil an der Erhöhung des Kontaktwiderstands.

3.2.5 Querwiderstand

Der Querwiderstand zwischen den Carbonfasern ist bei den untersuchten AFP-Halbzeugen aufgrund der unidirektionalen Faseranordnung entscheidend für die gleichmäßige Verteilung des Stroms über den Querschnitt. Die Bedeutung des Querwiderstands steigt, wenn die Einleitung des Stroms in das Material ungleichmäßig erfolgt. Dies lässt sich in der Regel nicht vermeiden, da sich das Bindermaterial oder Harzschichten willkürlich auf der Halbzeug-Oberfläche verteilen (siehe Abb. 3.6 und Abb. 3.7). Bei den thermoplastischen Prepregs kommt hinzu, dass auch im Inneren des Halbzeugs relativ dicke, isolierende Harzschichten eine gute Verteilung des Stroms über alle Fasern erschweren können. Der Querwiderstand der Halbzeuge lässt sich mit einem angepassten Versuchsaufbau bestimmen. Grundlage ist der *Versuchsaufbau 2* mit einer speziell für die Ermittlung des Querwiderstands ausgelegten Leiterplatte (siehe Abb. 3.35). Bei dieser ist nur in der linken oberen Ecke und der rechten unteren Ecke eine Kontaktelektrode vorhanden, sodass der Strom einmal quer über die gesamte Breite des Halbzeugs fließen muss. Die Länge der Elektroden beträgt 50 mm, ihr Abstand liegt bei 4 mm in Breitenrichtung und 50 mm in Faserlängsrichtung.

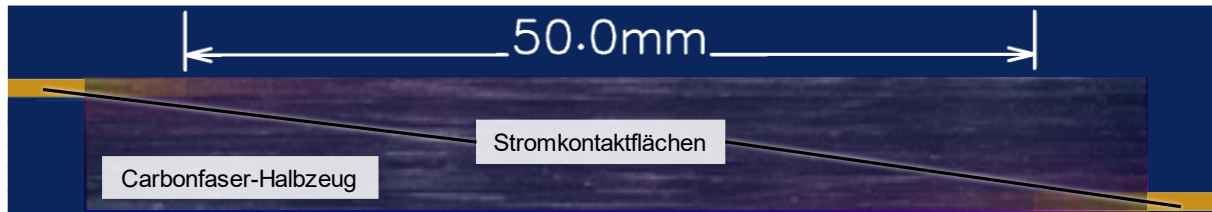


Abb. 3.35: Versuchsaufbau und Test-Leiterplatte für die Bestimmung der Querwiderstände

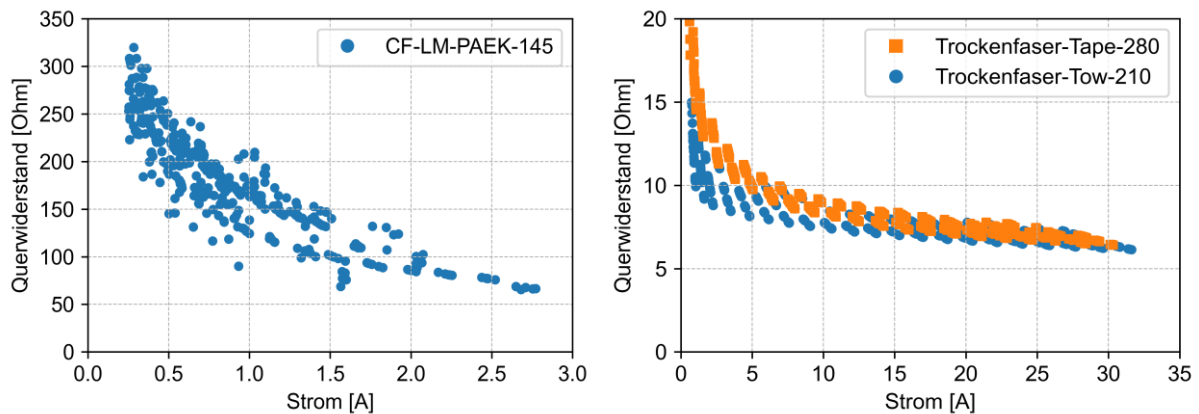


Abb. 3.36: Ergebnisse der Untersuchungen zum Querwiderstand der Halbzeuge

Bei den Ergebnissen in Abb. 3.36 ist zu berücksichtigen, dass es sich um eine Mischung aus Längswiderstand, Kontaktwiderstand und Querwiderstand handelt. Die Werte sind nur dann quantitativ vergleichbar, wenn identische Randbedingungen bei der Durchführung der Versuche vorliegen. Für die Versuche mit den Trockenfaser-Halbzeugen wurde eine Flächenpressung von 0,1 MPa gewählt, da zu diesem Wert die meisten vergleichbaren Ergebnisse zu Kontakt- und längenspezifischem Widerstand vorliegen. Bei dem CF-LM-PAEK-Prepreg wurde die Flächenpressung auf 1,0 MPa erhöht, um besser auswertbare Ergebnisse zu erhalten. Die gemessenen Widerstände sind dennoch etwa zehnmal höher als bei den Trockenfaser-Halbzeugen. Eine Bestimmung des reinen Querwiderstands ist durch den Einsatz des Widerstandsmodells möglich, vorausgesetzt, die Kennwerte für den längenspezifischen Widerstand und den Kontaktwiderstand wurden zuvor ermittelt.

Der Querwiderstand spielt bei schmalen Halbzeugen und optimierter Ein- und Ausleitung noch keine besonders wichtige Rolle. Erst bei breiten Halbzeugen und zunehmend ungleichmäßiger Kontaktierung wird er relevant. Um dies zu veranschaulichen, zeigt Abb. 3.37 den Unterschied der Leistungsverteilung im Material bei stark unterschiedlichen Querwiderständen und ungleichmäßiger Stromeinleitung.

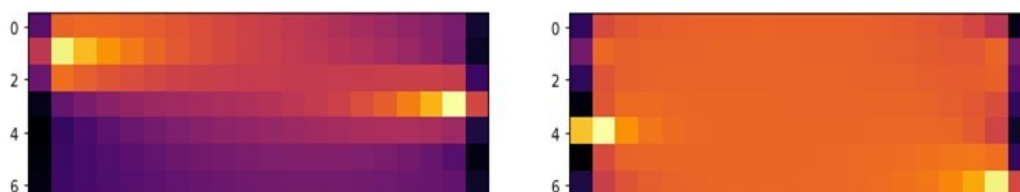


Abb. 3.37: Vergleich der Temperaturverteilung im Material bei hohem Querwiderstand (links) und niedrigem Querwiderstand (rechts)

3.3 Ergebnisse der Grundlagen-Untersuchungen

Die Untersuchungen zu den technologischen, verfahrensrelevanten und materialspezifischen Grundlagen liefern eine Reihe wichtiger Erkenntnisse, die eine Basis für die zukünftige Weiterentwicklung der Heiztechnologie bilden. Ein wichtiger Aspekt ist die Auslegung der Stromkontaktstellen. Deren Aufgabe ist es, den Strom so effizient wie möglich in die Halbzeuge ein- bzw. auszukoppeln, was durch einen geringen Kontaktwiderstand erreicht wird. Der aktuelle Kenntnisstand führt zu folgender Empfehlung für die Auslegung der Kontaktierung:

- Doppelseitiger Klemmkontakt
- Maximal zulässige Kontaktkräfte
- Maximale elektrische Spannung

Im Gegensatz zur einseitigen Kontaktierung über Umlenkrollen wird über eine beidseitige Klemmkontaktierung die direkte reale Kontaktfläche zu den Carbonfasern auf einfache Art verdoppelt. Dies bewirkt eine deutliche Reduktion des Kontaktwiderstands. Zudem gibt es Halbzeuge, die unterschiedlich gut kontaktierbare Oberflächen aufweisen. Gerade bei solchen Materialien oder generell bei Halbzeugen mit schlechten Kontakteigenschaften kann die beidseitige Klemmkontaktierung eine entscheidende Voraussetzung für den erfolgreichen Einsatz der Heiztechnologie darstellen. Ein weiterer Aspekt sind die bei der Kontaktierung aufgebrachten Klemmkräfte. Generell ist eine Maximierung der Kräfte vorteilhaft für eine Reduktion der Kontaktwiderstände. Die zunehmende Belastung auf das Halbzeug im Kontaktbereich oder negative Auswirkungen auf die gefertigte Preform durch hohe Zugspannungen im Halbzeug können limitierende Faktoren sein. Für einen effizienten Prozess sind insbesondere die ersten Millimeter der Kontaktfläche, die direkt an die Heizstrecke angrenzen, von Bedeutung. Ein Grund dafür ist der enorme Einfluss des Stroms auf die Widerstände der Halbzeuge. Die Untersuchungen zeigen klar, dass mit zunehmendem Strom immer eine Reduktion der Widerstände der untersuchten Halbzeuge verbunden ist. Im Kontaktbereich nimmt die Stromdichte vom Beginn der Kontaktierung bis zum Übergang in die Heizstrecke stetig zu. Folglich ist der Kontaktwiderstand kurz vor dem Ende der Kontaktfläche auch am geringsten. Dieser Effekt lässt sich sehr gut mit dem Widerstandsmodell analysieren (siehe auch Abb. 4.1 und Abb. 4.2). Aus diesem Grund kann es vorteilhaft sein, die Flächenpressung zu erhöhen und somit den Kontaktwiderstand unmittelbar vor dem Übergang in die Heizstrecke zu senken, anstatt die Kontaktlänge zu verlängern. Eine pauschale Aussage in Bezug auf eine minimal zu empfehlende Kontaktlänge und eine minimale Kontaktkraft ist nicht ohne weiteres möglich. Prozessrandbedingungen und das zu verwendende Halbzeug haben einen zu großen Einfluss darauf. Die experimentelle Bestimmung wichtiger Kennlinien, wie die Auswirkungen der Flächenpressung (Abb. 3.27) und der Kontaktflächenlänge (Abb. 3.24), sind für eine optimierte Auslegung der Kontaktstellen empfohlen. Hierfür haben sich der *Versuchsaufbau 2* (Abb. 3.16) und die in Kapitel 3.2.2 beschriebene Prüf- und Messtechnik bewährt.

Wichtigste Erkenntnis aus den Untersuchungen ist die große Bedeutung der elektrischen Prozessspannung. Bei den Versuchsreihen wurden elektrische Spannungen bis 200 V getestet. Um eine übermäßige Temperaturentwicklung zu vermeiden, ist beim Einsatz so hoher Spannungen eine Steuerung erforderlich, die Pulse im Mikrosekundenbereich auslösen

kann. Die wichtigsten Vorteile beim Einsatz von Hochspannungspulsen sind die Reduktion der Widerstände in den Halbzeugen und die Verringerung von deren Streuung. Dies führt zu einer höheren Energieeffizienz, einer besseren Kontrollierbarkeit bei der Energiezufuhr und erlaubt somit den Einsatz höherer Heizleistungen. Die Untersuchungen zeigen, dass insbesondere beim CF-LM-PAEK-Prepreg eine weitere Steigerung der elektrischen Spannung zu einer deutlichen Verbesserung führen sollte. Darauf weisen die steilen Kennlinien hin, die den Kontaktwiderstand in Abhängigkeit des Stroms darstellen (siehe Abb. 3.20). Darüber hinaus ist ersichtlich, dass beim CF-LM-PAEK-Prepreg die minimale Prozessspannung bereits sehr hoch gewählt sein muss, um überhaupt für die direkte Widerstandserwärmung in Frage zu kommen. Dies zeigt sich an den sehr hohen und stark streuenden Widerständen bei geringen Spannungen (siehe Abb. 3.26 links). Weiterhin wird dies in Abb. 3.38 deutlich. Die Abbildung zeigt die Verläufe der Gesamtleistung (links) und der Energieeffizienz (rechts) über der genutzten elektrischen Prozessspannung. Die Kennlinien ergeben sich mithilfe der Gleichungen 3-3 und 3-4 und den in den Versuchen ermittelten Widerstandskennwerten.

Der Vergleich der Trockenfaser-Halbzeuge mit dem CF-LM-PAEK-Prepreg zeigt, wie groß der Einfluss der elektrischen Eigenschaften der Halbzeuge auf die erreichbare Leistung und Energieeffizienz ist. Die maximale Heizleistung steigt nahezu quadratisch mit der genutzten elektrischen Prozessspannung. Im Gegensatz zu den Trockenfaser-Halbzeugen lässt sich bei dem CF-LM-PAEK-Prepreg bei geringen Spannungen unterhalb von 50 V kaum Leistung in das Material einkoppeln. Wie sich bei Ablageversuchen mit dem CF-LM-PAEK gezeigt hat, ist bei 180 V die nutzbare Heizleistung dann bereits so groß, dass theoretisch Ablagegeschwindigkeiten von 11 m/s möglich wären (siehe Kapitel 5.3). Bei den Trockenfaser-Halbzeugen sind bei so hohen Spannungen theoretisch sogar Prozessgeschwindigkeiten von über 30 m/s möglich.

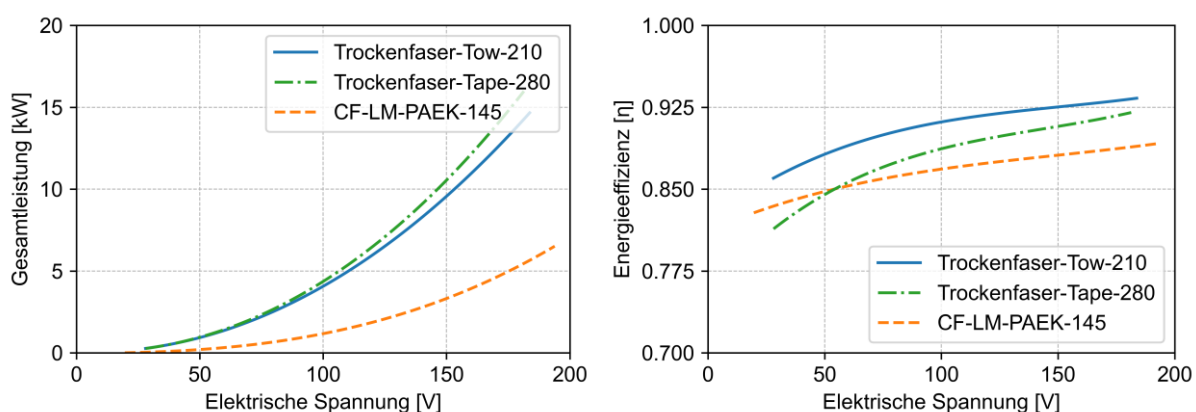


Abb. 3.38 : Vergleich der verschiedenen Halbzeuge bezüglich der maximal erzielbaren Gesamtleistung und der Energieeffizienz beim Heizen über der Prozessspannung

Hohe Spannungen sind besonders in Verbindung mit kleinen Kontaktflächen, zu geringer Flächenpressung und großen halbzeugspezifischen Kontaktwiderständen eine Gefahr für die Bildung kritischer Hotspots (siehe Abb. 3.29ff). Auch unter optimierten Kontaktbedingungen zeigen die Untersuchungen, dass durch das Pulsen irreversible Veränderungen im Halbzeug entstehen (siehe Abb. 3.22). Diese sind auf elektrische Durchschläge von isolierenden Schichten zurückzuführen. Die Untersuchungen der damit in Zusammenhang stehenden Einflüsse auf die mechanischen Eigenschaften folgen in Kapitel 5.

Die Auslegung der Heizstreckenlänge ist ein weiteres wichtiges Auslegungskriterium für den Prozess. Wie in Abb. 3.39 zu sehen, steigt die maximal erzielbare Gesamtleistung und somit die Prozessgeschwindigkeit, wenn die Heizstrecke kürzer ist. Die Versuche zum längenspezifischen Widerstand haben jedoch gezeigt, dass bei kurzen Strecken nicht mehr alle Fasern zur Übertragung des Stroms beitragen. Zunehmend ungleichmäßig aufgeheizte Tapes wären die Folge. Zudem sinkt die Energieeffizienz des Heizprozesses sichtbar (siehe auch Gleichung 3-3 und 3-4).

Die Untersuchungen zu den Querwiderständen decken den größten Unterschied zwischen dem CF-LM-PAEK-Prepreg und den Trockenfaser-Halbzeugen auf. Die im Vergleich sehr hohen Querwiderstände bei dem Thermoplast-Prepreg sind ein entscheidender Grund, warum bei der Prozessierung des Halbzeugs hohe Flächenpressungen mit ausreichend großen Kontaktflächen und hohen Prozessspannungen erforderlich sind. Wird im Bereich der Elektroden keine ausreichende Anzahl an Kontaktstellen zu den Fasern hergestellt und ist die Spannung nicht ausreichend groß, sodass der Strom nicht durch Isolationsschichten in benachbarte Fasern überspringen kann, steigt die Gefahr der lokalen Überhitzung. Die Entwicklung segmentierter Elektroden ist hierfür ein wichtiger nächster Entwicklungsschritt. Für die optimierte Auslegung solcher Elektroden ist das aufgebaute Modell des elektrischen Widerstandsnetzwerks unverzichtbar. Doch auch bei der Optimierung der Größe und Anordnung einfacher Ein- und Ausleitungselektroden sowie der Festlegung der Heizstreckenlänge ist das Modell eine wertvolle Unterstützung.

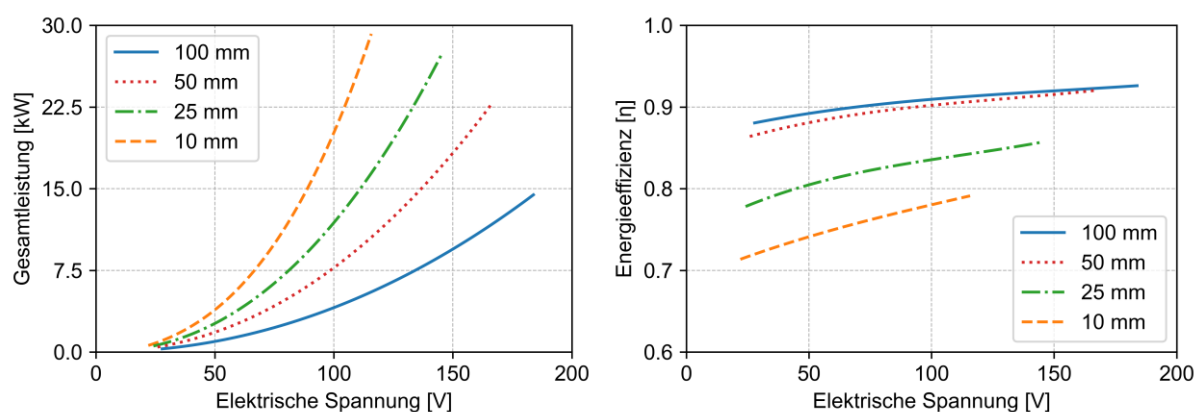


Abb. 3.39: Gesamtleistung (links) und Energieeffizienz (rechts) über der Prozessspannung für das Trockenfaser-Tow-210 bei unterschiedlichen Heizstreckenlängen

Während der Versuche zum Temperatureinfluss auf den Kontaktwiderstand wurden zusätzlich die Reibkoeffizienten ermittelt, die zwischen dem Trockenfaser-Tow-210 und den Edelstahl-elektroden vorliegen. Während dieser bei Raumtemperatur noch bei etwa 0,5 lag, stieg er nach Erreichen der Prozesstemperatur auf etwa 0,9. Weiterführende Untersuchungen hierzu wurden bislang nicht durchgeführt. Aufgrund des Zusammenhangs zwischen den Zugkräften im Halbzeug und den aufgebrachten Kontaktkräften, die wiederum den Kontaktwiderstand beeinflussen, erscheinen künftige Untersuchungen in diesem Bereich jedoch als sinnvoll.

4 Temperaturmodell für die kontinuierliche Widerstandserwärmung

Im Fokus dieses Kapitels stehen die Entwicklung und die Validierung eines Temperaturmodells zur Vorhersage der Prozesstemperaturen bei Einsatz der direkten Widerstandserwärmung. Neben den theoretischen Grundlagen ist das in Kapitel 3.2.1 vorgestellte Modell des elektrischen Netzwerks der aufzuheizenden Halbzeuge eine wichtige Grundlage. Neben der Vorhersage der thermischen Energieverteilung im Material ist die Abschätzung der maximal auftretenden Prozesstemperaturen eine wichtige Funktion des Modells. Teile dieses Kapitels wurden bereits im Rahmen von zwei Fachkonferenzen veröffentlicht [Grohmann2020a, Grohmann2020b].

4.1 Modellentwicklung

Für die Ausarbeitung des Temperaturmodells wird zunächst die Energiebilanz des betrachteten Systems aufgestellt. Bei einem offenen System lässt sich Energie in Form von Arbeit, Masse oder auch Temperatur zuführen oder entnehmen [Cengel2002]. Somit lässt sich folgende Gleichung aufstellen:

$$E_{in} - E_{out} = \Delta E_{system} . \quad 4-1$$

Hierbei ist E_{in} die gesamte, dem System zugeführte Energie, E_{out} entspricht der abgeführten Energie und ΔE_{system} entspricht der Änderung der gesamten Energie des betrachteten Systems. Für die Wärmetransferanalyse eines Materialelements lässt sich die Gleichung folgendermaßen anpassen:

$$Q_{in} - Q_{out} + E_{gen} = \Delta E_{ths} . \quad 4-2$$

Mit $(Q_{in} - Q_{out})$ sind alle negativen wie auch positiven Wärmetransferprozesse berücksichtigt, die aufgrund von Temperaturdifferenzen entstehen. Mit E_{gen} ist die Zufuhr bzw. Umwandlung von Energie in thermische Energie einbezogen, was im vorliegenden Fall der zugeführten elektrischen Energie entspricht. ΔE_{ths} entspricht der Änderung der thermischen Energie des Systems. Für ein System mit konstanter Masse lässt sich die Änderung der thermischen Energie auch folgendermaßen ausdrücken:

$$\Delta E_{ths} = m \cdot c \cdot \Delta T = l \cdot c_l \cdot \Delta T . \quad 4-3$$

Dabei ist m in kg die Masse des Systems und c in J/(kg · K) ist die auf die Masse bezogene Wärmekapazität. Alternativ kann hierfür die Länge l des betrachteten Elements in m und die längenspezifische Wärmekapazität c_l in J/(m · K) genutzt werden. ΔT entspricht der Temperaturänderung des Systems in K.

Für die Analyse der maximalen Prozesstemperaturen und des Temperaturverlaufs sind die Temperaturänderungen während des Prozesses zu bestimmen. Der zu modellierende Prozess und das zugrunde liegende Temperaturmodell sind nichtlinear, da einige Systemparameter sowohl temperaturabhängig als auch zeitvariant sind. Daher wird ein

transientes, also instationäres Modell verwendet, um die zeitliche Veränderung des thermischen Energieinhalts bzw. der Temperatur zu beschreiben. Mit den Gleichungen 4-2 und 4-3 lässt sich folgende Gleichung aufstellen:

$$\dot{Q}_{in} - \dot{Q}_{out} + \dot{E}_{gen} = l \cdot c_l \cdot \frac{dT}{dt}. \quad 4-4$$

Für die Prozessmodellierung werden weitere Systemgrenzen definiert. Betrachtet wird ein sich zeitlich veränderndes, mitbewegtes Element des zugeführten Halbzeugs entsprechend der Lagrangeschen Betrachtungsweise. Die Länge des betrachteten Elements ist infinitesimal klein. Durch diese längenspezifische Formulierung ergibt sich aus Gleichung 4-4:

$$\dot{Q}_{in,l} - \dot{Q}_{out,l} + \dot{E}_{gen,l} = c_l \cdot \frac{dT}{dt}. \quad 4-5$$

Dabei stellen $\dot{Q}_{in,l}$, $\dot{Q}_{out,l}$ und $\dot{E}_{gen,l}$ längenspezifische Kühl- bzw. Heizleistungen in W/m dar. Für die Modellierung werden zudem die Annahmen getroffen, dass die Temperatur und der Widerstand über die Dicke und Breite des Elements konstant sind. Mit diesen Annahmen lässt sich das zweidimensionale Modell der elektrischen Widerstände in ein eindimensionales Temperaturmodell überführen. Praktische Untersuchungen haben gezeigt, dass diese Vereinfachungen bei Einsatz geeigneter Halbzeuge und guter Prozessführung vertretbar sind (siehe auch Kapitel 4.3.1). Eine weitere Annahme ist, dass Wärmeleitungseffekte innerhalb des Materials zu vernachlässigen sind. Die berücksichtigten Effekte in Bezug auf die Energiebilanz des Elementes sind die Wärmetransferprozesse Konvektion, Konduktion und Strahlung, sowie die Energiezufuhr bzw. Wärmegenerierung durch den Joule-Effekt. Andere Effekte, die einen Einfluss auf die thermische Energie haben könnten, werden als vernachlässigbar angesehen. Die Masse und die Geometrie des Elements werden als unveränderlich betrachtet. Für die Temperaturmodellierung ist vereinfachend ein konstanter Prozessstrom vorgesehen. Wird stattdessen im Prozess die Energie durch Pulse eingeleitet, ist der zeitlich gemittelte Heizstrom für das Modell heranzuziehen.

Die für die Temperaturänderung relevante Zeit t wird mit der Prozessgeschwindigkeit v und der zurückgelegten Strecke s bestimmt:

$$t = s/v. \quad 4-6$$

Damit sind alle für die Modellierung notwendigen Randbedingungen und Gleichungen aufgestellt und die Bestimmung der Temperatur eines Elementes zum Zeitpunkt t_2 lässt sich mit der folgenden Gleichung berechnen:

$$T(t_2) = T(t_1) + \int_{t_1}^{t_2} \frac{\dot{E}_{gen,l}(t,T) - \sum \dot{Q}_l(T)}{c_l(T)} dt. \quad 4-7$$

Die Modellierung des gesamten Aufheizprozesses erfordert die Berücksichtigung von Bereichen mit unterschiedlichen Randbedingungen, wobei für jeden Bereich eine eigene Gleichung analog zu Gleichung 4-7 zu formulieren ist. Beim einfachsten Fall mit 3 Bereichen, der Einleitung, der freien Heizstrecke und der Ausleitung, sind entsprechend drei verschiedene Gleichungen aufzustellen, um das Temperaturmodell für den gesamten Prozess zu erhalten (siehe auch Abb. 4.10). Sie unterscheiden sich im Wesentlichen durch den im Halbzeug

fließenden Strom, also der zugeführten elektrischen Energie $\dot{E}_{gen,l}(t,T)$, und die vorherrschenden Verlustleistungen $\sum \dot{Q}_l(T)$. Die Wärmekapazität $c_l(T)$ ist vom untersuchten Halbzeug und dessen Temperatur abhängig. Für das Erstellen eines genauen Prozessmodells sind diese drei Kenngrößen entsprechend über Versuche, die möglichst dicht am realen Prozess angelehnt sind, zu bestimmen.

4.2 Experimentelle Validierung

Die experimentelle Validierung des Temperaturmodells setzt die Kenntnis aller Eingangsparameter voraus. Wie aus Gleichung 4-7 hervorgeht, lassen sich diese drei Hauptgrößen zuordnen: Heizleistung, Verlustleistung und spezifische Wärmekapazität des Halbzeugs.

4.2.1 Bestimmung der Heizleistung

Die Heizleistung ergibt sich gemäß Gleichung 2-4 aus dem Quadrat des Stroms und dem Widerstand, durch den der Strom fließt. Im Bereich der freien Heizstrecke lässt sich die Leistung relativ einfach bestimmen. Der Längswiderstand und seine Abhängigkeiten von anliegender Spannung, Streckenlänge und Temperatur müssen dafür bekannt sein (siehe Kapitel 3.2.3). Unter der idealisierten Annahme, dass das Halbzeug eine reine Reihenschaltung aus einzelnen homogenen Widerständen darstellt, bleibt der Strom über die gesamte Länge der Heizstrecke konstant. Im Bereich der Ein- und Ausleitung ist dies jedoch nicht der Fall. Vom Rand der Heizstrecke bis zum Ende der Kontaktierung nimmt der Strom im Halbzeug kontinuierlich ab, bis er schließlich Null erreicht. Zudem entsteht in diesen Bereichen zusätzliche Heizleistung durch den Kontaktwiderstand. Diese Kontaktleistung teilt sich auf das aufzuheizende Halbzeug und den Kontaktpartner auf. Sie kann je nach Halbzeug und Auslegung der Kontaktstellen sehr unterschiedlich ausfallen (siehe Kapitel 3.2.4). Dies macht die genaue Bestimmung der lokalen Heizleistung im Kontaktbereich sehr komplex. Zur Bestimmung des genauen Verlaufs der Heizleistung eignet sich das in Kapitel 3.2.1 beschriebene Widerstandsmodell.

Der Verlauf der Heizleistung im Halbzeug im Bereich der Ein- und Ausleitung sowie im Bereich der freien Heizstrecke ist in Abb. 4.1 exemplarisch dargestellt. Der Bereich der Einleitung zeigt einen Verlauf bei hohem Kontaktwiderstand, während der Bereich der Ausleitung einen Verlauf bei niedrigem Kontaktwiderstand aufweist. Die Abbildung verdeutlicht, dass bei großen Widerständen die Heizleistung gleichmäßiger über die Kontaktfläche verteilt ist. Bei sehr geringen Kontaktwiderständen konzentriert sich die Heizleistung auf den Übergangsbereich hin zur Heizstrecke. Im unteren Teil der Abbildung wird das Temperaturprofil im Halbzeug für einen statischen Prozess qualitativ dargestellt. Potenzielle konduktive Kühlleistungen sind bei dieser Darstellung vernachlässigt.

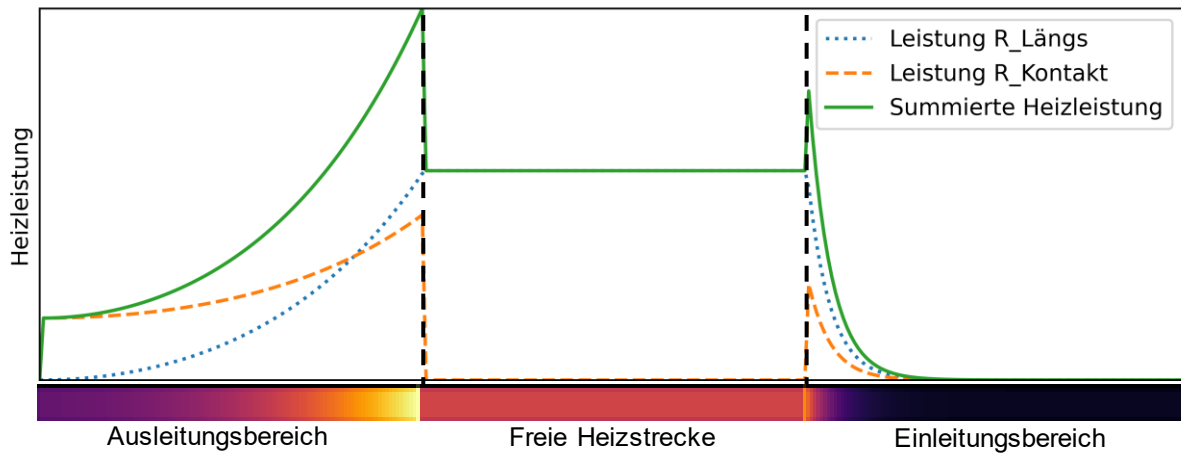


Abb. 4.1: Heizleistung im Halbzeug bei verschiedenen Kontaktwiderständen: Links hoher Kontaktwiderstand, rechts geringer Kontaktwiderstand

Die Gestaltung von Ein- und Ausleitung ist maßgeblich für den erfolgreichen Einsatz der Technologie (siehe auch Abb. 3.2). Ein Vergleich der Leistungsverteilung bei gleichen Kontaktwiderständen, jedoch unterschiedlichen Kontaktzonengrößen, verdeutlicht dies (siehe Abb. 4.2).

Für die experimentelle Validierung werden der Strom und die am Versuchsaufbau abfallenden Spannungen mit einem Oszilloskop gemessen (siehe Kapitel 3.2.2). Die daraus bestimmten Widerstände sowie der gemessene Strom sind die Eingabeparameter für das Modell.

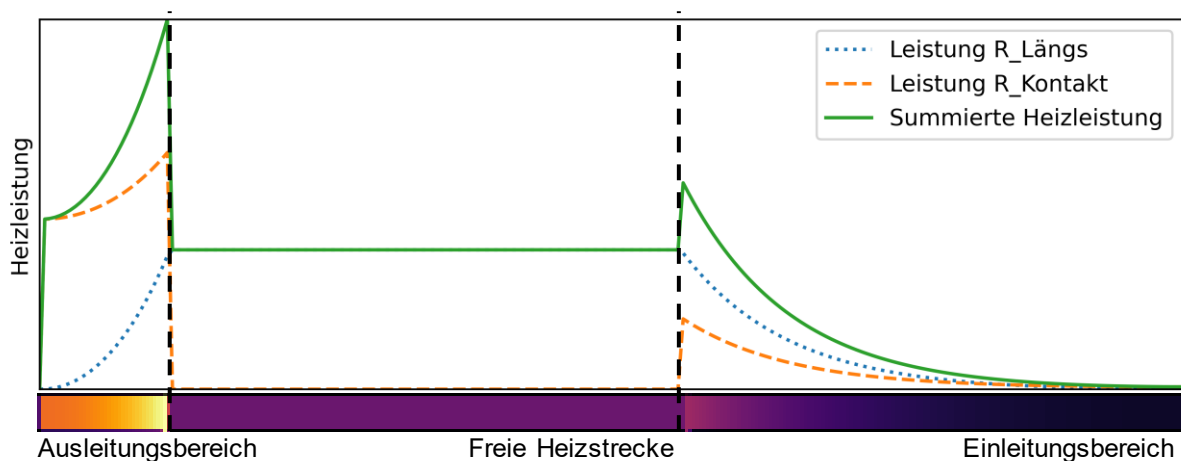


Abb. 4.2: Heizleistung bei gleichen Kontaktwiderständen jedoch unterschiedlich langen Kontaktstellen

4.2.2 Bestimmung der Verlustleistung

Die Verlustleistung, also der Wärmeabtransport durch Konvektion, Konduktion und Wärmestrahlung, lässt sich sehr gut experimentell mithilfe der Widerstandserwärmung bestimmen. Eine ausreichend lange Heizstrecke mit bestmöglicher Kontaktierung stellt den Grundaufbau dar. Für die Bestimmung der Verluste durch freie Konvektion und Wärmestrahlung, muss das Material zwischen den Elektroden frei in der Luft eingespannt sein. Das zu untersuchende Material wird mit einem konstanten Heizstrom beaufschlagt. Sobald die Halbzeug-Temperatur im Gleichgewicht ist und sich nicht mehr verändert, stehen längenspezifische Heizleistung $\dot{Q}_{in,l}(T)$ bzw. $\dot{E}_{el,l}(T)$ und Verlustleistung $\dot{Q}_{out,l}(T)$ im Gleichgewicht. Die längenspezifische Verlustleistung lässt sich dann bei Kenntnis des eingestellten Stroms I und des temperaturabhängigen längenspezifischen Widerstands $R_l(T)$ mit folgender Gleichung bestimmen:

$$\dot{Q}_{out,l}(T) = \dot{Q}_{in,l}(T) = \dot{E}_{el,l}(T) = I^2 \cdot R_l(T). \quad 4-8$$

Der Vorgang wird mit wechselnder Heizleistung und entsprechend unterschiedlichen Temperaturen wiederholt, bis ausreichend Kennwerte für das Erstellen der Funktion für die temperaturabhängige Verlustleistung vorhanden sind. Die Ergebnisse der Untersuchungen sind in Abb. 4.3 dargestellt. Die längenspezifische Verlustleistung (links im Bild) lässt sich weiter aufteilen in konvektive Wärmeverluste und Verluste durch Wärmestrahlung. Für die Berechnung der Wärmestrahlung kommt Gleichung 2-3 zum Einsatz. Die längenspezifischen konvektiven Wärmeverluste ergeben sich durch die Subtraktion der längenspezifischen Wärmestrahlung von der längenspezifischen Gesamtverlustleistung. Das genaue Vorgehen ist in [Grohmann2020a] beschrieben. Für die Temperaturmodellierung ist eine Aufteilung der Verluste nicht notwendig. Es hilft lediglich dabei die experimentell ermittelten Werte mit Kennwerten aus der Literatur zu vergleichen und somit zu validieren. Üblicherweise wird für die Berechnung der konvektiven Wärmeverluste der Wärmeübergangskoeffizient h_{cv} genutzt. Um diesen aus der längenspezifischen konvektiven Verlustleistung zu bestimmen, muss der Wert entsprechend Gleichung 2-1 durch den Materialumfang und die zur Umgebungstemperatur vorliegende Temperaturdifferenz geteilt werden. Das Ergebnis ist auf der rechten Seite von Abb. 4.3 zu sehen.

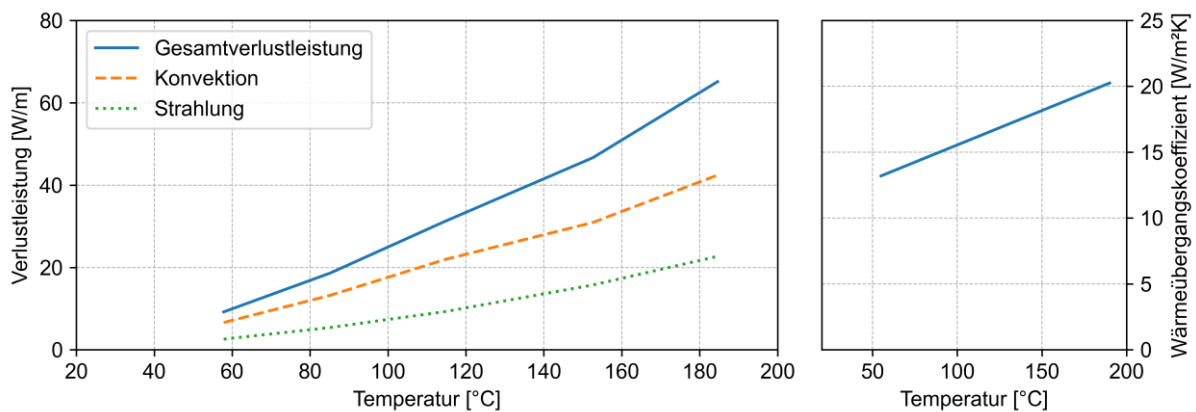


Abb. 4.3: Längenspezifische Verlustleistung durch freie Konvektion und Wärmestrahlung (links) sowie der daraus resultierende Wärmeübergangskoeffizient (rechts) für das Trockenfaser-Tow-210

Zur Ermittlung der Verlustleistung bei erzwungener Konvektion ist es notwendig, das Material zusätzlich mit Luft zu umströmen. Der Versuchsaufbau lässt sich dafür mit Radialgebläsen und einem Anemometer erweitern (siehe Abb. 4.4 rechts). Neben der Windgeschwindigkeit ist auch der Anströmungswinkel von Bedeutung. Um beide für das AFP-Verfahren bestimmen zu können, müssen die Prozessgeschwindigkeit, der Materialzufuhrwinkel und die Relativbewegung zwischen Zufuhr und Werkzeug bestimmt sein. Beim Wickeln von Umfangslagen mit drehendem Werkzeug und quasistatischer Zufuhr, ist der Anströmungswinkel nahezu 0° und die Relativgeschwindigkeit des Luftstroms entspricht der Prozessgeschwindigkeit. Beim Ablegen von Lagen auf einem festen Werkzeug mit einem bewegten Endeffektor, bei dem die Materialzufuhr senkrecht von oben erfolgt, beträgt der Anströmwinkel hingegen 45° und die Windgeschwindigkeit entspricht dem $\sqrt{2}$ -fachen der Prozessgeschwindigkeit. Je flacher der Winkel der Materialzufuhr, desto geringer ist die relative Windgeschwindigkeit und desto größer der Anströmwinkel. Die Zusammenhänge für die Bestimmung von Anströmungswinkel und Windgeschwindigkeit sind in Abb. 4.4 dargestellt.

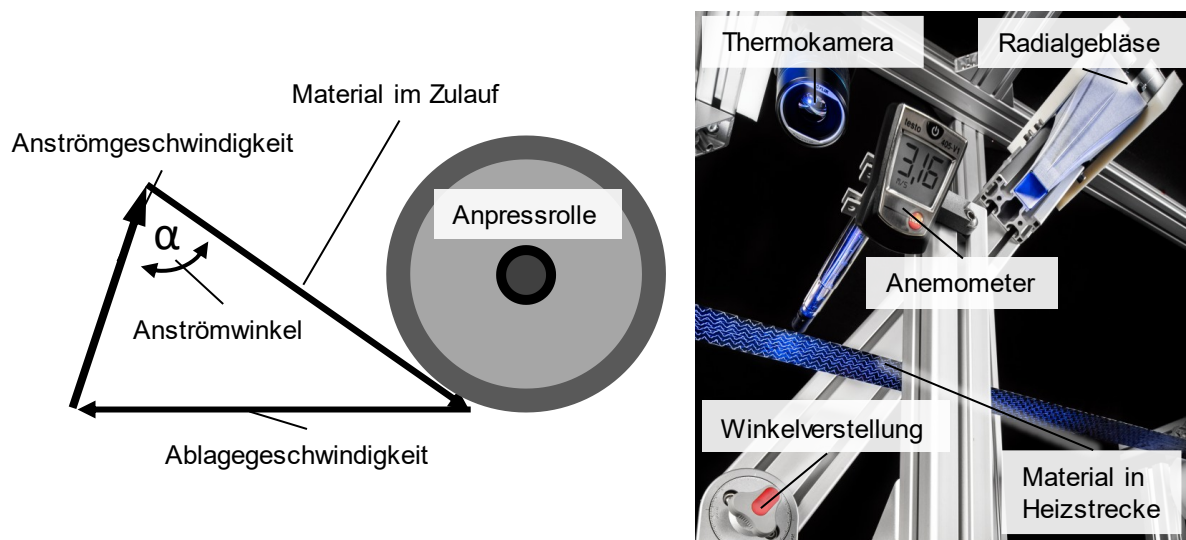


Abb. 4.4: Zusammenhänge von Anströmwinkel und Windgeschwindigkeit zur Prozessgeschwindigkeit und dem Materialzufuhrwinkel zur Bestimmung des Einflusses der erzwungenen Konvektion (links) sowie Foto des Prüfaufbaus (rechts)

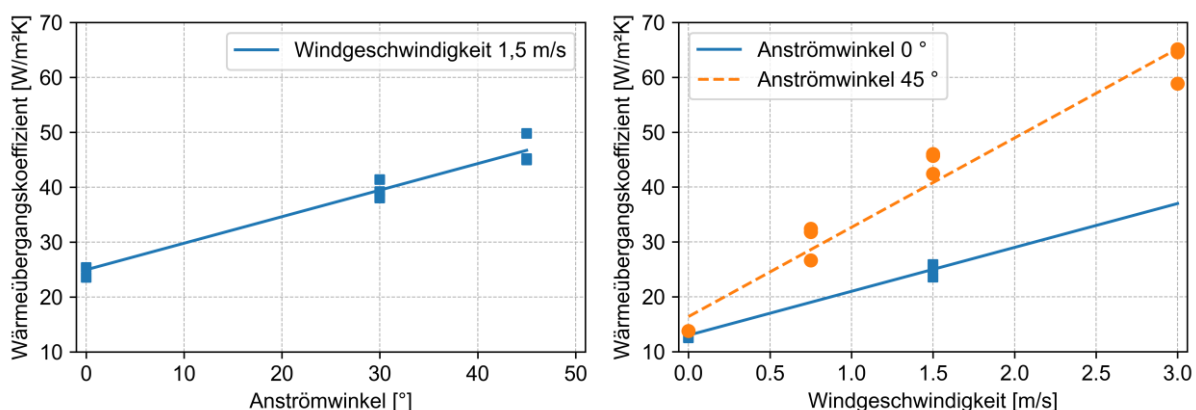


Abb. 4.5: Einfluss der Windgeschwindigkeit und des Anströmwinkels auf die erzwungene Konvektion

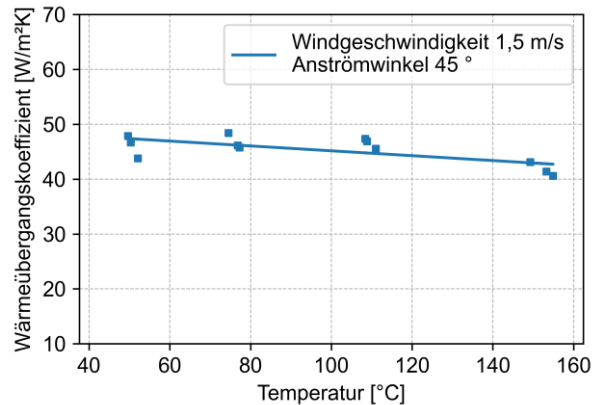


Abb. 4.6: Wärmeübergangskoeffizient bei erzwungener Konvektion in Abhängigkeit der Temperatur

Die Ergebnisse aus den Untersuchungen des Einflusses der Windgeschwindigkeit und des Anströmwinkels auf die erzwungene Konvektion sind in Abb. 4.5 und Abb. 4.6 zu sehen. Bei zunehmender Windgeschwindigkeit steigt die Verlustleistung nahezu linear. Der minimale Anströmwinkel von 0° , bei dem die Luft parallel zur Faser strömt, weist den geringsten Wärmeübergangskoeffizienten auf. Mit zunehmendem Anströmwinkel steigt die konvektive Verlustleistung. Die Untersuchungen zeigen, dass der Einfluss der Materialtemperatur auf den Wärmeübergangskoeffizienten bei erzwungener Konvektion sehr gering ist.

Erzwungene Konvektion tritt in Bereichen auf, in denen das Halbzeug frei durch die Luft geführt wird. Im Kontaktbereich mit einer Elektrode wirkt die Konduktion. Bei einseitiger Kontaktierung ergibt sich eine kombinierte Wirkung beider Wärmeübertragungsmechanismen.

Das Prinzip für die Bestimmung des konduktiven Wärmetransfers basiert ebenfalls auf der Widerstandserwärmung des Halbzeugs bis zum thermischen Gleichgewicht. Das Halbzeug wird hierbei mit dem zu untersuchenden Kontaktpartner, also mit der Andruckrolle, der Kontaktelektrode oder der Preform, in Kontakt gebracht. Um den Stromfluss im Carbonfaser-Halbzeug nicht zu beeinflussen, sind elektrisch leitfähige Kontaktpartner zu isolieren. Der Einfluss der Isolierung auf die Wärmeleitung sollte dabei so gering wie möglich sein. Die Durchführung der Versuche erfolgt in ähnlicher Weise wie bei der Bestimmung der konvektiven Verlustleistungen.

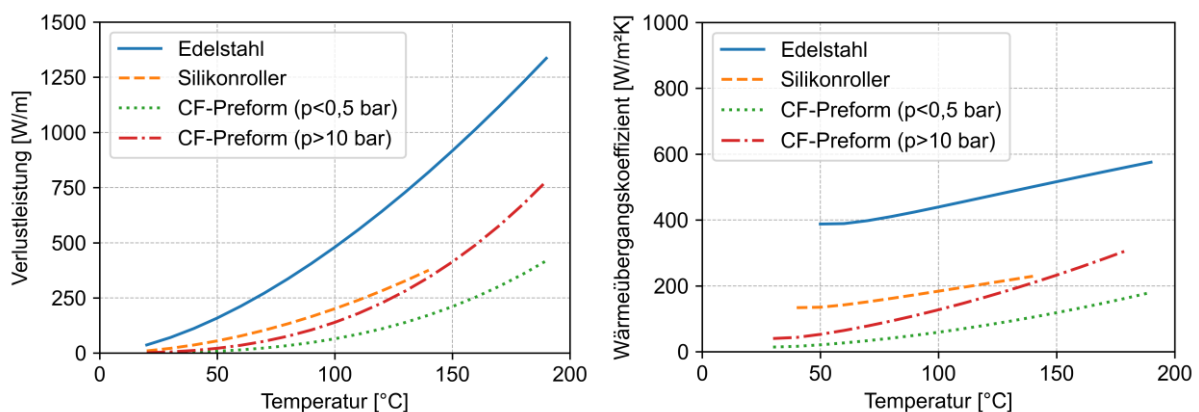


Abb. 4.7: Experimentell ermittelte längenspezifische konduktive Verlustleistungen (links) sowie zugehörige Wärmeübergangskoeffizienten (rechts)

In Abb. 4.7 sind die Ergebnisse der konduktiven Kühlleistung für den Kontakt des Trockenfaser-Tows-210 zu einem Edelstahl-Element und einer flexiblen Silikonrolle dargestellt. Weiterhin sind die Ergebnisse für den Kontakt zu einer 2 mm dicken Preform aus dem Halbzeug dargestellt. Der Faservolumengehalt der Preformen und damit auch deren Wärmeleitfähigkeit sind stark von der anliegenden Flächenpressung abhängig. Im Diagramm sind daher Ergebnisse für hohe und für niedrige Flächenpressungen aufgeführt. Je nach Flexibilität der untersuchten Halbzeuge kann auch bei Kontakt zu Festkörpern der Wärmetransfer stark von der Flächenpressung abhängig sein, wenn sowohl Faservolumengehalt wie auch reale Kontaktoberfläche dadurch wesentlich beeinflusst werden. Die dargestellten Ergebnisse gelten für eine einseitige Kontaktierung des Halbzeugs. Wird das Tow zwischen zwei Edelstahl-Elektroden oder zwischen Silikon-Andruckrolle und Preform geklemmt, muss die Verlustleistung der jeweiligen Kontaktpartner entsprechend aufaddiert werden.

Ein entscheidender Aspekt des konduktiven Wärmetransfers während des Aufheizprozesses ist die Temperatur der Kontaktelemente. Sie erwärmen sich während des Prozesses durch den Joule-Effekt und den Wärmetransfer vom beheizten Halbzeug. Dies kann dazu führen, dass bei der Stromeinleitung anstelle eines kühlenden Effekts eine zusätzliche Erwärmung durch Konduktion auftritt. Um den Einfluss der Konduktion präzise bestimmen zu können, muss die Temperatur der Kontaktflächen bekannt sein.

Im Temperaturmodell lassen sich für den Einleitungs- und Ausleitungsbereich sowie für die Umgebungstemperatur unterschiedliche Temperaturen vorgegeben. Die im jeweiligen Bereich vorliegende längenspezifische Kühlleistung $\dot{Q}_{i,l}$ durch Konduktion oder erzwungene Konvektion wird entsprechend den ermittelten Kennlinien berechnet. Die Validierung erfolgt mithilfe der folgenden, auf Versuchsdaten basierenden und gefitteten Gleichung für den Ein- und Ausleitungsbereich:

$$\dot{Q}_{I,l}(T) = \dot{Q}_{III,l}(T) = 1,0561 \cdot (T_{\text{Halbzeug}} - T_{\text{Kontakt}})^{1,3864} . \quad 4-9$$

Für die längenspezifische Kühlleistung innerhalb der Heizstrecke wird die erzwungene Konvektion über folgende gefittete Gleichung berücksichtigt:

$$\dot{Q}_{II,l}(T) = 0,0595 \cdot (T_{\text{Halbzeug}} - T_U)^{1,3424} \cdot (1 + v_{\text{Prozess}} \cdot 0,615) . \quad 4-10$$

Für die Berechnung der längenspezifischen Kühlleistungen in W/m müssen die Prozessgeschwindigkeit v_{Prozess} in m/s, die Umgebungstemperatur, die Halbzeug-Temperatur und die Temperatur der Kontaktelektroden (T_i) in °C bekannt sein.

4.2.3 Ermittlung der spezifischen Wärmekapazität

Ist die spezifische Wärmekapazität der aufzuheizenden Halbzeuge nicht bekannt, lässt sich diese mit unterschiedlichen Methoden ermitteln. Sind für Prepregs lediglich die Kennwerte der Einzelkomponenten wie Faser und Matrix bekannt, kann der Kennwert für das Halbzeug mithilfe der Mischungsregel berechnet werden. Dazu multipliziert man die Kennwerte der Komponenten mit deren prozentualen Masseanteilen und summiert diese anschließend. Sind keine Kennwerte vorhanden, kommen DSC-Verfahren (Differential Scanning Calorimetry) zum Einsatz. Das Verfahren ist jedoch sensibel und kann zu ungenauen Ergebnissen führen [Mössinger2024b].

Da eine Abweichung der spezifischen Wärmekapazität die Berechnung von Temperaturdifferenzen direkt proportional beeinflusst (siehe Gleichung 4-7), ist eine möglichst genaue Bestimmung entscheidend für die Genauigkeit des Temperaturmodells. Zudem kam bei der Entwicklung einer ersten Version des Temperaturmodells die Vermutung auf, dass die festgestellte Abweichung von über 30 % auf eine abweichende Wärmekapazität zurückzuführen ist [Grohmann2020a]. Aus diesem Grund kommen verschiedene Bestimmungsverfahren zum Einsatz.

DSC-Verfahren

Beim DSC-Verfahren wird bei Einsatz von Trockenfaser-Halbzeugen vermutet, dass die schlechte und stark variierende Oberflächenkontaktierung der relativ losen Faserverbunde zu Fehlern beim Bestimmen der Wärmekapazität führen kann. Zudem kann die Wärmeleitfähigkeit innerhalb von Trockenfaser-Proben erheblich schwanken, je nach Kompaktierung und Faservolumengehalt. Es ist unklar, ob dies relevante Unterschiede bei der Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität hat. Um dies zu überprüfen, werden die Proben mit Öl gemischt. Dies gewährleistet einen gleichmäßigen und wiederholbaren thermischen Kontakt der Halbzeug-Proben an den Messtiegel und homogenisiert die Wärmeleitung innerhalb der Probe.

Für die Untersuchung wurde die Wärmekapazität von reinem Tape, reinem Öl und von einem Tape-Öl-Gemisch bestimmt. Bei dem Faserhalbzeug handelt es sich um das Trockenfaser-Tape-280. Mit den Ergebnissen der Öl-Proben und der Tape-Öl-Proben lässt sich die Wärmekapazität des reinen Tapes berechnen. Die Ergebnisse sind in Abb. 4.8 zu sehen. Die dargestellte spezifische Wärmekapazität ist der Mittelwert für einen Aufheizprozess von 20 °C bis 180 °C und bezieht sich somit auf eine mittlere Temperatur von 100 °C. Die direkt bestimmten Kennwerte des Tapes sind nahezu identisch mit den aus dem Tape-Öl-Gemisch berechneten Kennwerten. Die Ergebnisse legen nahe, dass beim Trockenfaser-Tape-280 weder die ungleichmäßige Kontaktfläche zwischen Probe und Tiegel noch Schwankungen in der Wärmeleitung das Ergebnis maßgeblich beeinflussen.

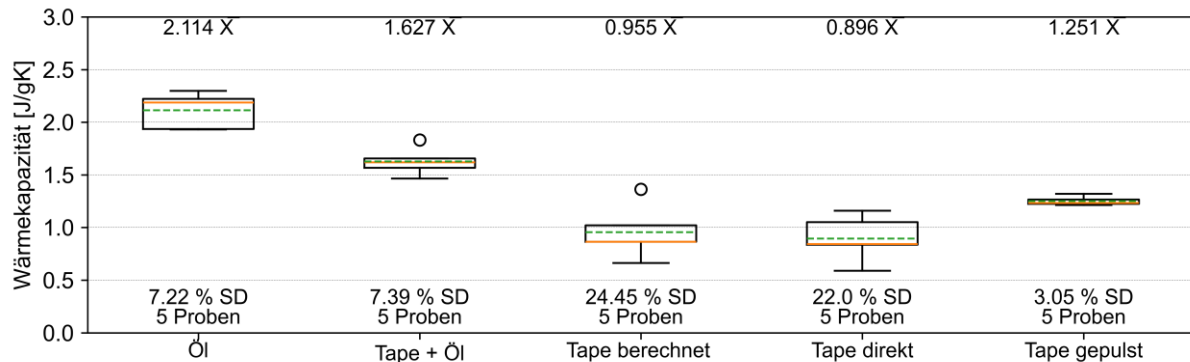


Abb. 4.8: Spezifische Wärmekapazität für das Trockenfaser-Tape-280 für eine mittlere Temperatur von 100 °C, ermittelt mithilfe des DSC-Verfahrens, sowie auf der rechten Seite, das Ergebnis bei Anwendung des Heizpuls-Verfahrens

Auffällig ist die große Streuung der Kennwerte für das Tape von deutlich über 20 %. Eine mögliche Erklärung hierfür ist der ungleichmäßig verteilte Binder auf dem Tape. Bei den nur wenige Milligramm schweren Proben kann es zu relativ großen Schwankungen im Bindermasseanteil kommen. Die spezifische Wärmekapazität von Thermoplasten, die als Binder zum Einsatz kommen, ist im Vergleich zur spezifischen Wärmekapazität von Carbonfasern teilweise fast doppelt so hoch [Kollmansberger2019]. Eine große Schwankung im Bindermasseanteil bei den Proben führt daher zwangsläufig zu großen Schwankungen beim Ergebnis.

Auf der rechten Seite der Abbildung ist der Kennwert zu sehen, der sich beim Einsatz des Heizpuls-Verfahrens ergibt. Die Verwendung eines 51 mm langen Tape-Stücks führt zu deutlich geringeren Streuungen bei den Messergebnissen. Der ermittelte Kennwert liegt jedoch etwa 35 % über den Vergleichswerten aus dem DSC-Verfahren. Eine ausführliche Beschreibung des Heizpuls-Verfahrens folgt im nächsten Kapitel.

Ermittlung der spezifischen Wärmekapazität über Heizpulse (Heizpuls-Verfahren)

Die spezifische Wärmekapazität gibt an, welche Energiemenge nötig ist, um die Temperatur einer festgelegten Masse eines Werkstoffs um ein Kelvin zu erhöhen. Für die Bestimmung des Kennwerts sind entsprechend die Temperaturveränderung, die Probenmasse und die netto zugeführte Energie zu berücksichtigen. Erzeugt man die Heizenergie bei elektrisch leitfähigen Halbzeugen über den Joule-Effekt, lässt sich die zugeführte Energiemenge äußerst genau durch das Messen von Strom und Spannung ermitteln. Wird zudem mit Energiepulsen ausreichend hoher Heizleistung gearbeitet, lässt sich die im Vergleich geringe Kühlleistung vernachlässigen und man erhält direkt die netto zugeführte Energie.

Der Aufbau zur Bestimmung der Wärmekapazität mittels Heizimpulsen, ähnelt dem Versuchsaufbau 2, der für die Bestimmung der Halbzeug-Widerstände zum Einsatz kommt (siehe Abb. 3.16). Für das Messen der Temperaturveränderung wird die Thermokamera genutzt. Um die Kontaktwiderstände zu minimieren und eine möglichst gleichmäßige Energieverteilung beim Pulsen zu erzielen, sind die Kontaktflächen und Kontaktkräfte maximiert. Weiterhin sind sowohl die Ober- wie auch die Unterseite des Halbzeugs kontaktiert. Darüber hinaus kommen Pulse mit einer elektrischen Spannung von 200 V bei den Versuchen

zum Einsatz, was je nach Halbzeug zu einer längenspezifischen Heizleistung von über 400 kW/m führt. Dadurch erhitzt sich das Material auf die gewünschte Zieltemperatur in weniger als einer Millisekunde. Die bei den Trockenfaser-Halbzeugen auftretende längenspezifische Kühlleistung durch Konvektion und Wärmestrahlung liegt bei den Versuchen im Mittel bei etwa $0,04 \text{ kW/m}$. Sie ist über 10 000-mal geringer als die Heizleistung und wird daher vernachlässigt. Um die Temperaturabhängigkeit der Wärmekapazität genauer zu ermitteln, wird die Pulsdauer in Stufen angepasst, sodass sich unterschiedliche Zieltemperaturen ergeben.

Die zugeführte Energie E ergibt sich aus dem Spannungsabfall über der Messstreckenlänge U und dem Pulsstrom I . Bei Pulsen mit einer Dauer von nur wenigen hundert Mikrosekunden ist es für genaue Ergebnisse erforderlich, den zeitlichen Verlauf von Strom und Spannung zu berücksichtigen. Mit der Heizstreckenlänge l und der durch den Puls verursachten Temperaturdifferenz $(T_1 - T_0)$ lässt sich die längenspezifische Wärmekapazität c_l mit folgender Gleichung berechnen:

$$c_l(T_i) = \frac{E}{l \cdot (T_1 - T_0)}. \quad 4-11$$

Der so ermittelte temperaturabhängige Kennwert gilt näherungsweise für die mittlere Temperatur T_i , die sich mit folgender Gleichung aus T_0 und T_1 ergibt:

$$T_i = \frac{T_1 + T_0}{2}. \quad 4-12$$

Die auf die Masse bezogene spezifische Wärmekapazität c lässt sich mithilfe der längenspezifischen Masse, also dem Titer Tt , des Halbzeuges berechnen:

$$c(T_i) = c_l(T_i)/Tt. \quad 4-13$$

Abb. 4.9 zeigt die Ergebnisse der Pulsversuche für das Trockenfaser-Tow-210. Zum Vergleich ist die Kennwertlinie aus der DSC-Analyse aufgeführt, die auch bei diesem Material zu deutlich niedrigeren Kennwerten führt.

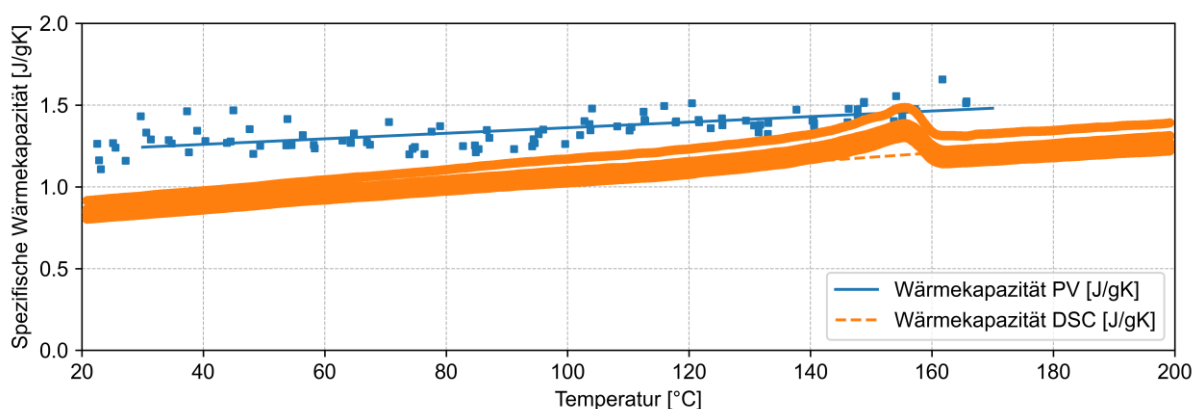


Abb. 4.9: Spezifische Wärmekapazität vom Trockenfaser-Tow-210, ermittelt mit dem Heizpuls-Verfahren im Vergleich zu den mit dem DSC-Verfahren ermittelten Kennwerten

Die untersuchten Verfahren für das Ermitteln der spezifischen Wärmekapazität führen zu unterschiedlichen Ergebnissen. Das DSC-Verfahren ist etabliert und stellt in wissenschaftlichen Publikationen zur Temperaturmodellierung vergleichbarer Halbzeuge den gängigen Standard dar. Bei Vorversuchen zeigte sich jedoch, dass die mit dem Pulsverfahren bestimmten Werte eine deutlich bessere Übereinstimmung der simulierten mit den Versuchsergebnissen liefert. Aus diesem Grund wird die folgende mit dem Pulsverfahren ermittelte Kennlinie verwendet:

$$c_l(T) = 0,0023 \cdot T + 1,6323. \quad 4-14$$

Hierbei ist T in $^{\circ}\text{C}$ einzusetzen, um $c_l(T)$ in $\text{J}/(\text{m}\cdot\text{K})$ zu erhalten.

4.2.4 Versuchsaufbau, -durchführung und Parameteranalyse

Das Modell wird anhand des Vergleichs zwischen simulierten und experimentell gemessenen Temperaturen validiert. Die Versuche erfolgen an einem Aufbau mit den Bereichen Einleitung, Heizstrecke und Ausleitung, die den Bereichen I bis III entsprechen (siehe Abb. 4.10). Der Kontakt zum Halbzeug wird durch Edelstahl-Elektroden hergestellt, die in Form von Viertelkreisscheiben gestaltet sind. Der Radius R der Kontaktflächen liegt bei 20 mm. Mit einem Umschlingungswinkel von 60° sind die Kontaktflächenlängen etwa 10 mm lang. Die Temperaturen T_i werden zwecks Modell-Vergleich mit einer Thermokamera vom Typ Flir A615 aufgezeichnet. Die Vermessung von Spannung U , Strom I sowie der Kontakt- und Heizstreckenwiderstände erfolgt über ein Oszilloskop mit Shunt-Widerstand (siehe Abb. 3.13). Die Prozessgeschwindigkeit v_{prozess} lässt sich über einen Servomotor einstellen, während die Seilkräfte und entsprechend die Flächenpressungen durch eine Magnetpulverbremse festgelegt werden.

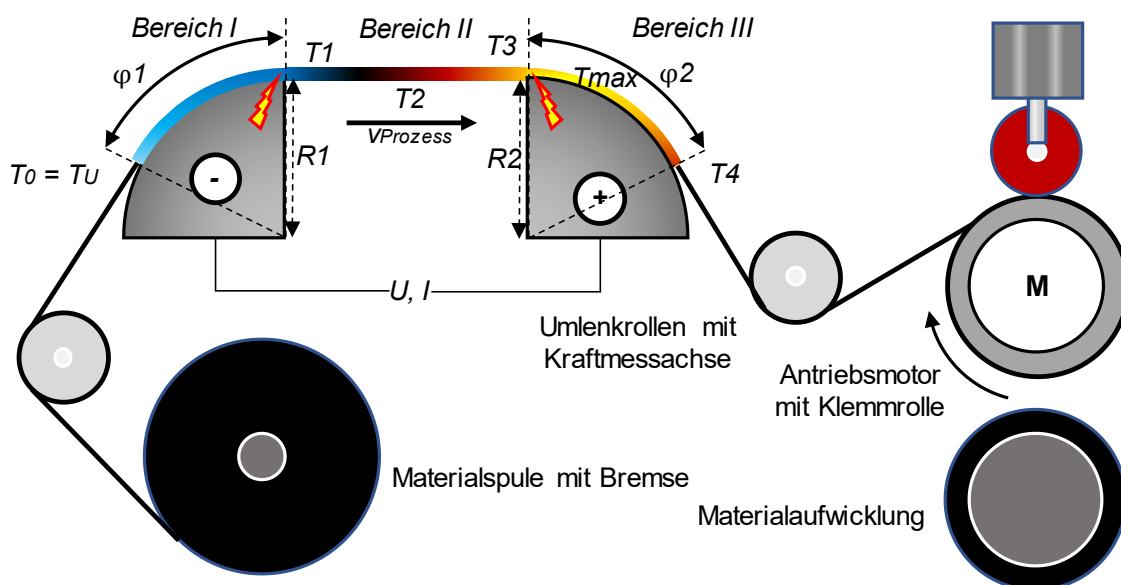


Abb. 4.10: Prinzipskizze des Versuchsaufbaus für die experimentelle Validierung des Temperaturmodells

Das Ergebnis der Versuche ist von vielen Parametern abhängig, die unterschiedlich große Einflüsse haben. Zudem weisen die Materialparameter teilweise relativ große Streuungen auf. Um die Effekte von Streuungen und Toleranzen auf das Modellergebnis zu verdeutlichen, werden Parametervariationen durchgeführt. Darüber hinaus wird ein Parametersatz mit hoher Geschwindigkeit und entsprechend hoher Heizleistung mit einem Parametersatz mit niedriger Geschwindigkeit und Heizleistung verglichen. Der Vergleich soll den Einfluss der Prozessgeschwindigkeit auf die Relevanz einzelner Parameter aufzeigen.

Eine Übersicht über die bei der experimentellen Validierung eingesetzten Parameter bieten die folgenden Tabellen:

Tabelle 4.1: Übersicht über die verwendeten Versuchsaufbau-Parameter

Versuchsaufbau-Parameter	Werte	Einheit
Kontaktlänge Einleitung	10	mm
Kontaktlänge Ausleitung	10	mm
Heizstreckenlänge	100	mm
Radius Kontaktelemente	10	mm

Tabelle 4.2: Übersicht der untersuchten Prozessparameter für niedrige und hohe Prozessgeschwindigkeiten (low und high)

Prozess-Parameter	Werte		Einheit
	low	high	
Prozessgeschwindigkeit	100	1000	mm/s
Prozessleistung	42	420	W
Pulsabstand	2		mm
Pulsspannung	200		V
Pulsdauer	50		µs
Flächenpressung	0,015 – 0,14		MPa
Seilkraft S1	2		N
Seilkraft S3	14	18	N
Umgebungstemperatur	19		°C
Zieltemperatur	180		°C

Tabelle 4.3: Übersicht der Eigenschaften des verwendeten Halbzeugs

Material-Parameter	Werte	Verweis
Material-Typ	Trockenfaser-Tow-210	Kapitel 3.2
Längenspezifische Wärmekapazität	$c_l(T) = 0,0023 \cdot T + 1,6323$	Gleichung 4-13
Verlustleistung Heizstrecke	$\dot{Q}(T) = 0,0595 \cdot (T_{\text{Halbzeug}} - T_U)^{1,3424} \cdot (1 + v_{\text{Prozess}} \cdot 0,615)$	Gleichung 4-10
Verlustleistung Kontaktierung	$\dot{Q}(T) = 1,0561 \cdot (T_{\text{Halbzeug}} - T_{\text{Kontakt}})^{1,3864}$	Gleichung 4-9
Emissionsgrad	$\varepsilon = -0,0002 \cdot T + 0,8144$	Seite 83 – „Einfluss der Materialkennwerte“

Tabelle 4.4: Vergleich der Messergebnisse zu den simulierten Ergebnissen

		T1 [°C]	T2 [°C]	T3 [°C]	T4 [°C]	Tmax [°C]
Messergebnis	low	56,70	115,11	155,43	100,21	
	high	49,11	99,52	141,29	163,57	
Modellvorhersage	low	57,67	107,95	153,23	102,17	166,98
	high	54,73	104,01	149,52	158,95	164,37

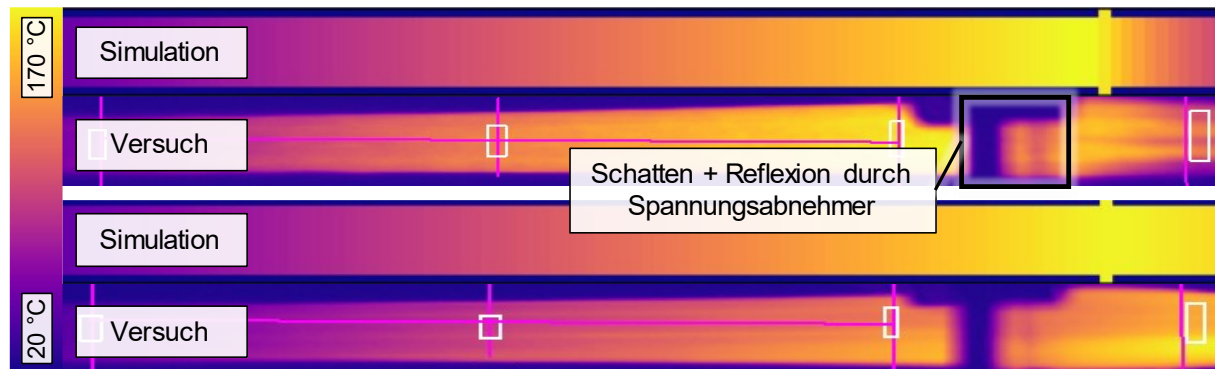


Abb. 4.11: Vergleich des Temperaturverlaufs von Modell und Versuch sowie Übersicht der Messpunkte: oben 100 mm/s, unten 1000 mm/s (der T-förmige Schatten bei den Thermografieaufnahmen wurde durch den Spannungsabnehmer verursacht)

Der Vergleich der Ergebnisse aus Simulation und Versuchen (siehe Abb. 4.11 und Tabelle 4.4) zeigt eine gute Übereinstimmung. Für die weitere Analyse der Modellparameter wird daher das Modell genutzt, um den Aufwand zu minimieren.

Einfluss der Umgebungsparameter

Die Temperatur der Kontaktelemente steigt während der Versuche, was die konduktiven Wärmetransferprozesse beeinflusst. Deren Temperatur kann zwar gemessen werden, der genaue Verlauf der Temperatur innerhalb der Kontaktelemente, speziell im Kontaktbereich, kann jedoch nicht bestimmt werden. Um diesen Einfluss zu verringern, stammen die Messergebnisse aus den ersten 5 Sekunden der Versuchsdurchführung. Es wird daher die Annahme getroffen, dass die Temperaturen der Kontaktelemente der Umgebungstemperatur entsprechen. Die folgende Tabelle zeigt, wie stark abweichende Kontaktelementtemperaturen das Modellergebnis beeinflussen. Zusätzlich wird der Einfluss einer veränderten Umgebungstemperatur dargestellt, die mit einer entsprechenden Erhöhung der Kontaktelementtemperatur einhergeht. Die Modell-Eingangsparameter erhalten jeweils eine Erhöhung um 20 °C. Der aufgeführte Übertragungsgrad gibt an, welcher prozentuale Anteil der Temperatursteigerung im Endergebnis wiederzufinden ist.

Die Analyse zeigt, dass eine veränderte Umgebungstemperatur einen sehr direkten Einfluss auf die erzielten Temperaturen hat. Allerdings sind bei der Umgebungstemperatur normalerweise nur geringe Änderungen zu erwarten. Die Ein- und Ausleitung können sich bei Dauerbetrieb dagegen erheblich erwärmen, besonders wenn diese eine geringe thermische Masse haben und nicht gekühlt sind. Die in Tabelle 4.6 aufgeführten Ergebnisse resultieren aus einer Simulation, bei der die Temperatur der Einleitung um 30 °C und die der Ausleitung um 90 °C erhöht wurde.

Tabelle 4.5: Analyse der Umgebungseinflüsse auf das Ergebnis der Temperaturmodellierung

Parameter	Satz	Übertragungsgrad T1 [%]	Übertragungsgrad T2 [%]	Übertragungsgrad T3 [%]	Übertragungsgrad T4 [%]	Übertragungsgrad Tm [%]
Temperatur-Einleitung	Low	23,91	22,17	20,43	8,91	20,00
	High	2,89	2,63	2,63	3,16	2,63
Temperatur-Ausleitung	Low	0,00	0,22	0,00	60,00	0,00
	High	0,00	0,00	0,00	10,26	2,11
Umgebungs-Temperatur	Low	95,65	90,00	85,43	98,04	84,35
	High	95,26	89,47	84,47	86,05	83,68

Tabelle 4.6: Analyse der Umgebungseinflüsse auf das Ergebnis der Temperaturmodellierung

Parameter	Satz	Temperatur T_1 [°C]	Temperatur T_2 [°C]	Temperatur T_3 [°C]	Temperatur T_4 [°C]	Temperatur T_{max} [°C]
$T_{Ein} +30$ °C	Low	65,86	115,11	159,53	154,16	173,02
$T_{Aus} +90$ °C	High	55,83	105,05	150,51	167,28	167,82
Referenz	Low	57,3	107,18	152,13	101,6	165,78
	High	54,73	104,01	149,52	158,98	164,37

Die Ergebnisse verdeutlichen, dass der Einfluss der Temperatur der Kontaktelektroden stark von der Prozessgeschwindigkeit abhängt. Bei einer Geschwindigkeit von 1000 mm/s führt die um 90 °C heißere Ausleitung lediglich zu einer maximalen Temperaturerhöhung von rund 8 °C. Bei einer Geschwindigkeit von 100 mm/s erhöht sich die Temperatur an dieser Stelle hingegen um über 50 °C.

Einfluss der Verlustleistungen

Die experimentell bestimmten Wärmetransferleistungen können abhängig von den Prozessrandbedingungen, den genutzten Halbzeugen oder der Auslegung der Kontaktelektroden stärker variieren. Die folgende Tabelle zeigt, wie stark sich die Temperaturen im Vergleich zu den Referenzergebnissen verändern, wenn die Kühlleistung um 20 % erhöht wird.

Im Bereich der freien Heizstrecke (T_1 - T_3) liegen die Temperaturveränderungen deutlich unter 1 %. Dies verdeutlicht, dass die durch erzwungene Konvektion und Wärmestrahlung verursachten Verluste selbst bei niedrigen Geschwindigkeiten von 100 mm/s kaum ins Gewicht fallen und Schwankungen des Kennwerts irrelevant sind. Der Einfluss des konduktiven Wärmetransfers ist an den Temperaturschwankungen nach der Ausleitung am besten zu erkennen, da hier eine größere Temperaturdifferenz zwischen Halbzeug und Kontaktelektrode vorliegt. Die Temperaturveränderung von über 8 % durch eine Erhöhung des Wärmeübergangskoeffizienten um 20 % zeigt, dass der Kennwert bei geringen Prozessgeschwindigkeiten eine große Relevanz hat. Mit steigender Geschwindigkeit nimmt der Einfluss jedoch deutlich ab. Bei 1000 mm/s ist er mit knapp über 1 % bereits so gering, dass er nahezu vernachlässigbar ist.

Tabelle 4.7: Einfluss auf die Ergebnisse bei Variation der Wärmetransferleistungen

Parameter	Satz	Temperatur- änderung T_1 [%]	Temperatur- änderung T_2 [%]	Temperatur- änderung T_3 [%]	Temperatur- änderung T_4 [%]	Temperatur- änderung T_{max} [%]
Kühl- leistungen	Low	-0,59	-0,51	-0,64	-8,44	-0,70
	High	-0,09	-0,08	-0,11	-1,32	-0,32

Einfluss der geometrischen Konfiguration

Für die geometrische Auslegung der Technologie ist es wichtig zu wissen, wie sich geometrische Veränderungen auf den Prozess auswirken. Abhängig vom Design der Komponenten und der Geometrie des zu fertigenden Bauteils können sich auch im laufenden Prozess Größen wie die Heizstrecke oder die Kontaktlänge der Ausleitung verändern. Die folgende Tabelle zeigt die prozentuale Veränderung der Temperaturen bei einer Verlängerung der jeweiligen Parameter um 20 %.

Die Analyse deckt auf, dass sich bei veränderten Längen von Ein- und Ausleitung lediglich der konduktive Wärmetransfer an der Ausleitung stärker bemerkbar macht. Die beobachtete Temperaturabnahme um etwa 8 % bei niedriger Prozessgeschwindigkeit lässt sich auf die längere Kontaktzeit zwischen Material und kühlender Kontaktelektrode zurückführen. Eine Verlängerung der Heizstrecke um 20 % führt zu einer um bis zu 8,5 % geringeren Zielprozess Temperatur T_{max} . Ursache dafür ist der durch Verlängerung der Heizstrecke erhöhte Gesamtwiderstand des Faserhalbzeugs, der bei konstanter Prozessspannung zu einem geringeren Pulsstrom und somit geringerer Heizleistung führt.

Tabelle 4.8: Einfluss von Geometrieänderungen auf die Temperaturen

Parameter	Satz	Temperatur- änderung T_1 [%]	Temperatur- änderung T_2 [%]	Temperatur- änderung T_3 [%]	Temperatur- änderung T_4 [%]	Temperatur- änderung T_{max} [%]
Einleitung	Low	0,09	-0,49	0,90	0,71	0,93
	High	0,22	-0,39	1,04	1,05	1,07
Ausleitung	Low	0,05	1,27	0,08	-8,34	0,08
	High	0,13	1,37	0,15	-1,05	0,13
Heizstrecke	Low	-13,39	-8,60	-7,13	-6,86	-8,53
	High	-14,47	-8,86	-6,96	-8,54	-8,54

Einfluss der Prozess- und Setup-Parameter

Beim AFP-Verfahren sind die direkt beeinflussbaren Prozessparameter üblicherweise die Geschwindigkeit und die Heizleistung. Bei der für die Versuche genutzten Puls-Steuerung lässt sich die Heizleistung über die elektrische Spannung, die Pulsdauer und den Pulsabstand einstellen (siehe auch Abb. 5.15).

Weiterhin lässt sich die Seilkraft beim untersuchten Aufbau (Abb. 4.10) über eine Bremse steuern. Die Seilkraft wäre somit als Prozessparameter zu betrachten. Sie beeinflusst direkt die Flächenpressung im Kontaktbereich und somit auch den Kontaktwiderstand. Die resultierende Flächenpressung hängt jedoch auch von der Materialbreite und dem Radius der Umlenkstelle ab (siehe Gleichung 3-6) und ist daher vom Setup abhängig. Zudem ist die Seilkraft bei industriellen AFP-Anlagen nicht immer einstellbar. Im Modell wird nur der sich ergebende resultierende Kontaktwiderstand berücksichtigt, dessen Einfluss im nächsten Abschnitt bei den Materialkennwerten analysiert wird.

In der folgenden Tabelle sind die prozentualen Veränderungen der Prozesstemperaturen bei einer Erhöhung der aufgeführten Parameter um jeweils 20 % zu sehen.

Die Leistungszufuhr erfolgt über die Pulse, die in definierten Abständen geschwindigkeitsproportional ausgelöst werden. Eine Veränderung der Geschwindigkeit hat somit kaum einen direkten Einfluss auf die Temperatur. Die größte Veränderung der Prozesstemperaturen, die durch eine um 20 % erhöhte Geschwindigkeit erfolgt, ist bei geringen Geschwindigkeiten nach der Ausleitung zu erkennen. Die Ursache ist die verkürzte Kontaktzeit vom heißen Halbzeug zur stark kühlenden Kontaktelektrode. Entsprechend zeigt sich der Einfluss wieder besonders deutlich bei niedriger Prozessgeschwindigkeit.

Tabelle 4.9: Einfluss der Variation von Geschwindigkeit und Prozessspannung auf das Ergebnis

Parameter	Satz	Temperatur- änderung T_1 [%]	Temperatur- änderung T_2 [%]	Temperatur- änderung T_3 [%]	Temperatur- änderung T_4 [%]	Temperatur- änderung T_{max} [%]
Geschwindigkeit	Low	0,51	0,44	0,53	8,17	0,58
	High	0,07	0,06	0,06	1,09	0,27
Puls- spannung	Low	26,34	34,32	35,74	26,73	35,84
	High	29,14	36,14	37,27	36,24	37,10
Pulsdauer	Low	11,88	15,06	15,66	11,90	15,71
	High	13,21	15,84	16,28	15,93	16,23
Pulsabstand	Low	-9,93	-12,68	-13,32	-10,37	-13,40
	High	-10,96	-13,32	-13,83	-13,59	-13,83

Die Erhöhung der Pulsspannung um 20 % hat eine Leistungssteigerung von 44 % zur Folge (siehe Gleichung 3-4). Entsprechend groß fallen die Temperaturerhöhungen aus. Die Erhöhung der Pulsdauer dagegen führt zu einer gleichwertigen Erhöhung der Leistung, während eine Erhöhung des Pulsabstands eine entsprechende Reduzierung der Leistung bewirkt.

Einfluss der Materialkennwerte

Das aufzuheizende Halbzeug hat den größten Einfluss auf den Prozess. Die Widerstände des Halbzeugs sind ausschlaggebend für die Heizleistung. Die spezifische Wärmekapazität des Materials bestimmt den Temperaturanstieg. Die Eigenschaften des Halbzeugs unterliegen natürlichen Schwankungen. Variationen der Masse und der Massenanteile von Fasern und Binder werden dabei über Toleranzen der längenspezifischen Wärmekapazität abgebildet. Variationen bei Faseranteilen, Geometrie, Oberflächenbeschaffenheit und mechanischen Eigenschaften wirken sich zudem auf die Widerstände aus. Änderungen in der Geometrie und im Emissionsgrad des Halbzeugs beeinflussen theoretisch die zuvor analysierten Verlustleistungen, bleiben in der Praxis jedoch vernachlässigbar. Darüber hinaus hat der Emissionsgrad bei Einsatz der Widerstandserwärmung keinen relevanten Einfluss auf den Prozess. Bei Einsatz von Thermografie zur Temperaturmessung beeinflusst er das Ergebnis jedoch deutlich und wird daher bei der Einflussanalyse berücksichtigt. Die in der Tabelle dargestellten prozentualen Temperaturänderungen resultieren jeweils aus einer Erhöhung des zugehörigen Eingangsparameters um 20 %. Beim Emissionsgrad bedeutet dies, dass der für die Messwertbestimmung genutzte Emissionsgrad 20 % über dem tatsächlichen Wert des Halbzeugs liegt.

Tabelle 4.10: Einfluss von Materialkennwertschwankungen auf das Ergebnis

Parameter	Satz	Temperatur- änderung T_1 [%]	Temperatur- änderung T_2 [%]	Temperatur- änderung T_3 [%]	Temperatur- änderung T_4 [%]	Temperatur- änderung T_{max} [%]
Kontakt- widerstand	Low	-0,92	-3,46	-4,20	-3,01	-4,32
	High	0,00	-2,93	-3,81	-3,53	-3,87
Längs- widerstand	Low	-8,38	-9,37	-9,50	-7,51	-9,49
	High	-9,43	-9,88	-9,84	-9,79	-9,80
Wärme- kapazität	Low	-9,55	-12,35	-12,88	-3,56	-12,92
	High	-10,91	-13,27	-13,76	-12,69	-13,59
Emissions- grad	Low	23,60	15,26	12,24	15,83	11,63
	High	24,52	15,64	12,42	11,97	11,74

Eine Erhöhung der Kontaktwiderstände um 20 % hat mit Temperaturänderungen von etwa -4 % die geringsten Auswirkungen. Einen größeren Einfluss haben der Längswiderstand und die Wärmekapazität. Hier liegen die Temperaturabnahmen mit geringfügigen Schwankungen im Bereich von rund 10 %.

Ein abweichender Emissionsgrad kann bei der Bestimmung der Temperatur ebenfalls große Abweichungen zur Folge haben. Auf die Bestimmung des Emissionsgrads wird in der Arbeit nicht näher eingegangen. Eigene Untersuchungen dazu haben jedoch gezeigt, dass dieser nicht als reiner Materialparameter gesehen werden sollte. Für exakte absolute Messergebnisse sollte der Emissionsgrad des untersuchten Materials stets zusammen mit dem zum Einsatz kommenden Messinstrument bestimmt werden. Die Untersuchungen mit zwei verschiedenen Pyrometern und einer Thermokamera ergaben reproduzierbare Differenzen von bis über 10 % bei den ermittelten Emissionsgraden. Dies lässt sich nur teilweise durch die unterschiedlichen Spektralbereiche der Sensorik erklären. Weiterhin ist zu berücksichtigen, dass der Emissionsgrad bei Carbonfaser-Halbzeugen stark temperaturabhängig sein kann. In den Untersuchungen von Athanasopoulos et al. wurden bei Temperaturunterschieden von bis zu 300 °C bereits Reduktionen des Emissionsgrads von über 20 % gemessen [Athanasopoulos2011b]. Auch Kölzer präsentiert in seiner Arbeit Untersuchungen mit ähnlichen Ergebnissen. Zudem zeigt er, dass große Abweichungen vom senkrechten Betrachtungswinkel zu einer Veränderung des Parameters führen [Kölzer2008].

4.3 Diskussion über getroffene Annahmen und Vereinfachungen

Die in der Simulation verwendeten Annahmen und Vereinfachungen sollen das Ergebnis möglichst nicht verfälschen. Unter bestimmten Randbedingungen ist ihr Einfluss jedoch nachweisbar. Die folgenden Kapitel verdeutlichen, welche Rahmenbedingungen erfüllt sein müssen, damit die gewählten Annahmen gerechtfertigt sind.

4.3.1 Gleichmäßige Temperaturverteilung über die Dicke und Breite

Die getroffenen Annahmen setzen grundsätzlich die Verwendung geeigneter Halbzeuge voraus. Dies bedeutet im Wesentlichen, dass der Faservolumengehalt ausreichend hoch und die Fasern im Halbzeug homogen verteilt sind. (siehe auch Abb. 3.8). Unter diesen Umständen kann die Vereinfachung, dass die Temperaturverteilung über die Dicke des Materials gleichmäßig ist, als unkritisch eingestuft werden. Übliche AFP-Halbzeuge sind mit Dicken zwischen 0,04 mm bis zu 0,3 mm sehr dünn. Zudem wird das Material bei der Widerstandserwärmung über die Fasern volumetrisch aufgeheizt und der Strom verteilt sich im Normalfall schnell über die Dicke. Dies lässt sich einfach demonstrieren, indem die Ober- und Unterseite der Halbzeuge bei Aufheizversuchen gleichzeitig mit einer Thermokamera überwacht werden. Polierte Aluminiumbleche sind dafür besonders geeignet, da sie die Infrarotstrahlung sehr gut reflektieren. In Abb. 4.12 ist die Thermografie-Aufnahme eines solchen Versuchs zu sehen. Es lässt sich deutlich erkennen, dass Ober- und Unterseite des Materials nahezu die gleiche Temperatur aufweisen.



Abb. 4.12: Gleichzeitiges Beobachten von Ober- und Unterseite eines aufgeheizten Halbzeugs

Die Aufnahme aus Abb. 4.12 zeigt auch, dass die Temperaturverteilung über die Breite des Materials bei diesem Versuch nicht gleichmäßig ist. Wie in Kapitel 3.2 gezeigt, kann der Kontaktwiderstand aufgrund der Oberflächenstruktur der Halbzeuge stark variieren. Ein lokal deutlich niedrigerer Kontaktwiderstand im Bereich der Ein- oder Ausleitung des Stroms führt dazu, dass ein Großteil der Energie nur durch diesen Bereich fließt. Je kleiner ein solcher Bereich im Vergleich zur gesamten Stromeinleitungskontaktfläche ist und je größer die Differenz der lokalen Kontaktwiderstände ausfällt, desto höher ist die Gefahr kritischer lokaler Hotspots bei hoher Heizleistung infolge sehr hoher Stromdichten. Erreichen die Temperaturen lokal halbzeugspezifische Grenzwerte, wie den Schmelzpunkt des Binders, verringert sich der Widerstand dort weiter. Fließt der Strom lokal in das Halbzeug, begünstigen zwei weitere Faktoren eine ungleichmäßige Leistungsverteilung über die Breite des Materials. Die elektrische Leitfähigkeit von Carbonfasern quer zur Faserrichtung ist deutlich schlechter als in Faserlängsrichtung. Dies hat zur Folge, dass ein in das Material eingeleiteter Strom vorzugsweise entlang der Fasern fließt, statt sich direkt über die Breite gleichmäßig im gesamten Material zu verteilen. Hinzu kommt, dass Carbonfasern einen negativen Temperaturkoeffizienten haben. Dies bedeutet, dass sich ihre Leitfähigkeit bei zunehmender Temperatur verbessert. Ergibt sich in einem Halbzeug aufgrund ungleichmäßiger Stromeinleitung eine ungleichmäßige Temperaturverteilung, wird diese durch den Effekt des abnehmenden Widerstandes in den heißeren Bereichen weiter verstärkt. Dieser Effekt ist jedoch im Vergleich zur ungleichen Stromeinleitung tendenziell vernachlässigbar.

Die Vereinfachung, die Temperatur über die Breite des Materials als konstant anzunehmen, ist daher nicht immer zulässig. Die grundlegenden Voraussetzungen dafür sind:

- Geringe Halbzeugbreite
- Gute und homogen verteilte Kontaktierung der Fasern an der Halbzeug-Oberfläche
- Geringe und gleichmäßige Querwiderstände innerhalb des Halbzeugs

Bei den Untersuchungen in dieser Arbeit kommen vorwiegend $\frac{1}{4}$ " breite Halbzeuge zum Einsatz. Bei dem Trockenfaser-Tow-210, das für die Validierung des Temperaturmodells genutzt wurde, reicht eine einseitige Kontaktierung mit Flächenpressungen unterhalb von 0,3 MPa für eine gute Temperaturhomogenität aus.

Bei dem CF-LM-PAEK-Halbzeug ist eine gleichmäßige Verteilung der Temperatur über die Breite deutlich schwieriger zu erreichen. Gute Kontakte sind deutlich seltener und inhomogener an der Halbzeug-Oberfläche verteilt. Darüber hinaus ist der Querwiderstand um ein Vielfaches höher als bei den Trockenfaser-Halbzeugen. Eine beidseitige Klemm-

Kontaktierung mit Flächenpressungen größer als 0,1 MPa und Kontaktlängen von mindestens 10 mm sind eine Grundvoraussetzung für eine gute Verarbeitbarkeit. Selbst unter diesen Voraussetzungen bleibt die Annahme einer homogenen Temperaturverteilung bei diesem Halbzeug jedoch kritisch.

Kann eine ausreichend homogene Temperaturverteilung über die Breite nicht sichergestellt werden, ist dies im Modell zu berücksichtigen. Voraussetzung dafür ist die Einbindung der Querwiderstände in das Modell des elektrischen Netzwerks (siehe Kapitel 3.2.1) sowie deren experimentelle Ermittlung (siehe Kapitel 3.2.5).

4.3.2 Vernachlässigung der Wärmeleitung

Im Modell ist die Wärmeleitung innerhalb des Halbzeugs komplett vernachlässigt. Zur Abschätzung ihrer Relevanz wird die durch Wärmeleitung erzeugte Wärmeleistung innerhalb eines Materialelements der vorherrschenden Heizleistung gegenübergestellt. Die Berechnung der Wärmeleistung durch Wärmeleitung erfolgt mit dem Fourierschen Gesetz:

$$\dot{Q}_{WL} = \lambda \cdot A \cdot \frac{\Delta T}{l}. \quad 4-15$$

Die Wärmeleistung $\dot{Q}_{WL}$ in W beschreibt die Wärmeübertragung von einer Wand eines Elements zur nächsten. Die Berechnung erfolgt mithilfe der Wärmeleitfähigkeit λ in W/mK, der Übertragungsfläche A in m² und der Temperaturdifferenz ΔT der berücksichtigten Flächen in K. Zusätzlich geht der Abstand der Übertragungsflächen l in m in die Berechnung ein [Cengel2002].

Die Wärmeleitfähigkeit für die reine Carbonfaser liegt zwischen 8 und 14 W/mK in Faserlängsrichtung. Die Veränderung des Kennwerts über der Temperatur beträgt etwa 0,015 W/mK². Für thermoplastische Prepreg-Tapes liegen diese Werte bei etwa 4 bis 8 W/mK bzw. 0,01 bis 0,02 W/mK². Quer zur Faser sind die Kennwerte um ein Vielfaches geringer und stark abhängig vom Faservolumengehalt und vorhandenen Zusatzwerkstoffen.

Für eine Abschätzung der Bedeutung der Wärmeleistungsleistung soll diese näherungsweise berechnet und mit der real anliegenden Heizleistung verglichen werden. Bei den zuvor durchgeführten Versuchen mit einer Heizstrecke von 100 mm beträgt der Temperaturunterschied innerhalb dieser Strecke etwa 130 °C. Das entspricht umgerechnet einem Temperaturgradienten von 1300 K/m. Mithilfe der Gleichung 4-15, einer mittleren Wärmeleitfähigkeit von 11 W/mK für Trockenfaser-Halbzeuge und einem Querschnitt von etwa 1,27 mm² für ein ¼"-Tow ergäbe das eine Wärmeleistung von etwa 0,018 W, wenn sich der Gradient nur aufgrund von Wärmeleitung halten würde. Demgegenüber steht eine elektrische Heizleistung von etwa 41 W bei einer Prozessgeschwindigkeit von 100 mm/s bzw. etwa 410 W bei 1000 mm/s. Selbst bei der niedrigen Prozessgeschwindigkeit liegt die Wärmeleistung durch Wärmeleitung bereits bei deutlich unter 1 % der anliegenden Heizleistung. Eine Vernachlässigung ist daher sinnvoll.

4.4 Ergebnisse der Temperaturmodell-Entwicklung

Das Temperaturmodell ist ein wichtiges Werkzeug für das genaue Einstellen der Temperatur bei der direkten dynamischen Widerstandserwärmung. Das gilt vor allem dann, wenn die maximale Prozesstemperatur nicht direkt über ein thermografiebasiertes Messsystem erfassbar ist, weil sie unterhalb einer Andruckrolle liegt. Zudem bietet die Heiztechnologie das Potenzial Prozessgeschwindigkeiten zu realisieren, bei denen herkömmliche Thermografie-Messsysteme nicht mehr ausreichend schnell sind, um die Temperatur als Regelgröße für einen geschlossenen Regelkreis bereitzustellen.

Die für das Temperaturmodell aufgestellte Gleichung (4-7) ist mit drei Haupteinflussfaktoren relativ einfach gehalten. Die wichtigste Voraussetzung ist ein präzises Modell der elektrischen Eigenschaften der zu verwendenden Halbzeuge. Nur so lässt sich die Verteilung der Heizleistung hinreichend genau bestimmen. Für eine dynamische Temperatursimulation ist die genaue Kenntnis der spezifischen Wärmekapazität der Halbzeuge von entscheidender Bedeutung. Verlustleistungen hingegen wirken sich nur bei geringer Prozessgeschwindigkeit nennenswert aus. Mit zunehmender Geschwindigkeit nimmt ihr Einfluss stetig ab, bis er vernachlässigt werden kann. Betrachtet man die benötigte Heizleistung in Abhängigkeit von der Prozessgeschwindigkeit, wird der Zusammenhang deutlich. Di Francesco et al. haben dazu ausführliche Untersuchungen mit einem Laserheizsystem durchgeführt [DiFrancesco2017]. Die dort gezeigten Ergebnisse lassen erkennen, dass die Verlustleistungen ab einer Prozessgeschwindigkeit von etwa 600–800 mm/s kaum noch einen Einfluss haben.

Zuverlässige Vorhersageergebnisse setzen die Verwendung präziser Kennwerte und Kennlinien der eingesetzten Halbzeuge sowie konstante Materialeigenschaften voraus. Da sowohl die Heiztechnologie als auch die AFP-Halbzeuge noch nicht am Markt etabliert sind, liegen in der Regel keine entsprechenden Kennwerte vor und müssen daher selbst bestimmt werden. Die dafür entwickelten Aufbauten und Verfahren sind in der Arbeit beschrieben und lassen sich durch die Kombination von Widerstandserwärmung und den elektrisch leitfähigen Halbzeugen relativ einfach umsetzen. Bei der Ermittlung der Kennwerte für die spezifische Wärmekapazität der Halbzeuge gab es große Unterschiede, abhängig vom jeweils angewandten Bestimmungsverfahren. Das vorgeschlagene Heizpuls-Verfahren liefert Kennwerte, die bei der Temperaturvorhersage über das Modell die beste Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Ergebnissen aufweisen.

Die mit dem Temperaturmodell simulierten Ergebnisse stimmen gut mit den experimentell ermittelten Temperaturen überein. Bei einer Prozessgeschwindigkeit von 100 mm/s ist die Abweichung der maximalen Prozesstemperatur bei unter 2 %, bei 1000 mm/s bei unter 6 %. Die Abweichungen sind gering genug, um zuverlässige Vorhersagen zu treffen und um sicherstellen zu können, dass die angestrebte Prozesstemperatur hinreichend genau erreicht wird.

5 Fertigungsversuche

Ziel der Versuche ist es, den Einfluss der Heiztechnologie auf den Fertigungsprozess und die Werkstoffeigenschaften zu untersuchen. Zu diesem Zweck werden Proben, die mit dem AFP-Prozess mit direkter Widerstandserwärmung hergestellt wurden, mit geeigneten Referenzproben verglichen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit sind Trockenfaser-Halbzeuge und thermoplastische Prepregs im Fokus. Die direkte Widerstandserwärmung bringt bei diesen Halbzeugen die meisten Vorteile mit sich. Bei den Versuchen kommen drei verschiedene Konfigurationen der Widerstandsheiztechnologie an einem AFP-Prototypen zum Einsatz. Sie unterscheiden sich im Wesentlichen durch die Anordnung und Auslegung der Kontaktelektroden sowie in der Art der Stromzufuhr.

Konfiguration 1

Die erste für eine automatisierte Ablage genutzte AFP-Prototyp-Konfiguration ist in Abb. 5.1 zu sehen. Die Ein- und Ausleitung des Stroms erfolgt bei dieser Variante über vergoldete und drehend gelagerte Stahlwellen mit einem Durchmesser von 10 mm. Der Abstand der beiden Wellen zueinander ist frei einstellbar, damit sich der Einfluss der Heizstreckenlänge untersuchen lässt. Der Umschlingungswinkel beträgt bei der Einleitung 90° und bei der Ausleitung etwa 100° . Die Ausleitung ist starr mit einer flexiblen Gummi-Andruckrolle verbunden. Die freie Streckenlänge des Faserhalbzeugs von der letzten Umlenkrolle bis zum Berührungspunkt der Andruckrolle beträgt etwa 20 mm. Bei dieser Konfiguration fließt der Strom nur zwischen den beiden Umlenkrollen und das Faserhalbzeug kühlt entsprechend direkt nach der letzten Umlenkrolle und noch vor dem Berührungspunkt ab. Ein Pyrometer misst die Materialtemperaturen am Ende der Heizstrecke direkt vor der Umlenkrolle. Die Energiezufuhr erfolgt bei dieser Konfiguration kontinuierlich statt gepulst. Die im Prozess genutzten elektrischen Spannungen sind daher vergleichsweise niedrig.

Statt Strom in das Halbzeug einzuleiten, bietet diese Konfiguration für die Herstellung von Referenzproben auch die Möglichkeit, einen Infrarotstrahler zum Aufheizen zu verwenden. Eine Einhausung mit einem Spalt sorgt dafür, dass die Strahler nur das zugeführte Material innerhalb der Heizstrecke anstrahlen.

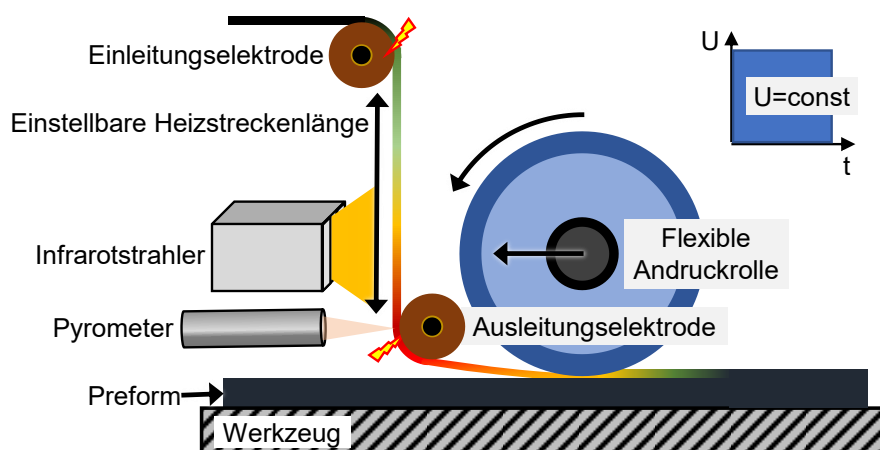


Abb. 5.1: AFP-Prototyp-Konfiguration der ersten Trockenfaser-Ablageversuche

Konfiguration 2

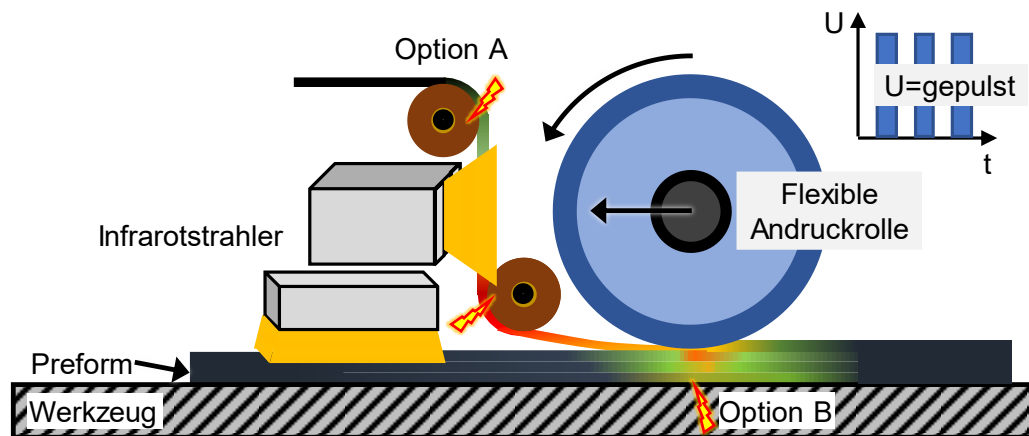


Abb. 5.2: AFP-Prototyp-Konfiguration der zweiten Trockenfaser-Versuchsreihe

Der Grundaufbau der AFP-Prototyp-Konfiguration 2 basiert auf der zuvor beschriebenen ersten Konfiguration. Alternativ wurden bei den Versuchen mit dieser Variante jedoch erstmals Strompulse und die Ausleitung des Stroms in das Ablagewerkzeug untersucht. Der Strom fließt dabei von der letzten Umlenkrolle durch das etwa 20 mm lange letzte Segment direkt vor der Andruckrolle durch die Preform hindurch in das Werkzeug. Für die Herstellung von Referenzproben kommen wieder Infrarotstrahler zum Einsatz. Bei dieser Variante gibt es einen zusätzlichen Strahler, der auf die Preform kurz vor der Andruckrolle gerichtet ist.

Konfiguration 3

Die dritte für Fertigungsversuche genutzte AFP-Prototyp-Konfiguration unterscheidet sich deutlich von den beiden zuvor genutzten. Sie wurde für die Ablage von thermoplastischen Prepregs optimiert. Die Einleitung des Stroms erfolgt bei dieser Variante durch eine beidseitig kontaktierende Klemmvorrichtung. Die Ausleitung findet über eine elektrisch leitfähige starre Andruckrolle aus Kupfer statt.

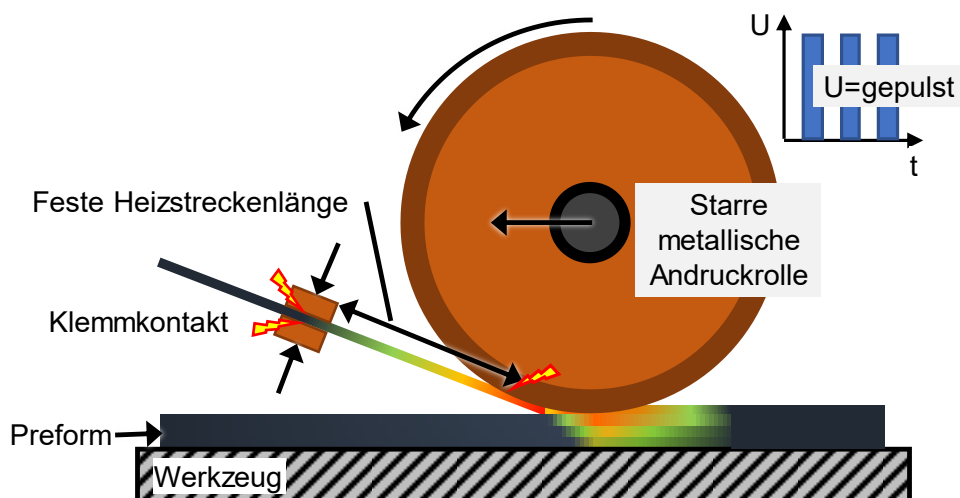


Abb. 5.3: Dritte AFP-Prototyp-Konfiguration mit Kupfer-Andruckrolle und Klemmkontaktierung

Die Heizstreckenlänge ist bei dieser Variante etwa 100 mm lang. Der Winkel der Materialzuführung vor der Andruckrolle hat bei dieser Konfiguration einen kritischen Einfluss. Er bestimmt, zu welchem Zeitpunkt das Material mit der Andruckrolle in Kontakt kommt. Sobald dies passiert, nimmt die Stromdichte im Halbzeug schnell ab und es findet kein Aufheizen mehr statt. Zudem verliert das Halbzeug durch den direkten Kontakt zum Kupfer viel thermische Energie durch Wärmeleitung. Dies kann bei sehr langsamen Prozessgeschwindigkeiten zu Problemen führen, weil die notwendige Prozesstemperatur im Halbzeug bereits vor dem Berührungspunkt unterschritten ist.

5.1 Untersuchungen mit Trockenfaser-Halbzeugen

Bei Trockenfaser-Halbzeugen erfolgt die Imprägnierung der Fasern mit der Matrix erst nach der Ablage. Eine direkte Beeinträchtigung der Matrix durch die Heiztechnologie ist daher nicht möglich. Erfolgt die Einleitung des Stroms über gelagerte Umlenkrollen (Konfigurationen 1 und 2), ist auch eine mechanische Schädigung des Halbzeugs im Vergleich zu Heiztechnologien aus dem Stand der Technik auszuschließen. Bei Einleitung des Stroms über eine Klemmvorrichtung mit höherer Presskraft (Konfiguration 3) ist dies jedoch nicht auszuschließen. Bei den untersuchten Trockenfaser-Halbzeugen liegen die Prozesstemperaturen bei 160 °C bis 240 °C. In diesem Temperaturbereich besteht die Möglichkeit, dass die Schlichte sowie die Hilfswerkstoffe, wie Toughener-Vliese oder der Binder, bereits thermisch beeinflusst werden. Die Untersuchungen zum Kontaktwiderstand zeigen, dass die gepulste Stromzufuhr eine bleibende Veränderung im Halbzeug verursachen (siehe Kapitel 3.2.4). Diese Veränderungen deuten auf eine thermische Beeinflussung der Halbzeuge hin, die auch bei niedrigen Temperaturen auftritt. Die Untersuchungen sollen aufdecken, ob dies auch Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften hat. Neben der Überprüfung potenzieller Schädigungen sind aber auch die Einflüsse auf die Fertigung relevant. Einzelne Abschnitte dieses Kapitels wurden zuvor auf einer Fachkonferenz publiziert [Grohmann2018].

5.1.1 Fertigungsprozess von Probeplatten mit Trockenfaser-Halbzeugen

Für die Beurteilung des Einflusses der Technologie auf die mechanischen Kennwerte werden drei verschiedene Probenreihen aus Trockenfaser-Material untersucht. Bei den ersten beiden Probenreihen wird das Trockenfaser-Tow-210 untersucht. Die erste Probenreihe wird mit der AFP-Prototyp-Konfiguration 1 gefertigt (siehe Abb. 5.1), die zweite mit der Konfiguration 2 (Abb. 5.2). Als Referenz dient jeweils eine mit Infrarotstrahlern gefertigte Preform. Alle Test-Preformen der ersten Probenreihe werden in einem Prozess mittels Vakuuminfusion mit Harz imprägniert. Bei Probenreihe 2 erfolgt die Herstellung im RTM-Verfahren, wobei alle Preformen als eine Platte in das Werkzeug eingelegt werden. Bei der dritten Probenreihe wird das Trockenfaser-Tape-280 untersucht. Die Referenz- bzw. Vergleichsproben kommen bei dieser Versuchsreihe von einer anderen AFP-Anlage, die mit einer Flashlamp als Heiztechnologie ausgerüstet ist. In den ersten Probenreihen werden ausschließlich ILSS-Proben untersucht, während bei der dritten Reihe Zug- und Querkzugproben hinzukommen.

Bei der Herstellung von Trockenfaser-Preformen kann sich der Effekt des Re-Bulking zeigen, bei dem die Preform nach der Ablage deutlich an Dicke zunimmt. Der Grund dafür ist die Federsteifigkeit der Preform, die sich durch eine dreidimensionale Ausprägung der Faserarchitektur in Verbindung mit der Eigensteifigkeit der Fasern ergibt. Ein in das Material eingebrachter Binder kann Re-Bulking verhindern, wenn die Fasern miteinander verklebt sind. Das Bulking-Verhalten hängt maßgeblich vom Binder, dessen Menge und Verteilung im Material sowie vom zeitlichen Verlauf der Prozesstemperatur und Anpresskraft während der Ablage ab. Die Trockenfaser-Materialien unterscheiden sich teilweise erheblich im Bulking-Verhalten, abhängig von deren Herstellungsprozess.

Ist eine Trockenfaser-Preform deutlich zu dick oder zu dünn, kann dies beim RTM-Verfahren mit geschlossenen Werkzeugen zu Problemen führen. Weiterhin besteht ein Zusammenhang zwischen dem Bulking einer Preform und der Permeabilität. Eine hoch kompaktierte, eng gepackte Preform mit hohem Faservolumengehalt hat eine schlechtere Permeabilität als eine lockere, luftige Preform. Eine zu geringe Permeabilität kann dazu führen, dass beim Imprägniervorgang der Preform mit Harz vermehrt Poren oder trockene Stellen entstehen.

Das für die Fertigung der ersten Trockenfaser-Probenreihe verwendete Trockenfaser-Tow-210 zeigt eine ausgeprägte Neigung zum Re-Bulking. Die Fasern liegen im Halbzeug weitgehend lose vor und sind lediglich oberflächlich durch ein Bindervlies fixiert. Die Prozessparameter und die Auswahl der Heiztechnologie beeinflussen maßgeblich die Verteilung des Binders im Halbzeug während der Ablage, was letztlich die Dicke und Permeabilität der Preform bestimmt. Die Dicke der Preformen der Probenreihe und deren Bulking sind in Tabelle 5.1 zu sehen. Das Bulking ergibt sich aus dem Quotienten der Dicke der Preform vor der Infusion und der Dicke der ausgehärteten Platte nach der Infusion. Die Ergebnisse zeigen, dass eine erhöhte Ablage-Geschwindigkeit, insbesondere bei Einsatz von Infrarotstrahlern, zu einer erhöhten Preform-Dicke (D_1) führt. Je schneller die Ablage erfolgt, desto weniger Zeit bleibt dem Binder, um in das Innere des Halbzeugs vorzudringen. Das deutlich schlechtere Abschneiden bei Einsatz von Infrarotstrahlern ist auf das einseitige oberflächliche Aufheizen zurückzuführen. Bei schnellen Aufheizvorgängen und geringen Prozesstemperaturen ist der Binder auf der Rückseite des Halbzeugs unter Umständen gar nicht oder kaum aufgeschmolzen.

In Abb. 5.4 ist zu sehen, wie groß der Unterschied der Preform-Dicke bei unterschiedlichen Fertigungsbedingungen ausfallen kann und welche Folgen daraus potenziell resultieren. In der oberen Bildhälfte sind die für die Versuchsreihe abgelegten Preformen 108 und 111 zu sehen, die eine Dicke von 4,23 mm bzw. 2,31 mm aufweisen. Im Vakuumsack und nach dem Aushärten ist die Dicke der Platten unabhängig von der gewählten Heiztechnologie oder den Prozessparametern nahezu identisch. Der erste Fertigungsdurchlauf zeigt jedoch deutlich, welche Probleme bei nicht optimal durchgeführter Infusion auftreten können. Im unteren Teil des Bildes ist die Unterseite der ersten Testplatte zu sehen. Bei der Infusion lagen die verschiedenen Preformen direkt ohne Lücke nebeneinander. Der Unterschied zwischen einer Preform mit hoher Permeabilität (links) und einer mit niedriger Permeabilität (rechts) ist an dem Übergang von der glatten Oberfläche zu einer von trockenen Stellen und mit Riefen durchzogenen Oberfläche zu erkennen.

Tabelle 5.1 : Dicke der Trockenfaser-Preformen der ersten Probenreihe vor (D1) und nach der Infusion (D2) sowie deren Bulking-Faktor und zugehörige Prozessparameter

Platten-ID	101	102*	103	104	105	106	107	108	111	112	113	114
D1 [mm]	2,26	3,33	2,53	3,10	2,52	3,42	2,78	4,23	2,31	2,74	2,56	2,98
D2 [mm]	2,32	2,32	2,25	2,24	2,32	2,30	2,29	2,32	2,27	2,27	2,32	2,26
Bulking [%]	97	144	112	138	109	149	121	182	102	121	110	132
Prozessgeschw. [mm/s]	375	375	375	375	75	75	750	750	375	375	375	750
Prozesstemperatur [°C]	160	160	200	200	160	160	160	160	240	240	160	160
Heiztechnologie **	DW	IR	DW	IR	DW	IR	DW	IR	DW	IR	DW	DW
Elektr. Spannung [V]	16,1		17,9		8,5		22,0		20,1		12,9	18,2

(*Platte 102 definiert als Referenz ; ** DW = Direkte Widerstandserwärmung ; IR = Infrarotstrahler)

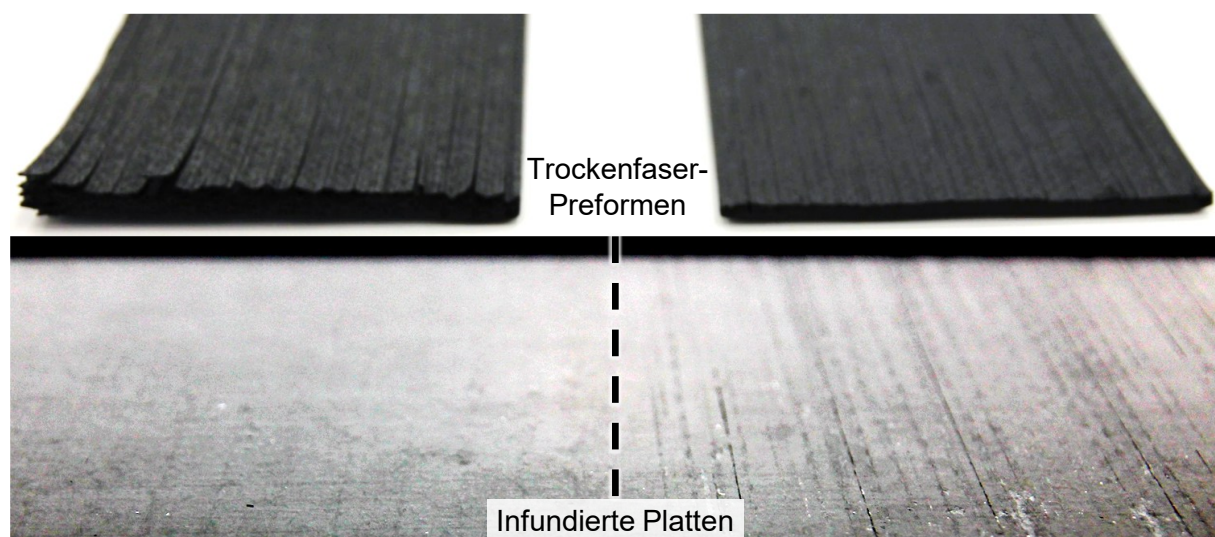


Abb. 5.4: Vergleich von zwei abgelegten Preformen (oben) und der Unterseite der anschließend infundierten und ausgehärteten Platten (unten) mit hoher Permeabilität (links) und geringer Permeabilität und trockenen Stellen (rechts)

5.1.2 ILSS-Prüfung

Die erste ILSS-Probenreihe wurde aus dem Trockenfaser-Tow-210 mit der AFP-Prototyp-Konfiguration 1 gefertigt (siehe Abb. 5.1). Nach der Ablage erfolgte die Aushärtung aller Proben in einem gemeinsamen Vakuuminfusionsprozess mit RTM6 im Ofen. Insgesamt kamen bei dieser Probenreihe 12 verschiedene Parametersätze zum Einsatz (siehe Tabelle 5.1). Beim direkten Vergleich von Infrarot-Erwärmung und Widerstandserwärmung wurden die Ablagegeschwindigkeit und die Prozesstemperatur variiert. Um zudem den Einfluss hoher Heizraten zu untersuchen, wurden zwei Preformen gefertigt, bei denen die Heizstreckenlänge und die Ablagegeschwindigkeit variiert wurden.

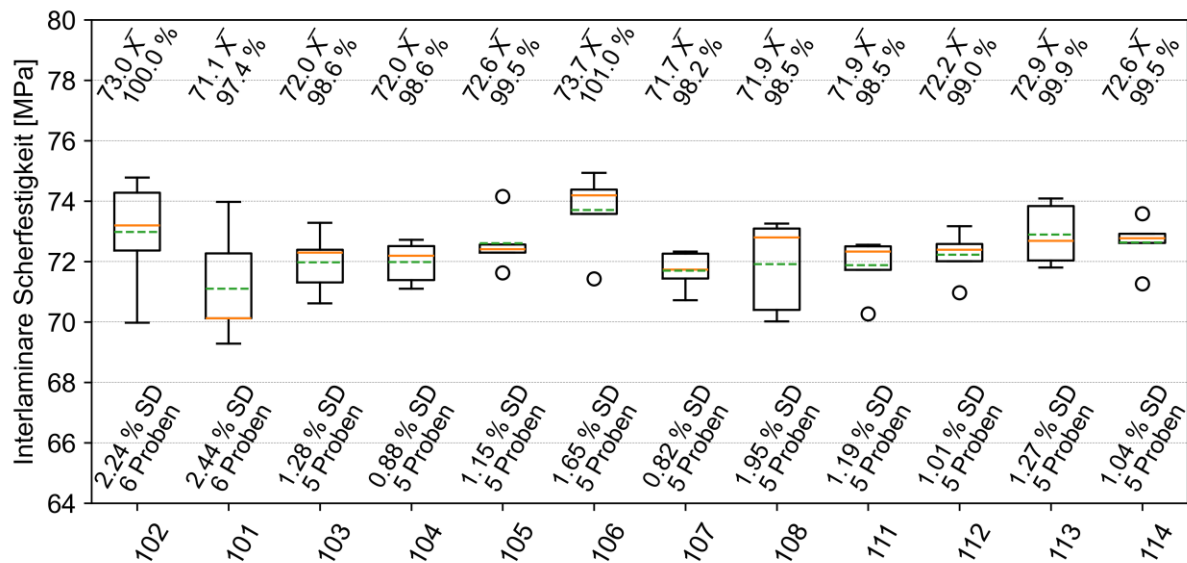


Abb. 5.5: ILSS-Ergebnisse der ersten Trockenfaser-Probenreihe (DIN EN ISO 14130)

Die Ergebnisse der Prüfung sind in Abb. 5.5 zu sehen. Bei keiner der Proben kam es zu einem Scherversagen. Entsprechend der Prüfnorm sind die ermittelten Kennwerte daher nicht mit der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit gleichzusetzen. Die aufgeführten Kennwerte entsprechen der maximalen Last, die erreicht wurde, bevor eine deutliche Abnahme der Festigkeit stattgefunden hat. Bei den Ergebnissen ist kein klarer Trend zu erkennen. Alle Proben haben etwa die gleiche Festigkeit. Definiert man die mit Infrarot gefertigte Platte mit mittlerer Geschwindigkeit (375 mm/s) und niedriger Prozessstemperatur (160 °C) (Platte 102) als die Referenz, liegen die Abweichungen des Mittelwerts über alle Proben hinweg bei maximal + 1 % bis - 2,6 %. Die Standardabweichungen sind mit 0,75 % bis maximal 2,44 % relativ gering. Die Ergebnisse deuten darauf hin, dass das direkte Widerstandserwärmen mit niedrigen Prozessspannungen keinen negativen Einfluss auf die Faser-Matrix-Anbindung bei dem Trockenfaser-Tow-210 hat.

Für die zweite Probenreihe kam die AFP-Prototyp-Konfiguration 2 zum Einsatz. Die wichtigste Neuerung hierbei ist das Heizen mit hochenergetischen Pulsen und entsprechend hohen elektrischen Spannungen. Eine weitere wesentliche Neuerung ist die Variante mit Ausleitung des Stroms durch die Preform hindurch in das Werkzeug (siehe Abb. 5.2). Die Vermutung war zunächst, dass das wiederholte hochenergetische Pulsen durch die Preform hindurch zu eindeutigeren Ergebnissen führt, sofern diese eine schädliche Wirkung auf die Schichten haben. Es folgten Untersuchungen mit vier verschiedenen Parametersätzen, einer davon mit Infrarotstrahlern als Referenz. Als Material kam erneut das Trockenfaser-Tow-210 zusammen mit RTM6 Harz zum Einsatz, wobei die Platten dieser Versuchsreihe im RTM-Verfahren hergestellt wurden.

Tabelle 5.2: Parametersatz der zweiten ILSS-Trockenfaser-Probenreihe

Platte [ID]	Heiz-technologie	Puls-Spannung [V]	Bemerkung
201	Infrarot	-	Referenz, Trockenfaser-Tow-210 + RTM6 Harz, RTM-Injektion, Infrarotstrahler - Konfiguration 2
202	Widerstands-erwärmung	60	Ausleitung vor Andruckrolle - Konfiguration 1, Heizstreckenlänge 14 mm
203	Widerstands-erwärmung	60	Strom-Ausleitung in Platte – Konfiguration 2, Heizstreckenlänge 20 mm
204	Widerstands-erwärmung	195	Strom-Ausleitung in Platte – Konfiguration 2, Heizstreckenlänge 20 mm, Pulsabstand 4 cm

Bei der Probenreihe trat erneut kein normgerechtes Scherversagen auf. Die ermittelten Kennwerte liegen alle deutlich über denen der ersten Versuchsreihe. Die Referenzprobe hätte jedoch erwartungsgemäß einen ähnlichen Wert wie die Referenzprobe der ersten Probenreihe aufweisen sollen. Der Grund für die besseren Kennwerte lässt sich durch die unterschiedlichen Imprägnierverfahren, die zugehörigen Temperaturzyklen und einen höheren Faservolumengehalt der Proben erklären. Weiterhin schnitten entgegen den Erwartungen die Proben, bei denen der Strom durch die Preform hindurch in das Werkzeug eingeleitet wurde, am besten ab. Der Parametersatz, bei dem die maximale elektrische Spannung 195 V betrug, hat sogar mit einer Differenz von 3,9 % zum Mittelwert der Infrarot-Referenz die besten Kennwerte. Eine Besonderheit bei diesem Parametersatz war, dass nur alle 4 cm ein lokaler Heftpunkt gesetzt wurde. Dies lässt viel Raum für Spekulationen, warum dies bessere Kennwerte liefert. Bei einer Differenz von unter 4 % ist die Wahrscheinlichkeit, dass es sich lediglich um eine zufällige Streuung handelt, jedoch recht hoch.

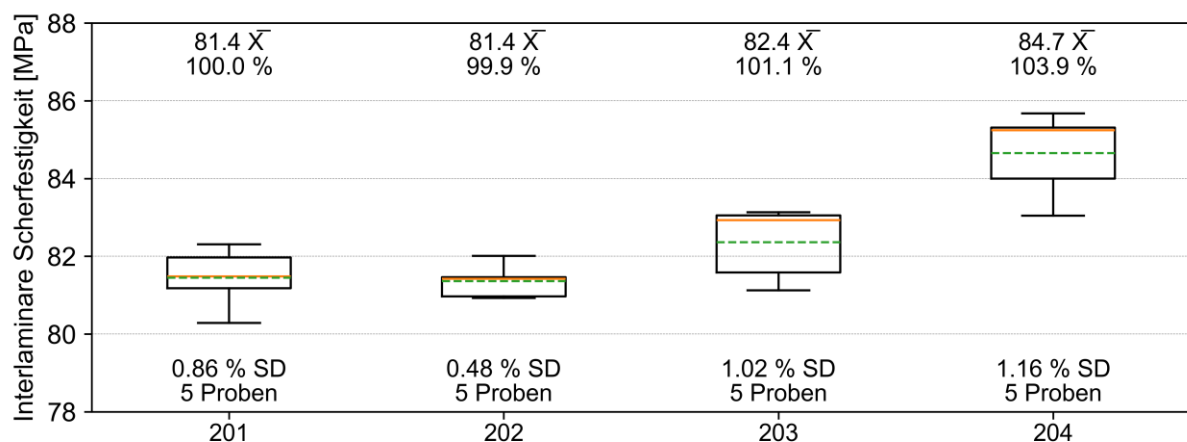


Abb. 5.6: Auswertung der zweiten ILSS-Trockenfaser-Probenreihe (DIN EN ISO 14130)

Tabelle 5.3: Parametersatz für die Fertigung der dritten Trockenfaser-Probenreihe mit der AFP-Prototyp-Konfiguration 3 der direkten Widerstandserwärmung (DW), Flashlamp (FL) AFP-Referenz, Trockenfaser-Tape-280 + 1K Harz im RTM-Verfahren

Platten-ID	301a*	301b	302a*	302b	303a	303b	304a	304b
Faserorientierung [°]	90	90	0	0	90	90	0	0
Prozess-Geschw. [mm/s]	100	100	100	100	500	500	500	500
Prozess-Temperatur [°C]	180	180	180	180	160	160	160	160
Heiztechnologie	FL	DW	FL	DW	FL	DW	FL	DW
Elektr. Spannung [V]		120		120		120		120

(*Platten 301a und 302a definiert als Referenz)

Bei der dritten Probenreihe kamen weitere Veränderungen hinzu. Die AFP-Prototyp-Konfiguration 3 unterscheidet sich durch einen beidseitigen Klemmkontakt für die Stromeinleitung und durch eine starre metallische Andruckrolle für die Ausleitung. Bei dieser Probenreihe kam zudem das Trockenfaser-Tape-280 zum Einsatz. Bei diesem Material ist eine Seite des Tapes mit einem isolierenden Wirrfaservlies bedeckt, was eine Kontaktierung der elektrisch leitfähigen Carbonfasern erschwert. Eine weitere Besonderheit bei dieser Probenreihe ist, dass die Vergleichsproben von einer AFP-Anlage mit Flashlamp-Heiztechnologie gefertigt wurden. Tabelle 5.3 zeigt die untersuchten Fertigungsparameter der Vergleichsstudie.

Bei der Probenreihe wurden vier verschiedene Preformen abgelegt. Neben den unterschiedlichen Heiztechnologien wurden zwei verschiedene Parametersätze miteinander verglichen. Diese unterscheiden sich hinsichtlich der Ablagegeschwindigkeit und der Prozess-temperatur. Das Ziel, die thermische Exposition des Materials während der Ablage maximal zu variieren, erfolgte durch die Kombination einer langsamen Ablagegeschwindigkeit mit hoher Prozesstemperatur und einer schnellen Ablage mit niedriger Temperatur. Die Temperatur ließ sich aufgrund der Endeffektor-Konfigurationen nicht sicher bestimmen. Die niedrige Prozesstemperatur wurde bei beiden Heiztechnologien so bestimmt, dass gerade noch eine ausreichend hohe Anhaftung der abgelegten Tapes vorhanden war. Erfahrungsgemäß liegt diese Temperatur bei dem Trockenfaser-Tape-280 bei etwa 160 °C. Um die hohe Prozess-temperatur zu erreichen, die bei etwa 180 °C lag, war eine Steigerung der Heizleistung von 15 % gesetzt. Aus den so gefertigten Platten erfolgten Zuschnitte von ILSS-, Zug- und Querkzugproben. Um die Einflüsse der RTM-Prozessführung auszuschließen, bestand jede Platte aus zwei Preformen, die jeweils mit unterschiedlichen Heiztechnologien gefertigt wurden. Bei den 0°-Zugproben erfolgte der Anguss entlang der Fasern in 0°-Richtung, bei den 90° Querkzugproben entsprechend um 90° gedreht (siehe Abb. 5.7).

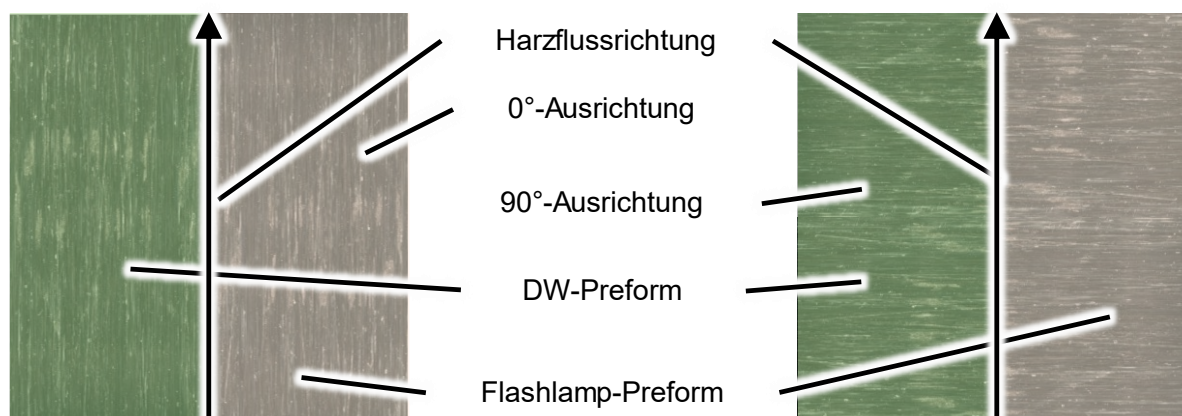


Abb. 5.7: Angussrichtung und Faserorientierung bei der Fertigung der RTM-Probepplatten

Auch bei dieser Versuchsreihe gab es kein normgerechtes Scherversagen bei den Proben. Die Ergebnisse zeigen erneut keine eindeutige Tendenz bezüglich potenzieller Einflüsse der Heiztechnologien. Auch ist kein Trend bei unterschiedlichen Prozessparametern zu erkennen. Die Ergebnisse deuten eher darauf hin, dass der RTM-Prozess den größten Einfluss auf die Ergebnisse hat. Trotz der Verwendung derselben Preform für die Fertigung der Proben 301a und 302a beträgt die Differenz der Mittelwerte der Kennwerte 4,4 %. Bei den Proben 303a und 304a, die ebenfalls aus derselben Preform stammen, liegt der Unterschied sogar bei 7,5 %.

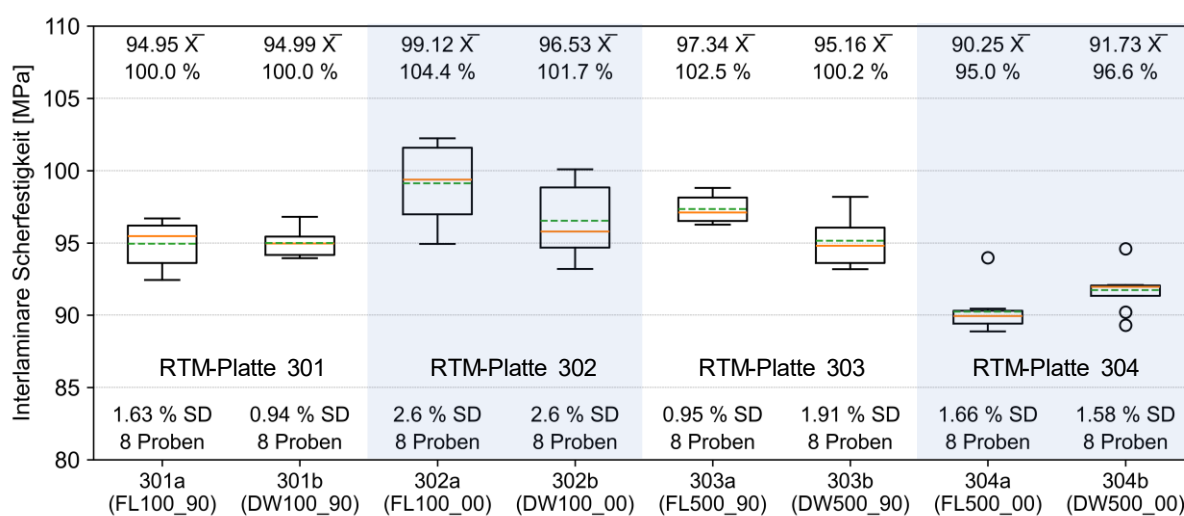


Abb. 5.8: Die Ergebnisse der dritten ILSS Trockenfaser-Probenreihe (DIN EN ISO 14130)

5.1.3 Zugproben quer zur Faserrichtung

Das Herausschneiden der Querzugproben erfolgte aus den Platten 301 und 303 (siehe Tabelle 5.3). Die Ergebnisse weisen auffällig hohe Standardabweichungen auf, die bis zu 26 % betragen. Die Proben des Parametersatzes 303a weisen mit 7,5 % die geringste Streuung auf. Dies ist vermutlich auch der Grund dafür, dass diese Probenreihe die besten Kennwerte erreicht.

Die mit Widerstandserwärmung hergestellten Vergleichsproben zeigen bei diesem Parametersatz eine deutlich stärkere Abweichung nach unten. Wegen der hohen Streuung sind die Ergebnisse jedoch nur begrenzt aussagekräftig. Eine tiefergehende Analyse der Prüfergebnisse zeigt weitere Schwächen: Die ersten beiden Prüfergebnisse des Parametersatzes 303b sind der Grund für den geringeren Kennwert und die große Streuung (siehe Tabelle 5.4). Beide Proben sind im Bereich der Einspannung gebrochen und damit eigentlich ungültig. Zudem sind die Kennwerte mit unter 40 MPa weit unterhalb der Zugfestigkeit des verwendeten Harzsystems, die bei etwa 70 MPa liegt. Dies muss nicht zwangsweise auf ein ungültiges oder durch die Einspannung stark verfälschtes Ergebnis hinweisen. Auszuschließen ist dies jedoch nicht. Bei vorangegangenen Test-Imprägniervorgängen kam es jedoch teilweise zu trockenen Stellen in den Probeplatten. Einer der Gründe dafür ist die geringe Permeabilität der Trockenfaser-UD-Preformen. Die Annahme ist daher, dass die großen Schwankungen der Ergebnisse auf trockene Stellen in den Probeplatten zurückzuführen sind. In ihrer Arbeit befassten sich Aziz et al. mit der Permeabilität von Trockenfaser-Preformen aus AFP-Prozessen [Aziz2017]. Vor dem Hintergrund dieser bekannten Herausforderung untersuchten sie unterschiedliche Maßnahmen zur Verbesserung der Permeabilität. Besonders die Variation von Gaps und Overlaps erwies sich dabei als entscheidender Einflussfaktor. Insbesondere in Bezug auf Gaps und Overlaps ist jedoch ein deutlicher Unterschied zwischen den mit der Flashlamp-Multitow-Anlage gefertigten Preformen und denen aus dem Single-Tow-Prototyp-Endeffektor zu erwarten. Die Untersuchungen ermöglichen somit keinen aussagekräftigen Rückschluss auf heiz-technologiespezifische Einflüsse.

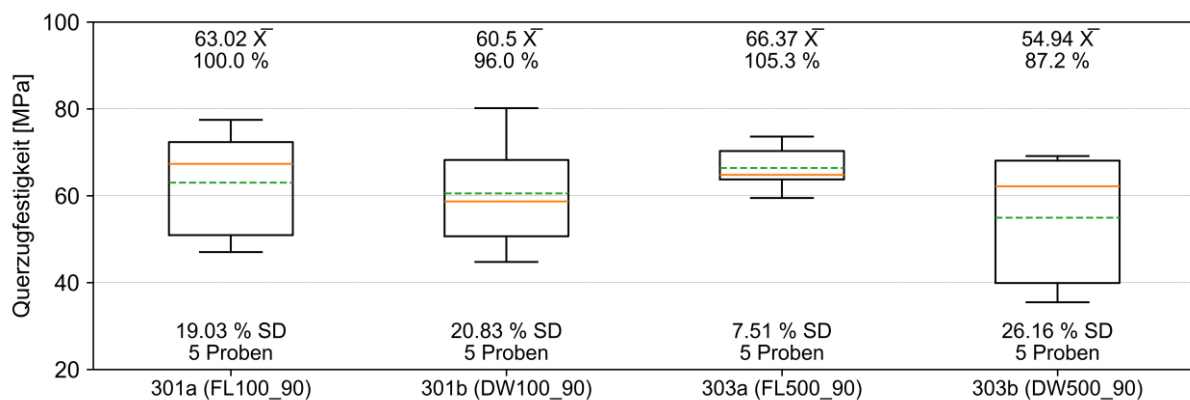


Abb. 5.9: Auswertung der Querzugversuche der dritten Trockenfaser-Probenreihe (DIN EN ISO 527-5)

Tabelle 5.4: Übersicht der Ergebnisse der Querkzugprobenreihe

301a (FL100) [MPa]	301b (DW100) [MPa]	303a (FL500) [MPa]	303b (DW500) [MPa]
77,48	50,65	73,59	35,43*
67,35	44,76*	59,46	39,90*
72,37*	58,68	64,82*	62,18
50,90	80,15*	70,26*	68,09
47,00	68,24	63,72	69,12

(* Bruch an der Einspannung)

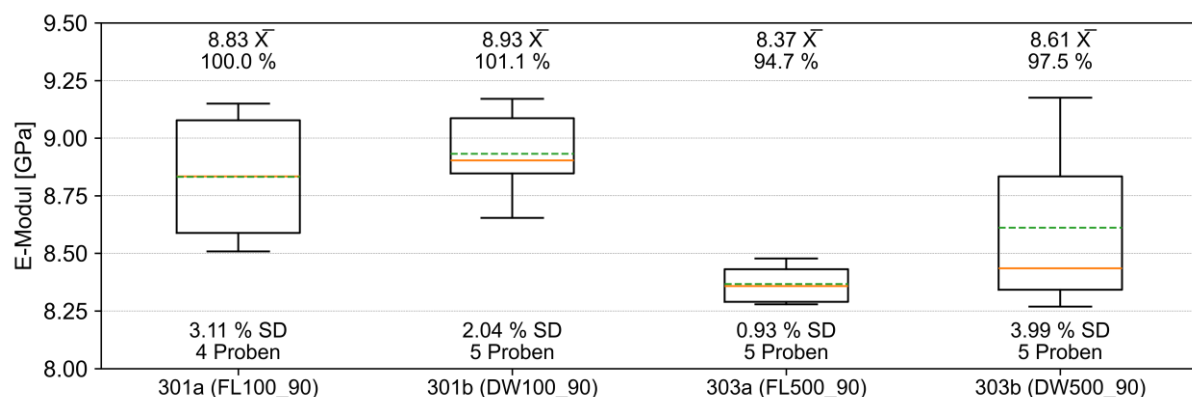


Abb. 5.10: Werte des E-Moduls aus den Trockenfaser-Querkzugversuchen (DIN EN ISO 527-5)

Die Ergebnisse für den E-Modul aus den Querkzugversuchen zeigen mit maximal $\pm 3,2\%$ nur geringe Schwankungen (Abb. 5.10). Auch hier lässt sich keine Tendenz hinsichtlich des Einflusses einer der Heiztechnologien erkennen.

5.1.4 Zugproben in Faserrichtung

Bei den Zugproben liegen die Vergleichsergebnisse für die unterschiedlichen Heiztechnologien mit einer Differenz von unter 2% dicht beieinander. Es gibt also keine Anzeichen dafür, dass die Heiztechnologie einen Einfluss auf die Kennwerte hat. Sowohl die Ergebnisse für die Zugfestigkeit (Abb. 5.11) wie auch die für den E-Modul (Abb. 5.12) zeigen jedoch eine deutliche Abnahme der Kennwerte der Platte, die aus den schneller abgelegten Preformen hergestellt wurde (Platte 304). Die erhöhte Ablagegeschwindigkeit von 500 mm/s wurde mit einer geringeren Prozesstemperatur kombiniert (siehe auch Tabelle 5.3). Warum die Kennwerte geringer sind, ist unklar. Für die durchgeführte Probenreihe ist als wesentliches Ergebnis jedoch entscheidender, dass die mit der Widerstandserwärmung hergestellten Preformen bei den 0° -Zugversuchen keine relevanten Abweichungen gegenüber den Referenzproben aufweisen.

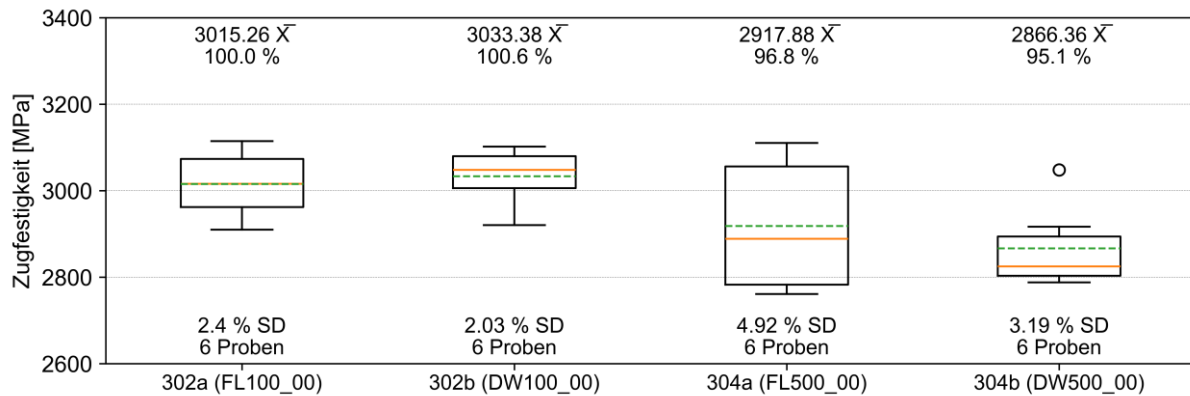


Abb. 5.11: Zugfestigkeiten der dritten Trockenfaser-Versuchsreihe parallel zur Faser (DIN EN 2561)

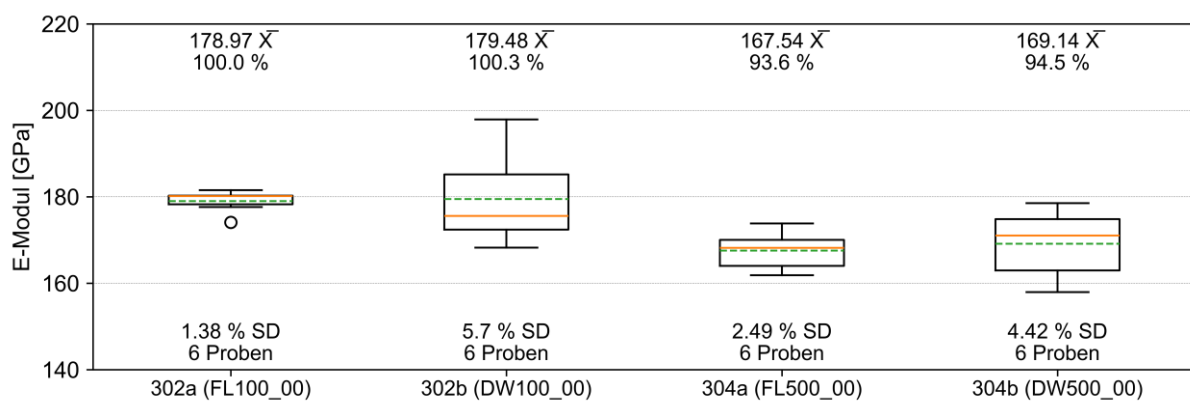


Abb. 5.12: Ergebnisse der Zugversuche parallel zur Faser (DIN EN 2561)

5.2 Untersuchungen mit thermoplastischen Prepregs

Bei der im Folgenden dokumentierten Versuchsreihe kam das CF-LM-PAEK-145-Prepreg von Toray zum Einsatz [Toray2023]. Die direkte Widerstandserwärmung kann bei thermoplastischen Halbzeugen schneller Beeinträchtigungen hervorrufen. Die isolierende Matrix erhöht das Risiko von Hotspots, die bei diesem Halbzeugtyp die Schlichte, die Matrix und aufgrund der erhöhten Prozesstemperaturen sogar die Fasern schädigen könnten. Die Untersuchungen aus Kapitel 3 und Ablagevorversuche mit dem AFP-Prototyp haben gezeigt, dass der Einsatz von Pulsen mit erhöhter Spannung vorteilhaft, bzw. sogar notwendig für das Widerstandsheizen von Thermoplast-Tapes sein kann. Der Fokus der Untersuchungen liegt daher auf den Pulsparametern elektrische Spannung, Pulsabstand und Pulsdauer. Die nachfolgenden Ergebnisse gehen auf Untersuchungen zurück, die im Zuge der Diplomarbeit von Jonas von Heusinger durchgeführt wurden [vonHeusinger2024]. Zudem wurden Inhalte dieses Kapitels auf einer Fachkonferenz präsentiert und veröffentlicht [Grohmann2024].

5.2.1 Fertigungsprozess von Probeplatten mit Thermoplast-Prepregs

Die bei der Thermoplast-Ablage mit direkter Widerstandserwärmung erforderliche Nachkonsolidierung wurde bei den vorliegenden Untersuchungen mit einer Heißpresse des Typs Carver 3895 AutoFour realisiert. Die maximale Prozesstemperatur beträgt bei dieser

Presse 343 °C. Dieser Wert liegt zwar noch im zulässigen Bereich, befindet sich jedoch am unteren Ende der empfohlenen Prozesstemperatur für das verwendete CF-LM-PAEK-Prepreg (340 – 385 °C) [Toray2023]. Die Presse kann eine Kraft von bis zu 30 Tonnen auf eine Fläche von 305x305 mm² aufbringen.

Für die Konsolidierung reiner UD-Preformen müssen diese seitlich in einem Werkzeug eng toleriert begrenzt sein. Bei einem Pressendruck von 10 bar und einer Temperatur von 343 °C wird die Preform ansonsten plattgedrückt und die Fasern fließen quer zur Längsrichtung in die Breite. Der Einsatz eines umlaufenden Rahmens, der den Pressendruck bei exakt vordefinierter Plattendicke abfängt, verhindert ein Plattdrücken. Allerdings muss die durch den Rahmen vorgegebene Dicke mit dem Lagenaufbau übereinstimmen. Ist die Preform dicker als die vorgegebene Kavität, wird es zu einem Plattdrücken kommen, was unkontrollierte Faserverschiebungen hervorrufen kann. Bei einer zu dünnen Preform entsteht ein zu geringer oder unter Umständen sogar gar kein Kompaktierungsdruck.

Vorversuche machten deutlich, wie wichtig die enge Tolerierung von Werkzeug-Kavität zur Preform ist, insbesondere bei UD-Proben mit wenig Volumen. Kann zu viel Material seitlich wegfließen, nimmt der hydrostatische Druck innerhalb der Probe während der Konsolidierung ab. Die Folge ist eine Zunahme von Poren in der fertig konsolidierten Platte. Während der Vorversuche wurde auch ein Tauchkanten-Werkzeug erprobt. Bei diesem Ansatz taucht die obere Werkzeughälfte (Kern) in die mit der Preform bestückte untere Werkzeughälfte (Matrize) ein. Die Plattendicke wird also nicht durch einen festen Anschlag vorgegeben und kann daher stärker variieren. Ein Vorteil besteht darin, dass unabhängig von der Preformdicke und deren Porengehalt nach der Ablage der gewünschte Konsolidierdruck innerhalb der Platte während des gesamten Heißpressprozesses anliegt. Die porenfreien Platten und eine ausreichend genaue Dicke führten zur Entscheidung, das Tauchkanten-Werkzeug für die weitere Probenfertigung zu verwenden. Ein Vergleich der beiden Werkzeugkonzepte und der damit erzielten Plattenqualität ist in Abb. 5.13 zu sehen.

Der für die Nachkonsolidierung mit dem Tauchkanten-Werkzeug definierte Heißpresszyklus ist in Abb. 5.14 dargestellt. Die angestrebte Flächenpressung beträgt 10 bar. Die Temperatur wird mit einer Heizrampe von 5 K/min auf 343 °C gebracht und anschließend 30 Minuten lang gehalten. Danach erfolgt das Abkühlen ohne aktive Kühlung mit maximal 5 K/min. Dies soll eine homogene Temperaturverteilung und eine gleichbleibende Kristallisation im Werkstoff bei allen Probeplatten während des Abkühlvorgangs sicherstellen. Hat die Temperatur die Glasübergangstemperatur unterschritten, wird die Presse geöffnet. Bei dem CF-LM-PAEK-Halbzeug liegt diese bei 147 °C [Toray2023].

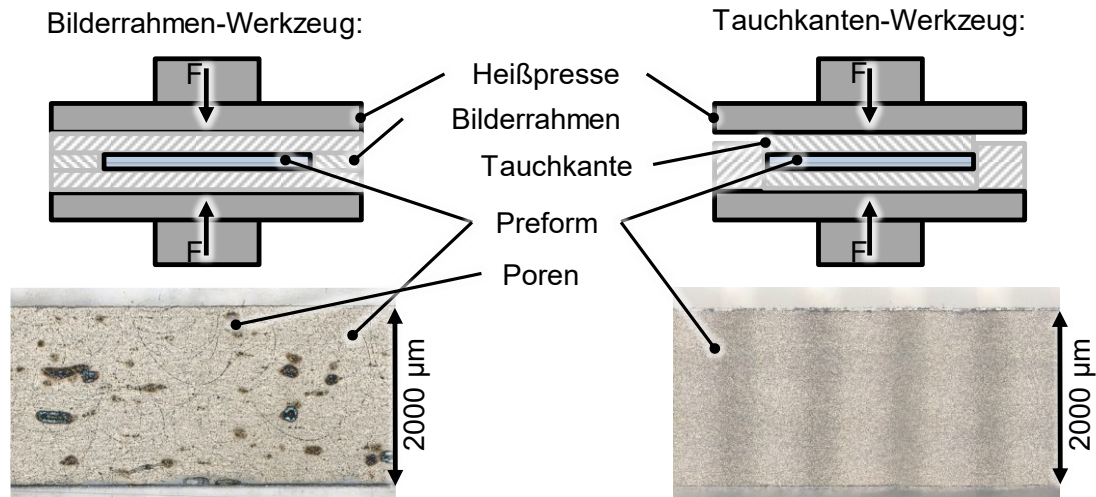


Abb. 5.13: Ein Vergleich der unterschiedlichen Werkzeugkonzepte für die Nachkonsolidierung

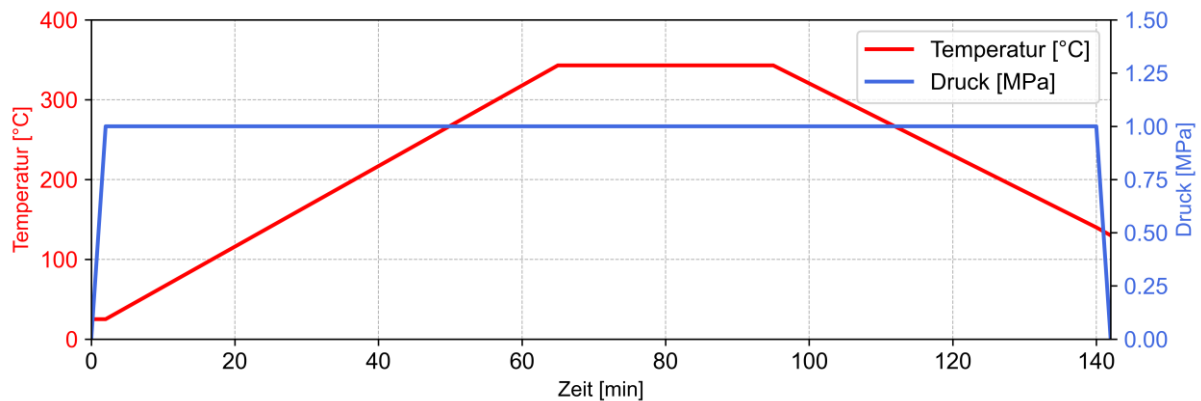


Abb. 5.14: Referenz-Zyklus für Temperatur und Druck während der Nachkonsolidierung in der Heißpresse

5.2.2 Vorversuche

Um den Prüfaufwand zu reduzieren und die Anzahl der zu untersuchenden Parameter einzugrenzen, sind Vorversuche notwendig. Hierfür kommen Prüfverfahren mit geringem Aufwand zum Einsatz, wie das Wedge-Peel-Verfahren, der Single-Lap-Shear-Versuch und die Mikroskopie (siehe Kapitel 2.3.2). Alle für die thermoplastischen Fertigungsverfahren hergestellten Proben wurden mit der AFP-Prototyp-Konfiguration 3 gefertigt (siehe Abb. 5.3). Nach der Ablage erfolgte die Nachkonsolidierung in der Heißpresse mit dem Referenz-Zyklus (siehe Abb. 5.14). Wegen der besonderen Geometrien der Probekörper und des fehlenden Tauchkanten-Werkzeugs kam bei den Vorversuchen der Bilderrahmen-Ansatz zum Einsatz (siehe Abb. 5.13).

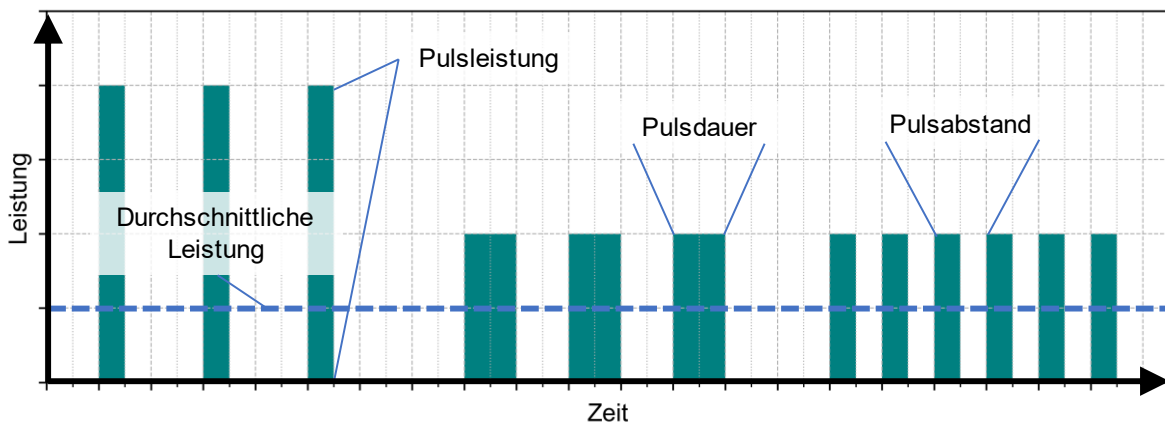


Abb. 5.15: Übersicht der Zusammenhänge von Pulsleistung, Pulsdauer und Pulsabstand

Der Fokus der Untersuchungen liegt auf den Pulsparametern. Die elektrische Spannung, die Pulsdauer und der Pulsabstand lassen sich über die Steuerung variieren. Die Temperatur soll während der Versuche konstant bleiben. Bei Verdopplung der Pulsdauer ist der Pulsabstand daher ebenso zu verdoppeln, um die durchschnittliche Leistung konstant zu halten. Das Verdoppeln der Spannung hingegen führt näherungsweise zu einer Vervierfachung der Leistung, da die Spannung quadratisch eingeht (siehe Gleichung 3-4). Der Pulsabstand ist in diesem Fall zu vervierfachen (siehe Abb. 5.15).

Die Prozesstemperatur lässt sich bei der AFP-Prototyp-Konfiguration 3 nicht ohne weiteres messen. Die heißeste Stelle liegt im Bereich des Berührungspunkts, was eine Temperaturmessung mittels Thermografie unmöglich macht. Die Leistung und somit auch die Temperatur wurden daher praktisch ermittelt und so eingestellt, dass eine ausreichende Anhaftung der Tapes für eine sichere Weiterverarbeitung gerade noch gewährleistet ist. Die Prozessgeschwindigkeit wurde auf 500 mm/s festgelegt, da höhere Geschwindigkeiten zu einer längeren Ablagestrecke und somit erhöhtem Materialverbrauch führen.

Wedge-Peel-Versuche

Für die Wedge-Peel-Versuche (siehe auch Kapitel 2.3.2) wurden zwei Tape-Streifen mithilfe des AFP-Prototyps direkt aufeinander abgelegt und anschließend zusammen mit händisch aufeinandergelegten Rohmaterial-Streifen in der Heißpresse konsolidiert. Die interlaminare Festigkeit der Proben war so hoch, dass es immer wieder auch zu intralaminarem Versagen kam. Der Riss bildet sich dann nicht gleichmäßig in der Verbindungsebene zwischen den Materialstreifen aus, sondern willkürlich innerhalb des Tapes (siehe Abb. 5.16). Dies führt zu starken Streuungen der Ergebnisse.

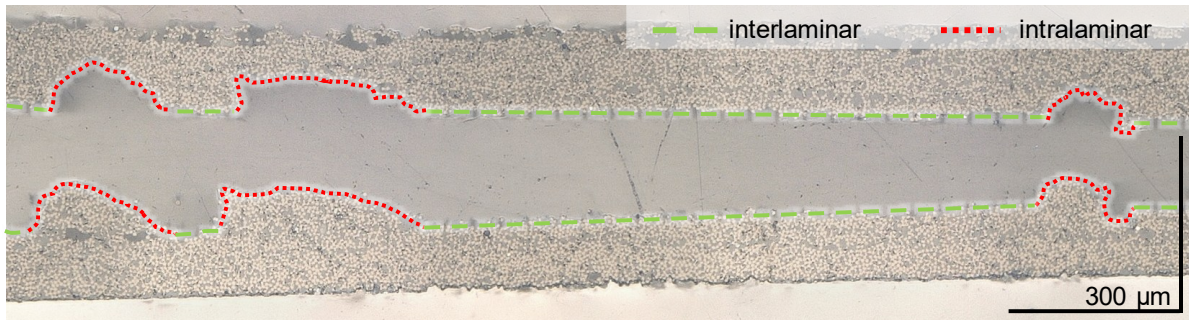


Abb. 5.16: Schliffbild einer Wedge-Peel-Probe mit inter- und intralaminaren Bruchflächen

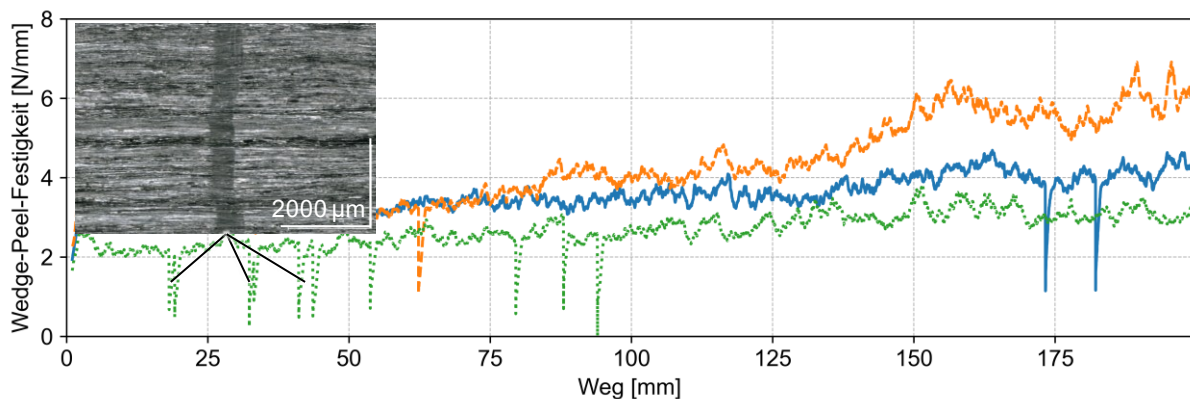


Abb. 5.17: Messschrieb von drei verschiedenen Rohmaterial-Proben mit spontanen Abrissen und starker Streuung der Ergebnisse

Weiterhin kam es bei den Proben vereinzelt zu spontanen lokalen Abrissen, die sowohl im Kraftmessschrieb wie auch auf der Trennungsoberfläche der Proben sichtbar sind (siehe Abb. 5.17). Schledjewski hat ähnliche Beobachtungen bei Wedge-Peel-Versuchen gemacht [Schledjewski2008]. Die Ursache für die Spontan-Abrisse ist jedoch ungeklärt. Sie treten willkürlich ohne erkennbaren Zusammenhang sowohl bei den AFP-Proben als auch beim Rohmaterial auf. Die Ergebnisse der Wedge-Peel Versuche sind in Abb. 5.18 aufgeführt. Sie deuten darauf hin, dass höhere Pulsspannungen die Kennwerte verschlechtern.

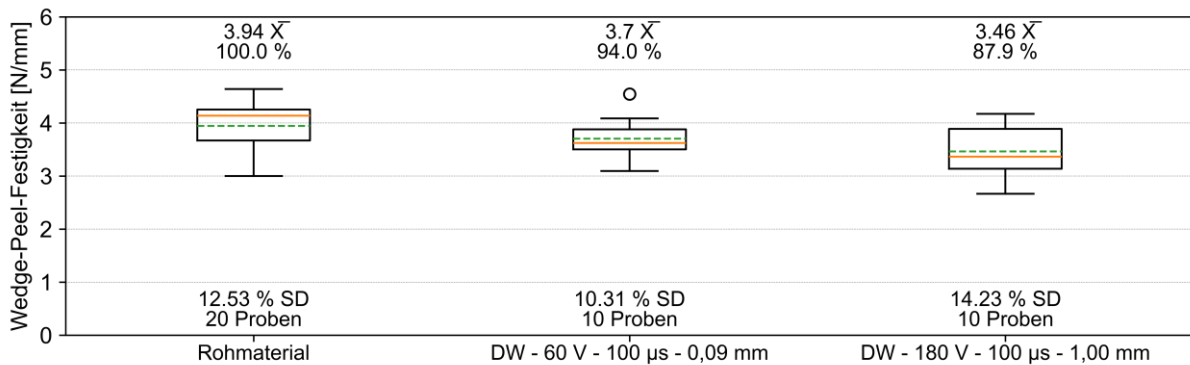


Abb. 5.18: Wedge-Peel-Versuchsergebnisse

Wedge-Peel-Versuche – Fazit

Die Ergebnisse der Wedge-Peel-Versuche lassen Rückschlüsse auf die inter- und intralaminaren Festigkeiten des Materials zu. Die Versuche lassen sich mit minimalem Materialverbrauch sowie geringem Arbeitsaufwand durchführen. Auch wenn bei einer großen Anzahl an Proben im Mittel ein Trend erkennbar ist, sind die teilweise erheblichen Unterschiede der Kennwerte von über 50 % innerhalb einer Probenreihe sowie die willkürlich auftretenden Spontan-Abrisse (siehe Abb. 5.17) kritisch zu sehen. Bei der Durchführung der Versuche ist allerdings auch Verbesserungspotenzial vorhanden. Beim Nachkonsolidierungsprozess kamen 20 Streifen parallel in die Presse, wobei der Abstand zwischen oberer und unterer Werkzeughälfte über Fühlerlehrenbänder definiert war. Wie in Kapitel 5.2.1 gezeigt wurde, ist diese Art der Nachkonsolidierung nicht optimal. Ein Tauchkanten-Ansatz für die Fertigung der Streifen wäre jedoch deutlich aufwendiger und erfordert ein speziell angefertigtes Werkzeug. Eine Nachkonsolidierung im Vakuumsack im Ofen oder Autoklaven sollte aufgrund einer gleichmäßigeren Druckverteilung auf den Streifen bessere Ergebnisse liefern. Darüber hinaus sind breitere Materialstreifen bei der Fertigung von Wedge-Peel-Proben zu bevorzugen. Bei 6,35 mm breitem Material führen selbst geringste Ablagefehler von bspw. +/- 0,1 mm bereits zu Ergebnisschwankungen von über 6 %, da die real verklebte Fläche geringer als die gemessene Streifenbreite ist. Bei entsprechender Anpassung der Probenherstellung bleibt das Wedge-Peel-Verfahren daher für Vorversuche weiterhin interessant.

Single-Lap-Shear-Versuche

Die Fertigung der Single-Lap-Shear-Versuche basiert auf dem Ansatz von Raps et al. [Raps2022]. Da die für die Vorversuche verfügbare Zugprüfmaschine eine maximale Prüfkraft von 1000 kN aufweist, erfolgte eine Reduktion der Kontaktflächen auf 4x5 mm². Während unterschiedliche Pulsspannungen keine eindeutigen Auswirkungen zeigen, führt eine längere Pulsdauer offenbar zu einer Verschlechterung des Ergebnisses.

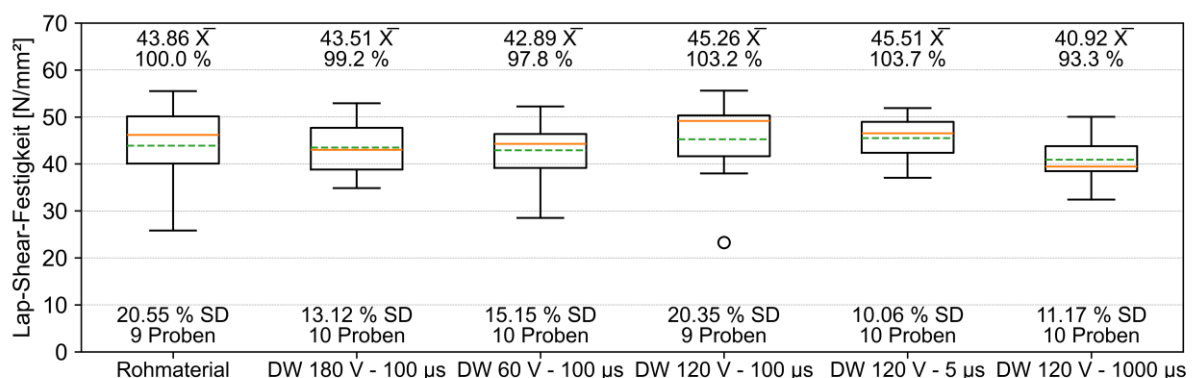


Abb. 5.19: Ergebnisse der Single-Lap-Shear-Versuche

Single-Lap-Shear-Versuche – Fazit

Single-Lap-Shear-Versuche geben Aufschluss über die interlaminare Festigkeit, lassen sich einfach durchführen und erfordern nur wenig Ressourcen. Die Streuung ist jedoch hoch, sodass die Ergebnisse kritisch zu interpretieren sind. Wie in Abb. 5.20 zu sehen, ist der Nachkonsolidierungsprozess nicht optimal verlaufen, sodass die Versuchsfläche zwischen den Tapes nicht komplett gleichmäßig verbunden bzw. verschweißt war. Weiterhin ist ein Randeinfluss beim Übergang zur isolierenden Trennfolie zu sehen. Der durch die Folie eingebrachte Spalt zwischen den Tapes kann, trotz der geringen Dicke der Folie von nur 60 μm , während der Nachkonsolidierung nicht bis an den Rand vollständig geschlossen werden. Dies verursacht eine zufällige Reduktion der realen Verbindungsfläche, was eine größere Streuung der Ergebnisse zur Folge hat. Auch dieser Versuch würde von einer verbesserten Nachkonsolidierung mit gleichmäßigerer Druckverteilung profitieren. Der Einfluss des Randeinflusses kann zudem durch eine größere Verbindungsfläche relativiert werden.

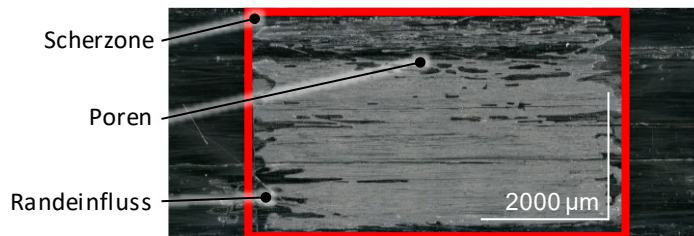


Abb. 5.20 : Einflüsse auf die reale Kontaktfläche der Scherzone beim Single-Lap-Shear-Versuch

Single-Tape-Zugversuche

Bei Einsatz sehr langer Pulse lässt sich bei den abgelegten Tapes eine optische Veränderung der Oberfläche erkennen. Mikroskopieaufnahmen zeigen eine deutliche Zunahme der Faserwelligkeit in den Pulsbereichen, sowohl auf der Oberfläche als auch bei Schliffbildern (siehe Abb. 5.21). Bei kürzeren Pulsen ist der Effekt nicht mehr so eindeutig zu erkennen. Eine Zunahme der Faserwelligkeit sollte jedoch klar an der Zugfestigkeit des Materials erkennbar sein. Aus diesem Grund wurde der Single-Tape-Zugversuch erprobt. Er ist nicht standardisiert oder aus der Literatur bekannt. Bei dieser Methode wird ein einzelnes Tape in eine Zugprüfmaschine eingespannt, um die Zugfestigkeit in Faserrichtung zu überprüfen. Der Einsatz von Aufleimern entfällt, um den Aufwand gering zu halten. Die Versuche zielen darauf ab, den Einfluss von Prozessparametern oder Hardwareanpassungen auf die Materialeigenschaften mit so wenig Aufwand wie möglich zu untersuchen.

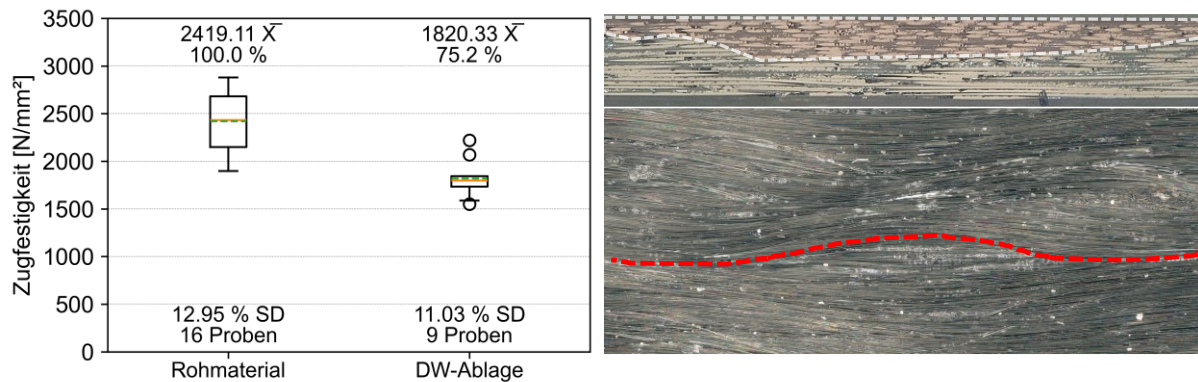


Abb. 5.21: Ergebnisse der Single-Tape-Zugversuche und Mikroskopieaufnahmen des Pulsbereichs bei einem Parametersatz mit langen Pulsen und hoher Pulsleistung

Aufgrund der hohen Zugfestigkeit des Materials ist bei einem 6,35 mm Tape eine 1000 kN Prüfmaschine nicht mehr ausreichend. Daher erfolgten die Versuche auf einer größeren Prüfmaschine. Im Gegensatz zu den anderen Versuchen entfiel zudem die Nachkonsolidierung der Proben, um Einflüsse aus diesem Prozess ausschließen zu können. Tapes, die mittels Widerstandserwärmung abgelegt wurden, standen im Vergleich zu unbehandelten Tapes. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass der Ablegeprozess einen erheblichen Einfluss auf die Zugfestigkeit hat (siehe Abb. 5.21). Die Streuungen sind zwar mit 11-13 % relativ hoch, der Mittelwert der unbehandelten Tapes ist allerdings fast identisch mit dem vom Tape-Hersteller angegebenen Wert von 2410 MPa [Toray2023].

Single-Tape-Zugversuche – Fazit

Der Single-Tape-Zugversuch ist der einfachste der angewandten Vorversuche und dient der Ermittlung der Einflüsse auf die Zugfestigkeit der Halbzeuge. Die großen Streuungen machen nur Tendenzen oder Extremeinflüsse erkennbar und sollten immer kritisch hinterfragt, bzw. mit weiterführenden Versuchen abgesichert werden. Um Unsicherheiten zu reduzieren, ist eine größere Anzahl an Prüfkörpern (> 10) zu testen. Verbesserungsmöglichkeiten sind bei der Krafteinleitung möglich. Die Single-Tape-Probestreifen zerspringen beim Versagen in etliche Einzelteile, es ist jedoch nicht auszuschließen, dass dieser Vorgang im Bereich der Krafteinleitung ausgelöst wird. Beim genormten Vorbild für die Prüfung (DIN EN 2562) ist eine Krafteinleitung über Aufleimer zwingend erforderlich, um das Ergebnis nicht aufgrund der Einflüsse der Einspannung zu verfälschen. Der Versuch konnte aufgrund der höheren Prüfkraft und eingeschränkter Verfügbarkeit der größeren Zugprüfmaschine erst gegen Ende der Versuchsreihe durchgeführt werden. Eine ausführliche Parameterstudie ist daher nicht vorhanden. Die Untersuchungen unterstützen dennoch die These, dass Parametersätze mit kurzer Pulsdauer zu bevorzugen sind. Aufgrund der guten Übereinstimmung des gemittelten Messwerts der unbehandelten Tapes mit den Herstellerangaben, wird zudem davon ausgegangen, dass die Methode gut für schnelle Parameterstudien geeignet ist.

Zwischenfazit – Vorversuche

Die Vorversuche zeigen unterschiedliche Tendenzen. Die Wedge-Peel-Ergebnisse deuten auf negative Einflüsse der Ablage mit Widerstandserwärmung hin. Die Pulsspannung scheint dabei entscheidend zu sein. Die Single-Lap-Shear-Ergebnisse sowie die Single-Tape-Zugversuch-Ergebnisse zeigen hingegen keine Abhängigkeit von der Pulsspannung. Erkennbar ist jedoch ein negativer Trend bei langer Pulsdauer. Die mikroskopische Analyse der Halbzeuge nach Pulseinwirkung zeigt bei erhöhter Pulsdauer eine deutliche Zunahme der Faserwelligkeit. Eine Abnahme der Zugfestigkeit ist daher zu erwarten. Weiterhin ist auf Schliffbildern eine deutlich sichtbare Zunahme von Poren in abgelegten Proben zu erkennen, die noch nicht nachkonsolidiert wurden. Eine gute Nachkonsolidierung scheint diese jedoch nahezu vollständig zu beseitigen.

Die Untersuchungen verdeutlichen, dass die aufgrund der auf 1 kN begrenzten Prüfkkräfte erforderliche Reduktion der Probendimensionen zu erhöhten Streuungen führt. Weiterhin ist das Nachkonsolidieren in der Heißpresse mit vorgegebenem Spaltmaß ungeeignet. Trotz der identifizierten Schwächen lässt sich festhalten, dass die eingesetzten Versuchsmethoden ein effizientes Mittel zur Analyse des Einflusses unterschiedlicher Prozessparameter darstellen.

Die Pulsspannung hat einen maßgeblichen Einfluss auf die maximale Prozessgeschwindigkeit und die Energieeffizienz. Zudem legen die Wedge-Peel-Ergebnisse nahe, dass eine erhöhte Spannung einen negativen Einfluss auf die mechanischen Kennwerte hat. Während der Vorversuche wurde deutlich, dass die minimale Spannung bei Verwendung der CF-LM-PAEK-Tapes nicht zu niedrig sein darf. Zu geringe Spannungen verursachen starke Schwankungen der Prozesstemperatur. In den finalen genormten Versuchen ist daher ein Vergleich von Parametersätzen vorgesehen, bei denen Strompulse mit 60 V und 180 V zum Einsatz kommen. Aufgrund der eindeutigen Beeinflussung durch zu lange Pulse wird die Pulsdauer für beide Parametersätze auf ein Minimum gesetzt. Der minimale Pulsabstand liegt hardwarebedingt bei etwa 0,06 mm. Bei Einsatz der AFP-Prototyp-Konfiguration 3 ist bei 60 V eine Pulsdauer von 80 µs erforderlich, um eine ausreichende Haftung der CF-LM-PAEK-Tapes bei der Ablage zu erreichen. Die für die Norm-Prüfplatten ausgewählten finalen Parametersätze sind in Tabelle 5.5 zu sehen.

Tabelle 5.5: Prozessparameter der finalen Thermoplast-Prüfplatten

Platten	Geschwindigkeit [mm/s]	Pulsspannung [V]	Pulsdauer [µs]	Pulsabstand [mm]
Strompulse – 60 V	500	60	80	0,06
Strompulse – 180 V	500	180	85	1

5.2.3 ILSS-Prüfung

Die Ergebnisse der ILSS-Versuchsreihe sind in Abb. 5.22 zu sehen. Die Rohmaterial-Platte gilt als Referenz und schneidet am besten ab. Die Kennwerte der mit der Widerstandserwärmung gefertigten Platten liegen geringfügig darunter. Ein interlaminares Scherversagen war visuell nicht erkennbar. Der Prüfkraftverlauf lässt jedoch bei sämtlichen Proben einen markanten Knick im Anstieg der Zugkraft erkennen (siehe Abb. 5.22 rechte Seite). Die charakteristische Absenkung wurde als Indikator für interlaminares Scherversagen interpretiert und zur Bestimmung der Kennwerte genutzt. Die Ergebnisse deuten auf eine minimale negative Beeinflussung durch die direkte Widerstandserwärmung hin.

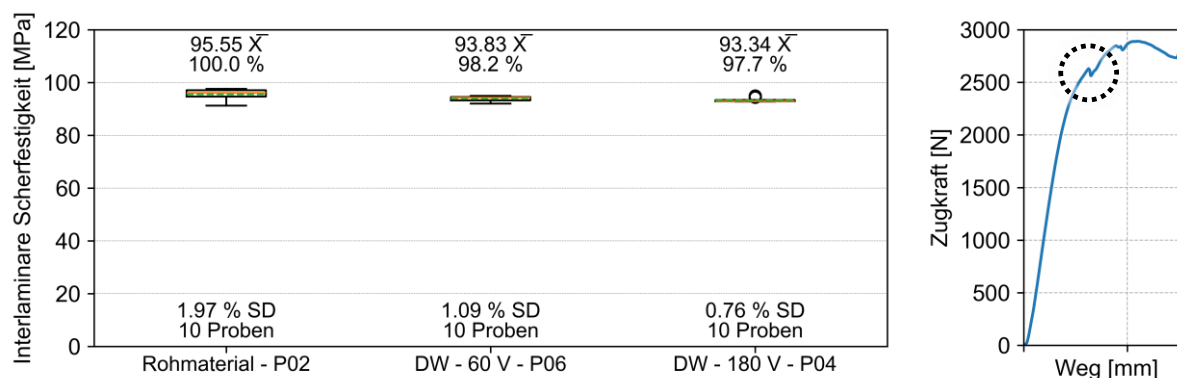


Abb. 5.22: Ergebnisse der ILSS Prüfungen mit CF-LM-PAEK sowie ein typischer Prüfkraftverlauf mit Markierung des charakteristischen Knicks (DIN EN ISO 14130)

5.2.4 Zugproben quer zur Faserrichtung

Bei den Querzugproben schneidet die mit 60 V-Pulsen gefertigte Platte unerwarteterweise mit Abstand am besten ab (siehe Abb. 5.23). Dieser Probensatz erreicht eine Querzugfestigkeit, die 6,6 % über der Rohmaterial-Referenz liegt. Allerdings sind auch die Streuungen mit einer Standardabweichung von bis zu 6,4 % etwas höher. Die Kennwerte der 180 V-Platte sind mit denen der Rohmaterial-Referenz vergleichbar. Ein negativer Einfluss der Heiztechnologie auf die Kennwerte ist bei den Querzugproben nicht erkennbar, jedoch schneidet die 180 V-Platte erneut schlechter ab als die 60 V-Platte.

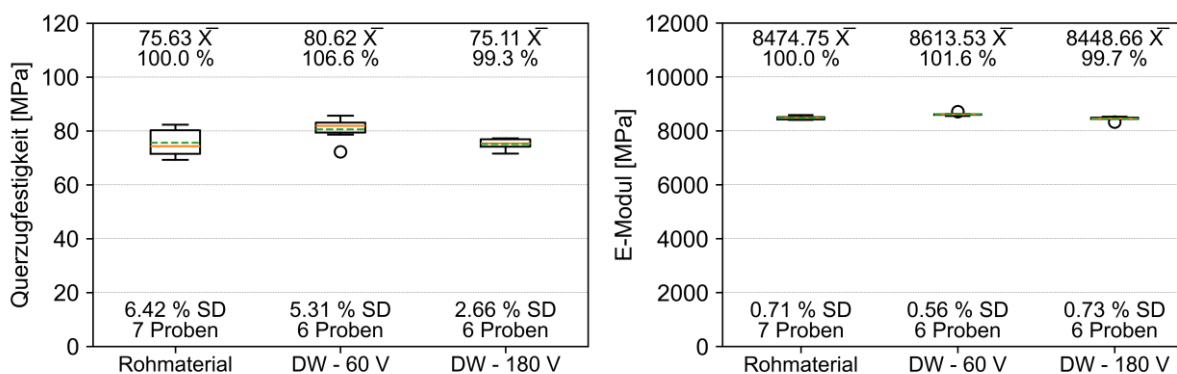


Abb. 5.23: Ergebnisse der Querzugversuche mit CF-LM-PAEK (DIN EN ISO 527-5)

5.2.5 Zugproben in Faserrichtung

Abb. 5.24 zeigt die Ergebnisse der Zugversuche. Bei dieser Versuchsreihe weist die Rohmaterial-Referenz wieder die besten Kennwerte auf. Die Zugfestigkeit der mit Widerstandserwärmung gefertigten Platten ist jedoch mit einem um 1,5 % bzw. 3 % reduzierten Wert nur knapp unterhalb der Zugfestigkeit der Referenz. Auch hier schneidet die 180 V-Platte wieder am schlechtesten ab. Beim E-Modul ist eine stärkere Beeinträchtigung zu erkennen. Hier liegen die Kennwerte 3,3 % bzw. 5,3 % unterhalb der Referenz-Kennwerte.

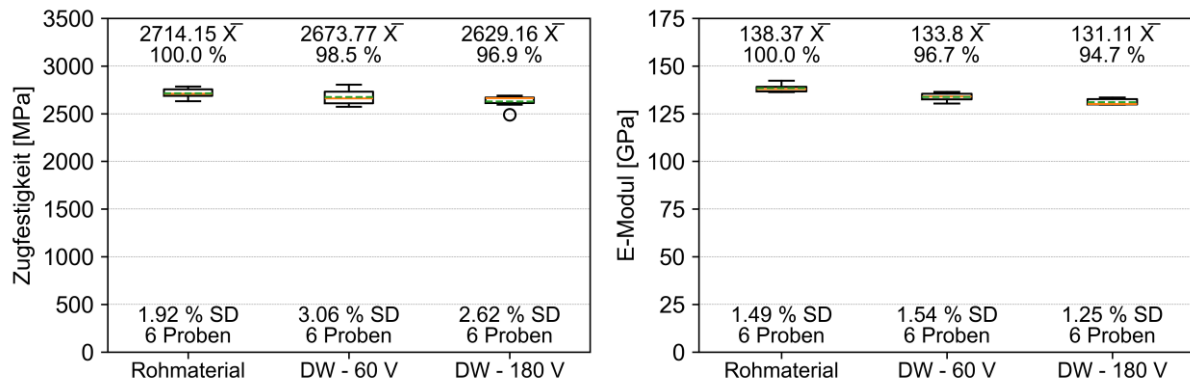


Abb. 5.24: Ergebnisse der Zugversuche in Faserrichtung mit CF-LM-PAEK (DIN EN 2562)

5.3 Ergebnisse der Fertigungsversuche

Die Fertigungsversuche dienen der Ermittlung des Einflusses der direkten Widerstandserwärmung auf die Fertigung von Bauteilen mit dem AFP-Verfahren. Drei verschiedene Endeffektor-Konfigurationen, mit spezifischen Unterschieden in Bezug auf die Ein- und Ausleitung des Stroms, kamen zum Einsatz (Abb. 5.1 bis Abb. 5.3). Die konstante Bestromung mit niedriger Spannung (< 24 V) und die gepulste Bestromung mit höheren Spannungen (bis 180 V) wurden getestet. Die Versuchsreihen basieren auf der Verarbeitung von zwei verschiedenen Trockenfasermaterialien und einem thermoplastischen Prepreg-Tape. Proben, die ohne direkte Widerstandserwärmung gefertigt wurden, dienen jeweils als Referenz, um potenzielle Einflüsse der Technologie aufzudecken.

Bei den Trockenfasermaterialien ist kein direkter Einfluss der Heiztechnologie auf die untersuchten Kennwerte festzustellen. Die vorhandenen Abweichungen nach oben und nach unten sind zu gering und zudem zufällig verteilt. Die Querkzugproben zeigen eine deutliche Abweichung nach unten, die jedoch im Kontext einer insgesamt hohen Streuung innerhalb der Versuchsreihe zu sehen ist. Als mögliche Ursache wird eine eingeschränkte Permeabilität der Preform vermutet. Das Einleiten des Harzes quer zur Faser hat wahrscheinlich zu trockenen Stellen in der Platte geführt, die dann eine geringere Querkzugfestigkeit zur Folge hatte. Der Einsatz der direkten Widerstandserwärmung kann bei den Trockenfaser-Halbzeugen nachweislich eine geringere Permeabilität und ein geringeres Bulking zur Folge haben. Der Effekt zeigt sich insbesondere bei Fertigungsversuchen mit lockereren Halbzeugen wie dem Trockenfaser-Tow-210.

Die Untersuchungen mit dem CF-LM-PAEK-Tape zeigen, dass eine Beeinträchtigung des Tapes während der Ablage stattfindet. Bei hochintensiven Pulsparametern lässt sich nach der Ablage bereits optisch eine erhöhte Faserwelligkeit auf der Oberfläche des Halbzeugs erkennen. Bei unidirektionalen Proben reduziert dies sowohl die Zugfestigkeit als auch die Steifigkeit [Wu2020]. Bei den final gewählten Parametersätzen ließ sich keine ausgeprägte Faserwelligkeit mehr erkennen. Zudem ist anzunehmen, dass bei der Ablage eingebrachte Welligkeiten während der Nachkonsolidierung teilweise wieder ausgeglichen werden. Die Untersuchungen der Zugfestigkeit in Faserrichtung zeigen mit um 3,1 % reduzierten Kennwerten dennoch eine vergleichsweise deutliche Abnahme bei zunehmender Pulsspannung (siehe Abb. 5.24). Eine zunehmende Faserwelligkeit in der Tape-Ebene ist vermutlich auch der Grund für die Abnahme der ILSS-Kennwerte. Die Querkzugproben hingegen zeigen keine negative Tendenz beim Vergleich mit der Referenz. Die bei 60 V gepulsten Proben haben sogar eine um 6,6 % erhöhte und somit bessere Querkzugfestigkeit. Auch in diesem Fall erscheint eine erhöhte Faserwelligkeit als mögliche Erklärung plausibel. Die bei 180 V gepulsten Proben sollten jedoch eine höhere Faserwelligkeit aufweisen. Da ihr Kennwert 7,3 % unter dem der 60 V-Proben liegt, lässt sich diese Annahme nicht klar bestätigen.

Die Versuche zeigen, dass der Einsatz der Technologie beim AFP-Verfahren grundsätzlich ohne kritische Schädigungen möglich ist. Die Untersuchungen mit CF-LM-PAEK-Tapes haben jedoch aufgedeckt, dass der Einsatz hochintensiver Pulse das Halbzeug auch nachweislich beeinträchtigen kann. Der für die Normproben eingesetzte 180 V-Parametersatz hat minimal niedrigere Kennwerte als die Referenz, die aus einer Mutterrolle des Rohmaterials hergestellt wurde. Durch weitere Verbesserungen der Technologie und einer Optimierung der Nachkonsolidierung sind unter Umständen noch bessere Kennwerte erreichbar. In den durchgeführten Versuchen wurde das verwendete Material weder getrocknet noch vorkonditioniert. Arquier et al. weisen jedoch darauf hin, dass das Trocknen der Materialien entscheidend zur Porenreduktion beitragen kann, da eingeschlossene Feuchtigkeit beim schnellen Erhitzen stark expandiert [Arquier2022]. Der Parametersatz erlaubt theoretisch allerdings auch schon Ablagegeschwindigkeiten von über 11 m/s. Der theoretische Wert v_{max} errechnet sich aus der real erzielten Ablagegeschwindigkeit v , der dabei eingesetzten Pulsdauer t_{Puls} und dem eingestellten Pulsabstand s_{Puls} :

$$v_{max} = v \cdot t_{Puls} / s_{Puls} \cdot \quad 5-1$$

Aufgrund kinematischer und mechanischer Randbedingungen bleiben die maximalen Prozessgeschwindigkeiten beim AFP-Verfahren in der Regel deutlich unterhalb von 2 m/s. Selbst beim Wickeln sind keine Anlagen bekannt, die mit Geschwindigkeiten über 5 m/s arbeiten. Die Pulsintensität lässt sich entsprechend reduzieren, was sich voraussichtlich positiv auf die Bauteilqualität auswirkt.

Vergleicht man die Ergebnisse mit dem In-situ-Fertigungsansatz, erscheinen sie äußerst vielversprechend. Die potenziell erreichbaren Fertigungsgeschwindigkeiten übertreffen die der In-situ-Fertigung um ein Vielfaches, da dort bereits ab etwa 500 mm/s deutliche Einbußen bei den mechanischen Kennwerten unvermeidbar scheinen. Darüber hinaus sind die

Verschlechterungen der Kennwerte der Nachkonsolidierten Proben vergleichsweise vernachlässigbar. Raps et al. und Di Francesco et al. berichten in ihren Untersuchungen von einer Verschlechterung ihrer im In-situ-Verfahren gefertigten Proben gegenüber der jeweiligen Referenz um 20 % bis deutlich über 30 % **[Raps2024, DiFrancesco2016]**. Mössinger et al. beobachteten in ihren Untersuchungen bei Querkzugproben sogar eine Abnahme der Kennwerte von über 50 % **[Mössinger2024a]**. Die Qualität von In-situ-gefertigten Bauteilen wird durch unterschiedliche Ansätze verbessert, darunter beheizte Werkzeuge und nachträgliches Tempern. Zhang et al. zeigen, dass durch mehrfaches Überrollen der Proben bei aktiviertem Laserstrahl eine verbesserte Schichthaftung und eine Reduktion von Poren erreicht werden kann **[Zhang2024]**.

6 Zusammenfassung und Fazit

Die vorliegende Arbeit behandelt die direkte Widerstandserwärmung von Carbonfaser-Halbzeugen mit der vorzugsweisen Anwendung beim Automated Fiber Placement-Verfahren. Die Widerstandserwärmung über den direkten Kontakt mit den Carbonfasern ist die im Vergleich zum Stand der Technik energieeffizienteste Heizmethode. Für den Einsatz im AFP-Verfahren sind die damit hohen erreichbaren Heizraten von besonderer Bedeutung. Sie übertreffen die Leistungsfähigkeit konventioneller Systeme, wie Laser-Heiztechnologien, deutlich. Es lassen sich höhere Ablagegeschwindigkeiten realisieren und Fertigungsanlagen konzipieren, die eine höhere Produktionsrate ermöglichen. Weitere Vorteile sind die voraussichtlich geringeren Kosten der Heiztechnologie sowie der reduzierte Bauraumbedarf.

Die durchgeführten Untersuchungen zielen darauf ab, die Heiztechnologie auf ihre Eignung für den industriellen Einsatz zu überprüfen. Zu diesem Zweck wurden drei Forschungsschwerpunkte definiert:

- Analyse der wichtigsten Parameter für die Auslegung der Heiztechnologie
- Entwicklung eines Modells für eine zuverlässige Vorhersage der Prozesstemperaturen
- Untersuchung der Einflüsse der Heiztechnologie auf den Fertigungsprozess und die damit hergestellten Bauteile

Zunächst wurden die grundlegenden Komponenten analysiert, aus denen sich die Heiztechnologie zusammensetzt. Bei der Auslegung der Kontaktelektroden sind vor allem die Kontaktfläche und die zwischen Carbonfaser-Halbzeug und Elektrode vorherrschende Flächenpressung relevant. Sie beeinflussen maßgeblich den Kontaktwiderstand, der bei der direkten Einleitung des Stroms in das Halbzeug entsteht. Die Kontaktierung der Halbzeuge kann einseitig über Umlenkrollen geschehen oder beidseitig über Klemmkontakte. Zu beachten ist, dass eine Verbesserung der Kontaktierung typischerweise zu höheren Zugkräften im Halbzeug führt. Beim AFP-Prozess können hierfür, abhängig vom Halbzeug, empfohlene Obergrenzen bestehen. Der Abstand zwischen der stromeinleitenden Kontaktelektrode und der Ausleitungselektrode ist als Heizstrecke definiert. Ihre Länge hat einen wichtigen Einfluss auf den Prozess. Sehr kurze Heizstrecken können zu einer inhomogenen Temperaturverteilung im Halbzeug führen und die Energieeffizienz verringern. Lange Heizstrecken hingegen erhöhen den Gesamtwiderstand. Wird die eingesetzte elektrische Spannung aus Sicherheitsgründen begrenzt, kann ein hoher Gesamtwiderstand die maximal erreichbare Prozessgeschwindigkeit limitieren. Die maximal im Prozess einsetzbare Spannung ist davon abhängig, ob der Strom konstant zugeführt wird oder über Pulse. Der gezielte Einsatz kurzer Hochspannungs-Heizpulse mit bis zu 200 V führt kurzzeitig zu sehr hohen Stromdichten bis über 300 A/mm². Dies hat bedeutende Auswirkungen auf die verwendeten Carbonfaser-Halbzeuge. Die untersuchten Materialtypen – Rohfaser, bebinderte Trockenfaser-Halbzeuge und ein thermoplastisches Prepreg – zeigen charakteristische Unterschiede. Der längenspezifische Widerstand in Faserrichtung, der Querverstand und der Kontaktwiderstand verringern sich je nach Konfiguration und angelegter Spannung deutlich, teilweise um mehrere Größenordnungen. Ein erheblicher Teil der Widerstands-

reduktion ist dabei irreversibel und weist auf bleibende Veränderungen der Halbzeuge hin. Die detaillierte Analyse der drei Hauptwiderstände und deren Abhängigkeiten voneinander wird durch spezialisierte Prüfvorrichtungen und ein Modell des elektrischen Widerstandsnetzwerks ermöglicht. Das Modell erlaubt zudem eine realistische Simulation der Energieverteilung im Halbzeug, was eine wesentliche Grundlage für eine Temperaturvorhersage ist.

Ein weiterer Schwerpunkt ist die Entwicklung eines Temperaturmodells für die direkte Widerstandserwärmung. Das bewusst einfach gehaltene Modell basiert auf drei Eingangsparametern: der Heizleistung, der Verlustleistung und der spezifischen Wärmekapazität des Halbzeugs. Die Bestimmung der Heizleistung basiert auf dem vorgestellten Modell des elektrischen Widerstandsnetzwerks und den experimentell ermittelten Widerstandskennwerten. Insbesondere der Verlauf der Heizleistung in den Kontaktbereichen kann ohne ein Modell nicht zuverlässig bestimmt werden. Die temperaturabhängige Verlustleistung lässt sich sehr gut experimentell bestimmen. Die Verwendung der Widerstandserwärmung erweist sich dabei als besonders geeignete Methode. Mit einem einfachen Versuchsaufbau werden die Kennlinien für die freie Heizstrecke und die Elektroden-Kontaktbereiche bestimmt, in denen aufgrund von Konduktion ein deutlich erhöhter Wärmetransfer stattfindet. Die Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität erfolgt üblicherweise mit Hilfe des DSC-Verfahrens. Es wird ein alternatives Verfahren vorgestellt, das auf der Anwendung gepulster Widerstandserwärmung basiert und gute Ergebnisse bei minimalem Aufwand liefert. Die Validierung des Temperaturmodells erfolgt an einem Versuchsaufbau, mit dem alle relevanten Parameter einstellbar oder messbar sind. Ein Vergleich der experimentellen und simulierten Ergebnisse zeigt eine gute Übereinstimmung, wobei die Abweichungen deutlich unter $\pm 10^\circ\text{C}$ liegen und im Zieltemperaturbereich weniger als 6 % betragen. Die durchgeführte Analyse der im Modell enthaltenen Parameter zeigt deren jeweiligen Einfluss auf die resultierende Prozesstemperatur, wobei ein Vergleich bei hohen und niedrigen Prozessgeschwindigkeiten erfolgt. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass die Verlustleistungen mit steigender Geschwindigkeit zunehmend an Bedeutung verlieren und bereits ab etwa 1000 mm/s bei ersten Konfigurationen vernachlässigt werden können. Abschließend erfolgt eine Diskussion der im Rahmen der Modellierung getroffenen Annahmen und Vereinfachungen. Lediglich die Annahme einer homogenen Temperaturverteilung über die Breite ist kritisch zu sehen. Sie ist nur unter bestimmten Randbedingungen gerechtfertigt. Wesentliche Einflussfaktoren sind hierbei der Kontakt- und Querwiderstand sowie die geometrische Breite des Halbzeugs. Ein Festlegen von Grenzwerten ist letztlich nicht möglich. Der Einfluss der Temperaturhomogenität über die Breite sollte jedoch bei der Anwendung der Heiztechnologie stets überprüft werden.

Die Auswirkungen der direkten Widerstandserwärmung auf den Fertigungsprozess und die damit hergestellten Bauteile sind maßgeblich für die Attraktivität der Heiztechnologie. Für die Versuche kommt ein vollautomatisierter Legeprozess mit einem robotergeführten AFP-Endeffektor-Prototyp zum Einsatz, der im Rahmen dieser Arbeit für die Verwendung der direkten Widerstandserwärmung entwickelt wurde. Die Untersuchungen basieren auf drei verschiedenen Konfigurationen der Heiztechnologie, die sich hinsichtlich der Ein- und Ausleitungskonzepte sowie der Verwendung konstanter oder gepulster Stromzufuhr unterscheiden. Untersucht werden zwei verschiedene Trockenfaser-Halbzeuge sowie ein CF-LM-

PAEK-Prepreg. Bei den Trockenfaser-Materialien folgt auf die Ablage der Preformen ein Tränkungsprozess. Um spezifische Einflüsse der direkten Widerstandserwärmung sicher identifizieren zu können, enthält jede Prüfreihe Referenzproben. Deren Fertigung erfolgte entweder mit einem Infrarotstrahler oder einer Xenon-Blitzlampe. Mechanische Prüfungen mit genormten ILSS-Proben sowie 0°- und 90°-Zugproben ergaben bei den Trockenfaser-Halbzeugen keine relevanten Auffälligkeiten. Die mit der direkten Widerstandserwärmung gefertigten Preformen aus dem Trockenfaser-Tow-210 zeigen jedoch ein deutlich geringeres Re-Bulking. Die Ursache ist auf das volumetrische Aufheizen der Halbzeuge zurückzuführen. Infolge der höheren gespeicherten Wärmemenge kann der aufgeschmolzene Binder tiefer in das Material eindringen, bevor er unter der Andruckrolle durch Abkühlung erstarrt. Dies führt zu einer besseren Formtreue der Preformen, was Vorteile bei einem RTM-Prozess mit geschlossenem Werkzeug haben kann. Allerdings verringert der in die Fasern eingedrungene Binder die Permeabilität, was eine angepasste Prozessführung erforderlich machen kann, um das Risiko trockener Stellen im Bauteil ausschließen zu können.

Hohe Prozessgeschwindigkeiten führen beim Ablegen von Thermoplast-Prepregs zu einer Verschlechterung der Lagenanbindung. Bereits ab einer Geschwindigkeit von etwa 500 mm/s sind Beeinträchtigungen der mechanischen Kennwerte feststellbar. Zudem ist die in den Untersuchungen eingesetzte Heiztechnologie-Konfiguration nicht für die In-situ-Ablage optimiert, da ausschließlich das zugeführte Tape und nicht der Ablageuntergrund aufgeheizt wird. Um optimale mechanische Kennwerte zu erzielen und diese mit einer Referenzprobe zu vergleichen, wurde nach der Ablage eine Nachkonsolidierung in der Heißpresse durchgeführt. Die Referenzproben bestehen aus einer manuell hergestellten Preform ohne Einsatz von Heiztechnologie und durchlaufen denselben Nachkonsolidierungsprozess. Zur Reduzierung des Aufwands und der Kosten wurden bei der CF-LM-PAEK-Probenreihe zunächst verschiedene Vorversuche durchgeführt. Zudem lag der Fokus auf der Identifikation von Schnelltest-Verfahren mit hoher Aussagekraft, die bei minimalem Aufwand zuverlässige Ergebnisse liefern. Der Wedge-Peel- und der Single-Lap-Shear-Versuch geben Aufschluss über die interlaminaeren Festigkeitseigenschaften. Aufgrund geringerer Streuungen wird der an 4-lagigen, tapefrmigen Probekörpern durchgeführte Single-Lap-Shear-Versuch trotz des etwas höheren Aufwands bevorzugt. Der Ansatz, die kleinen Vorversuchsproben mit vorgegebenem Spaltmaß in der Heißpresse nachzukonsolidieren, erweist sich aufgrund des fehlenden hydrostatischen Drucks als ungeeignet. Eine erste qualitative Beurteilung der Proben, insbesondere hinsichtlich der Qualität der Konsolidierung, lässt sich sehr gut anhand von Mikroskopieaufnahmen durchführen. Zur Überprüfung der Einflüsse der Heiztechnologie auf die Zugfestigkeit in Faserrichtung erweist sich der Single-Tape-Zugversuch als unkompliziert und effizient. Die sichtbare Welligkeit von Fasern an der Tape-Oberfläche nach hochintensiven Heizpulsen gab Anlass zur Erprobung eines solchen Schnellversuchs. Die Vorversuche zeigen, dass eine Beeinträchtigung des Materials bei zu hoher Pulsenergie zu erwarten ist. Für die finale Versuchsreihe mit genormten 0°- und 90°-Zugproben sowie ILSS-Proben wurde die Pulsdauer entsprechend reduziert. Aufgrund der entscheidenden Bedeutung der elektrischen Spannung für die Heiztechnologie wurden letztlich Parametersätze mit hoher und niedriger Pulsspannung sowie eine Referenzprobe verglichen. Die

Ergebnisse deuten auf eine leichte Verschlechterung der untersuchten mechanischen Kennwerte bei höherer Pulsspannung hin. Die Abweichungen liegen jedoch lediglich im niedrigen einstelligen Prozentbereich. Ein genereller Einfluss durch das AFP-Verfahren ist nicht auszuschließen und könnte ebenfalls zur Verschlechterung beigetragen haben. Darüber hinaus hat der Nachkonsolidierungsprozess einen erheblichen Einfluss auf die resultierenden Kennwerte und hat vermutlich ebenfalls zur Streuung der Versuchsergebnisse beigetragen.

Abschließend lässt sich festhalten, dass die direkte Widerstandserwärmung von Carbonfaser-Halbzeugen ein großes Potenzial für den Einsatz bei Fertigungsverfahren, wie dem AFP-Prozess oder dem Wickeln, hat. Die gepulste Energiezufuhr über Heizpulse mit hoher elektrischer Spannung bringt dabei entscheidende Vorteile mit sich, die zudem auch bei anderen Prozessen nutzbar sind. Die ohnehin bereits sehr hohe Energieeffizienz der Widerstandserwärmung wird weiter durch eine Reduktion der Kontaktwiderstände verbessert. Minimierte Streuungen der Widerstände führen zu geringeren Temperaturdifferenzen während des Prozesses. Bei stark isolierten Halbzeugen kann eine zu geringe Prozessspannung zu unkontrollierbaren Prozesstemperaturen führen. Insbesondere bei thermoplastischen Prepregs kann der Einsatz hoher elektrischer Spannungen zudem eine Grundvoraussetzung für die Kompatibilität zur Heiztechnologie sein. Die hochintensiven Pulse erzeugen allerdings auch nachweislich irreversible Veränderungen in den Halbzeugen. Alle bisher durchgeführten Fertigungsversuche zeigen jedoch, dass kein kritischer Einfluss auf die mechanischen Kennwerte der Proben zu erwarten ist, die mit dem AFP-Verfahren bei Einsatz der direkten Widerstandserwärmung hergestellt werden. Bei den thermoplastischen Prepregs ist dafür zwar im Gegensatz zum In-situ-Ansatz eine Nachkonsolidierung erforderlich, allerdings übertreffen die potenziellen Fertigungsgeschwindigkeiten bei Einsatz der Widerstandserwärmung die der In-situ-Fertigung auch um ein Vielfaches. Zudem ist zu erwarten, dass Bauteile, die eine gezielte Nachkonsolidierung erhalten, normalerweise auch eine bessere mechanische Performance als In-situ gefertigte Bauteile haben werden. Die in der Arbeit entwickelten Prüfaufbauten und -verfahren, sowie die Modelle für das Widerstandsnetzwerk und die Temperaturvorhersage sollten darüber hinaus eine effiziente Weiterentwicklung und Industrialisierung der Heiztechnologie begünstigen.

7 Ausblick

Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit erzielten Ergebnisse sind vielversprechend und verdeutlichen das große Potenzial der direkten Widerstandserwärmung beim AFP-Verfahren. Mit dem entwickelten AFP-Prototyp-Endeffektor ist bereits eine vollautomatisierte Fertigung von ebenen Preformen möglich. Für die weitere Industrialisierung der Heiztechnologie sind folgende Punkte von besonderem Interesse:

- Umsetzung und Demonstration einer Ablage mit mehreren unabhängig voneinander zugeführten Halbzeugen (Multitow-Endeffektor)
- Segmentierte Kontaktelektroden für eine homogene Temperaturverteilung bei besonders breiten Halbzeugen und grenzwertigen Thermoplast-Prepregs
- Weiterentwicklung des Modells und der Steuerung zwecks Nutzung segmentierter Elektroden, um eine ausreichend homogene Temperaturverteilung zu gewährleisten
- Fertigungsversuche von komplexen Demonstratorbauteilen im Dauerbetrieb
- Weitere Untersuchungen zu den Einflüssen auf die mechanischen Kennwerte mit verschiedenen Halbzeugen

Aufgrund der großen Bedeutung der spezifischen Halbzeug-Eigenschaften für den Prozess wäre eine begleitende Entwicklung angepasster Halbzeuge überaus interessant. Besonders bei den thermoplastischen Prepregs ist dies unter Umständen entscheidend für die Kompatibilität zur Heiztechnologie. Zu hohe Kontakt- und Querwiderstände oder deren zu hohe Streuung kann ein Ausschluss-Kriterium sein. Bei den Trockenfaser-Halbzeugen könnten die Eigenschaften Permeabilität und Bulking in Bezug auf das volumetrische Heizverfahren angepasst werden. Hier sind jedoch auch Anpassungen der Heizstrategie denkbar. Die direkte Widerstandserwärmung bietet beste Voraussetzungen, um lediglich lokale Heftpunkte während der Ablage zu setzen. Dies würde neben Bulking und Permeabilität auch die Drapierbarkeit der Preformen beeinflussen.

Neben dem AFP-Prototypen wurde am DLR in Stade auch eine Wickelanlage aufgebaut, die mit direkter Widerstandserwärmung arbeitet. Ihr Einsatz ermöglicht Prozessgeschwindigkeiten von über 2000 mm/s. Ring- und Rohrproben sowie hohe Beschleunigungen von weit über 2 g ermöglichen die effiziente Untersuchung der Einflüsse extremer Prozessgeschwindigkeiten. Ein weiteres Netzteil ermöglicht zudem auch den Einsatz noch höherer elektrischer Spannungen. Darüber hinaus können beim Wickelprozess sehr hohe Zugkräfte im Halbzeug eingesetzt werden. Somit lassen sich auch deutlich höhere Flächenpressungen bei einer doppelseitigen Klemmkontaktierung erproben. Für die Ein- und Ausleitung des Stroms gibt es verschiedene Möglichkeiten. Je nach Prozess oder Bauteil kann es hier spezifische Vor- und Nachteile geben. Ein erweitertes Modell des elektrischen Widerstandsnetzwerks kann dabei helfen, die beste Lösung zu finden. Insbesondere bei Varianten, bei denen der Ablegeuntergrund als Elektrode dienen soll.

Literaturverzeichnis

- [Ageorges2000]** Ageorges, C., Ye, L., & Hou, M. (May 2000). Experimental investigation of the resistance welding for thermoplastic-matrix composites. Part I: heating element and heat transfer. *Composites Science and Technology*, 60, 1027–1039. doi:10.1016/s0266-3538(00)00005-1
- [Alves2021]** Alves, M. P., Cimini Junior, C. A., & Ha, S. K. (October 2021). Fiber waviness and its effect on the mechanical performance of fiber reinforced polymer composites: An enhanced review. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 149, 106526. doi:10.1016/j.compositesa.2021.106526
- [Arias1998]** Arias, Marcos. (1998). Experimentelle Untersuchung des kontinuierlichen und gepulsten Widerstandsschweissen als Fügeverfahren zur Herstellung von Faserverbundbauteilen mit thermoplastischer Matrix. ETH Zurich. doi:10.3929/ETHZ-A-001988460
- [Arquier2022]** Arquier, R., Iliopoulos, I., Régnier, G., & Miquelard-Garnier, G. (August 2022). Consolidation of continuous-carbon-fiber-reinforced PAEK composites: a review. *Materials Today Communications*, 32, 104036. doi:10.1016/j.mtcomm.2022.104036
- [Assadi2020]** Assadi, M., & Field, T. (March 2020). AFP Processing of Dry Fiber Carbon Materials (DFP) for Improved Rates and Reliability. SAE Technical Paper Series. SAE International. doi:10.4271/2020-01-0030
- [Athanasopoulos2011a]** Athanasopoulos, N., & Kostopoulos, V. (September 2011). Prediction and experimental validation of the electrical conductivity of dry carbon fiber unidirectional layers. *Composites Part B: Engineering*, 42, 1578–1587. doi:10.1016/j.compositesb.2011.04.008
- [Athanasopoulos2011b]** Athanasopoulos, N., Sikoutris, D., Panidis, T., & Kostopoulos, V. (December 2011). Numerical investigation and experimental verification of the Joule heating effect of polyacrylonitrile-based carbon fiber tows under high vacuum conditions. *Journal of Composite Materials*, 46, 2153–2165. doi:10.1177/0021998311430159

- [Aziz2017]** Aziz, A. R., Ali, M. A., Zeng, X., Umer, R., Schubel, P., & Cantwell, W. J. (November 2017). Transverse permeability of dry fiber preforms manufactured by automated fiber placement. *Composites Science and Technology*, 152, 57–67. doi:10.1016/j.compscitech.2017.09.011
- [Boon2021]** Boon, Y. D., Joshi, S. C., & Bhudolia, S. K. (June 2021). Review: Filament Winding and Automated Fiber Placement with In Situ Consolidation for Fiber Reinforced Thermoplastic Polymer Composites. *Polymers*, 13, 1951. doi:10.3390/polym13121951
- [Brasington2021]** Brasington, A., Sacco, C., Halbritter, J., Wehbe, R., & Harik, R. (October 2021). Automated fiber placement: A review of history, current technologies, and future paths forward. *Composites Part C: Open Access*, 6, 100182. doi:10.1016/j.jcomc.2021.100182
- [Cano2001]** Cano, R. J., Belvin, H. L., Hulcher, A. B., & Grenoble, R. W. (2001). Studies on Automated Manufacturing of High Performance Composites.
- [Çelik2021a]** Çelik, M., Noble, T., Maguire, J., Robert, C., & O'Bradaigh, C. (September 2021). Optimised Joule Heating of Carbon Fibres in a Low-Cost, High-Speed Powder-Epoxy Towpregging Pilot Production Line. SAMPE Europe Conference 2021, Baden/Zürich - Switzerland.
- [Çelik2021b]** Çelik, O., Choudhary, A., Peeters, D., Teuwen, J., & Dransfeld, C. (October 2021). Deconsolidation of thermoplastic prepreg tapes during rapid laser heating. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 149, 106575. doi:10.1016/j.compositesa.2021.106575
- [Çelik2022]** Çelik, M., Noble, T., Haseeb, A., Maguire, J., Robert, C., & Brádaigh, C. M. (August 2022). Contact resistance heating of unidirectional carbon fibre tows in a powder-epoxy towpregging line. *Plastics, Rubber and Composites*, 51, 383–392. doi:10.1080/14658011.2022.2108982
- [Çelik2023]** Çelik, M., Maguire, J. M., Noble, T., Robert, C., & Brádaigh, C. M. (January 2023). Numerical and experimental investigation of Joule heating in a carbon fibre powder epoxy towpregging line. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 164, 107285. doi:10.1016/j.compositesa.2022.107285
- [Cengel2002]** Cengel, Y. A. (2002). *Heat Transfer: A Practical Approach*. 2nd Edition. McGraw-Hill Professional, New York, USA.

- [Chekanov1999]** Chekanov, Y., Ohnogi, R., Asai, S., & Sumita, M. (1999). Electrical properties of epoxy resin filled with carbon fibers. *Journal of Materials Science*, 34, 5589–5592. doi:10.1023/a:1004737217503
- [Chen2015]** Chen, J., Chen-Keat, T., Hojjati, M., Vallee, A. J., Outeau, M.-A., & Yousefpour, A. (March 2015). Impact of layup rate on the quality of fiber steering/cut-restart in automated fiber placement processes. *Science and Engineering of Composite Materials*, 22, 165–173. doi:10.1515/secm-2013-0257
- [Chu2017]** Chu, Q., Li, Y., Xiao, J., Huan, D., Zhang, X., & Chen, X. (March 2017). Processing and characterization of the thermoplastic composites manufactured by ultrasonic vibration–assisted automated fiber placement. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 31, 339–358. doi:10.1177/0892705717697781
- [Clancy2019]** Clancy, G., Peeters, D., Oliveri, V., Jones, D., Higgins, R. M., & Weaver, P. M. (April 2019). A study of the influence of processing parameters on steering of carbon Fibre/PEEK tapes using laser-assisted tape placement. *Composites Part B: Engineering*, 163, 243–251. doi:10.1016/j.compositesb.2018.11.033
- [Deden2019]** Deden, D., Bruckner, F., Brandt, L., & Fischer, F. (August 2019). Comparison of Heat Sources for Automated Dry Fibre Placement: Xenon Flashlamp vs. Infrared Heating. ICCM22.
- [Deden2023]** Deden, D., Brandt, L., Mayer, M., Henning, D., Hellbach, O., & Fischer, F. (2-5. October 2023). Full-Scale Application of in-situ Automated Fiber Placement for the Production of a Fuselage Skin Segment. SAMPE Europe 23 Conference. Madrid.
- [DiFrancesco2016]** Di Francesco, M., Valverde, M. A., Ward, C., Giddings, P. F., Dell'Anno, G., & Potter, K. (2016). Influence of Layup Speed on the Quality of Thermoplastic Preforms Manufactured by Laser-Assisted Automated Fibre Placement.
- [DiFrancesco2017]** Di Francesco, M., Veldenz, L., Dell'Anno, G., & Potter, K. (October 2017). Heater power control for multi-material, variable speed Automated Fibre Placement. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 101, 408–421. doi:10.1016/j.compositesa.2017.06.015

- [DIN14130]** DIN EN ISO 14130 - Bestimmung der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit nach dem Dreipunktverfahren mit kurzem Balken. (kein Datum). DIN EN ISO 14130 - Bestimmung der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit nach dem Dreipunktverfahren mit kurzem Balken.
- [DIN2561]** DIN EN 2561 - Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe - Unidirektionale Lamine - Zugprüfung parallel zur Faserrichtung. (kein Datum). DIN EN 2561 - Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe - Unidirektionale Lamine - Zugprüfung parallel zur Faserrichtung.
- [DIN2563]** DIN EN 2563 - Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe - Unidirektionale Lamine - Bestimmung der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit. (kein Datum). DIN EN 2563 - Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe - Unidirektionale Lamine - Bestimmung der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit.
- [DIN527-5]** DIN EN ISO 527-5 - Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 5: Prüfbedingungen für unidirektional faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe. (kein Datum). DIN EN ISO 527-5 - Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 5: Prüfbedingungen für unidirektional faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe.
- [Domininghaus2012]** Domininghaus, H. (2012). Kunststoffe: Eigenschaften und Anwendungen. (P. Elsner, P. Eyerer, & T. Hirth, Hrsg.) Springer Berlin Heidelberg. doi:10.1007/978-3-642-16173-5
- [Edie1988]** Edie, D. D., Lickfield, G. C., Drews, M. J., Ellison, M. S., Allen, L. E., J. R. McCollum, & Thomas, H. L. (1988). Thermoplastic Coating of Carbon Fibers. Tech. rep., Advanced Engineering Fibers Laboratory, Clemson University.
- [Evans2019]** Evans, A. D., Turner, T. A., & Endruweit, A. (2019). Development of Automated Dry Fibre Placement for High-Rate Deposition. ICCM22, Melbourne, Australia.
- [Eveno1988]** Eveno, E. C., & Gillespie, J. W. (October 1988). Resistance Welding of Graphite Polyetheretherketone Composites: An Experimental Investigation. Journal of Thermoplastic Composite Materials, 1, 322–338. doi:10.1177/089270578800100402
- [Flir2025]** Internet. (February 2025). www.flir.com - Highspeed-Thermokameras. www.flir.com - Highspeed-Thermokameras.

- [Forintos2019]** Forintos, N., & Czigany, T. (April 2019). Multifunctional application of carbon fiber reinforced polymer composites: Electrical properties of the reinforcing carbon fibers – A short review. *Composites Part B: Engineering*, 162, 331–343. doi:10.1016/j.compositesb.2018.10.098
- [Geyer2016]** Geyer, A., Koslowski, T., & Bonten, C. (2016). Influence of the heating process on the mechanical properties of continuous reinforced thermoplastics. *AIP Conference Proceedings*. Author(s). doi:10.1063/1.4965564
- [Grenoble1998]** Grenoble, R., Tiwari, S., Marchello, J., & Johnston, N. (1998). Hybrid IR-Gas Heater for Automated Tow Placement. *Proceedings of 43rd International SAMPE Symposium and Exhibition*.
- [Grohmann2014]** Grohmann, Y., Zacharias, F., Kruse, F., & Wiedemann, M. (2014). Electrical Resistance Heating – A Method for Binder Activation in CFRP Processing? doi:10.13140/2.1.2409.6961
- [Grohmann2015]** Grohmann, Y., & Zacharias, F. (2015). Faserhalbzeug-Ablegekopf und Faser-Legevorrichtung (DE 10 2013 107 103 B4). Deutsches Patent- und Markenamt.
- [Grohmann2017]** Grohmann, Y., & Stüve, J. (2017). Continuous Resistance Heating Technology for fast and efficient high volume production processes. 28th SICOMP Conference on Manufacturing and Design of Composites, Piteå, Sweden.
- [Grohmann2018]** Grohmann, Y. (2018). CoRe HeaT - A new heating method for faster fibre placement. 11th International Conference on Manufacturing of Advanced Composites, Nottingham, UK.
- [Grohmann2020a]** Grohmann, Y. (September 2020). Continuous Resistance Heating Technology for High-Speed Carbon Fibre Placement Processes. SAMPE Europe Conference2020 Amsterdam - The Future Composite Footprint. SAMPE Europe.
- [Grohmann2020b]** Grohmann, Y., & Stüve, J. (October 2020). High Speed Tape Placement with CoRe HeaT. ITHEC 2020, 5th International Conference & Exhibition on Thermoplastic Composites. Bremen.
- [Grohmann2022]** Grohmann, Y. (June 2022). Continuous Resistance Heating Technology – Risks and Opportunities of a Novel Heating Method. *Composites Meet Sustainability – Proceedings of the 20th European Conference on Composite Materials, ECCM20*. Lausanne.

- [Grohmann2024]** Grohmann, Y., von Heusinger, J., & Stefaniak, D. (2024). A Study on Automated Fiber Placement of CF-LM-PAEK Using Direct Electrical Resistance Heating. In C. Binetruy, & F. Jacquemin (Ed.), *Proceedings of the 21st European Conference on Composite Materials*. Nantes Université. doi:10.60691/YJ56-NP80
- [Grouve2012]** Grouve, W. (2012). Weld strength of laser-assisted tape-placed thermoplastic composites. phdthesis, University of Twente.
- [Gutnik2002]** Gutnik, V. G., Gorbach, N. V., & Dashkov, A. V. (2002). Some Characteristics of Ultrasonic Welding of Polymers. *Fibre Chemistry*, 34, 426–432. doi:10.1023/a:1022912325343
- [Heinecke2019]** Heinecke, F., & Willberg, C. (June 2019). Manufacturing-Induced Imperfections in Composite Parts Manufactured via Automated Fiber Placement. *Journal of Composites Science*, 3, 56. doi:10.3390/jcs3020056
- [Helber2018]** Helber, F., Amann, A., Carosella, S., & Middendorf, P. (September 2018). Intrinsic fibre heating: a novel approach for automated dry fibre placement. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 406, 012064. doi:10.1088/1757-899x/406/1/012064
- [Hemmen2016]** Hemmen, A. (2016). Direktbestromung von Kohlenstofffasern zur Minimierung von Zykluszeit und Energieaufwand bei der Herstellung von Karbonbauteilen. phdthesis, Universität Augsburg.
- [HerreraFranco1992]** Herrera-Franco, P. J., & Drzal, L. T. (January 1992). Comparison of methods for the measurement of fibre/matrix adhesion in composites. *Composites*, 23, 2–27. doi:10.1016/0010-4361(92)90282-y
- [Kleiber2025]** Internet. (February 2025). www.kleiberinfrared.com - Highspeed-Pyrometer. www.kleiberinfrared.com - Highspeed-Pyrometer.
- [Knoblauch2019]** Knoblauch, G., Heinisch, T., Henzler, M., Junck, H., Katzier, H., Knoll, R., Mosedale, G., Pauli, P., Römer, M., Ulbricht, H., & Premerlani, R. (2019). *Steckverbinder: Theorie der Kontakte, neue Technologien, Produkte und Management-Konzepte* (5., durchgesehene Auflage). expert verlag.

- [Kolb2012]** Kolb, T., & Stahs, T. (2012). Legekopf und ein Verfahren zur Herstellung von Textilvorformlingen aus Carbonfasern enthaltende Faseranordnungen (DE 10 2011 102 950 A1). Deutsches Patent- und Markenamt.
- [Kollmannsberger2019]** Kollmannsberger, A. (2019). Heating characteristics of fixed focus laser assisted Thermoplastic-Automated Fiber Placement of 2D and 3D parts. phdthesis, Technische Universität München.
- [Kölzer2008]** Kölzer, P. (2008). Temperaturerfassungssystem und Prozessregelung des laserunterstützten Wickelns und Tapelegens von endlos faserverstärkten thermoplastischen Verbundkunststoffen. phdthesis, RWTH Aachen.
- [Kuruma2019]** Kuruma, M., & Sinha Ray, S. (June 2019). Thermal Stability, Pyrolysis Behavior, and Fire-Retardant Performance of Melamine Cyanurate@Poly(cyclotriphosphazene-co-4,4-sulfonyl diphenol) Hybrid Nanosheet-Containing Polyamide 6 Composites. *ACS Omega*, 4, 9615–9628. doi:10.1021/acsomega.9b00346
- [Kwok2007]** Kwok, N., & Hahn, H. T. (July 2007). Resistance Heating for Self-healing Composites. *Journal of Composite Materials*, 41, 1635–1654. doi:10.1177/0021998306069876
- [Lee2004]** Lee, M. (2004). Heat Transfer and Consolidation Modeling of Composite Fiber Tow in Fiber Placement. phdthesis, Virginia Polytechnic Institute & State University.
- [Lu2024]** Lu, S., Song, P., Harper, L., & Turner, T. (December 2024). Joule heating of carbon fibre tapes – A low-cost approach for automated dry fibre deposition. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 187, 108498. doi:10.1016/j.compositesa.2024.108498
- [Lukaszewicz2012]** Lukaszewicz, D. H.-J., Ward, C., & Potter, K. D. (April 2012). The engineering aspects of automated prepreg layup: History, present and future. *Composites Part B: Engineering*, 43, 997–1009. doi:10.1016/j.compositesb.2011.12.003
- [Martin2020]** Martin, I., Saenz del Castillo, D., Fernandez, A., & Güemes, A. (October 2020). Advanced Thermoplastic Composite Manufacturing by In-Situ Consolidation: A Review. *Journal of Composites Science*, 4, 149. doi:10.3390/jcs4040149

- [Martín2023]** Martín, I., Fernández, K., Cuenca, J., Sánchez, C., Anaya, S., & Élices, R. (January 2023). Design and manufacture of a reinforced fuselage structure through automatic laying-up and in-situ consolidation with co-consolidation of skin and stringers using thermoplastic composite materials. *Heliyon*, 9, e12728. doi:10.1016/j.heliyon.2022.e12728
- [Mehdikhani2018]** Mehdikhani, M., Gorbatiikh, L., Verpoest, I., & Lomov, S. V. (November 2018). Voids in fiber-reinforced polymer composites: A review on their formation, characteristics, and effects on mechanical performance. *Journal of Composite Materials*, 53, 1579–1669. doi:10.1177/0021998318772152
- [Mössinger2024a]** Mössinger, I., Raps, L., Fricke, D., Freund, J., Löbbecke, M., & Chadwick, A. R. (April 2024). Characteristics of in-situ automated fiber placement carbon-fiber-reinforced low-melt polyaryl ether ketone laminates part 1: Manufacturing influences. *Journal of Composite Materials*, 58, 1769–1787. doi:10.1177/00219983241244882
- [Mössinger2024b]** Mössinger, I., Schäfer, Y., Salerno, D. E., & Chadwick, A. (2024). Refined determination of dsc-measured crystallinity for thermoplastic composite materials. *Nantes Université*. doi:10.60691/YJ56-NP80
- [Mulvihill2017]** Mulvihill, D. M., Smerdova, O., & Sutcliffe, M. P. (February 2017). Friction of carbon fibre tows. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 93, 185–198. doi:10.1016/j.compositesa.2016.08.034
- [Neumann2017]** Neumann, U. H. (2018). Kontinuierliches Ultraschall-Preformen zur Fertigung von CFK-Bauteilen in der Luftfahrt. phdthesis, Technische Universität Kaiserslautern. Von <https://nbn-resolving.de/urn:nbn:de:hbz:386-kluedo-53697> abgerufen
- [Nguyen2024]** Nguyen, S., Montesinos-Castellanos, A., Madou, M. J., Martínez-Chapa, S. O., Ornelas-Soto, N., Flores, C. B., & Salazar, A. (July 2024). Characterizing Joule Heating Effects on Single Suspended Carbon Fibers: Calculating the Temperature Coefficient of Resistance for Localized Carbon Nanotube Growth. *The Journal of Physical Chemistry C*, 128, 12593–12603. doi:10.1021/acs.jpcc.4c01116
- [Offringa2017]** Offringa, A., & Oosterhof, J. (2017). Fiber placement and tape laying through continuous ultrasonic tacking; a robust and low cost alternative. *Third Symposium on Automated Composites Manufacturing (ACM 3)*.

- [Oromiehie2017]** Oromiehie, E., Prusty, B. G., Compston, P., & Rajan, G. (April 2017). In-situ simultaneous measurement of strain and temperature in automated fiber placement (AFP) using optical fiber Bragg grating (FBG) sensors. *Advanced Manufacturing: Polymer Composites Science*, 3, 52–61. doi:10.1080/20550340.2017.1317447
- [Orth2017]** Orth, T., Weimer, C., Krah, M., & Modler, N. (2017). A review of radiative heating in automated layup and its modelling. *Journal of Plastics Technology*, 13, 91–125. doi:10.3139/O999.01022017
- [Qureshi2014]** Qureshi, Z., Swait, T., Scaife, R., & El-Dessouky, H. M. (November 2014). In situ consolidation of thermoplastic prepreg tape using automated tape placement technology: Potential and possibilities. *Composites Part B: Engineering*, 66, 255–267. doi:10.1016/j.compositesb.2014.05.025
- [Ramgobin2020]** Ramgobin, A., Fontaine, G., & Bourbigot, S. (August 2020). A Case Study of Polyether Ether Ketone (I): Investigating the Thermal and Fire Behavior of a High-Performance Material. *Polymers*, 12, 1789. doi:10.3390/polym12081789
- [Raps2022]** Raps, L., Chadwick, A. R., Schiel, I., & Schmidt, I. (March 2022). CF/LM-PAEK: Characterisation and sensitivity to critical process parameters for automated fibre placement. *Composite Structures*, 284, 115087. doi:10.1016/j.compstruct.2021.115087
- [Raps2024]** Raps, L., Chadwick, A. R., Mössinger, I., Vinot, M., Behling, T., & Schaefer, Y. (March 2024). Characteristics of in-situ automated fiber placement carbon-fiber-reinforced low-melt polyaryl ether ketone laminates part 2: Effect of prepreg composition. *Journal of Composite Materials*, 58, 1523–1535. doi:10.1177/00219983241240585
- [Reese2020a]** Reese, J., Hoffmann, G., Fieres, J., & Cherif, C. (June 2020). Characterization of the electrical behavior of a discontinuous hybrid yarn textile made of recycled carbon and PA6 fibers during Joule heating. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 33, 1317–1335. doi:10.1177/0892705720930794
- [Reese2020b]** Reese, J., Vorhof, M., Hoffmann, G., Böhme, K., & Cherif, C. (January 2020). Joule heating of dry textiles made of recycled carbon fibers and PA6 for the series production of thermoplastic composites. *Journal of Engineered Fibers and Fabrics*, 15, 155892502090582. doi:10.1177/1558925020905828

- [Reese2021]** Reese, J. (2021). Entwicklung eines resistiven Verfahrens zur Imprägnierung und Konsolidierung von auf Kohlenstofffasern basierenden thermoplastischen Hybridgarntextilien. phdthesis, Technischen Universität Dresden.
- [Risteska2022]** Risteska, S. (April 2022). Unidirectional Carbon Fiber Reinforced Thermoplastic Tape in Automated Tape Placement Process. In *Fiber-Reinforced Plastics*. IntechOpen. doi:10.5772/intechopen.101110
- [Rizzolo2016]** Rizzolo, R. H., & Walczyk, D. F. (August 2016). Ultrasonic consolidation of thermoplastic composite prepreg for automated fiber placement. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 29, 1480–1497. doi:10.1177/0892705714565705
- [RoldanJimenez2022]** Roldan-Jimenez, L., Bañon, F., Valerga, A. P., & Fernandez-Vidal, S. R. (March 2022). Design and Analysis of CFRP Drilling by Electrical Discharge Machining. *Polymers*, 14, 1340. doi:10.3390/polym14071340
- [Rosenberg2015]** Rosenberg, S., & Loibl, S. (2015). Abschätzung der Brandexposition und des Faserabbaues von faserverstärktem Kunststoff (CFK) (Technische Mitteilung 20150914). Tech. rep., GWP Gesellschaft für Werkstoffprüfung mbH, GWP Gesellschaft für Werkstoffprüfung mbH.
- [Sander2024]** Sander, T. (2024). Aufbau und Inbetriebnahme einer Vorrichtung zur Vermessung der Widerstände von Carbonfasern. Bachelorarbeit
- [Schäkel2018]** Schäkel, M., Janssen, H., & Brecher, C. (2018). Model-predictive Control for the Automated Production of Thermoplastic Composite Pressure Vessels. ITHEC, Bremen, Germany.
- [Schledjewski2008]** Schledjewski, R. (2008). Investigation of Testing Mechanisms by Doping of Bonding Surfaces with Nanoparticles. ECCM 13/2008 Material.
- [Schürmann2007]** Schürmann, H. (2007). Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. 2nd Edition. Springer Berlin Heidelberg. doi:10.1007/978-3-540-72190-1
- [Seefried2023]** Seefried, K., Bezerra, R., & Drechsler, K. (September 2023). Prediction of consolidation quality in laser-assisted AFP and effect of blank quality on stamp forming. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*. doi:10.1177/07316844231200061

- [Sierakowski2008]** Sierakowski, R. L., Telitchev, I. Y., & Zhupanska, O. I. (March 2008). On the impact response of electrified carbon fiber polymer matrix composites: Effects of electric current intensity and duration. *Composites Science and Technology*, 68, 639–649. doi:10.1016/j.compscitech.2007.09.019
- [Slange2019]** Slange, T. K. (2019). Rapid Manufacturing of Tailored Thermoplastic Composites by Automated Lay-up and Stamp Forming - A Study on the Consolidation Mechanisms. phdthesis, University of Twente.
- [Stamopoulos2015]** Stamopoulos, A. G., Tserpes, K. I., Prucha, P., & Vavrik, D. (September 2015). Evaluation of porosity effects on the mechanical properties of carbon fiber-reinforced plastic unidirectional laminates by X-ray computed tomography and mechanical testing. *Journal of Composite Materials*, 50, 2087–2098. doi:10.1177/0021998315602049
- [Steyer2012]** Steyer, M. (November 2012). Laserunterstütztes Tapelegeverfahren zur Fertigung endlosfaserverstärkter Thermoplastlaminat. phdthesis, Fakultät für Maschinenwesen, Rheinisch-Westfälischen Technische Hochschule Aachen, Aachen.
- [StokesGriffin2015]** Stokes-Griffin, C. M., & Compston, P. (November 2015). The effect of processing temperature and placement rate on the short beam strength of carbon fibre–PEEK manufactured using a laser tape placement process. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 78, 274–283. doi:10.1016/j.compositesa.2015.08.008
- [Toray2023]** Toray. (2023). Toray Cetex TC1225 LMPAEEK Product Data Sheet. Toray Cetex TC1225 LMPAEEK Product Data Sheet.
- [Veldenz2016]** Veldenz, L., Di, M., Astwood, S., Dell’Anno, G., Kim, B. C., & Potter, K. (June 2016). Characteristics and Processability of Bindered Dry Fibre Material for Automated Fibre Placement.
- [Veldenz2018]** Veldenz, L., Francesco, M. D., Giddings, P., Kim, B. C., & Potter, K. (October 2018). Material selection for automated dry fiber placement using the analytical hierarchy process. *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science*, 4, 83–96. doi:10.1080/20550340.2018.1545377
- [Vinaricky2016]** Vinaricky, E. (Hrsg.). (2016). Elektrische Kontakte, Werkstoffe und Anwendungen. Springer Berlin Heidelberg. doi:10.1007/978-3-642-45427-1

- [vonHeusinger2022]** von Heusinger, J. L. (2022). Einflüsse der direkten Widerstandserwärmung von Carbonfaser-Halbzeugen auf die mechanischen Kennwerte des Laminats bei Einsatz des Automated-Fiber-Placement-Verfahrens. Diplomarbeit
- [Wang2021]** Wang, X., Liu, Y., He, Q., Weng, C., & Zhai, Z. (August 2021). Fabrication of continuous carbon fiber reinforced polyamide 6 composites by means of self-resistance electric heating. *Polymer Composites*, 42, 5962–5974. doi:10.1002/pc.26277
- [Weber2023]** Weber, J., & Schlimbach, J. (April 2023). Stamp forming of partially consolidated CF/PEEK tape preforms produced in a high-speed automated tape laying process. *Polymers and Polymer Composites*, 31. doi:10.1177/09673911231168046
- [Wehbe2020]** Wehbe, R., Sacco, C., Radwan, A. B., Albazzan, M., & Harik, R. (October 2020). Influence of process parameters in AFP fiber steering on cylinders: Constant curvature paths. *Composites Part C: Open Access*, 2, 100036. doi:10.1016/j.jcomc.2020.100036
- [Weiler2018]** Weiler, T., Striet, P., Völl, A., Emonts, M., Stollenwerk, J., & Janssen, H. (February 2018). Tailored irradiation by VCSEL for controlled thermal states in thermoplastic tape placement. In H. Helvajian, A. Piqué, & B. Gu (Hrsg.), *Laser 3D Manufacturing V*. SPIE. doi:10.1117/12.2291015
- [Weiler2019]** Weiler, T. (2019). Thermischer Skineffekt beim Laser-unterstützten Tapelegen von thermoplastischen Faserverbundkunststoffen. RWTH Aachen University. doi:10.18154/RWTH-2019-06638
- [Wellekötter2020a]** Wellekötter, J. (2020). Das Erwärmungsverhalten thermoplastischer Faserkunststoffverbunde durch Ausnutzung des Joule'schen Effekts. Universität Stuttgart. Universität Stuttgart. doi:http://dx.doi.org/10.18419/opus-11022
- [Wellekötter2020b]** Wellekötter, J., & Bonten, C. (December 2020). Direct Joule Heating as a Means to Efficiently and Homogeneously Heat Thermoplastic Prepregs. *Polymers*, 12, 2959. doi:10.3390/polym12122959
- [Wetjen2017]** Wetjen, D. (2017). Wechselwirkung von Carbonfasern, Schlichte und epoxidbasierter polymerer Matrix in carbonfaserverstärkten Kunststoffen. phdthesis, Universität Augsburg.

- [Wu2020]** Wu, C., Gu, Y., Luo, L., Xu, P., Wang, S., Li, M., & Zhang, Z. (March 2018). Influences of in-plane and out-of-plane fiber waviness on mechanical properties of carbon fiber composite laminate. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 37, 877–891. doi:10.1177/0731684418765981
- [Yang2020]** Yang, Y., Dang, Z.-M., Li, Q., & He, J. (September 2020). Self-Healing of Electrical Damage in Polymers. *Advanced Science*, 7, 2002131. doi:10.1002/advs.202002131
- [Yassin2017]** Yassin, K., & Hojjati, M. (November 2017). Processing of thermoplastic matrix composites through automated fiber placement and tape laying methods. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 31, 1676–1725. doi:10.1177/0892705717738305
- [Yu2019]** Yu, H., Advani, S., & Heider, D. (April 2019). Impact of resin-rich layer on the through-thickness resistivity of carbon fiber reinforced polymers. *Journal of Composite Materials*, 53, 3469–3481. doi:10.1177/0021998319842369
- [Zeller1977]** Zeller, W., & Franke, A. (1977). *Das physikalische Rüstzeug des Ingenieurs*. 11. verbesserte Auflage. Technik-Tabellen-Verlag Fikentscher & Co, Darmstadt, Germany.
- [Zhang2024]** Zhang, X., He, X., Li, H., & Wang, S. (December 2024). The Effect of Repass Treatment on the Mechanical Properties and Microstructure of CF/PEKK Thermoplastic Composite Laminates Manufactured Using Laser-Assisted Automated Fiber Placement. *Polymers*, 17, 73. doi:10.3390/polym17010073