

# **Induktiver Schweißprozess für glasfaserverstärkte Thermoplaste und Stahl**

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik  
der Technischen Universität Kaiserslautern  
zur Verleihung des akademischen Grades

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

genehmigte Dissertation

von

**Dipl.-Ing. Martina Hümbert**

aus Völklingen

Tag der mündlichen Prüfung: 12. Dezember 2017

Prüfungsvorsitzender: Jun.-Prof. Dr.-Ing. Frank Balle

1. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Peter Mitschang

2. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Paul Ludwig Geiß

D386



Für meine Familie.



## **Vorwort**

Diese Arbeit entstand in den Jahren 2012 bis 2017 in meiner Zeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin an der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (IVW).

An erster Stelle gilt mein Dank meinem Doktorvater Herr Prof. Dr.-Ing. Peter Mitschang für seine hervorragende Betreuung und wissenschaftliche Unterstützung während der Bearbeitung meiner Dissertation. Des Weiteren danke ich Prof. Dr.-Ing. Frank Balle für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes sowie Prof. Dr.-Ing. Paul Geiß für die Zweitbegutachtung.

Ein besonderer Dank gilt meinen (ehemaligen) Kollegen am IVW, die mich fachlich unterstützt haben und von denen ich einige mittlerweile als meine Freunde betrachte. Nennen möchte ich hier Oliver Rimmel, David May, Florian Gortner, Christian Goergen, Florian Kühn, Jan Semar, Peter Mang, Andrea Hauck, Marcel Christmann, Jens Mack, Dennis Maurer, Mirja Didi, Timo Grieser und Markus Brzeski. Birgit Bittmann und Nora Feiden danke ich für unsere – leider viel zu kurze – Zeit als weibliches „EU-Triumvirat“. Mein besonderer Dank gilt Jovana Džalto und Matthias Domm, die mir nicht nur in so manchem Motivationstief Gesellschaft geleistet haben, sondern mich auch bei den abwegigsten fachlichen Problemen unterstützt haben. Danken möchte ich außerdem René Holschuh, der mich schon in meiner Zeit als Studentin am IVW begleitet hat, sowie Stefan Weidmann und Stephan Becker, die mich nach meinem etwas plötzlichen Abgang bei der Fertigstellung meiner Versuche unterstützt haben. In diesem Zusammenhang danke ich auch ausdrücklich allen Kollegen, die im Herbst 2016 mit uns gebangt und uns sofort ihre Unterstützung angeboten haben. Das ist nicht selbstverständlich und deshalb umso wertvoller.

Danken möchte ich auch meinem fleißigen HiWi Simon Felder und meinem nicht weniger fleißigen Praktikanten Felix Beule. Ohne all die Studenten, die ich betreuen durfte und die mich bei der Durchführung meiner Versuche unterstützt haben, wäre diese Dissertation nicht möglich gewesen. Daher möchte ich mich auch bei ihnen, insbesondere Jonas Sander, Martin Müller, Christopher Stien, Maximilian Junk, Irfan Tansel und Christian Hillenbrand, bedanken.

Mein größter Dank gilt meinen Eltern, Großeltern und meinem Bruder, die mich auf meinem bisherigen Weg bedingungslos unterstützt haben. Meiner Mutter danke ich außerdem für ihren unermüdlichen Einsatz als Lektorin. Zuletzt, aber ganz besonders, danke ich meinem Mann Marcel und meiner Tochter Veronika, die den Dissertations-Stress mit großer Gelassenheit ertragen und mir so die notwendigen Freiräume gelassen haben.

Kaiserslautern, April 2018

Martina Hümbert

## Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis .....</b>	<b>I</b>
<b>Verzeichnis verwendeter Abkürzungen.....</b>	<b>IV</b>
<b>Verzeichnis verwendeter Formelzeichen.....</b>	<b>V</b>
<b>Kurzfassung.....</b>	<b>VII</b>
<b>Abstract.....</b>	<b>VIII</b>
<b>1 Einleitung und Zielsetzung .....</b>	<b>1</b>
1.1 Chancen und Herausforderungen des Induktionsschweißens .....	2
1.2 Zielsetzung und Aufbau der Arbeit .....	3
<b>2 Stand der Technik.....</b>	<b>6</b>
2.1 Schweißverfahren für TP-FKV/Metall-Hybride.....	9
2.2 Induktionsschweißen .....	12
2.2.1 Grundlagen der induktiven Erwärmung .....	13
2.2.2 Diskontinuierliches Induktionsschweißen .....	19
2.2.3 Kontinuierliches Induktionsschweißen.....	20
2.2.4 Induktives Punktschweißen .....	22
2.3 Erläuterung der wesentlichen Prozessparameter .....	23
2.3.1 Temperatur in der Fügezone.....	25
2.3.2 Druck .....	28
2.3.3 Geschwindigkeit .....	30
2.3.4 Abstand zwischen Induktor und Rolle und aktive Kühlung .....	31
2.3.5 Schweißweg .....	32
2.4 Adhäsion und Oberflächenvorbehandlung .....	33
<b>3 Analyse des Schweißprozesses .....</b>	<b>36</b>
3.1 Interaktion der Einflussfaktoren .....	36

---

3.2	Verwendete Materialien.....	39
3.3	Herstellung von Zugscherproben in einer Laborpresse .....	42
3.4	Einfluss der Füge­temperatur .....	44
3.5	Einfluss des Drucks.....	46
3.6	Einfluss des Schweißwegs .....	48
3.7	Einfluss der Abkühlphase .....	49
3.8	Einfluss von Oberflächenvorbehandlungen .....	53
3.9	Zusammenfassung der Ergebnisse der Vorversuche.....	60
<b>4</b>	<b>Optimierung des kontinuierlichen Schweißprozesses .....</b>	<b>61</b>
4.1	Aufheizversuche.....	61
4.2	Optimierung des Versuchsaufbaus .....	66
4.2.1	Auswahl eines geeigneten Induktors und Einfluss der Stapelfolge .	67
4.2.2	Implementierung der Oberflächenkühlung .....	69
4.3	Untersuchung des Temperaturverlaufs in der Fügezone und dessen Einfluss auf Prozessgeschwindigkeit und Fügequalität .....	71
4.4	Untersuchung des Fügedrucks während des kontinuierlichen Induktionsschweißens .....	84
4.5	Zusammenfassung der Optimierung des kontinuierlichen Induktionsschweißens .....	92
<b>5</b>	<b>Entwicklung eines weggeregelten, diskontinuierlichen Schweißprozesses .....</b>	<b>93</b>
5.1	Angepasster Versuchsaufbau .....	93
5.2	Umsetzung des weggeregelten diskontinuierlichen Schweißprozesses....	94
<b>6</b>	<b>Prozessauslegung und industrielle Anwendbarkeit .....</b>	<b>105</b>
6.1	Zusammenfassung der Einflussfaktoren auf das Induktionsschweißen ..	105
6.2	Anwendung des diskontinuierlichen Schweißens auf ein Serienbauteil ..	107
6.3	Schweißen des Unterbodenblechs im zweistufigen Prozess.....	109



---

6.3.1	Optimierung des Schweißprozesses für das Unterbodenblech .....	113
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung .....</b>	<b>116</b>
<b>8</b>	<b>Anhang.....</b>	<b>129</b>
8.1	Datenblätter.....	129
8.2	Stromverläufe zum kontinuierlichen Schweißen.....	133
8.2.1	Aufheizversuche.....	133
8.2.2	Schweißversuche .....	134
	<b>Publikationen und Konferenzbeiträge .....</b>	<b>137</b>
	<b>Betreute studentische Arbeiten .....</b>	<b>139</b>
	<b>Lebenslauf.....</b>	<b>142</b>

## Verzeichnis verwendeter Abkürzungen

<b>Kurzform</b>	<b>Beschreibung</b>
ABS	Acrylnitril-Butadien-Styrol
allg.	allgemein
bzw.	beziehungsweise
ca.	circa
CF	Kohlenstofffasern
DCB-Test	Double cantilever beam-Test
d. h.	das heißt
Diskont.	diskontinuierlich
DLS	Druckluftstrahlen
DSC	Differential Scanning Calorimetry
EM	elektromagnetisch
FKV	Faserverstärkter Kunststoff
GF	Glasfaser
GF/PA12	Glasfaserverstärktes Polyamid 12
GF/PA6	Glasfaserverstärktes Polyamid 6
GF/PP	Glasfaserverstärktes Polypropylen
GMT	Glasmattenverstärkter Thermoplast
IR	infrarot
IS	Induktionsschweißen
kont.	kontinuierlich
mittl.	mittlerer
PA6	Polyamid 6
PA66	Polyamid 6.6
PEEK	Polyetheretherketon
PEI	Polyetherimid
PET	Polyethylenterephthalat
PETG	mit Glycol modifiziertes PET
PKW	Personenkraftwagen
POM	Polyoxymethylen
PP	Polypropylen
PPS	Polyphenylensulfid
TP	Thermoplast
Vol.-%	Volumen-Prozent
z. B.	zum Beispiel

## Verzeichnis verwendeter Formelzeichen

Symbol	Einheit	Beschreibung
<u>Lateinische Formelzeichen</u>		
$a$	$mm$	Abstand zwischen Induktor und Rolle
$A$	$m^2$	Wärmedurchflossene Fläche
$b_{Ind}$	$mm$	Breite des Induktors
$c_p$	$\frac{J}{kg \cdot K}$	Wärmekapazität des Metalls
$d$	$mm$	Kopplungsabstand
$D$	$m$	Dicke des metallischen Fügepartners
$d\vec{s}$	$m$	Leiterelement
$\vec{H}$	$\frac{A}{m}$	Magnetische Feldstärke in einem Punkt $P$
$I$	$A$	Induzierter Strom
$l_{Ind}$	$mm$	Länge des Induktors
$P$	$W$	Generatorleistung
$p$	$MPa$	Anpressdruck
$p_{max}$	$MPa$	Maximaler Druck in der Fügezone
$p_{min}$	$MPa$	Minimaler Druck in der Fügezone
$p_p$	$MPa$	Druck in der Fügezone
$Q$	$J$	Wärmemenge
$\dot{Q}$	$W$	Wärmestrom
$Q_{K,t}$	$J$	Konvektiver Wärmeverlust zum Zeitpunkt $t$
$Q_{K,t-\Delta t}$	$J$	Konvektiver Wärmeverlust zum Zeitpunkt $t-\Delta t$
$Q_{L,t}$	$J$	Wärmeleitung in den nicht erwärmten Teil der Stahlplatte zum Zeitpunkt $t$
$Q_{L,t-\Delta t}$	$J$	Wärmeleitung in den nicht erwärmten Teil der Stahlplatte zum Zeitpunkt $t-\Delta t$
$Q_P$	$J$	Bei Schweißtemperatur im Material enthaltene Energie
$Q_{ab}$	$J$	Beim Abkühlen abgegebene Wärme
$Q_t$	$J$	Im Material enthaltene Energie Zeitpunkt $t$
$Q_{t-\Delta t}$	$J$	Im Material enthaltene Energie Zeitpunkt $t-\Delta t$
$R$	$\Omega$	Widerstand
$\vec{r}$	$m$	Von $d\vec{s}$ nach Punkt $P$ gerichteter Vektor
$r$	$m$	Abstand zwischen $d\vec{s}$ und Punkt $P$
$T_1$	$^{\circ}C$	Schweißtemperatur
$T_2$	$^{\circ}C$	Umgebungstemperatur
$T_K$	$^{\circ}C$	Kristallisationstemperatur
$T_{max}$	$^{\circ}C$	Maximale Temperatur in der Fügezone
$T_{min}$	$^{\circ}C$	Minimale Temperatur in der Fügezone

Symbol	Einheit	Beschreibung
$T_P$	$^{\circ}C$	Prozesstemperatur in der Fügezone
$T_R$	$^{\circ}C$	Raumtemperatur
$T_S$	$^{\circ}C$	Schmelztemperatur
$T_t$	$^{\circ}C$	Temperatur zum Zeitpunkt $t$
$t$	$mm$	Dicke der Platte
$v$	$\frac{mm}{s}$	Prozessgeschwindigkeit
<u>Griechische Formelzeichen</u>		
$\delta$	$mm$	Stromeindringtiefe
$\pi$		Kreiszahl
$\rho_{el}$	$\Omega m$	Spezifischer elektrischer Widerstand
$f$	$s^{-1}$	Frequenz des elektromagnetischen Feldes
$\mu$	$Hm^{-1}$	Absolute magnetische Permeabilität eines Leiters
$\mu_0$	$Hm^{-1}$	Magnetische Feldkonstante
$\mu_r$	$Hm^{-1}$	Permeabilitätszahl des Leiters
$\lambda$	$\frac{W}{m \cdot K}$	Wärmeleitfähigkeit
$\lambda_M$	$\frac{W}{m \cdot K}$	Wärmeleitfähigkeit des Metalls
$\tau$	$s$	Zur Abkühlung zur Verfügung stehende Zeit
$\Delta T$	$K$	Abkühlung zwischen Induktor und Rolle
$\rho_{Stahl}$	$\frac{kg}{m^3}$	Dichte des Stahlblechs
$\alpha$	$\frac{W}{K \cdot m^2}$	Wärmeübergangskoeffizient
$\Delta t$	$s$	Zeiteinheit
$\kappa_{Stahl}$	$\frac{W}{K \cdot m^2}$	Wärmeleitfähigkeit des Stahls

## Kurzfassung

Thermoplastische Faser-Kunststoff-Verbunde (TP-FKV) rücken aufgrund ihrer guten Verarbeit- und Rezyklierbarkeit immer weiter in den Fokus der Automobilindustrie. Sie können effizient in serientauglichen Fließpress- oder Umformprozessen zu Bauteilen verarbeitet werden und bringen gute chemische, mechanische und thermische Eigenschaften mit. Die resultierenden Bauteile werden anschließend in Baugruppen eingesetzt, deren Strukturbauteile nach wie vor hauptsächlich aus Metallen bestehen. An der Schnittstelle zwischen TP-FKV und Metall entsteht ein Verbindungsproblem, das bisher meist durch Schrauben, Nieten oder Kleben gelöst wird. Allerdings werden diese Verfahren den speziellen Anforderungen der TP-FKV nicht gerecht und bringen zusätzliches Material in das Bauteil ein. TP-FKV eignen sich aufgrund der Schmelzbarkeit der thermoplastischen Matrix für thermische Fügeverfahren. Da die thermoplastische Matrix selbst als Klebstoff genutzt werden kann, entsteht eine flächige Verbindung, ohne dass Bohrungen oder zusätzliches Material notwendig sind. Außerdem kann durch eine geeignete Vorbehandlung der Metalloberfläche ein Formschluss erzielt und so die Festigkeit signifikant gesteigert werden.

In der vorliegenden Arbeit wurden ein diskontinuierlicher und ein kontinuierlicher, induktiver Schweißprozess entwickelt und optimiert. Dazu wurde ein Prüfstand entworfen und aufgebaut, der auf beide Prozesse angepasst werden kann. Beim kontinuierlichen Induktionsschweißen konnte die Prozessgeschwindigkeit durch den Einsatz einer Bauteilkühlung ohne Beeinträchtigung der Fügefestigkeit auf mehr als 1m/min gesteigert werden. Beim diskontinuierlichen Schweißen wurde die bisher verwendete, sehr fehleranfällige temperaturbasierte Prozessregelung durch eine Wegregelung ersetzt. So konnte ein stabiler, voll automatisierter Schweißprozess entwickelt werden. Zum Abschluss wurde die Eignung des Induktionsschweißens für die industrielle Anwendung am Beispiel eines Unterbodenblechs eines Nutzfahrzeuges gezeigt. Hier konnte durch diskontinuierliches Induktionsschweißen in Kombination mit der Vorbehandlung des metallischen Fügepartners durch Laserstrukturierung die gleiche Performance wie bei dem ursprünglichen, genieteten Ansatz erzielt werden. Es steht mit dem Induktionsschweißen also ein Fügeprozess zur Verfügung, der sowohl hinsichtlich Effizienz als auch Festigkeit für die industrielle Anwendung geeignet ist.

## Abstract

European regulations regarding emissions of passenger cars and light-duty vehicles can only be met by significantly reducing the vehicle weight. The most promising materials for this purpose are fiber reinforced polymers and their combination with metals. Due to their good processability and recyclability, fiber reinforced thermoplastics are put into the automotive industry's center of attention. The resulting components are then used in vehicles whose structural components still mainly consist of metals. Thus, a joining problem arises at the interface which is so far often solved by screwed and riveted joints. Still, the required holes destroy the reinforcing structure and preloading of screws leads to creeping of the thermoplastic polymer. Moreover, screws, rivets and adhesive increase the vehicle weight. These problems can be overcome by thermal joining methods which use the matrix polymer itself as adhesive. They offer the great advantage that a positive connection between the metal surface and the thermoplastic material can be established. For this purpose, the metal is treated, e. g. by a laser, so that a pattern of small, homogeneously distributed undercuts is produced on the surface. A very promising thermal joining technology is induction joining because it offers fast and efficient heating.

The aim of this thesis is the development of inductive joining processes for glass fiber reinforced thermoplastics and steel. There are two different approaches to induction joining. First, continuous induction joining, which is used to generate weld seams and second discontinuous induction joining, with which smaller areas can be joined. On the one hand, continuous induction joining was optimized to an extent that both stability and process speed meet the requirements of industrial application. On the other hand, discontinuous was brought from lab scale to an efficient and stable joining process. To that, the error-prone temperature based process control had to be revised entirely.

In preliminary trials, the influence of basic process parameters on the joint strength of glass fiber reinforced polyamide 6 (GF/PA6) and steel was investigated in a lab-scale press, independent from the actual joining process. It was found, that the optimum joining temperature is 290 °C, and that higher and lower temperatures reduce the joint strength. In addition, a linear relationship between temperature and displacement was determined. Joining pressure, in contrast, has no significant influence on

the joint strength as long as the wetting of the steel surface by molten polymer is ensured. Moreover, it was analyzed within which temperature range of the cooling phase pressure must be applied. The highest strength was achieved, when the specimens were subjected to pressure from 270 °C to 200 °C. But also at 240 °C to 200 °C very good results were obtained. This small temperature range enables a fast process, because a short phase of pressure application is sufficient.

The effect of surface pretreatment was investigated using discontinuous joining. It was found, that even thermoplastics which offer good adhesion, such as PA6 require at least corundum blasting. Laser structuring of the steel surface, which generates undercuts, leads to a significant increase in strength, especially when materials with a poor adhesion, such as polypropylene, are used. In the latter case, laser structuring is necessary to establish a sound connection. In case of laminates reinforced with fabrics (in this case GF/PA6 and GF/PP), the cavities generated by laser structuring cannot be filled completely, because there is not sufficient molten polymer available. In case of glass mat reinforced thermoplastics (GMT), which has a high flowability in its molten state, the entire structure can be filled. Thereby, the positive effect of the laser structuring can be exploited optimally.

Subsequently, continuous induction joining was investigated with a focus on increasing its process speed. By using a substitute system, which main component is a measuring plate consisting of 24 thermocouples which are incorporated into glass fiber reinforced polyphenylene sulfide (GF/PPS), the temperature distribution and evolution during continuous induction joining were analyzed and optimized. It was shown, that a homogeneous temperature distribution can be achieved by choosing a suitable induction coil (line coil with flux concentrator), an advantageous position of the cooling nozzle (near the roller), the right stacking sequence (steel on top) and an optimum progression of the coil current. This enhanced process was then used to investigate the relationship between process speed, cooling and joint strength. The process speed could be increased to more than 1 m/min (16.67 mm/s) by using an active cooling and without a loss in joint strength. In order to determine, whether pressure can also be used for process optimization, an additional substitution system was developed to measure the pressure in the narrow joining zone with Fujifilm's

Prescale. The assumption, that the joining pressure does not influence the joint strength, was confirmed.

The knowledge from the preliminary trials was also used to further develop the discontinuous induction joining process. The current error-prone temperature control was replaced by a displacement control. Displacement is connected to the temperature in the joining zone and can be measured easily during the joining process, quite unlike the temperature. First, the discontinuous process was optimized by determining the influence of various process parameter (force, holding time, coil current, pre-set displacement) in the accuracy of the displacement control. The final setting was used to investigate the interdependency of the displacement and the joint strength. That way, a stable and fully automated joining process could be developed in which other parameters, such as force, coil current, and holding time can be varied without significantly impairing process stability.

Finally, the suitability of induction joining for an industrial application was shown by the example of an underbody shield of a commercial vehicle. Originally, mounting brackets were riveted to this underbody shield to then mount it to the body. The riveting was replaced by discontinuous induction joining. To enhance the joint strength, the surface of the aluminum bracket was structured by a laser. The resulting structure could be filled very well, because the joining zone of the underbody shield consists of GMT. Thus, an excellent bond could be generated, which even did not fail during mechanical testing. The base material of both riveted and induction joined components failed instead of the joining zone. The first underbody shield demonstrators were manufactured by conventional discontinuous induction joining. Therefore, the joining of one demonstrator took ten minutes. By using the new, displacement control joining process, the duration of one joining operation could be reduced to one eighty seconds. This example shows, that induction joining shows great potential for industrial application thanks to specific process optimization.



## 1 Einleitung und Zielsetzung

Die strikten europäischen Verordnungen zur Reduktion der Emissionen von Personenkraftwagen und leichten Nutzfahrzeugen können nur durch eine deutliche Reduktion des Fahrzeuggewichts erzielt werden. Sie schreiben vor, dass der CO<sub>2</sub>-Emissionsdurchschnitt bis zum Jahr 2020 für PKW auf 95 g/km und für leichte Nutzfahrzeuge auf 145 g/km gesenkt wird [1; 2]. Die zu diesem Zweck mechanisch wie gewichtstechnisch vielversprechendsten Werkstoffe sind zurzeit die faserverstärkten Kunststoffe (FKV) [3; 4] und Mischbauweisen aus Metallen und FKV [5; 6]. Daher wollen sich 60 % der Fahrzeughersteller im Bereich Hybridmaterialien, insbesondere der Kombination von FKV und Metall, engagieren und erwarten dabei eine Gewichtersparnis von mehr als 35 % pro Fahrzeug [7]. Mögliche Anwendungsgebiete sind Komponenten des Unterbodens, Querträger, Längsträger, Sitzschalen, Rückbänke, Crash-Elemente und Türpaneele.

Aufgrund ihrer guten Verarbeit- und Rezyklierbarkeit rücken auch thermoplastische FKV (TP-FKV), vor allem basierend auf Polypropylen (PP) und Polyamiden, zum Beispiel Polyamid 6 (PA6), in den Fokus der Automobilindustrie. Während PP niedrige Materialkosten und gute chemische Widerstandsfähigkeit vereint, bietet PA6 gute mechanische Eigenschaften und eine bessere thermische Beständigkeit. Außerdem können beide effizient in serientauglichen Fließpress- oder Umformprozessen zu Bauteilen verarbeitet werden. Diese werden anschließend in Baugruppen eingesetzt, deren Strukturbauteile nach wie vor hauptsächlich aus Metallen bestehen.

An der Schnittstelle zwischen TP-FKV und Metall entsteht ein Verbindungsproblem, das bisher meist durch Schrauben oder Nieten gelöst wird. Allerdings zerstören die dafür notwendigen Löcher das Verstärkungsgewebe des FKV und ein Vorspannen der Schrauben führt zum Kriechen der thermoplastischen Matrix. Klebeverbindungen sind ebenfalls problematisch, da viele Polymere, wie z. B. PP, eine niedrige Oberflächenenergie aufweisen und Klebstoffe nur unzureichend haften. Darüber hinaus führen mechanische Fügeelemente und Klebstoffe zu zusätzlichem Material und somit Gewicht. So enthält der BMW i3 160 m Klebnaht, was 16 kg Klebstoff entspricht [8]. In einem Audi A8 des Baujahrs 2010 befinden sich 1847 Stanzniete, 632 Dünnschrauben, 104 Durchsetzfügungen, 66 m Schweißnaht, 202 Schweißpunkte und

44 m Klebnaht [9]. Die Entwicklung geeigneter Fügeverfahren ist also essentiell zur Realisierung gewichtsoptimierter hybrider Bauteile [6; 5].

TP-FKV eignen sich aufgrund der Schmelzbarkeit der thermoplastischen Matrix für thermische Fügeverfahren. Im Vergleich zum Kleben und den mechanischen Fügeverfahren bedingen thermische Fügeverfahren, wie das Induktionsschweißen, kein zusätzliches Material, da die thermoplastische Matrix selbst als Klebstoff genutzt werden kann, um TP-FKV und Metall zu verbinden. Zur Steigerung der Fügefestigkeit kann zusätzlich die Metalloberfläche vorbehandelt werden, z. B. durch eine Laserstrukturierung. So kann neben einer adhäsiven Verbindung ein Formschluss zwischen Polymer und Metall erzeugt werden. Bei thermischen Fügeverfahren ist die Erzeugung von Wärme direkt in der Fügezone ein wichtiges Auswahlkriterium, da eine übermäßige Erwärmung des TP-FKV zu thermischen Schädigungen führen kann. Ein sehr vielversprechender Ansatz ist hier die induktive Erwärmung.

### **1.1 Chancen und Herausforderungen des Induktionsschweißens**

Induktionsschweißen wird seit Jahrzehnten genutzt, um matrixhomogene TP-FKV miteinander zu verschweißen. Der Prozess ist sehr flexibel und es können sowohl lange Schweißnähte als auch kleinere begrenzte Flächen geschweißt werden [10]. Außerdem können glas- und kohlenstofffaserverstärkte Thermoplaste verarbeitet werden [11].

Induktives Erwärmen ist zudem ein etablierter Prozess in der Metallverarbeitung, z. B. zum Härten oder Schmelzen [12]. Dieses Wissen wurde in letzter Zeit genutzt, um das Induktionsschweißen auch für das Fügen hybrider Bauteile, bestehend aus TP-FKV und Metallen, zu nutzen [13–16]. Dabei wird das Matrixpolymer selbst als Klebstoff genutzt und es ist kein Zusatzmaterial notwendig. Darüber hinaus erfolgt die Erwärmung kontaktlos, was zum einen eine schnelle intrinsische Erwärmung ermöglicht und zum anderen Freiräume bei der Bauteilgestaltung lässt. In besonders beanspruchten Bauteilen kann zur Steigerung der Fügefestigkeit zusätzlich die Metalloberfläche beispielsweise durch eine Laserstrukturierung vorbehandelt und somit vergrößert werden. So kann im besten Fall ein Formschluss zwischen Polymer und Metall erzeugt werden.

Beim Induktionsschweißen wird zwischen kontinuierlichen und diskontinuierlichen Prozessen unterschieden. Dennoch laufen beide Prozesse grundsätzlich gleich ab, wie in Abbildung 1.1 dargestellt ist.

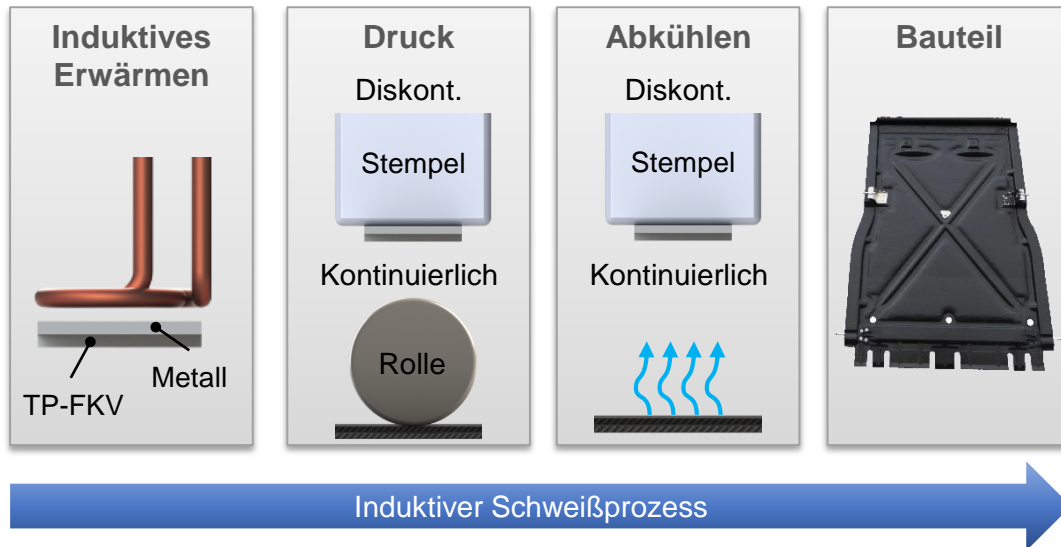


Abbildung 1.1: Ablauf eines induktiven Schweißprozesses

Bei beiden Prozessvarianten wird zunächst mindestens eines der zu fügenden Bauteile, in aller Regel das Metall, induktiv erwärmt. Durch die intrinsische Erwärmung des Metalls wird das Polymer nur lokal in der Fügezone aufgeschmolzen und so das Risiko einer thermischen Schädigung des TP-FKV minimiert. Während das Polymer aus dem schmelzflüssigen Zustand abkühlt, wird durch das Aufbringen von Druck eine Verbindung erzeugt. Dies geschieht beim diskontinuierlichen Schweißen durch einen Stempel, beim kontinuierlichen Schweißen durch eine sich bewegende Rolle. Je nach Prozess kühlt das Bauteil anschließend unter Druck (diskontinuierlich) oder drucklos (kontinuierlich) weiter ab. Die Optimierung der beiden zentralen Prozessphasen „Erwärmung“ und „Abkühlung“ ist eine große Herausforderung bei der Auslegung eines Schweißprozesses, welche die Fügefestigkeit maßgeblich beeinflussen kann. Erfolgt sie allerdings sorgfältig und unter Berücksichtigung aller relevanten Parameter, so steht mit dem Induktionsschweißen ein effizienter, auf viele Materialkombinationen und Geometrien abstimmbarer Fügeprozess zur Verfügung.

## 1.2 Zielsetzung und Aufbau der Arbeit

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines induktiven Schweißprozesses für glasfaserverstärkte Thermoplaste und Metall. Dabei sollen wichtige Prozessgrößen be-

stimmt und ihr Einfluss auf den Prozessablauf sowie die Fügequalität untersucht werden. Hier liegt der Fokus auf der Identifikation einer geeigneten Regelgröße, die es erlaubt, die heute übliche, schwer messbare Regelgröße Temperatur zu ersetzen, da sich dieser Ansatz als sehr fehleranfällig erwiesen hat. Ein zweiter Schwerpunkt ist die Steigerung der Prozessgeschwindigkeit, um den Prozess für die industrielle Anwendung tauglich zu machen. Abschließend sollen Richtlinien erarbeitet werden, die den Anwender bei der Auslegung des Schweißprozesses unterstützen. Die zur Erreichung der hier definierten Ziele notwendigen Schritte sind in Abbildung 1.2 dargestellt.

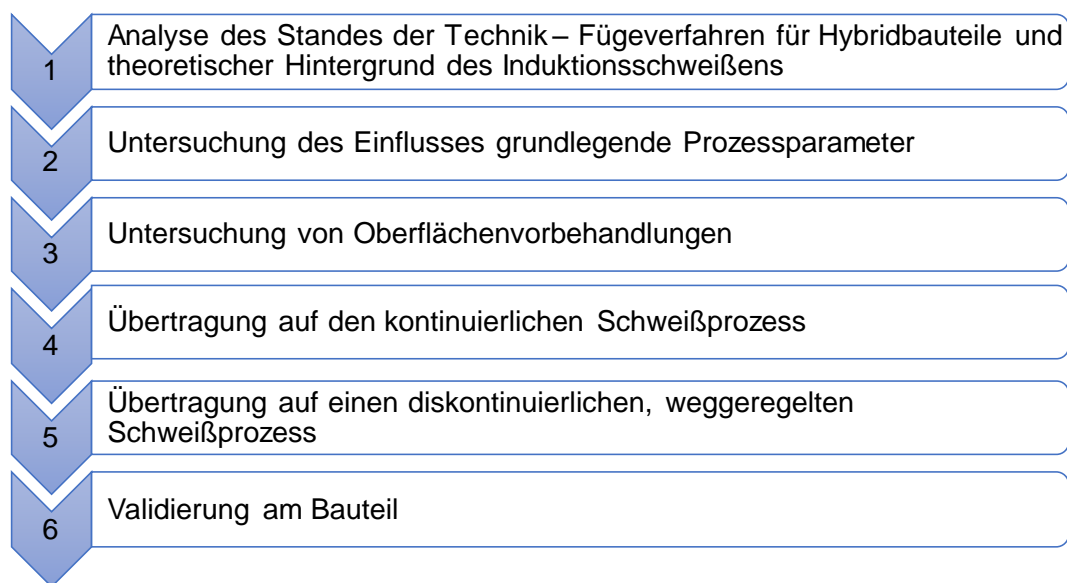


Abbildung 1.2: Aufbau der Arbeit

Der Stand der Technik (1) befasst sich mit verschiedenen Fügeverfahren für Hybridbauteile und ihren Stärken und Schwächen. Im Detail wird auf das Induktionsschweißen, seine Entwicklung, die zugrundeliegenden Mechanismen und den Einfluss verschiedener Prozessgrößen auf den Fügeprozess eingegangen.

Im experimentellen Teil wird zunächst der Einfluss verschiedener Prozessgrößen auf den Schweißprozess und die Fügefestigkeit analysiert (2). Dazu zählen die Schweißtemperatur, der anliegende Druck, der Schweißweg und die Gestaltung des Abkühlprozesses. Da diese Parameter sowohl für den kontinuierlichen als auch für den diskontinuierlichen Schweißprozess relevant sind, werden sie losgelöst davon mit Hilfe einer kleinen Laborpresse untersucht. Außerdem werden verschiedene Methoden zur Oberflächenvorbehandlung (Entfetten, Druckluftstrahlen, Laserstrukturieren) be-

trachtet und die Verarbeitbarkeit der resultierenden Oberflächen im diskontinuierlichen Schweißprozess evaluiert (3). Eine Weiterentwicklung der Oberflächenvorbehandlung selbst findet nicht statt.

Nach der Untersuchung aller grundlegenden Einflüsse auf den Schweißprozess werden die so gewonnenen Erkenntnisse genutzt, um den kontinuierlichen Schweißprozess für glasfaserverstärktes PA6 (GF/PA6) und Stahl (hier DC01) zu optimieren (4). Hier wird insbesondere der Einfluss der Prozessgeschwindigkeit und einer Bauteilkühlung auf die Fügefestigkeit untersucht.

Ebenfalls findet eine Weiterentwicklung des diskontinuierlichen Schweißprozesses statt (5). Es wird eine Wegregelung entwickelt, die es erlaubt, den Schweißprozess unabhängig von der Temperatur in der Fügezone zu überwachen. Dieser verbesserte Prozess wird mit GF/PA6 bzw. einem glasmattenverstärkten Thermoplast (GMT) mit Polypropylen als Matrixpolymer und DC01 erprobt.

Abschließend (6) werden Hinweise zur Auslegung eines induktiven Schweißprozesses für den Verarbeiter aufgestellt. Diese werden validiert, indem ein anwendungsnahes Bauteil mit dem entsprechend angepassten Schweißprozess gefügt und danach geprüft wird. Es handelt sich hierbei um ein Unterbodenblech eines Nutzfahrzeugs, an das zur einfachen Montage an die Karosserie Halter aus Aluminium geschweißt werden.

## 2 Stand der Technik

Zur Herstellung von Hybridbauteilen basierend auf FKV und Metall werden eine Vielzahl von Verfahren eingesetzt. Um den verschiedenen Anforderungen von Seiten der Bauteilherstellung sowie der Bauteilnutzung gerecht zu werden, ist die Entwicklung neuer, innovativer Methoden nach wie vor Gegenstand der Forschung. Die wichtigsten Anforderungen die Fügeverfahren betreffen insbesondere die Eignung für verschiedene Materialkombinationen, insbesondere TP-FKV und Metall, und Bauteilgeometrien sowie eine hohe Prozessgeschwindigkeit in Verbindung mit einer hohen Fügefestigkeit. Klassische mechanische Fügeverfahren sind das Schrauben und Nieten [17; 18]. So werden zum Beispiel Multimaterialbauteile im Flugzeugbau üblicherweise genietet [19] oder verschraubt [18]. Auch in der Automobilindustrie sind mechanische Fügeverfahren nach wie vor weit verbreitet [9]. Sie sind allerdings problematisch, da die notwendigen Bohrungen das Verstärkungsgewebe zerstören und zu Spannungsspitzen führen und die Verbindungselemente selbst zusätzliches Gewicht mit sich bringen [20]. Es befindet sich daher eine ganze Reihe neuer mechanischer Verbindungstechniken in der Entwicklung, die den Anforderungen des FKV besser gerecht werden sollen, wie zum Beispiel das Durchsetzfügen [21; 22], was ohne zusätzliche Verbindungselemente auskommt, oder die Kombination von Schrauben und Kleben [23–25], welche zu einer flächigeren Lasteinleitung führt. Auch das Einbringen von Nieten ohne das vorherige Bohren von Löchern, indem der Niet rotiert und der Thermoplast durch Reibung aufschmilzt, wird untersucht [26]. Dennoch führen mechanische Verbindungen immer zu einer Schädigung der Verstärkungsstruktur und einer Reduktion des Querschnitts im Bereich der Bohrung oder Durchdringung, die zu einer Schwächung führen [20]. Außerdem ist die Krafteinleitung punktuell, was zu Spannungsspitzen an den Verbindungselementen führt.

Ebenfalls etabliert ist das Kleben, das vor allem in der Fahrzeugtechnik bereits für Multimaterialkomponenten verwendet wird [27; 8]. Klebeverbindungen haben den Vorteil, dass sie flächig sind und nicht zu einer Beschädigung des FKV führen. Außerdem gibt es eine Vielzahl von Klebstoffsystemen, die speziell auf die Anforderungen verschiedener Materialien angepasst sind. Allerdings ist die Haftung auf den häufig unpolaren Thermoplasten ohne zusätzliche Oberflächenvorbehandlung oder

Verwendung spezieller Klebstoffe schlecht [28] und auch der Klebstoff erhöht das Gewicht [29].

Neben den oben genannten klassischen Fügemethoden Schrauben, Nieten und Kleben, die alle am Ende der Prozesskette zur Herstellung von Multimaterialbauteilen angesiedelt sind, ist eine ganze Reihe neuer Verbindungsmethoden in Entwicklung, die oft in die Bauteilherstellung integriert sind. So können Metallkomponenten durch Umpressen in TP-FKV-Bauteile integriert werden [30]. Dieser Prozess wird auch zur Herstellung von Hybridlaminaten genutzt [31]. Ein weiterer Ansatz ist das Umspritzen von Metallkomponenten, z. B. zur deren Versteifung durch TP-FKV-Rippen [32; 33; 22]. Zur Verbesserung der Verbindungsfestigkeit können dabei in den Metallkomponenten Löcher vorgesehen werden, die vom Polymer durchflossen werden, so dass ein Formschluss entsteht [34; 35]. Außerdem wird hier die Vorbehandlung der Metalloberfläche zur Steigerung der Verbindungsfestigkeit erforscht [36]. Sowohl das Fügen während des Umpressen als auch das Umspritzen gehen allerdings mit Einschränkungen der Bauteilgeometrie und der Materialauswahl einher. Eine Art der formschlüssigen Verbindung, ähnlich dem Umspritzen gelochter Bleche, wird durch das Heißverstemmen erzeugt, wobei es sich hier um einen nachgeschalteten Prozessschritt handelt [37; 38]. Zapfen im TP-FKV werden durch Löcher im Metall gesteckt, aufgeschmolzen und zu einer Art Niet umgeformt. Diese Zapfen müssen bei der Herstellung des TP-FKV-Bauteils ausgeformt werden, was einerseits die Auswahl des Herstellungsprozesses einschränkt, aber andererseits auch eine Beeinträchtigung der Verstärkungsstruktur vermeidet. Darüber hinaus ist die Lasteinleitung nur punktuell. In Koch et al. [39] wird das Fügen im Rahmen eines Tiefziehprozesses sowie das Einbringen eines metallischen Inserts mittels Tapelegen experimentell erprobt. Auch diese beiden Methoden sind, wie das Umpressen und Umspritzen, auf die jeweiligen Fertigungsverfahren mit all ihren Einschränkungen festgelegt. Für alle in die Bauteilherstellung integrierten Verfahren gilt jedoch, dass man mit ihnen effizient belastbare Hybridbauteile herstellen kann.

Schweißverfahren sollen die Nachteile der zuvor beschriebenen Verfahren überwinden. Es sind keine Löcher für Schrauben oder Nieten notwendig, so dass die Verstärkungsstruktur des TP-FKV nicht geschädigt wird. Darüber hinaus ist kein zusätzliches Material nötig, da das Matrixpolymer selbst als „Klebstoff“ genutzt wird. Außer-

dem kann durch eine geeignete Vorbehandlung der Metalloberfläche ein Formschluss mit dem Polymer erzeugt werden. Das ist zwar auch bei der Verwendung eines herkömmlichen Klebstoffes möglich, jedoch gibt es in diesem Fall eine weitere Schnittstelle zwischen Polymer und Klebstoff, die ebenfalls berücksichtigt werden muss. Schweißverfahren reduzieren also die Anzahl der Schnittstellen von zwei auf eine im Vergleich zum Kleben. Das Schweißen steht als eigenständiger Schritt am Ende der Prozesskette zur Herstellung von TP-FKV/Metall-Hybridbauteilen, die in Abbildung 2.1 dargestellt ist. Daher können alle gängigen Verfahren zur Bauteilherstellung genutzt werden, was zu größerer Freiheit bei der Bauteilgestaltung und der Materialauswahl führt.

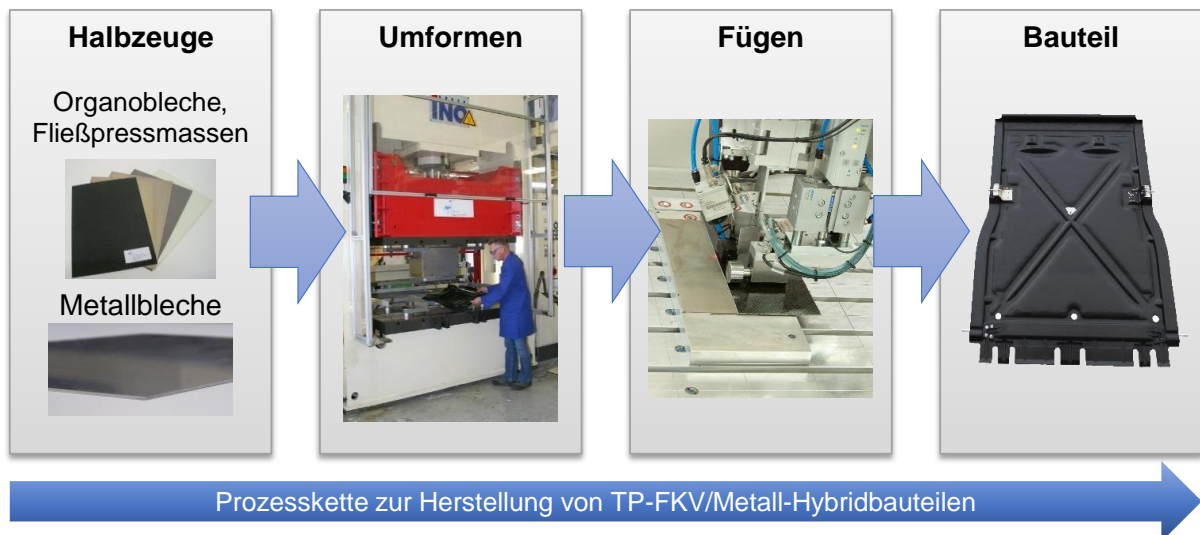


Abbildung 2.1: Prozesskette zur Herstellung von TP-FKV/Metall-Hybridbauteilen, hier beispielhaft mit Umformen dargestellt

Bereits gut untersuchte Schweißverfahren für TP-FKV/Metall-Hybride sind Laserschweißen, Ultraschallschweißen, Rührreibschweißen und natürlich Induktionsschweißen. Diese Verfahren werden im Folgenden näher erläutert. Zuvor werden in Tabelle 2.1 die bisher erwähnten Fügeverfahren für Hybridbauteile zusammengefasst und bewertet. Es zeigt sich, dass vor allem das Umspritzen/ Umpressen und die Schweißverfahren besonders für TP-FKV/Metall-Hybridbauteile geeignet sind. Bei einer integralen Bauweise, bei der ein Bauteil nur aus einer einzigen, multifunktionalen Komponente besteht, ist das Umspritzen/ Umpressen vorzuziehen, denn hier ist der Fügeprozess in die Herstellung dieser einzigen Komponente integriert. Bei einem Bauteil in differentieller Bauweise, das aus verschiedenen Komponenten be-



steht, sind Schweißverfahren vorteilhafter, da die einzelnen Komponenten im Anschluss an ihre Herstellung gefügt werden können. In diesem Fall sind die Schweißverfahren trotz der schlechteren Bewertung dem Umspritzen/ Umpressen überlegen.

Tabelle 2.1: Einteilung der Fügeverfahren für TP-FKV und Metalle (+: erfüllt, -: nicht erfüllt)

<i>Verfahren</i>	<i>Materialauswahl nicht eingeschränkt</i>	<i>Keine Zerstörung der Fasern / Löcher</i>	<i>Flächige Lasteinleitung</i>	<i>In Bauteilherstellung integrierbar</i>	<i>Kein Zusatzmaterial</i>	
<i>Schrauben und Nieten</i>	+	-	-	-	-	<b>1</b>
<i>Kleben</i>	-	+	+	-	-	<b>2</b>
<i>Umspritzen/ Umpressen</i>	-	+	+	+	+	<b>4</b>
<i>Durchsetzfügen</i>	+	-	-	-	+	<b>2</b>
<i>Heißverstemmen</i>	-	+	-	-	-	<b>1</b>
<i>Schweißverfahren</i>	-	+	+	-	+	<b>3</b>

## 2.1 Schweißverfahren für TP-FKV/Metall-Hybride

Alle Schweißverfahren für TP-FKV/Metall-Hybride basieren auf den gleichen Prozessschritten. Zunächst werden die zu schweißenden Bauteile erwärmt, bis das Polymer in der Fügezone aufschmilzt. Dann wird Druck aufgebracht, so dass das Polymer die Metalloberfläche benetzt und anschließend entsteht während des Abkühlens unter Druck eine Verbindung. Dabei muss der Druck mindestens so lange aufrechterhalten werden, bis das Polymer erstarrt ist. Die verschiedenen Schweißverfahren unterscheiden sich vor allem in der Art der Wärmeerzeugung, z. B. durch Strahlung oder Reibung, und der Druckapplikation. Letztere kann flächig, punktuell oder kontinuierlich entlang einer Schweißnaht erfolgen. Die wichtigsten Schweißverfahren für TP-FKV sind neben dem Induktionsschweißen, das Gegenstand dieser Arbeit ist, das Ultraschall- und das Laserschweißen. Sie werden im Folgenden zusammen mit dem Rotationsreibpunktfügen kurz vorgestellt. Dieses Verfahren nutzt eine weitere klassische Erwärmungsart, nämlich Festkörperreibung. Das Induktionsschweißen wird in 2.2 genauer betrachtet.

Beim **Ultraschallschweißen** werden in einem Konverter erzeugte mechanische Schwingungen im Ultraschallbereich (üblicherweise 10 kHz bis 70 kHz) über einen Booster und schließlich eine Sonotrode in die Fügezone übertragen [40]. Dort wird das Polymer durch die resultierende Grenzflächenreibung erwärmt. Sowohl die Amplitude als auch die Frequenz der Schwingung können angepasst werden. Eine schematische Darstellung befindet sich in Abbildung 2.2.

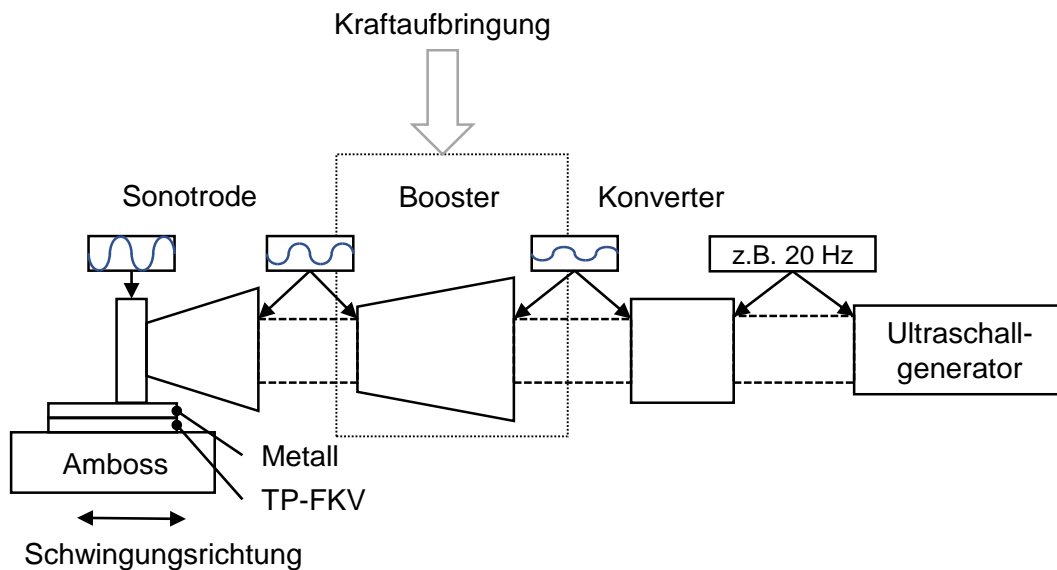


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung des Aufbaus einer Ultraschallschweißanlage, in Anlehnung an [41] und [42]

Dieses Schweißverfahren wurde erfolgreich auf TP-FKV und Metall angewandt, unter anderem von Balle et al. [43] auf Aluminium und kohlenstofffaserverstärktes Polyamid 6.6 (CF/PA66). Im Gegensatz zum Kunststoffschweißen mittels Ultraschall, bei dem die Schwingung senkrecht zur Fügezone stattfindet, wurde beim Schweißen der Hybridverbindungen eine Schwingung parallel zur Fügezone verwendet, wie üblicherweise bei Metallen [44]. Beim Ultraschallschweißen von Aluminium und CF/PA66 konnten sehr kurze Prozesszeiten von 3,5 s und hohe Festigkeiten [44] erzielt werden. Allerdings ist die Größe der zu verschweißenden Fläche beschränkt, da nur einzelne Schweißpunkte erzeugt werden können. In [44] haben diese Schweißpunkte eine Fläche von  $10 \times 10 \text{ mm}^2$ . Außerdem ist das Ultraschallschweißen nicht für sehr raue Metallberflächen geeignet, die zur Steigerung der Fügefestigkeit verwendet werden, da durch den punktuellen Kontakt zwischen Metall und Polymer lokal Überhitzung entstehen kann.

**Laserschweißen** eignet sich besonders, wenn einer der beiden Fügepartner transparent für die Wellenlänge des verwendeten Lasers ist, da in diesem Fall der nicht transparente Partner, zum Beispiel aus Metall oder Keramik, direkt in der Fügezone erwärmt werden kann [45–47]. Man spricht daher vom Laserdurchstrahlungsschweißen. Die Erwärmung erfolgt meist mit Dioden- [45–47] oder Nd:YAG [48]-Lasern. Bei der Erwärmung mittels Laser ist es möglich, die Oberfläche des metallischen Partners makroskopisch zu strukturieren [45; 47; 49]. Durch die Verwendung verschiedener Optiken kann der Laserstrahl an unterschiedliche Geometrien angepasst werden, wie zum Beispiel zum Fügen von Nähten oder ganzen Fläche [45; 49]. Ein weiterer Vorteil des Laserschweißens ist seine hohe Prozessgeschwindigkeit [45; 46]. Seine Anwendbarkeit ist jedoch immer dann eingeschränkt, wenn der zu schweißende TP-FKV nicht transparent ist. In diesem Fall muss das Metall von der Rückseite erwärmt werden [50]. Eine direkte Erwärmung der Fügezone ist dann nicht möglich, vielmehr wird die Fügezone vom Metall durch Wärmeleitung erwärmt. Dies bringt mehrere Nachteile mit sich, unter anderem eine reduzierte Prozessgeschwindigkeit und eine weniger präzise Erwärmung. Zum Laserdurchstrahlungsschweißen eignen sich glasfaserverstärkte Thermoplaste allerdings nur bis zu einem kritischen Fasergehalt, da die Transparenz mit steigendem Fasergehalt abnimmt. In [49] konnte PA6 mit 30 % GF verschweißt werden. Kohlenstofffasern sind nicht transparent und daher für das Laserdurchstrahlungsschweißen ungeeignet.

Beim **Rotationsreibpunktfügen** wird im Gegensatz zu den vorher genannten Verfahren auch der metallische Partner geschmolzen. Der Verfahrensablauf ist in Abbildung 2.3 dargestellt [51] [52].

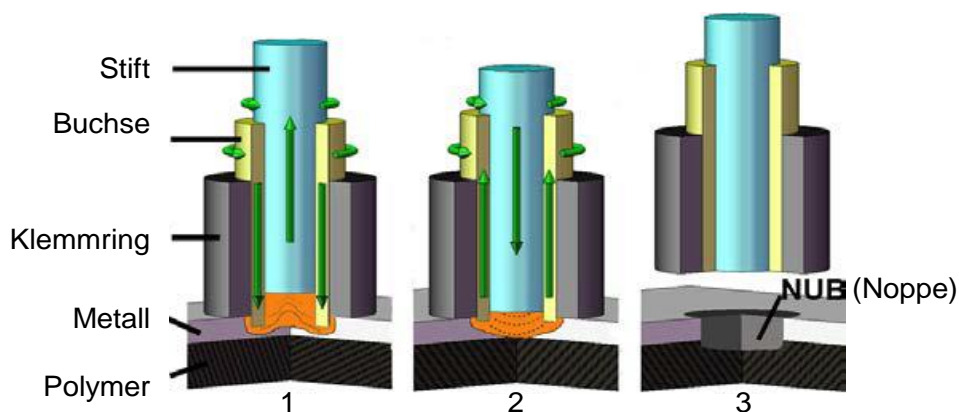


Abbildung 2.3: Darstellung des Rotationsreibpunktfügens (Übersetzung ins Deutsche von [53])

Die Metalloberfläche wird durch Reibung mit einer rotierenden Buchse und einem sich darin befindlichen, ebenfalls rotierenden Stift erwärmt. Die Buchse treibt durch eine Abwärtsbewegung geschmolzenes Metall in einen Hohlraum, der durch den sich aufwärts bewegenden Stift entsteht. Im Anschluss wird der Stift nach unten bewegt und die Buchse angehoben, wodurch die Schmelze nach unten gedrückt wird. Es entsteht eine Art Noppe, die jedoch so flach ist, dass die Verstärkungsstruktur des TP-FKV nicht zerstört wird. Durch Wärmeleitung wird das Polymer aufgeschmolzen, so dass es an der Metalloberfläche haftet. Dieses Verfahren wurde in [51] für Aluminium und kohlenstofffaserverstärktes Polyphenylsulfid (CF/PPS) und in [53] für Magnesium und CF/PPS bzw. GF/PPS demonstriert. Da nicht nur das Polymer sondern auch das Metall aufgeschmolzen wird, ergeben sich neue Möglichkeiten, eine Verbindung zwischen beiden zu erzeugen, z. B. ein direktes Anhaften der Fasern am Metall. Von Nachteil ist jedoch, dass lediglich punktuelle Verbindungen hergestellt werden können.

## 2.2 Induktionsschweißen

Das Induktionsschweißen nutzt die Möglichkeit, ein leitendes Material mit Hilfe eines elektromagnetischen Feldes kontaktlos zu erwärmen. Diese schnelle und energieeffiziente Erwärmungsmethode kann kombiniert mit einer Druckapplikation zum Fügen verschiedenster Materialien verwendet werden. Im Bereich der TP-FKV sowie der Kombination von TP-FKV und Metall unterscheidet man verschiedene Verfahrensvarianten. Das einfachste Verfahren ist das diskontinuierliche Induktionsschweißen. Hierbei wird eine Fügezone induktiv erwärmt und anschließend ab der Fügetemperatur unter Druck abgekühlt. Der Druck kann entweder während des gesamten Prozesses aufgebracht werden oder erst im Anschluss an das Aufheizen. Letzteres ist technisch wesentlich einfacher umzusetzen, birgt aber mehr Fehlerquellen. Ein Spezialfall des diskontinuierlichen Prozesses ist das induktive Punktschweißen. Hier werden durch einen Stempel mit integriertem Induktor Schweißpunkte erzeugt. Wird der Induktor mit einer Rolle kombiniert und beides gemeinsam bewegt, spricht man vom kontinuierlichen Induktionsschweißen und es entsteht eine Schweißnaht. Die induktive Erwärmung und die verschiedenen Verfahrensvarianten des Induktionsschweißens mit ihren Anwendungsgebieten werden im Folgenden vorgestellt. Dabei wird insbesondere auf die Prozessauslegung und Prozesssteuerung eingegangen.

### 2.2.1 Grundlagen der induktiven Erwärmung

Das induktive Erwärmen ist ein Prozess, der die Fähigkeit elektromagnetischer (EM) Felder, Energie ohne physischen Kontakt zu übertragen, nutzt. Wenn ein elektrischer Leiter in ein alternierendes EM-Feld eingebracht oder in einem statischen EM-Feld bewegt wird, wird in diesen Leiter ein Strom induziert. Ein alternierendes EM-Feld kann durch Anlegen eines Wechselstroms an eine Induktionsspule erzeugt werden. Diese Spule induziert dann sogenannte Wirbelströme in ein in der Nähe befindliches, elektrisch leitfähiges Werkstoff. Dies ist in Abbildung 2.4 dargestellt.

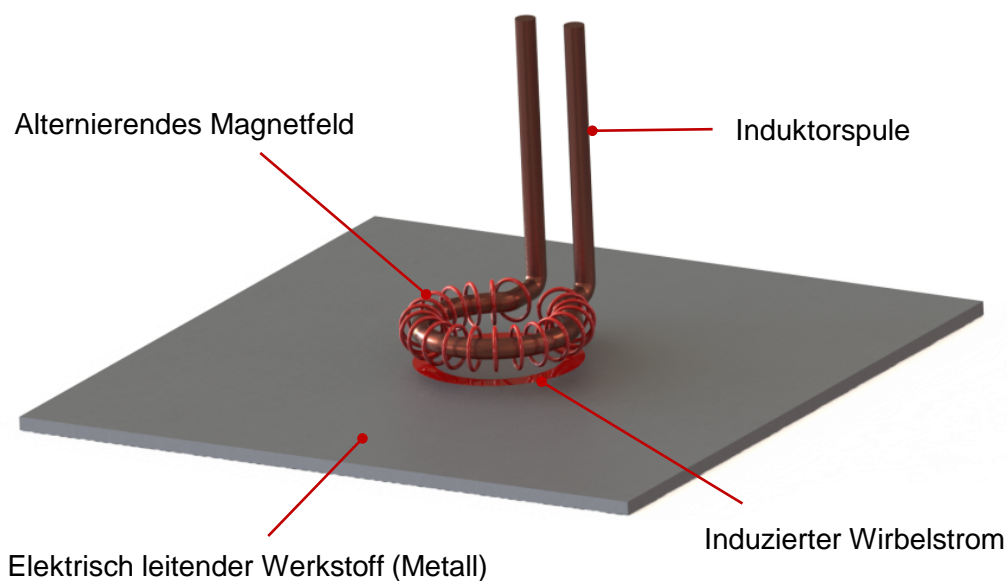


Abbildung 2.4: Induktive Erwärmung eines elektrisch leitfähigen Werkstoffs

Gemäß des ersten Jouleschen Gesetzes erwärmt sich ein Leiter, der von einem Strom durchflossen wird. Der abzuführende Wärmestrom  $\dot{Q}$  ist proportional zu dem elektrischen Widerstand  $R$  des Leiters und proportional zum Quadrat des induzierten Stroms  $I$ .

$$\dot{Q} = I^2 R \quad (1)$$

Eine Voraussetzung für die Erzeugung ausreichend starker Wirbelströme ist das Vorhandensein geschlossener Leiterschleifen im Bauteil. Dies ist in den in dieser Arbeit verwendeten Metallblechen immer der Fall, aber auch z. B. in mit Kohlenstofffasergewebe verstärkten Thermoplasten [54]. Bei nicht leitfähigen Materialien, wie zum Beispiel glasfaserverstärkten Thermoplasten, kann in der Fügezone ein sogenannter

Suszeptor eingesetzt werden. Das können unter anderem feine Metallgitter [55] oder mit magnetischen Partikeln versetzte Folien [56] sein.

### 2.2.1.1 Physikalische Besonderheiten der induktiven Erwärmung

Die induktive Erwärmung wird durch verschiedene Effekte maßgeblich beeinflusst [12]. Beim Induktionsschweißen, wie es in dieser Arbeit verwendet wird, sind die folgenden drei Effekte relevant. Das Gesetz von Biot-Savart, das die magnetische Feldstärke an einem Punkt im Raum um den Induktor definiert, der Skin-Effekt, der die Stromdichteverteilung im Leiter beschreibt und der Randeffect, der besagt, dass eine Erwärmung am Bauteilrand zu einer Überhitzung führen kann.

#### Gesetz von Biot-Savart

Die Formel von Jean-Baptiste Biot und Felix Savart beschreibt die Feldstärke einer beliebig geformten, geschlossenen Leiterschleife an einem Punkt in ihrer Umgebung. Schematisch ist dies in Abbildung 2.5 und mathematisch in Formel 2 dargestellt.

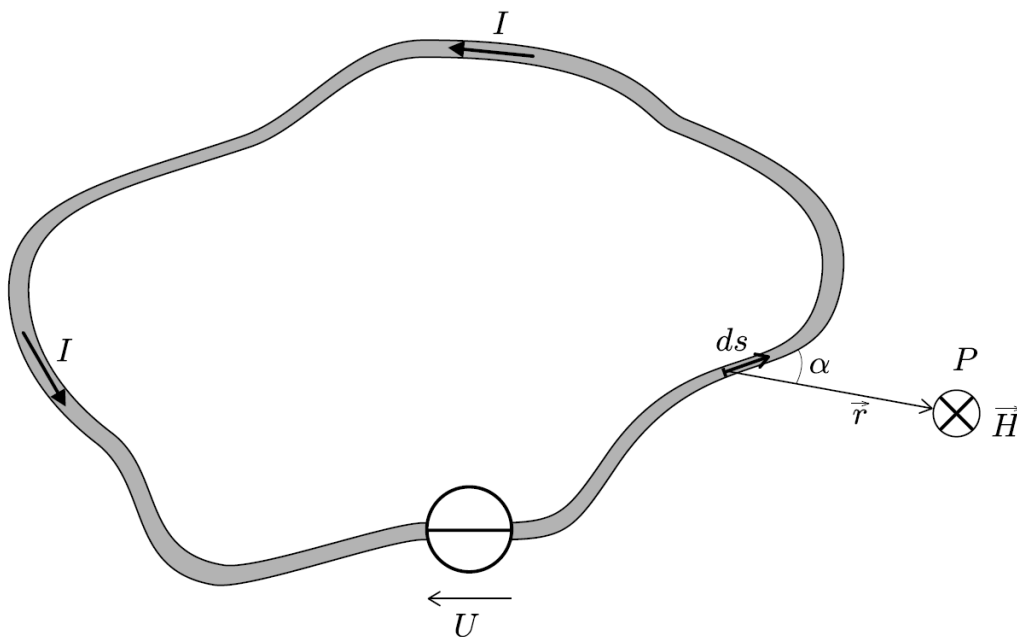


Abbildung 2.5: Magnetische Feldstärke  $\vec{H}$  in einem Punkt  $P$  in der Umgebung eines geschlossenen Leiters aus [57]

$$\vec{H} = \frac{I}{4\pi} \oint \frac{d\vec{s} \times \vec{r}}{r^3} \quad (2)$$

mit

$\vec{H}$ : magnetische Feldstärke im Punkt  $P$

$I$ : Strom

$d\vec{s}$ : Leiterelement in Richtung von  $I$

$\vec{r}$ : von  $d\vec{s}$  nach  $P$  gerichteter Vektor

$r$ : Abstand zwischen  $d\vec{s}$  und  $P$ . [57]

Für das induktive Erwärmen bedeutet das, dass die Feldstärke mit steigendem Abstand zum Induktor stark abnimmt und somit der Abstand zwischen Induktor und Bauteil, der sogenannte Kopplungsabstand, die Erwärmung maßgeblich beeinflusst.

### Skin-Effekt

Der Skin-Effekt besagt, dass sich der Strom in einem von einem Wechselstrom durchflossenen Leiter an dessen Außenseite konzentriert. Durch Selbstinduktion entstehen Wirbelströme im Leiter, die den Wechselstrom an die Außenseite verdrängen. Dieser Effekt ist mit zunehmender Frequenz stärker ausgeprägt [12].

Die Stromeindringtiefe  $\delta$  beschreibt die Tiefe, bei der die Stromdichte durch den Skin-Effekt auf 36,8 % abgesunken ist. Zwischen dem Rand des Werkstücks und der Eindringtiefe  $\delta$  werden ca. 86 % der induzierten Energie in Wärme umgewandelt. Wie in Formel 3 ersichtlich, ist die Stromeindringtiefe  $\delta$  neben der Frequenz  $f$  auch von der absoluten magnetischen Permeabilität  $\mu$  und dem spezifischen elektrischen Widerstand  $\rho_{el}$  abhängig.

$$\delta = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\rho_{el} \cdot 10^7}{f\mu}} \quad (3)$$

Die magnetische Permeabilität  $\mu$  beschreibt Durchlässigkeit eines Materials für magnetische Felder. Sie setzt sich aus der magnetischen Feldkonstanten  $\mu_0$  und der Permeabilitätszahl des Leiters  $\mu_r$  zusammen. Der spezifische elektrische Widerstand eines Metalls ist abhängig von der Temperatur und ändert sich so bei Erwärmung des Metalls. Während eines Erwärmungszyklus kann der spezifische elektrische Widerstand auf das Vier- bis Fünffache seines Ursprungswertes ansteigen, wodurch die Stromeindringtiefe ebenfalls stark ansteigt [12]. Da die Eindringtiefe die Stromdichteverteilung im metallischen Fügepartner bestimmt, beeinflusst sie auch die Temperaturverteilung. Allerdings werden die Auswirkungen des Skin-Effekts durch die schnelle Wärmeleitung im Metall teilweise wieder aufgehoben. Dennoch muss vor allem bei

einer temperaturbasierten Prozessregelung beachtet werden, dass sich die dem Induktor zugewandte Seite schneller erwärmt.

### Randeffekt

Im erwärmten, in dieser Arbeit metallischen Bauteil bilden sich während des Schweißprozesses globale Wirbelstromschleifen. Ragt der Induktor über den Rand des Bauteils hinaus, so tritt der sogenannte Randeffekt auf und es kommt zu einer Überhitzung am Bauteilrand. Abbildung 2.6 zeigt den Entstehungsmechanismus dieses Effektes.

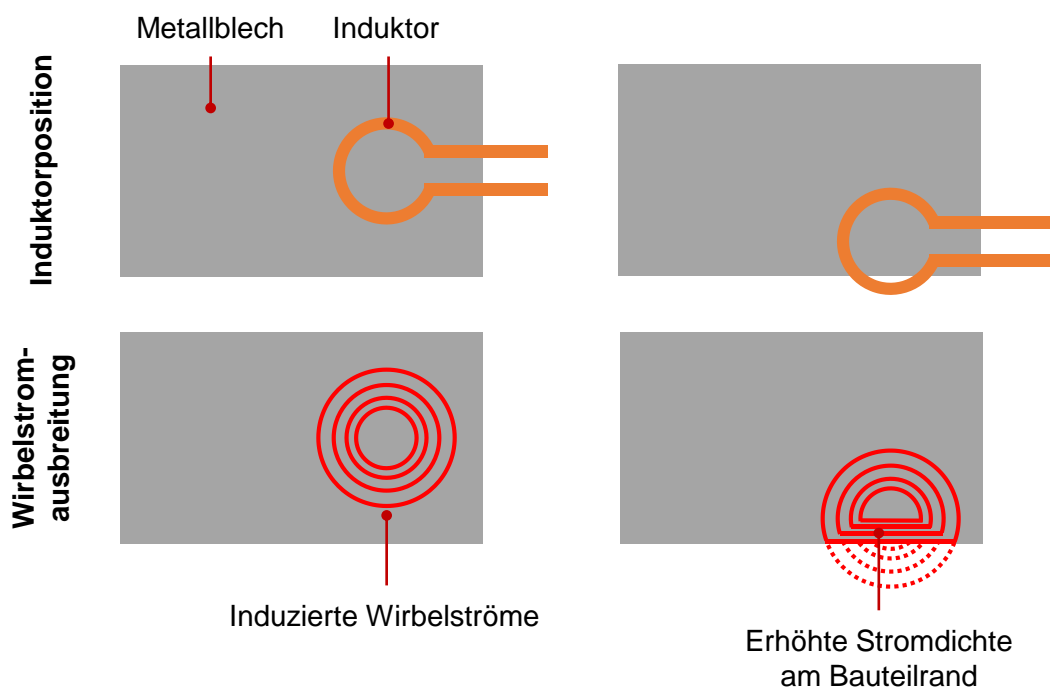


Abbildung 2.6: Entstehung des Randeffektes

Befindet sich der Induktor nicht mittig über dem Bauteil, so können sich die Wirbelströme nicht ungehindert ausbreiten. Es kommt zu einer Überhöhung der Stromdichte am Rand des zu verschweißenden Bauteils, was zu einer erhöhten Wärmeentwicklung führt.

#### 2.2.1.2 Einfluss der Induktorgeometrie

Die Art und Form des Induktors beeinflussen die Erwärmung des Bauteils, da die Form der Wirbelströme von der Form des durch den Induktor erzeugten magnetischen Feldes abhängt. Das magnetische Feld eines geraden stromdurchflossenen ( $\vec{I}$ ) Leiters ist in Abbildung 2.7 zu sehen.



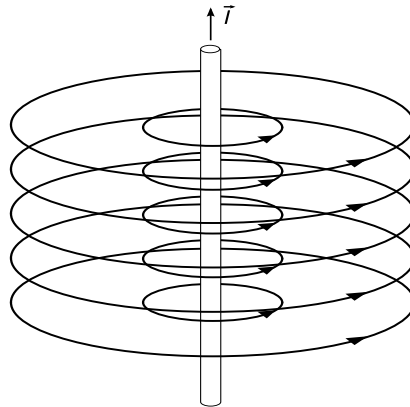


Abbildung 2.7: Magnetische Feldlinien um einen geraden stromdurchflossenen Leiter nach [58]

Das magnetische Feld eines geraden Leiters ist jedoch nicht zum Induktionsschweißen geeignet, da es nach außen hin stark an Kraft verliert und so sehr energieintensiv, sprich mit einem hohen Stromfluss, zu betreiben wäre. Um die Intensität des magnetischen Feldes zu erhöhen, kann auf eine Reihe von Maßnahmen zurückgegriffen werden. Die Kombination zweier Leiter führt zu einer starken Erhöhung der Feldstärke zwischen den beiden Leitern, vorausgesetzt sie werden in entgegengesetzte Richtung durchflossen, wie es in Abbildung 2.8 dargestellt ist.

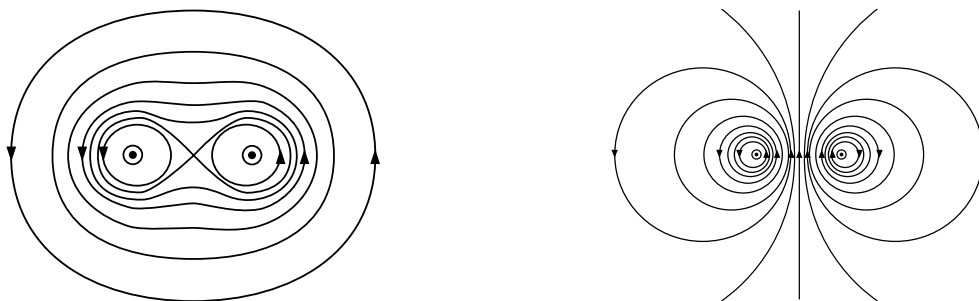


Abbildung 2.8: Magnetfeld um zwei parallele Drähte mit gleich starken gleichgerichteten (links), entgegen gerichteten (rechts) Strömen nach [58]

In der Praxis wird dieser Effekt durch gewundene Leiterschleifen erzeugt. Dies ist bei allen Induktoren der Fall, die in Abbildung 2.9 mit ihrer Erwärmung dargestellt sind.

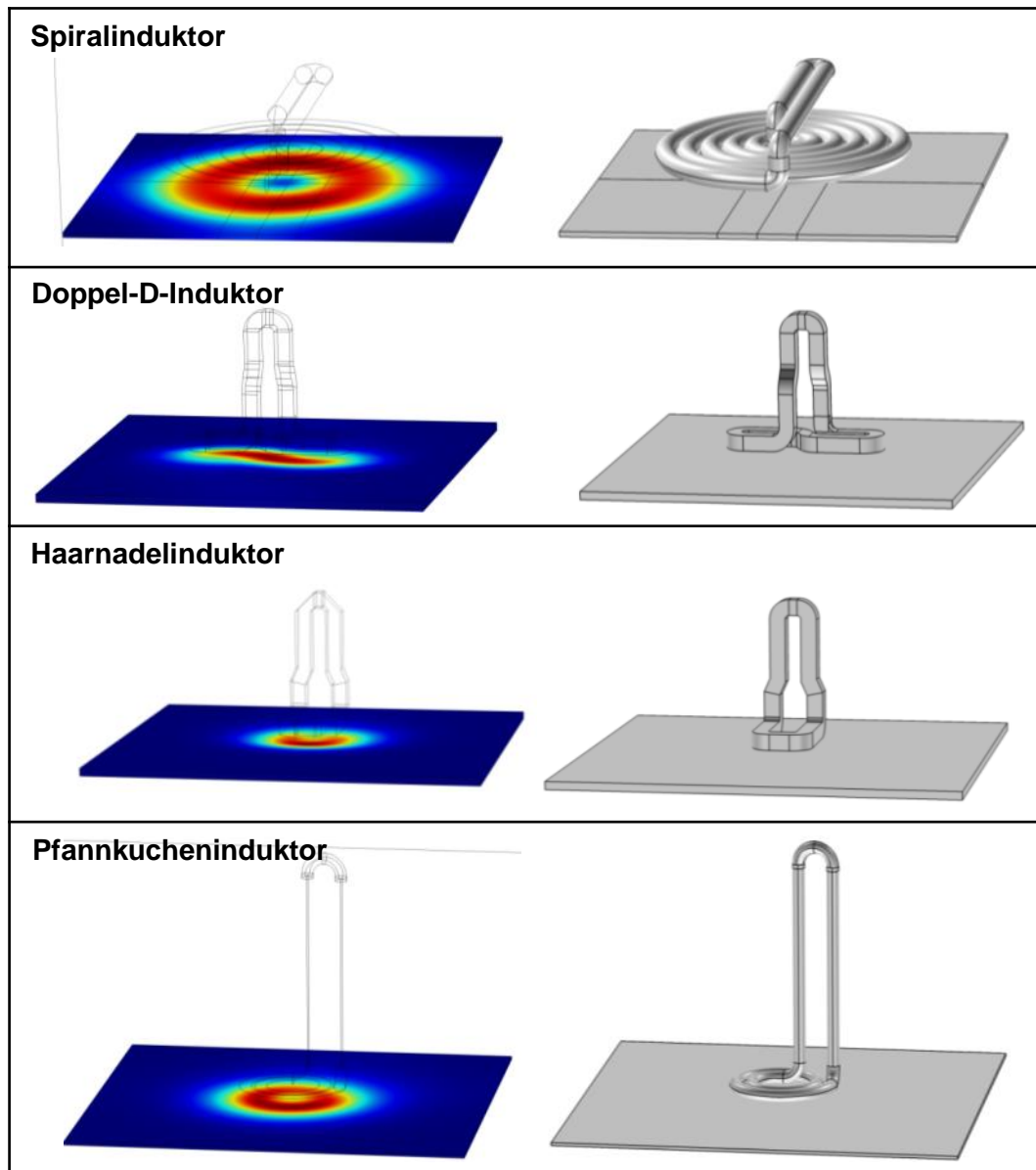


Abbildung 2.9: Erwärmung von Induktoren mit unterschiedlichen Geometrien

Eine weitere Möglichkeit, die magnetische Leistungsfähigkeit von geraden stromdurchflossenen Leitern zu erhöhen, ist der Einsatz von magnetischen Feldformern. Diese werden aus Materialien mit einer hohen magnetischen Permeabilität und einer geringen Verlustleistung hergestellt. Die Permeabilität gibt die Durchlässigkeit von Materialien für magnetische Felder an und eine geringe Verlustleistung verhindert eine Erwärmung des Feldformers selbst. Traditionell kommen diesen Feldformern drei Aufgaben bei Induktionsprozessen zu. Zum einen ein gezieltes Aufheizen von einzelnen Regionen eines Bauteils, zum anderen die Verbesserung der elektrischen Effizienz des Induktors und zuletzt der Aufbau eines magnetischen Schildes, welches

bestimmte Bereiche vor dem Einfluss des Magnetfeldes schützt. In Abbildung 2.10 ist ein gerader Leiter mit magnetischem Feldformer dargestellt.

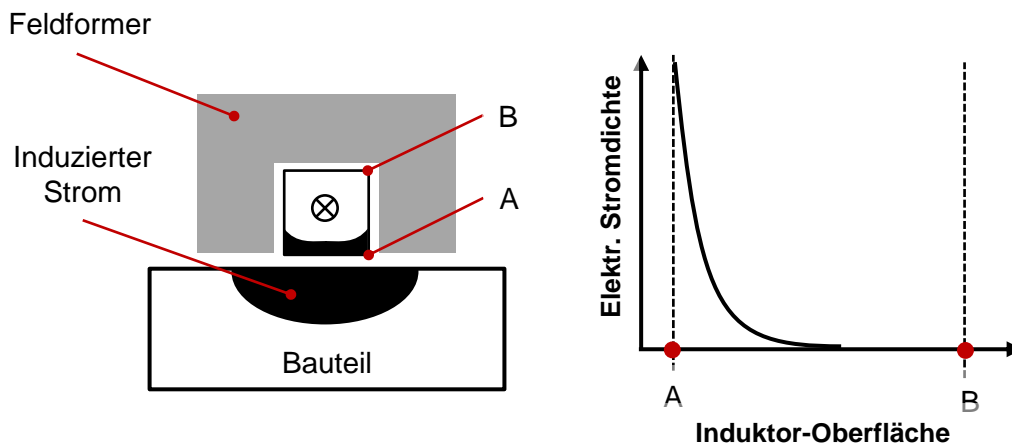


Abbildung 2.10: Formung des magnetischen Feldes mittels Feldformer unter Ausnutzung des Slot-Effekts in Anlehnung an [12]

Der gerade Leiter wird nach drei Seiten durch einen Feldformer abgeschirmt und die freie Seite dem Bauteil zugewandt. Die hohe Permeabilität des Feldformers hat zur Folge, dass das Magnetfeld nur aus der freien Seite expandieren kann. Aufgrund dessen konzentrieren sich an diesem Spalt die magnetischen Feldlinien und damit auch der elektrische Strom. Durch diesen Slot-Effekt wird das Magnetfeld so verändert, dass es einen definierten Bereich des Bauteils stärker erwärmt [12]. In der vorliegenden Arbeit werden sowohl Induktoren mit mehreren Windungen als auch Induktoren mit Feldformern verwendet. Generell ist auch eine Kombination beider Typen möglich.

### 2.2.2 Diskontinuierliches Induktionsschweißen

Der diskontinuierliche Prozess besteht aus zwei Prozessschritten, die in Abbildung 2.11 dargestellt sind. Während des gesamten Prozesses liegen beide Fügepartner übereinander auf einem Werkzeug. Im ersten Schritt wird mindestens ein Fügepartner unter dem Induktor erwärmt. Anschließend wird unter Druck abgekühlt. Durch Anpassen von Werkzeug- und Stempelgeometrie können nicht nur einfache Proben, sondern auch ganze Bauteile verschweißt werden, wie in dieser Arbeit gezeigt wird.

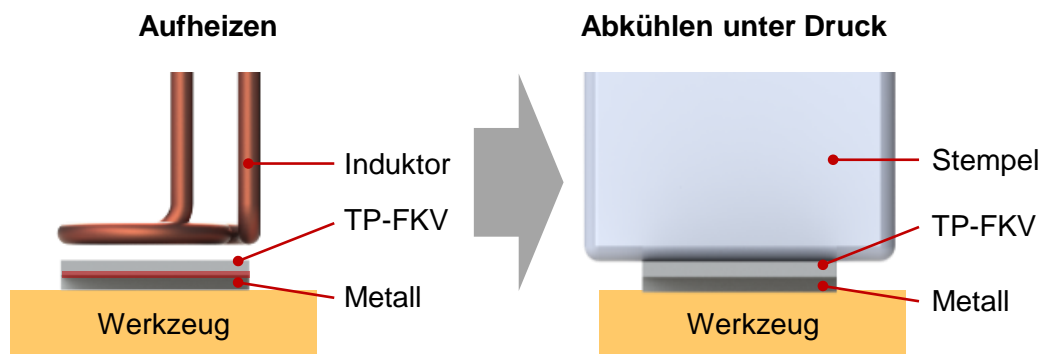


Abbildung 2.11: Schematische Darstellung des diskontinuierlichen Induktionsschweißens, hier von TP-FKV und Metall

Dennoch wird dieser Prozess derzeit hauptsächlich für Vorversuche und Parameterstudien genutzt [15; 49; 59; 60]. Da Erwärmen und Pressen nicht gleichzeitig stattfinden, kann das diskontinuierliche Schweißen einfach umgesetzt werden und ist für die verschiedensten Materialkombinationen geeignet. Allerdings führt das drucklose Erwärmen zu einer Dekonsolidierung des TP-FKV, das heißt zu Porenbildung im Laminate. Geregelt wird der Prozess mittels Temperaturmessung, in der Regel auf der Außenseite eines Fügepartners. Eine direkte Messung in der Fügezone ist nicht möglich, da Thermoelemente später im Bauteil verbleiben würden und die Fügezone für optische Messverfahren nicht zugänglich ist. Die indirekte Erfassung der Temperatur führt jedoch zu einem weniger stabilen Prozess, da die Temperaturen erst verspätet auch auf der Oberfläche ansteigen. Das erhöht das Risiko für thermische Schädigungen oder - bei zu konservativer Prozessauslegung - für unzureichende Erwärmung.

### 2.2.3 Kontinuierliches Induktionsschweißen

Zur Realisierung eines kontinuierlichen Schweißprozesses wird der Induktor, der den metallischen Fügepartner erwärmt, mit einer Konsolidierungsrolle kombiniert, wie es in Abbildung 2.12 zu sehen ist. Die Rolle presst beide Fügepartner aufeinander und sorgt während des Erstarrens des Polymers für einen ausreichend hohen Konsolidierungsdruck. Die Abkühlgeschwindigkeit in der Abkühlphase kann durch eine optionale Kühlung mittels einer Druckluftdüse verkürzt werden, wodurch die Prozessgeschwindigkeit erhöht wird. Die beiden zu fügenden Teile ruhen während des Schweißprozesses auf einem Werkzeug, das üblicherweise aus einem Isoliermaterial hergestellt wird. Dabei beeinflussen vor allem die thermische Leitfähigkeit und die

Werkzeuggeometrie das Schweißergebnis. Dieser Schweißprozess wurde in der Vergangenheit für kohlenstoff- und glasfaserverstärkte Thermoplaste untersucht [61; 54; 62]. In dieser Arbeit wird er an TP-FKV/Metall-Bauteile angepasst und optimiert.

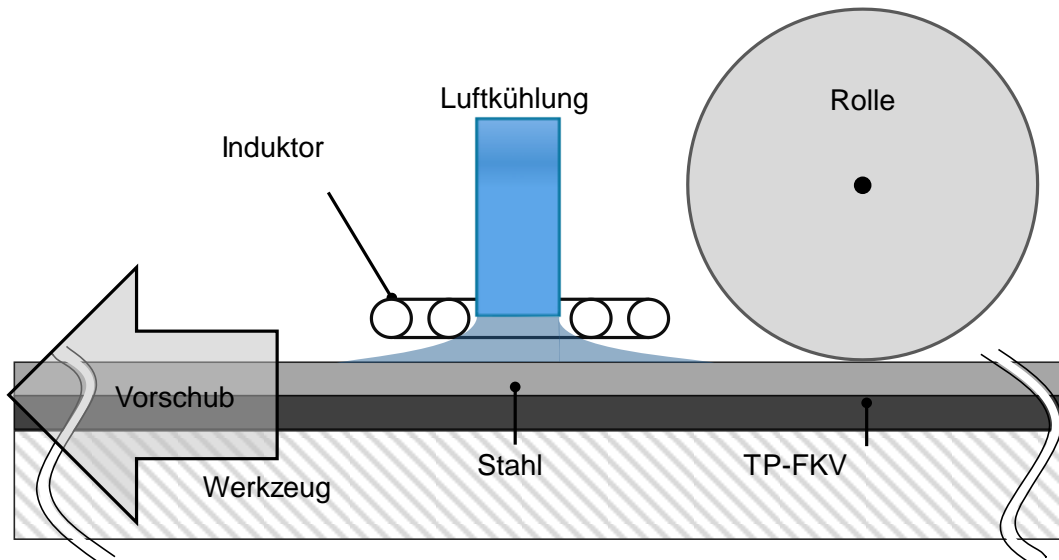


Abbildung 2.12: Schweißkopf zum kontinuierlichen Induktionsschweißen zweier TP-FKV mit Kühlung

Neben dem komplett kontinuierlichen Prozess gibt es in der industriellen Anwendung eine Mischform aus kontinuierlichem und diskontinuierlichem Schweißen. Dabei wird das Bauteil in ein Werkzeug eingespannt, welches den Druck aufbringt und das Temperaturmanagement übernimmt, während der Induktor mit einem Roboter über die Schweißnaht bewegt wird [63]. In diesem Fall ist der Prozess weniger komplex, aber auch weniger flexibel hinsichtlich möglicher Bauteilgeometrien.

Eine große Herausforderung beim kontinuierlichen Induktionsschweißen ist die Prozesssteuerung bzw. -regelung. Sie erfolgt in der Regel über die Messung der Oberflächentemperatur eines Fügepartners. Wie auch beim diskontinuierlichen Schweißen führt das zu einigen Problemen. Die zeitliche Verzögerung, mit der die Temperatur in der Fügezone im Vergleich zu der auf der Oberfläche steigt, verhindert eine Prozessregelung, ohne dass vorab in aufwändigen Vorversuchen eben diese Oberflächentemperatur bestimmt wurde. Daher gibt es Ansätze, die Erwärmung während des Schweißprozesses zu simulieren. Duhovic et al. [64–66] simulierten das kontinuierliche Induktionsschweißen verschiedener Materialien, um Erkenntnisse zur Temperaturverteilung im Bauteil, zum Einfluss einer aktiven Kühlung und zu Prozessparametern, wie der Geschwindigkeit, zu erlangen. In [67] wurde ein Simulationsmodell

entworfen, um ein Prozessfenster für das kontinuierliche Induktionsschweißen von kohlenstofffaserverstärkten Thermoplasten zu definieren. Diese Arbeiten liefern zwar detaillierte Einblicke in das Erwärmungsgeschehen, eine Validierung durch Experimente findet jedoch nur in [67] statt. Kim et al. [68] haben ein numerisches Modell entwickelt, das die Wärmeerzeugung in kohlenstofffaserverstärktem Polyetherimid (PEI) vorhersagt. In [69] wird ein Finite-Elemente-Modell des induktiven Erwärmens von kohlenstofffaserverstärkten FKV vorgestellt. In beiden Arbeiten [68; 69] werden die Simulationsergebnisse mit Experimenten verglichen, allerdings handelt es sich um reine Erwärmung, nicht um Fügeprozesse. Die Ergebnisse sind daher auf den hier betrachteten Prozess nur sehr eingeschränkt anwendbar, insbesondere da es sich um die induktive Erwärmung von Kohlenstofffasern, nicht von Metallen, handelt.

Eine weitere Hürde beim kontinuierlichen Induktionsschweißen stellt die relativ langsame Abkühlung des Materials aufgrund der eingeschränkten thermischen Leitfähigkeit der TP-FKV und die damit einhergehende Begrenzung der Prozessgeschwindigkeit dar. Abhilfe schafften hier [54; 70] und [70] mit der Einführung einer aktiven Kühlung der Bauteiloberfläche mittels Druckluft. In [71] und [67] wurde nachgewiesen, dass mit Kühlung höhere Prozessgeschwindigkeiten erreicht werden können. Dies liegt darin begründet, dass das Polymer unter der Rolle erstarren muss und die für die Abkühlung benötigte Zeitspanne durch die Kühlung deutlich verkürzt wird.

#### **2.2.4 Induktives Punktschweißen**

Das Punktschweißen ist ein Spezialfall des diskontinuierlichen Schweißens. Mitschang et al. [13] haben einen temperierten Stempel mit integriertem Induktor entwickelt, mit dessen Hilfe Schweißpunkte zwischen Aluminium und CF/PA66 erzeugt wurden. Am in Abbildung 2.13 dargestellten Stempel ist deutlich zu erkennen, dass dieser Prozess, bei dem unter Druck erwärmt und abgekühlt wird, wesentlich aufwändiger ist. Um eine Erwärmung des Aluminiumstempels zu verhindern, muss er von Innen gekühlt werden. Der Druck wird durch ein Keramik-Inlay aufgebracht, welches für das elektromagnetische Feld transparent ist. Dadurch wird eine Dekonsolidierung verhindert. So erzeugte Schweißpunkte sind ebenfalls in Abbildung 2.13 zu sehen.

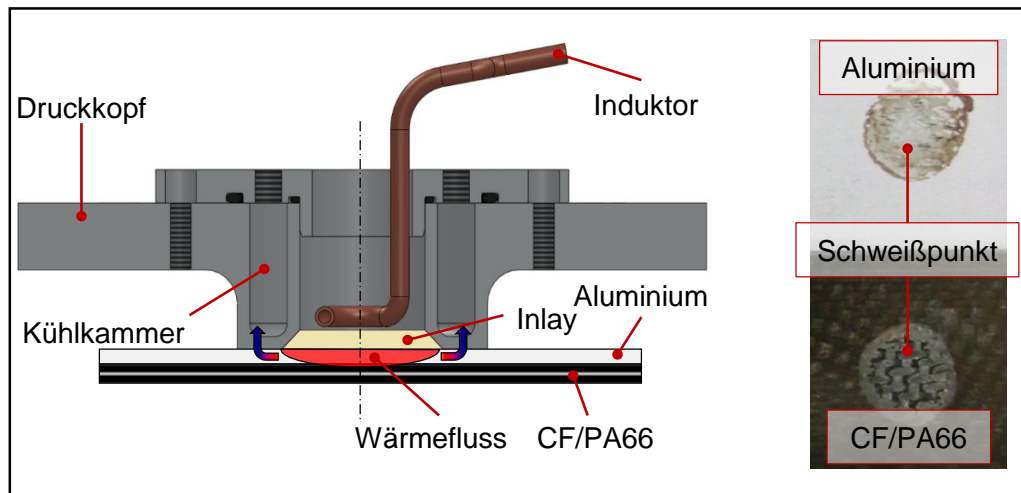


Abbildung 2.13: Schematische Schnittdarstellung des Punktschweißkopfes und so erzeugte Schweißpunkte nach dem Auftrennen der Verbindung

Dieses Verfahren ist besonders für Materialpaarungen mit sehr unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten geeignet, da nur sehr wenig Wärme in das den Schweißpunkt umgebende Material gelangt. Damit einhergehend ist allerdings die Geometrie der Fügefläche auf einzelne Schweißpunkte beschränkt.

### 2.3 Erläuterung der wesentlichen Prozessparameter

Bei der Entwicklung und Auslegung eines Induktionsschweißprozesses muss eine ganze Reihe wichtiger Prozessparameter berücksichtigt werden. Abbildung 2.14 zeigt die für das diskontinuierliche Schweißen relevanten Parameter. Der Induktor wird mit einem Strom  $I$  betrieben, der durch die Ausgangsleistung des Generators  $P$  bestimmt wird. Neben dem Strom ist der Kopplungsabstand  $d$ , d. h. der Abstand zwischen dem Induktor und der nächstgelegenen Oberfläche des zu erwärmenden Fügepartners (hier Stahl), maßgebend für die Intensität der Erwärmung, unabhängig davon, ob der Induktor auf der Seite des Stahls oder des TP-FKV positioniert wird. Die Temperatur  $T_P$  in der Fügezone und eine optionale Haltezeit  $t_H$  bei Prozesstemperatur bestimmen, wie stark das Polymer in der Fügezone aufgeschmolzen wird. Im Anschluss an die Erwärmung wird der Anpressdruck  $p$  aufgebracht, so dass das Laminat rekonsolidiert und die Metalloberfläche mit Polymer benetzt wird. Während des Schweißens nimmt die Dicke des Laminats aufgrund von Temperatur- und Druckeinwirkung ab. Diese Dickenabnahme wird hier als Schweißweg bezeichnet.

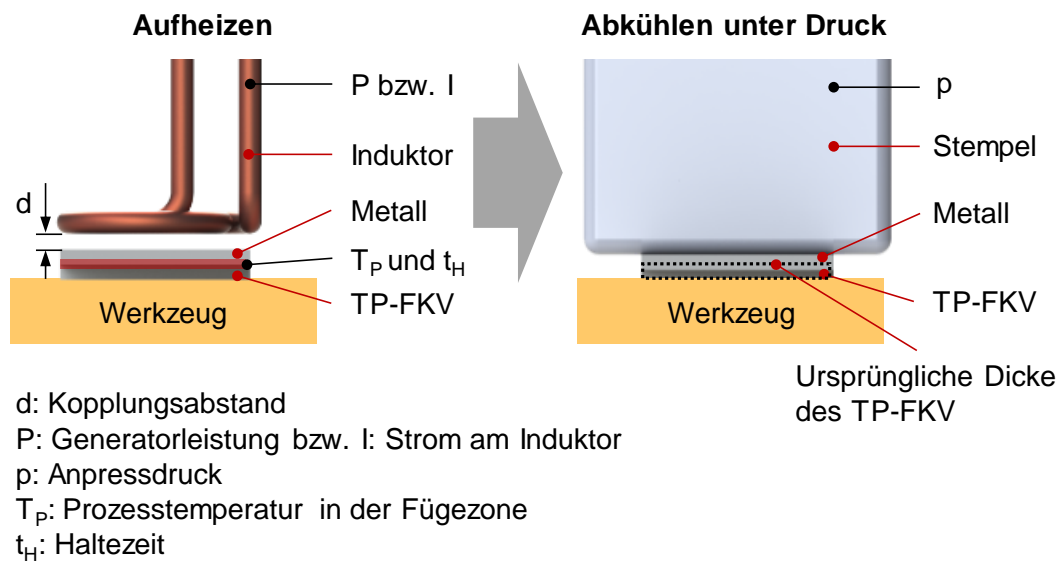
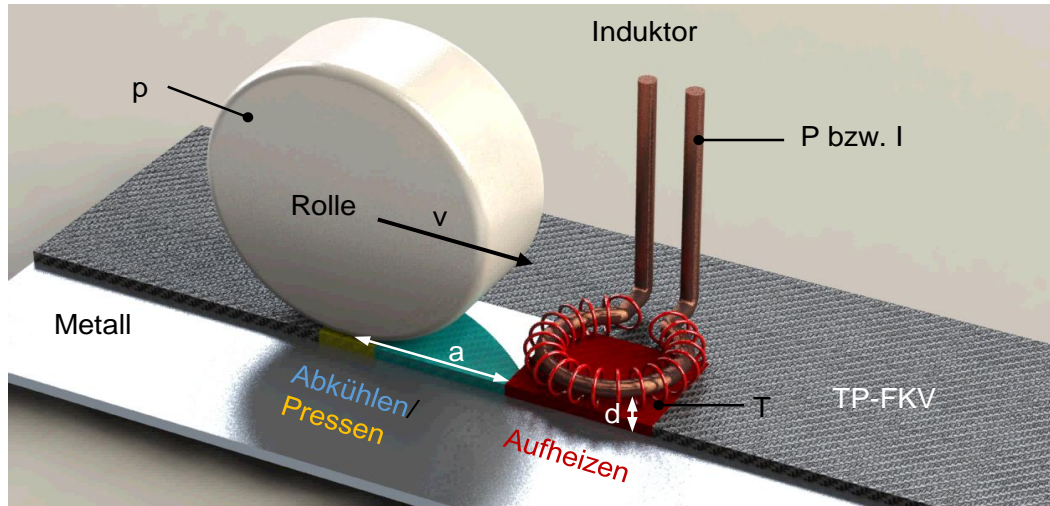


Abbildung 2.14: Wichtige Prozessparameter des diskontinuierlichen Induktionsschweißens

Beim kontinuierlichen Schweißen müssen ebenfalls der Kopplungsabstand  $d$ , die Generatorleistung  $P$  bzw. der Strom  $I$  am Induktor, der Anpressdruck  $p$ , die Temperatur in der Fügezone  $T_P$  und der Schweißweg berücksichtigt werden. Die Haltezeit wird durch die Prozessgeschwindigkeit  $v$  bestimmt und ist somit kein eigenständiger Parameter. Der Abstand  $a$  zwischen Induktor und Rolle legt die Zeit fest, in der das Bauteil nach der Erwärmung bis zum Aufbringen des Konsolidierungsdrucks abkühlen kann. Alle für das kontinuierliche Schweißen relevanten Parameter sind in Abbildung 2.15 zusammengefasst. Die Auswirkungen des Stroms am Induktor und des Kopplungsabstands werden hier nicht gesondert betrachtet. Beide Parameter beeinflussen die in dieser Arbeit untersuchte Temperatur in der Fügezone und kompensieren sich gegenseitig. So kann ein größerer Kopplungsabstand durch eine Erhöhung des Stroms am Induktor ausgeglichen werden. Theoretisch beeinflusst der Kopplungsabstand die Stromverteilung im Metall auf eine andere Art als der Strom am Induktor. Da jedoch die Wärmeleitung im Metall sehr hoch ist, ist kein nennenswerter Unterschied bezüglich der Erwärmung zu erwarten.





- d: Kopplungsabstand
- a: Abstand zwischen Induktor und Rolle
- P: Generatorleistung bzw. I: Strom am Induktor
- p: Anpressdruck
- T: Temperatur in der Fügezone
- v: Prozessgeschwindigkeit

Abbildung 2.15: Wichtige Prozessparameter des kontinuierlichen Induktionsschweißens

Neben den Prozessparametern beeinflussen auch die Materialeigenschaften der Fügepartner den Schweißprozess. Ihr Einfluss wird jedoch nicht näher beleuchtet, da bei einem nachgeschalteten Fügeprozess die Materialauswahl in der Regel schon abgeschlossen und nicht mehr beeinflussbar ist. Im Nachfolgenden werden die wesentlichen Prozessparameter des diskontinuierlichen und des kontinuierlichen Induktionsschweißens erläutert.

### 2.3.1 Temperatur in der Fügezone

Die Erwärmung des Polymers auf Prozesstemperatur ist die Grundvoraussetzung eines jeden Schweißprozesses. Ziel ist die Bildung einer Schicht aus geschmolzenem Polymer, mit der die Metalloberfläche benetzt wird. Da die Benetzung, vor allem bei relativ rauen Oberflächen, einer niedrigen Viskosität bedarf, muss eine Temperatur deutlich jenseits der Schmelztemperatur gewählt werden, jedoch nicht so hoch, dass der Kunststoff degradiert. Die gewählte Temperatur bestimmt im Zusammenspiel mit der Haltezeit auch die Dicke der geschmolzenen Schicht. Diese ist ebenfalls von Bedeutung, da einerseits genug Schmelze zur Verfügung stehen muss, um alle Kavitäten der Metalloberfläche zu füllen, andererseits die strukturelle Integrität des

Laminats aber nicht zerstört werden darf. In der Literatur gibt es nur sehr wenige Hinweise darauf, welche Temperaturen zum Schweißen von TP-FKV gewählt werden sollen. In [72] wird 50 K über Schmelztemperatur als Richtwert für teilkristalline Thermoplaste angegeben.

Wenn der Einfluss der Temperatur auf die Fügefestigkeit untersucht werden soll, dann muss zunächst die Hürde der Temperaturmessung genommen werden. Das ist oft nicht ohne weiteres möglich, weil Thermoelemente einen Fremdkörper in der Fügezone darstellen und den Prozess beeinflussen. Im Fall des Ultraschallschweißens führen sie z. B. zur lokalen Überhitzung. Oft ist die Fügezone aber auch optisch nicht zugänglich, so dass eine Messung mittels Infrarotkamera oder Pyrometer ebenfalls nicht möglich ist. Daher wird in vielen Arbeiten nicht der Einfluss der Füge­temperatur auf die Fügefestigkeit direkt betrachtet, sondern der Einfluss einer mit der Füge­temperatur korrelierenden Größe, wie der eingebrachten Energie. So sind auch Harras et al. [73] beim Ultraschallschweißen vorgegangen. Die Schweißenergie wurde mit der Energiefreisetzungsrate eines DCB (double cantilever beam) -Tests korreliert und ein Optimum wurde bei  $6,8 \text{ J/mm}^2$  gefunden. Niedrigere und höhere Energien führten zu geringeren Festigkeiten. Prabhakaran et al. [74] untersuchten den Zusammenhang zwischen dem Energieeintrag pro mm Schweißnaht und der Fügefestigkeit beim Laserschweißen. Es zeigte sich ein Maximum zwischen  $8 \text{ J/mm}$  und  $10 \text{ J/mm}$ , wobei auch hier niedrigere und höhere Energien ( $4 \text{ J/mm}$  bis  $12 \text{ J/mm}$ ) zu einer Verschlechterung führten. Ein anderer Ansatz wurde in [75] gewählt. Hier wurde der Einfluss der Schweißzeit auf die Festigkeit beim Widerstandsschweißen von CF/PEI analysiert. Das Optimum lag bei 45 s und 9 A bzw. 90 s und 8 A. Bei kürzeren Zeiten kam keine Verbindung zustande, längere Zeiten führten zur Degradation des Polymers. Eine Temperaturmessung dagegen haben Dubé et al. [76] beim Widerstandsschweißen von CF/PEEK vorgenommen. Der anschließende Kurzbiegeversuch zeigte, dass die maximale Festigkeit zwischen  $440 \text{ °C}$  und  $450 \text{ °C}$  erreicht wurde (untersuchter Temperaturbereich:  $380 \text{ °C}$  bis  $480 \text{ °C}$ ).

Diese Arbeiten bestätigen die Vermutung, dass es eine optimale Füge­temperatur gibt, während niedrigere Temperaturen zu einer unzureichenden Verbindung und höhere Temperaturen zur Degradation des Polymers führen. Allerdings handelt es sich jeweils um das Schweißen zweier TP-FKV. In diesem Fall wird die Verbindung

durch das sogenannte Healing erzeugt [77]. Es besteht aus fünf Schritten: Neuordnung der Oberfläche, Annäherung der Oberfläche, Benetzung, Diffusion und Randomisierung [78]. Die letzten beiden Schritte finden nicht statt, wenn ein Polymer mit einem Metall verbunden wird. Daher können die Ergebnisse, die mit reinen TP-FKV-Verbindungen erzielt werden, nur begrenzt auf die Metall/TP-FKV-Verbindungen übertragen werden. Auf diesem Gebiet gibt es allerdings nur sehr wenige Arbeiten, die sich mit der optimalen Füge­temperatur beschäftigen. Diese zeigen ein ähnliches Bild, wie die Arbeiten zum Fügen zweier TP-FKV. Krüger et al. [79] haben das Ultraschallschweißen von Aluminium und glasfaserverstärktem Polyamid 12 (GF/PA12) untersucht und bei einer Schweißenergie von 1400 J die maximale Festigkeit festgestellt. Niedrigere und höhere Energie führten zu schlechteren Ergebnissen. Beim Laserdurchstrahlschweißen von Polyethylenterephthalat (PET) und Titan wurden in [80] verschiedene Laserleistungen (4 W bis 5,5 W) untersucht. Die maximale Festigkeit lag bei 4,6 W. Niedrigere und höhere Energie führten zu schlechteren Ergebnissen. In [50] wurde ebenfalls ein Laserschweißprozess betrachtet, in diesem Fall von CF/PA6 und verzinktem Stahl. Es wurden Laserleistungen von 300 W bis 500 W untersucht, wobei die maximale Festigkeit bei 400 W erreicht wurde. Auch hier führten niedrigere und höhere Energien zu schlechteren Ergebnissen. André et al. [81] haben beim Rotationsreibpunktfügen von Aluminium und CF/PPS nur zwei Temperaturen betrachtet. Die Maximaltemperaturen in der Fügezone lagen bei 325 °C bzw. 417 °C, wobei die höhere Temperatur zu einer höheren Festigkeit geführt hat.

Beim kontinuierlichen Induktionsschweißen ist nicht nur die Temperatur im Moment des Fügens interessant, sondern auch die Temperaturverteilung in der Fügezone im zeitlichen Verlauf, weil auch die Temperatur unter der Rolle einen Einfluss auf das Schweißergebnis hat. Aufgrund der schwierigen Temperaturmessung gibt es hierzu jedoch bisher kaum Erfahrung. Einen Ansatz stellen die Arbeiten von Duhovic et al. [66; 65] und Mitschang et al. [67] dar, die dieses Problem mit Hilfe einer Simulation lösen. In [59] wird die Temperaturverteilung in der Fügezone beim Schweißen von CF-PPS simuliert und das Erwärmungsmuster mit den Bruchflächen verglichen. Es zeigte sich außerdem, dass geringere Heizraten zu einer höheren Zugscherfestigkeit führen. Allerdings wird hier ein diskontinuierlicher Schweißprozess betrachtet. In der vorliegenden Arbeit wird zum einen der Einfluss der Temperatur in der Fügezone auf

die Festigkeit untersucht und zum anderen die Temperaturverteilung beim kontinuierlichen Induktionsschweißen analysiert und optimiert.

### 2.3.2 Druck

Nach der Erwärmung der Fügezone muss diese mit einem bestimmten Druck beaufschlagt werden, um einen möglichst porenfreien Kontakt zwischen den beiden Fügepartnern herzustellen. Somit ist neben der Temperatur auch der Druck ein entscheidender Prozessparameter während des Induktionsschweißens. Durch den Druck verformt sich die Grenzfläche des geschmolzenen TP-FKV und wird auf die des Metalls gepresst, so dass die Metalloberfläche benetzt wird und ein direkter Kontakt entsteht. Zusätzlich tritt die geschmolzene Polymerphase an den Oberflächen aus und verdrängt die Lufteinschlüsse in der Fügezone [72]. Dieser Vorgang ist in Abbildung 2.16 schematisch dargestellt.

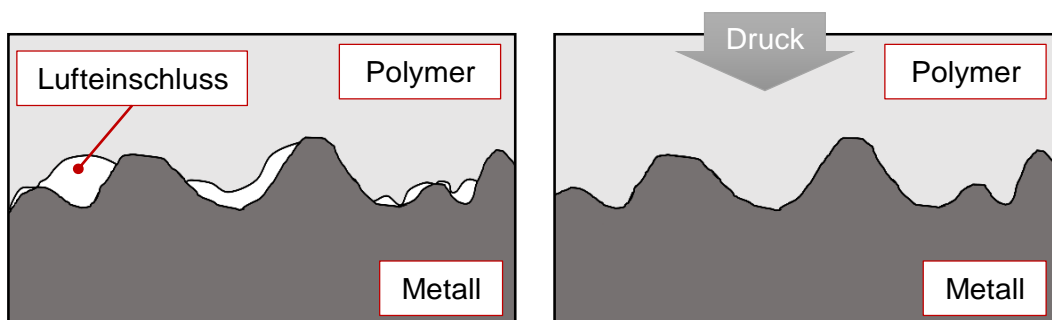


Abbildung 2.16: Schematische Darstellung der Benetzung einer Metalloberfläche durch geschmolzenes Polymer unter Druckapplikation

Neben der Verbesserung des Kontaktes zwischen dem Polymer und der Metalloberfläche verhindert die Druckbeaufschlagung außerdem eine Dekonsolidierung des Laminats. Unter Dekonsolidierung versteht man die Tendenz eines FVK bei Wiedererwärmung zur erhöhten Porenbildung und Vergrößerung des Gesamtvolumens auf Grund der Bildung einer strukturellen Desintegration. Als Hauptgründe für dieses Verhalten werden einerseits die Dekompaktierung der Faserverstärkung und andererseits die Ausdehnung der Poren im Material genannt. Bei der Dekompaktierung der Faserverstärkung führt eine Entladung der enthaltenen Spannung in den Fasern auf Grund der Erweichung der Matrix zu einer Veränderung der Struktur des FVKs. Eine Ausdehnung der Poren tritt auf, wenn ein Druckunterschied zwischen Porenin-

nendruck und Außendruck vorliegt. Dies ist der Fall, wenn durch eine Erwärmung des FVKs der Poreninnendruck erhöht wird. [82]

In der Vergangenheit wurde der Einfluss des Drucks auf die Fügefestigkeit immer wieder untersucht, wobei die Ergebnisse sehr unterschiedlich ausfielen. Harras et al. [73] haben verschiedene Schweißzeiten und -drücke beim Ultraschallschweißen von kohlenstofffaserverstärktem Polyetheretherketon (CF/PEEK) untersucht. Sie ermittelten einen optimalen Druck bei 3,8 MPa, niedrigere und höhere Werte führten zu einer geringeren Festigkeit. Ageorges et al. [75] machten qualitativ ähnliche Beobachtungen beim Widerstandsschweißen von kohlenstofffaserverstärktem Polyetherimid (CF/PEI). Es wurden Drücke zwischen 0,1 MPa und 2,4 MPa betrachtet, wobei das Optimum bei 0,5 MPa lag. Im Gegensatz dazu stellte eine Untersuchung des Laserdurchstrahlschweißen von T-Stößen aus GF/PA6 fest, dass die Fügefestigkeit mit steigendem Druck abnimmt (Druckbereich: 0,7 MPa bis 4,5 MPa) [74]. Hou et al. [83] wiederum kamen zu einem anderen Schluss. Sie untersuchten das Widerstandsschweißen von CF/PEI und verwendeten Drücke von 0,02 MPa bis 0,4 MPa. Bei 0,02 MPa und 0,05 MPa war die Fügefestigkeit ungenügend. Ab 0,1 MPa konnte eine gute Festigkeit erzielt werden, die sich bis 0,4 MPa nicht wesentlich geändert hat. In einer weiteren Arbeit [84], die sich mit dem Widerstandsschweißen von CF/PEEK beschäftigt, wurden nur zwei verschiedene Drücke betrachtet: 0,4 MPa und 1,2 MPa. Während beide zur gleichen Festigkeit führten, traten bei 1,2 MPa weniger Poren in der Fügezone auf. Obwohl diese Arbeiten eine große Bandbreite an Ergebnissen liefern, ist es schwierig, eine eindeutige Aussage zum Einfluss des Drucks auf die Fügefestigkeit zu machen. Zum einen sind die Schlussfolgerungen inkonsistent und zum anderen unterscheiden sich die betrachteten Druckbereiche stark. Außerdem sind die Bedingungen der verschiedenen Prozesse und Materialien oft nicht vergleichbar.

Darüber hinaus beschäftigen sich auch hier alle vorher genannten Arbeiten mit dem Schweißen zweier TP-FKV. Wie schon in Kapitel 2.3.1 dargelegt, sind die Ergebnisse daher nur sehr eingeschränkt übertragbar. Obwohl das Schweißen von TP-FKV und Metall in zahlreichen Arbeiten untersucht wurde, gibt es nur sehr wenige Untersuchungen zum Thema Fügedruck. Krüger et al. [79] haben das Ultraschallschweißen von Aluminium und GF/PA12 untersucht und die maximale

Festigkeit bei 3,5 MPa erreicht, während 3,35 MPa und 3,65 MPa zu wesentlich schlechteren Ergebnissen geführt haben. In der vorliegenden Arbeit wird zum einen der Einfluss des Drucks auf die Festigkeit untersucht und zum anderen die Druckverteilung beim kontinuierlichen Induktionsschweißen analysiert.

### 2.3.3 Geschwindigkeit

Die Prozessgeschwindigkeit, mit der sich Induktor und Rolle entlang der Schweißnaht bewegen, ist nur beim kontinuierlichen Schweißen relevant. Sie bestimmt sowohl die Aufheizzeit, also den Zeitraum, in dem sich das Material unter dem Induktor befindet, als auch die Abkühlzeit, in der das Material zwischen Induktor und Rolle abkühlen kann. Da diese beiden Prozessphasen für die Qualität der Fügung verantwortlich sind, ist die Geschwindigkeit einer der wichtigsten Parameter beim kontinuierlichen Schweißen. Darüber hinaus bestimmt sie maßgeblich die Wirtschaftlichkeit des Prozesses, weil eine zu geringe Geschwindigkeit eine Integration in getaktete Prozessketten verhindert und zu langen Bearbeitungszeiten führt.

Da die Geschwindigkeit nur bei kontinuierlichen Prozessen untersucht wird, gibt es eine Reihe von Arbeiten zum Laserschweißen, die sich mit ihr beschäftigen. Mehrere dieser Veröffentlichungen beziehen sich auf TP-FKV/Metall-Verbindungen, so dass hier keine reinen TP-FKV-Verbunde betrachtet werden. Beim Laserdurchstrahlschweißen von PET und Titan wurden in [80] verschiedene Geschwindigkeiten (0,25 mm/s bis 3,33 mm/s) untersucht. Die höchsten Festigkeiten wurden zwischen 0,5 mm/s und 1,33 mm/min erreicht, je nach verwendeter Leistung (4 W bis 5,5 W). Höhere Geschwindigkeiten führten aufgrund ungenügender Erwärmung zu niedrigeren Festigkeiten. Jung et al. [50] haben beim Laserschweißen von CF/PA6 und verzinktem Stahl zwei verschiedene Leistungsniveaus betrachtet. Bei 400 W lag die optimale Geschwindigkeit bei 6 mm/s (Bereich: 5 mm/s bis 9 mm/s), bei 700 W waren 13 mm/s optimal (Bereich: 10 mm/s, bis 15 mm/s). Niedrigere und höhere Geschwindigkeiten führten zu schlechteren Ergebnissen. Ein ähnliches Bild zeigt sich bei Tillmann et al. [48]. Auch hier wurden beim Laserdurchstrahlschweißen von mit Glycol modifiziertem PET (PETG) und Stahl Geschwindigkeiten von 0,12 mm/s bis 1,9 mm/s bei verschiedenen Leistungen untersucht. Es gibt ein leistungsabhängiges Optimum, niedrigere und höhere Geschwindigkeiten führen zu einer Festigkeitsreduktion. Na-

gatsuka et al [85] haben sich mit dem Reibschweißen von CF/PA6 und Aluminium beschäftigt. Hier steigt die Festigkeit bis 26,67 mm/s an, danach fällt sie wieder ab.

All diese Arbeiten kommen zu einem ähnlichen Ergebnis. Eine zu niedrige Geschwindigkeit führt aufgrund von Überwärmung und daraus resultierender Degradation zu einer geringen Festigkeit, während die Erwärmung bei einer zu hohen Geschwindigkeit nicht mehr ausreicht. Beide Effekte können sicherlich in gewissen Grenzen durch eine Anpassung der eingebrachten Leistung kompensiert werden. Allerdings sind geringe Geschwindigkeiten wirtschaftlich nicht interessant. Eine möglichst hohe Geschwindigkeit ist also wünschenswert. Beim kontinuierlichen Induktionsschweißen von zwei TP-FKV konnten bisher 7,5 mm/s erzielt werden [67]. Diese Werte liegen unter den in den vorgestellten Arbeiten erzielten Werten für TP/FKV und Metall. Bei reinen Metallschweißverfahren (Metallschutzgasschweißen, Elektronenstrahlschweißen) werden Geschwindigkeiten bis zu 100 mm/s (6 m/min) erreicht, beim Laserstrahlschweißen sind sogar bis zu 266,67 mm/s (22 m/min) möglich [86]. Technisch sind diese Verfahren mit denen für TP-FKV und Hybridverbunde nicht vergleichbar, sie zeigen aber, welche Geschwindigkeiten von Endanwendern erwartet werden. In der vorliegenden Arbeit soll untersucht werden, ob eine Geschwindigkeit von 16,67 mm/s (1 m/min) mit dem kontinuierlichen Induktionsschweißen erreicht werden kann.

#### **2.3.4 Abstand zwischen Induktor und Rolle und aktive Kühlung**

Der Abstand zwischen Induktor und Rolle ist ein weiterer wichtiger Parameter beim kontinuierlichen Induktionsschweißen, da er - zusammen mit einer optionalen aktiven Kühlung - maßgeblich die Abkühlung des Materials beeinflusst. So kann die erreichbare Prozessgeschwindigkeit durch eine Vergrößerung dieses Abstandes erhöht werden, wie in [67] und [71] für kohlenstoffaserverstärkte Thermoplaste bereits gezeigt wurde. Die Temperatur und das Material der Anpressrolle dagegen beeinflussen die Abkühlung aufgrund der kurzen Kontaktzeit nur minimal. Durch den Wegfall dieses Faktors kann zur Beschreibung der Abkühlung stark vereinfacht die Formel für stationäre Wärmeleitung durch eine ebene Wand nach dem Fourier'schen Gesetz verwendet werden.

$$Q = \lambda A \frac{T_1 - T_2}{t} \tau \quad (4)$$

Hierbei steht Q für die abgegebene Wärme,  $\lambda$  für die Wärmeleitfähigkeit des Metalls, A für die wärmedurchflossene Fläche,  $T_1$  und  $T_2$  für die Schweißtemperatur und die Umgebungstemperatur, t für die Dicke der Platte und  $\tau$  für die vergangene Zeit. Wird nun vorausgesetzt, dass bei allen Versuchen die gleichen Materialien verwendet werden, so bleibt die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  konstant. Ebenso werden ausschließlich Platten mit der gleichen Geometrie verwendet, wodurch auch die Fläche A und die Dicke  $\delta$  gleichbleiben. Bei den Versuchen herrschen immer dieselbe Umgebungstemperatur und eine konstante Schweißtemperatur. Daraus folgt, dass die beiden Temperaturen  $T_1$  und  $T_2$  ebenfalls Konstanten sind. Die Formel kann schließlich vereinfacht werden zu:

$$Q \sim k \tau \quad (5)$$

Wobei k für die Zusammenfassung aller konstanten Größen steht. Die Zeit  $\tau$  ist also die einzig verbleibende Variable in der Gleichung. Diese wird definiert durch:

$$\tau = \frac{a}{v} \quad (6)$$

Hierbei steht a für den Abstand zwischen Induktor und Anpressrolle und v für den Vorschub des Induktionsschweißprozesses. Als finale Formel ergibt sich:

$$Q \sim k \frac{a}{v} \quad (7)$$

Dies bedeutet, dass die abgegebene Wärme zwischen Induktor und Anpressrolle und damit die erzielte Abkühlung proportional zum Abstand zwischen Induktor und Anpressrolle und umgekehrt proportional zur Geschwindigkeit sind. [87; 88]

Wird zwischen Induktor und Anpressrolle eine Luftstromkühlung eingebaut, kommt zu der stationären Wärmeleitung ein zusätzlicher Wärmeübergang durch erzwungene Konvektion hinzu. Auf diese Weise kann die Abkühlung zwischen Induktor und Rolle und so auch die Prozessgeschwindigkeit vergrößert werden.

### 2.3.5 Schweißweg

Der Schweißweg, also die Dickenreduktion des Laminats während des Schweißprozesses, ist zum einen ein Resultat der Parameter Druck, Temperatur und Haltezeit



und zum anderen ein Faktor, der wiederum die Fügefestigkeit beeinflusst. In der Klebtechnik wurde die Dicke der Klebstoffschicht eingehend untersucht. Hier wird eine möglichst dünne Schicht angestrebt, da diese zu den höchsten Festigkeiten führt [89]. Im Fall des Schweißens von TP-FKV wird das Polymer selbst als eine Art Klebstoff genutzt. Allerdings können die Erkenntnisse aus der Klebtechnik nicht ohne Weiteres auf Schweißverfahren übertragen werden. Denn die Schichtdicke in der Fügezone kann über den Schweißweg nicht eingestellt werden, ohne zum Beispiel den Faservolumengehalt in den fügezonennahen Laminatschichten ebenfalls zu verändern. In etlichen Schweißverfahren, wie zum Beispiel dem Widerstandsschweißen, wird der Schweißweg jedoch zur Prozesskontrolle genutzt [90].

Der Schweißweg wird als Prozessparameter seltener betrachtet als Druck und Temperatur/Energie. Dennoch gibt es zum Fügen zweier TP-FKV einige Arbeiten, die sich diesem Thema widmen. Ageorges et al. [75] haben sich beim Widerstandsschweißen von CF/PEI mit Schweißwegen bis  $> 1$  mm beschäftigt. Bis 0,2 mm führt ein größerer Schweißweg zu einer Erhöhung der Festigkeit, welche dann bis 0,8 mm konstant bleibt. Bei Werten größer 1 mm kommt es dann zu einem Festigkeitsabfall. Die Proben hatten in diesem Fall eine Dicke von 2,6 mm. Beim Widerstandsschweißen von Graphit-Polyarylsulfon/Polysulfon Dual-Polymer-Compositen wurde in [91] der Schweißweg als dominierender Parameter identifiziert. Es wurde ein Bereich von 0,58 mm bis 1,35 mm betrachtet, in welchem die Festigkeit mit steigendem Schweißweg abnahm. Villegas et al. [40] untersuchten den Zusammenhang zwischen verschiedenen Prozessparametern, unter anderem dem Schweißweg, und der Festigkeit beim Ultraschallschweißen von CF/PEI. Sie fanden einen optimalen Schweißweg, größere und kleinere Wege führten zu einer niedrigeren Festigkeit. Auch dieser Auszug aus der Literatur zeigt, dass verschiedene Autoren zu unterschiedlichen Ergebnissen kommen und es so sehr schwer ist, auf Basis bisheriger Forschung eine Abschätzung über den Einfluss des Schweißweges zu treffen. Darüber hinaus wird der Schweißweg in keiner der in dieser Arbeit erwähnten Veröffentlichungen zum Schweißen von TP-FKV und Metall berücksichtigt.

## 2.4 Adhäsion und Oberflächenvorbehandlung

Maßgeblich für die Festigkeit ist neben den Prozessparametern die Adhäsion des Polymers an der Metalloberfläche. Im Falle des Fügens von TP-FKV und Metallen

spielen zwei Adhäsionsarten eine Rolle: die spezifische Adhäsion, die auf chemischen und physikalischen Bindungen beruht sowie die mechanische Adhäsion, die dadurch entsteht, dass der Klebstoff bzw. hier das Polymer in (künstlich erzeugte) Hinterschnitte auf der Metalloberfläche fließt. [29]

Die Adhäsion umfasst eine Reihe von Theorien, die in Abbildung 2.17 zusammengefasst sind. Keine dieser Kräfte ist alleine für das Zustandekommen einer Verbindung verantwortlich, da es sich um ein Zusammenspiel aller Kräfte handelt [29; 92]. Somit ist auch keine Theorie alleine dazu geeignet, die Adhäsion vorherzusagen [29; 92]. Es wird an dieser Stelle nicht näher auf die verschiedenen Theorien der spezifischen Adhäsion eingegangen, sondern auf die Literatur verwiesen, z. B. [29] und [28].

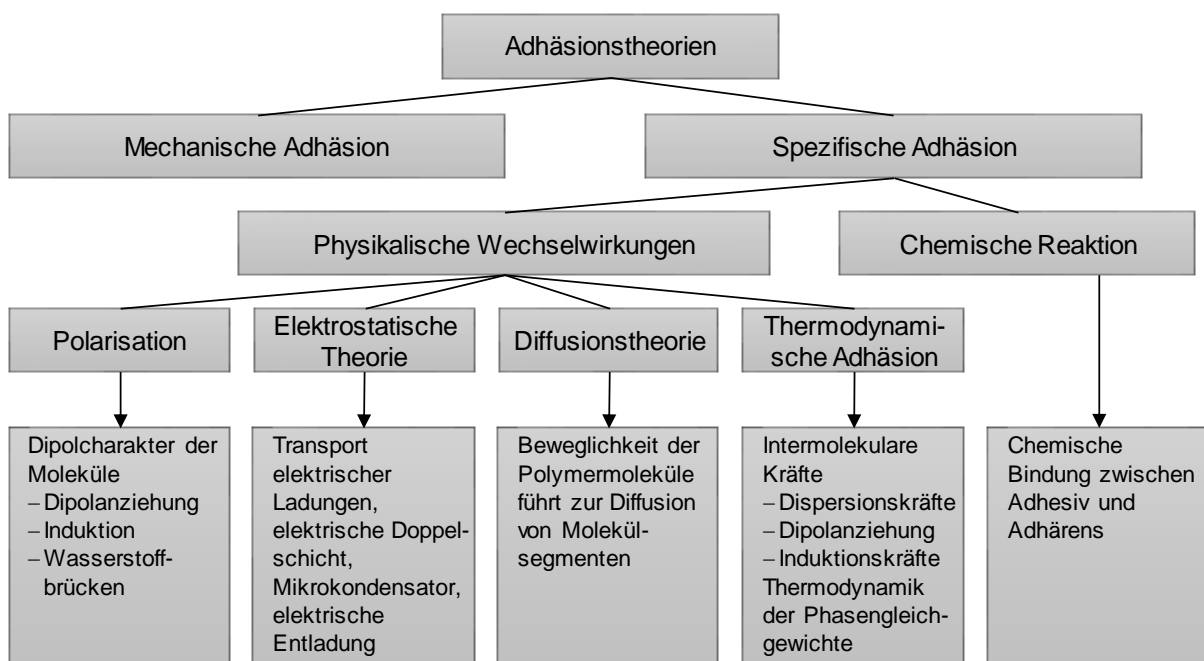


Abbildung 2.17: Zusammenfassung der bekannten Adhäsionstheorien nach [92]

Mechanische Adhäsion tritt auf, wenn das flüssige Polymer in Kavitäten, Poren und Hinterschnitte auf der Oberfläche des Metalls fließt und dort erstarrt. So entsteht ein Formschluss, der Kräfte übertragen kann. Damit sie einen nennenswerten Beitrag zur Fügefestigkeit leistet, müssen allerdings relativ ausgeprägte Strukturen vorliegen, ein einfaches Aufräuen der Oberfläche genügt nicht [29].

Zunächst muss die Oberfläche durch Entfetten mit einem geeigneten Lösungsmittel vorbereitet werden. Hierzu können z. B. Kohlenwasserstoffe wie Aceton oder spezielle Reinigungsmittel verwendet werden, deren Wirkung durch erhöhte Temperaturen

oder Ultraschall noch verstärkt werden kann. Im Anschluss an das Entfetten wird die Oberfläche vorbehandelt. Dazu stehen klassischerweise verschiedene Verfahren zur Verfügung, unter anderem:

- Mechanische Oberflächenvorbehandlung, z. B. durch Druckluftstrahlen
- Physikalische Oberflächenvorbehandlung, z. B. durch Niederdruckplasma
- Chemische Oberflächenvorbehandlung, z. B. durch Beizen mit Säuren

Chemische und mechanische Verfahren sind gut für Metalloberflächen geeignet, während physikalische Verfahren meistens für Kunststoffe verwendet werden. [29]

In [93] wurden verschiedene Oberflächenvorbehandlungen in Kombination mit Induktionsschweißen von CF/PA66 und Aluminium untersucht, unter anderem das Beizen mit Salpetersäure. Hier wurde gezeigt, dass eine schaumartige Struktur in der Oxidschicht des Aluminiums entsteht, in die das PA66 fließt. Der so entstandene Formschluss führt zu einer höheren Festigkeit und einer besseren Beständigkeit gegenüber Witterungseinflüssen. Im Bereich des Schweißens von Metallen und TP-FKV hat sich in den letzten Jahren außerdem das Strukturieren des Metalls mit einem Laser etabliert. So können auf der Oberfläche Hinterschnitte erzeugt werden, in die das Polymer fließen kann, so dass eine Art Formschluss entsteht. Roesner et al. [49] haben gezeigt, dass so die Fügefestigkeit beim Laserdurchstrahl- und Induktionsschweißen verschiedener Thermoplaste und Stahl stark erhöht werden kann. Cenigaonaindia et al. [47] haben verschiedene Arten der Strukturierung zum Laserdurchstrahlschweißen von PA6 und Stahl untersucht. Als Alternative zur Behandlung mittels Laser werden auch mechanische Methoden zum Einbringen von Strukturen mit Hinterschnitten untersucht [94; 95].

### 3 Analyse des Schweißprozesses

Bei der Entwicklung eines Schweißprozesses steht zu Beginn immer die Frage, wann der Prozess in den Augen des Anwenders „gut“ ist. Dazu ist es wichtig, Ziele zu definieren. Bei einem Fügeprozess, der in der Zukunft zur Serienproduktion genutzt werden soll, gibt es ganz allgemein zwei große Ziele: Geschwindigkeit und Festigkeit. Nur ein schneller Prozess hat das Potential, etablierte Verfahren zu ersetzen. Das ist vor allem bei der Einführung neuer Technologien, wie den hier betrachteten Hybridbauteilen, von großer Bedeutung. Darüber hinaus müssen die erzeugten Verbindungen eine ausreichend hohe Festigkeit aufweisen. Gerade Geschwindigkeit und Festigkeit sind aber auch zwei Ziele, die sich gegenseitig behindern können. Eine Grundvoraussetzung zur in der vorliegenden Arbeit stattfindenden Optimierung der Schweißprozesse ist also das Wissen darüber, wie einzelne Faktoren die Festigkeit und die Geschwindigkeit beeinflussen. Hierzu werden Vorversuche durchgeführt, in denen der Induktionsschweißprozess in einer kleinen Laborpresse nachgestellt und der Einfluss der Temperatur in der Fügezone, des Konsolidierungsdrucks, des Schweißweges und der Abkühlphase untersucht wird.

Im Folgenden wird zunächst die Interaktion der eben genannten Faktoren analysiert. Im Anschluss werden die in den Versuchen verwendeten Materialien vorgestellt und der Versuchsaufbau mit der Laborpresse beschrieben. Dann werden die Versuche zu den einzelnen Einflussfaktoren und deren Ergebnisse, die in den späteren Optimierungsversuchen angewendet werden, genau erläutert. Im letzten Teil dieses Kapitels wird mit Hilfe des diskontinuierlichen Induktionsschweißens untersucht, welchen Einfluss eine Vorbehandlung der Metalloberfläche auf den Prozess und die Fügefestigkeit hat.

#### 3.1 Interaktion der Einflussfaktoren

Generell muss unterscheiden werden, ob ein Einflussfaktor die maximal erreichbare Festigkeit beeinflusst oder ob er festlegt, wieviel Prozent dieses Maximalwerts in der Praxis erreicht werden können. Die wichtigen Einflussfaktoren und ihre Interaktion legt Abbildung 3.1 dar.

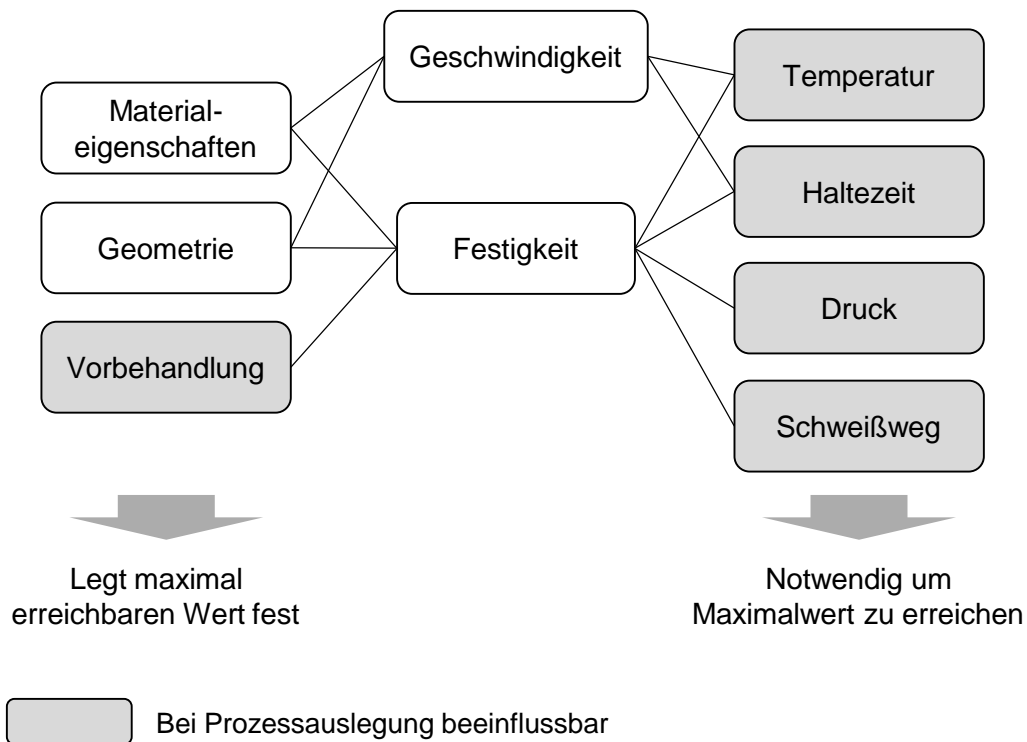


Abbildung 3.1: Interaktion von Prozessgrößen, die Fügefestigkeit und Prozessgeschwindigkeit beeinflussen

Eine Oberflächenvorbehandlung kann direkt die physikalisch/chemisch erreichbare Festigkeit einer Verbindung erhöhen, z. B. indem ein Formschluss erzeugt wird. Die Fügetemperatur hingegen beeinflusst dann, ob dieser maximal mögliche Wert auch erreicht wird, z. B. indem die Viskosität des Polymers durch eine steigende Temperatur gesenkt wird und das Polymer so leichter in die Hinterschnitte der Oberflächenstruktur fließen kann. Neben der Oberflächenvorbehandlung beeinflussen auch das gewählte Material und die Bauteilgeometrie die maximal erreichbare Festigkeit. Da beide aber in der Regel durch Anforderungen an das Bauteil, z. B. Steifigkeit, Temperaturbeständigkeit oder Korrosionsschutz, festgelegt werden, werden sie hier nicht betrachtet. Was der Prozessentwickler jedoch beeinflussen kann, sind der Fügedruck, die Haltezeit und der Schweißweg. Diese Prozessgrößen bestimmen genau wie die Temperatur, in welchem Maße die maximal mögliche Festigkeit in der Praxis erreicht werden kann.

Die Prozessgeschwindigkeit wird hauptsächlich durch die Dauer der Aufheiz- und Abkühlprozesse bestimmt. Der Geschwindigkeitserhöhung werden hier durch Materialeigenschaften, wie z. B. die Wärmeleitfähigkeit, natürliche Grenzen gesetzt. Darüber hinaus beeinflusst die Prozess-temperatur die Temperaturdifferenzen, die über-

wunden werden müssen, und somit auch wieder die Dauer von Aufheiz- und Abkühlphasen. Natürlich bestimmen auch die Geometrie des Bauteils und der Fügefläche die Dauer des Schweißprozesses.

Schweißprozesse bestehen, wie schon in Kapitel 2.2.2 und Kapitel 2.2.3 beschrieben, aus einer Heiz- und einer Druckphase mit einem dazwischenliegenden Transport. Diese Phasen sind beim kontinuierlichen und diskontinuierlichen Induktionsschweißen unterschiedlich ausgeprägt, aber dennoch vorhanden, wie in Abbildung 3.2 zu sehen.

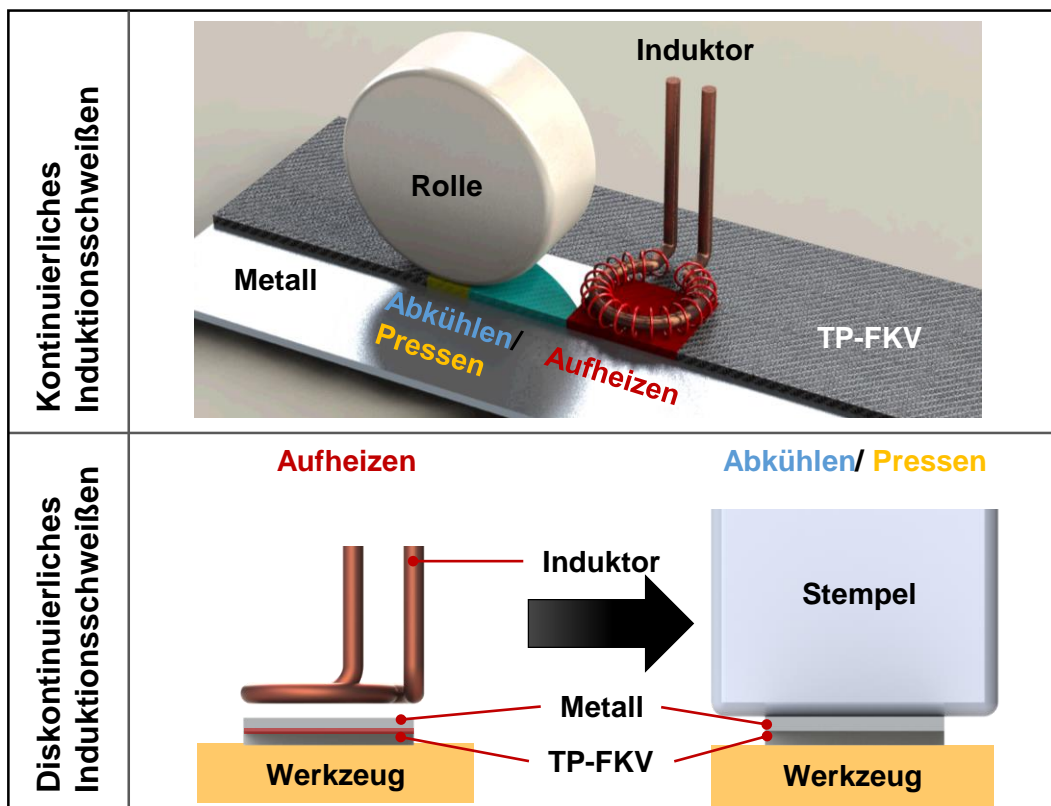


Abbildung 3.2: Schematische Darstellung des kontinuierlichen und des diskontinuierlichen Induktionsschweißens

Beim kontinuierlichen Induktionsschweißen werden die Zeiträume, die zum Heizen und zur Druckapplikation zur Verfügung stehen, durch die Prozessgeschwindigkeit bestimmt. Das bedeutet, dass vor allem die Druckphase sehr kurz ist, in der Regel wenige Sekunden und dass sich Aufheiz- und Druckphase nicht überschneiden. Beim diskontinuierlichen Schweißen dagegen können Anfang und Ende sowie die Länge der Phasen unabhängig voneinander eingestellt werden. Meistens wird hier der Druck während der gesamten Abkühlphase aufgebracht. Die Druck- und Tempe-

raturverläufe werden in Abbildung 3.3 schematisch verglichen. Obwohl sich die Prozessphasen leicht unterscheiden, müssen dennoch die gleichen Prozessgrößen bestimmt werden. Daher ist es zur weiteren allgemeinen Untersuchung sinnvoll, von diesen beiden Schweißprozesse zu abstrahieren und die kritischen Prozessphasen einzeln zu betrachten. Während der Aufheizphase sind die Mindesttemperatur  $T_{\min}$ , die Maximaltemperatur  $T_{\max}$  sowie die optimale Prozesstemperatur  $T_P$  von Interesse. Während der Druckphase spielen Minimal- und Maximaldruck ( $p_{\min}$ ,  $p_{\max}$ ) und der optimale Prozessdruck  $p_P$  eine wichtige Rolle. Außerdem gilt es zu bestimmen, in welchem Temperaturbereich der Abkühlphase der Druck aufgebracht werden soll. Diese Fragen werden im Folgenden (3.4 bis 3.7) einzeln betrachtet und beantwortet.

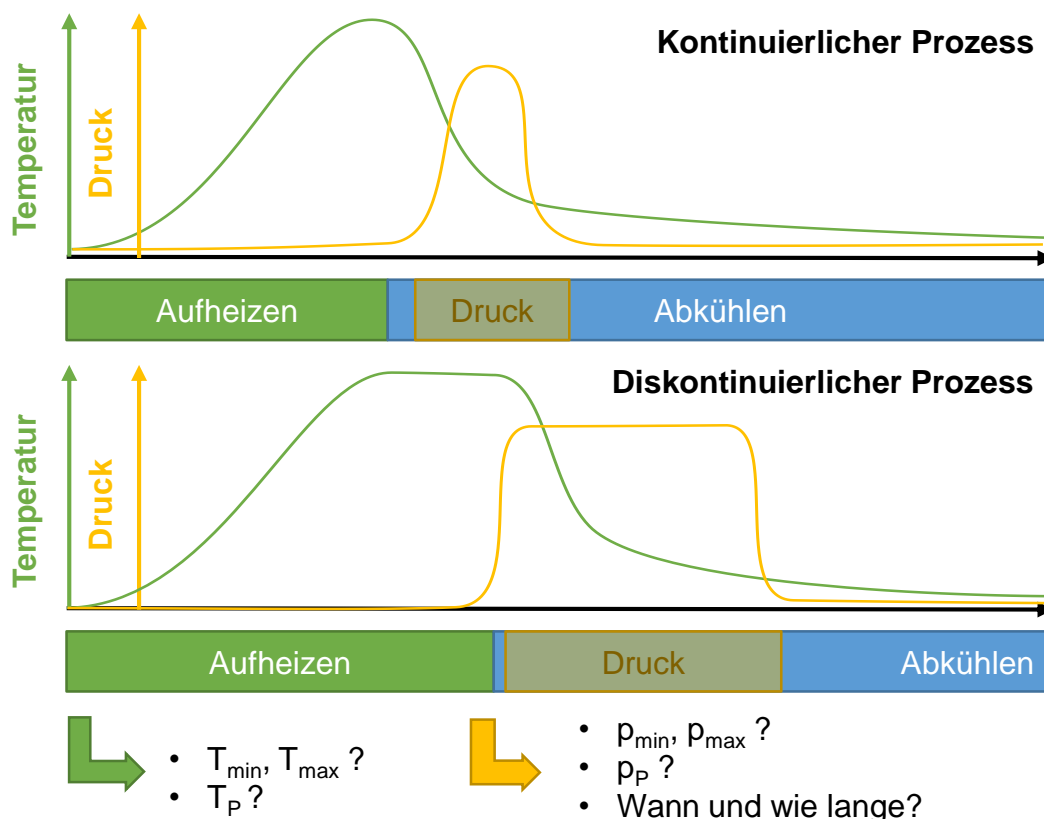


Abbildung 3.3: Vergleich der Druck- und Temperaturverläufe beim kontinuierlichen und beim diskontinuierlichen Induktionsschweißen

### 3.2 Verwendete Materialien

Zur Durchführung der Vorversuche sowie auch im weiteren Verlauf der Arbeit wurden GF/PA6 und Stahl verwendet, da diese Kombination als repräsentativ für die Automobilindustrie betrachtet werden kann. Als GF/PA6 wurde ein Tepex® dyalite 102-

RG600(x)/47%-Organoblech von Bond Laminates/ Lanxess ausgewählt. Die wichtigsten Materialeigenschaften sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst. Das Datenblatt befindet sich im Anhang.

Tabelle 3.1: Wichtigste Materialeigenschaften des GF/PA6-Organobleches [96]

	Einheit	
Polymer		PA6
Fasern		Roving-Glas
Gewebe		Köper (symmetrisch)
Flächengewicht	g/m <sup>2</sup>	600
Dichte	g/cm <sup>3</sup>	1,8
Dicke	mm	2
Fasergehalt	Vol.-%	47
Schmelztemperatur	°C	220
Glasübergangstemperatur	°C	60

In einigen Versuchen wurde außerdem glasfaserverstärktes PP in Form eines glas-mattenverstärkten Thermoplasten (GMT) verwendet. Aufgrund seiner hohen Fließfähigkeit im geschmolzenen Zustand eignet sich der Werkstoff hervorragend als Vergleichsmaterial zu den GF/PA6-Organoblechen bei der Untersuchung von Oberflächenvorbehandlung. Auch im Anwendungsbeispiel in Kapitel 6 wurde GMT eingesetzt. Es wurde das Material D100F23-F1 der Firma Quadrant ausgewählt. Seine Materialeigenschaften sind in Tabelle 3.2 zusammengefasst. Das Datenblatt befindet sich im Anhang.

Tabelle 3.2: Wichtigste Materialeigenschaften des GMT [97]

	Einheit	
Polymer		PP
Fasern		Schnittglas
Flächengewicht	g/m <sup>2</sup>	4992
Dichte	g/cm <sup>3</sup>	1,04
Dicke	mm	4,8
Fasergehalt	Vol.-%	10
Schmelztemperatur	°C	160
Glasübergangstemperatur	°C	60



Bei der Untersuchung der Oberflächenvorbehandlungen wurde außerdem Tepex® dynalite 104-RG600(x)/47%-Organoblech von Bond Laminates/ Lanxess verwendet, welches aus glasfaserverstärktem PP besteht. Seine Materialeigenschaften finden sich in Tabelle 3.3, das Datenblatt im Anhang.

Tabelle 3.3: Wichtigste Materialeigenschaften des GF/PP-Organobleches [98]

	Einheit	
Polymer		PP
Fasern		Roving-Glas
Gewebe		Köper (symmetrisch)
Flächengewicht	g/m <sup>2</sup>	600
Dichte	g/cm <sup>3</sup>	1,68
Dicke	mm	2
Fasergehalt	Vol.-%	47
Schmelztemperatur	°C	163

Als metallischer Partner wurde DC01 (1.0330) verwendet, ein kaltgewalzter unlegierter Stahl, der zum Kaltumformen verwendet wird. Seine Materialeigenschaften sind in Tabelle 3.4 zusammengefasst.

Tabelle 3.4: Wichtigste Materialeigenschaften von DC01 [99; 100]

	Einheit	
Legierungsbestandteile	%	C0,12/ Mn0,6/ P0,045/ S0,045
Streckgrenze R <sub>p0,2</sub>	MPa	140 - 280
Zugfestigkeit R <sub>m</sub>	MPa	270 – 410
Elastizitätsmodul	MPa	208000
Dichte	g/cm <sup>3</sup>	7,85
Wärmeleitfähigkeit	W/m K	40 - 60
Schmelzbereich	°C	1250 - 1460
Dicke	mm	2

Beide Fügepartner wurden vor dem Schweißen vorbereitet. Der TP-FKV wurde mit einem Kohlenwasserstoff entfettet, in den im Anschluss beschriebenen Vorversuchen mit Aceton, in späteren Versuchen aus Sicherheitsgründen mit Isopropanol. Die

DC01-Oberfläche wurde immer nach dem folgenden Schema vorbehandelt, falls keine andere Vorbehandlung explizit erwähnt wird:

1. Reinigen mit Aceton (Vorversuche) bzw. mit dem Reiniger Tickopur TR 7 (Wechsel aus Sicherheitsgründen) in einem Ultraschallbad für 15 Minuten bei Raumtemperatur
2. Druckluftstrahlen (DLS) mit Edelkorund (Cerablast, Korngröße: 250-355  $\mu\text{m}$ ), was zu einer Rauigkeit  $R_z$  von  $17,84 \pm 1,96 \mu\text{m}$  in x (Längs)-Richtung und  $24,17 \pm 1,07 \mu\text{m}$  in y (Quer)-Richtung führt
3. Reinigen mit Aceton (Vorversuche) bzw. mit dem Reiniger Tickopur TR 7 (Wechsel aus Sicherheitsgründen) in einem Ultraschallbad für 15 Minuten bei Raumtemperatur
4. nur beim Reinigen mit Tickopur: Reinigen mit Isopropanol direkt vor Verwendung der Probe.

### 3.3 Herstellung von Zugscherproben in einer Laborpresse

Eine kleine, flexible Laborpresse mit schnellen Heiz- und Kühlraten eignet sich zum Herstellung von Zugscherproben unter kontrollierten und reproduzierbaren Prozessbedingungen. Der verwendete Versuchsaufbau ist in Abbildung 3.4 schematisch dargestellt.

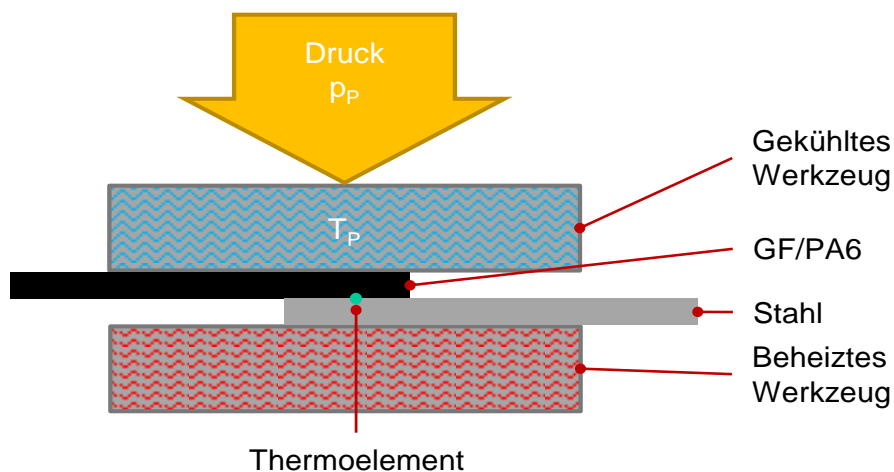


Abbildung 3.4: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus in der Laborpresse

Dabei wird die Probe zwischen die beiden Platten der Presse gelegt, die unabhängig voneinander beheizt und gekühlt werden können. Die am metallischen Partner anliegende Platte wird während des Schweißprozesses beheizt, um so die durch den In-

duktor eingebrachte Wärme nachzubilden. Die am TP-FKV anliegende Platte wird mittels Kühlung auf Raumtemperatur gehalten und repräsentiert so die Umgebungsluft. Während des Aufheizens gibt der metallische Partner Energie an den TP-FKV ab, was zu einem Aufschmelzen des Polymers ausgehend von der Fügezone führt. Nach Erreichen der Schmelztemperatur und einer optionalen Haltezeit werden die zuvor beheizte Platte und damit auch der metallische Partner wieder auf Raumtemperatur abgekühlt. Die Temperatur in der Fügezone wird während des gesamten Prozesses mit einem Thermoelement überwacht.

In Vorversuchen wurden für GF/PA6 die erreichbaren Aufheiz- und Abkühlraten ermittelt. Abbildung 3.5 zeigt die zugehörigen Temperaturverläufe.

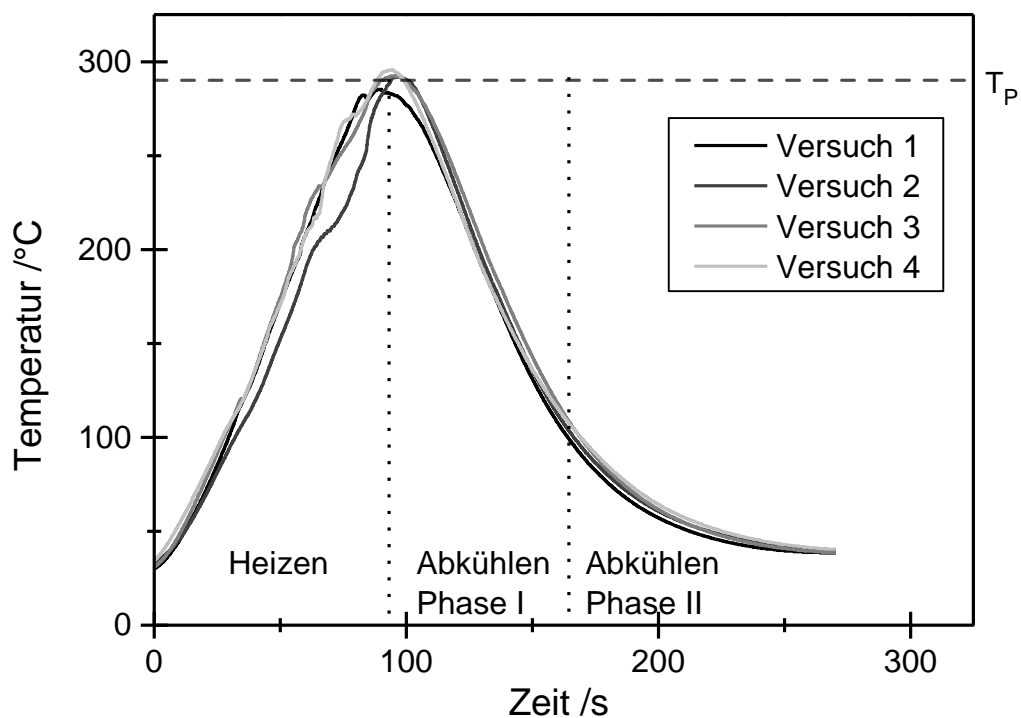


Abbildung 3.5: Temperatur-Zeit-Verlauf der Vorversuche für GF/PA6 und DC01

Die Fügezone erreicht nach durchschnittlich 95 s die Prozessstemperatur  $T_P$  von 260 °C. Das entspricht einer Aufheizrate von 2,7 K/s. Die Abkühlrate ist, wie in Abbildung 3.5 erkennbar, in zwei Bereiche unterteilt. Der Verlauf ist bis etwa 150 °C linear, anschließend verlangsamt sich die Abkühlung deutlich. Im relevanten linearen Bereich liegt sie bei 2,9 K/s. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3.5 zusammengefasst.

Tabelle 3.5: Aufheiz- und Abkühlrate von GF/PA6 und DC01

	Einheit	max. möglich	in Vorversuchen verwendet
Aufheizrate	K/s	2,7	0,9
Abkühlrate gesamt	K/s	1,3	1,75
Abkühlrate linearer Verlauf (250 °C bis 100 °C)	K/s	2,9	(Mittelwert über gesamten Zeitraum)

Um einen möglichst reproduzierbaren und stabilen Prozess zu garantieren wurden bei den nachfolgenden Vorversuchen jedoch nicht die maximal möglichen, sondern die in Tabelle 3.5 rechts gelisteten Werte verwendet.

Die Dimensionen der in der Presse geschweißten, einfach überlappten Zugscherproben entsprechen teilweise DIN EN 1465. Die Probenbreite von 25 mm und die Überlappung von 12,5 mm wurden beibehalten. Die Länge der beiden Fügepartner musste allerdings aufgrund der begrenzten Größe des Presswerkzeuges von 100 mm auf 50 mm reduziert werden. Zu jeder Parameterkombination wurde eine Serie mit fünf Proben in einer Universalprüfmaschine mit der folgenden Konfiguration geprüft:

- 250 kN-Kraftmessdose mit hydraulischen Spannbacken
- Freie Länge: 23 mm
- Prüfgeschwindigkeit: 1 mm/s.

### 3.4 Einfluss der Fügetemperatur

Zur Ermittlung des Einflusses der Fügetemperatur auf die Zugscherfestigkeit wurden Proben mit den in Tabelle 3.6 aufgelisteten Prozessparametern in der Laborpresse gefügt. Die DC01-Proben wurden vor dem Schweißen druckluftgestrahlt, die Oberfläche des GF/PA6 wurde entfettet. Der angegebene Druck wurde während des gesamten Fügeprozesses aufgebracht.

Tabelle 3.6: Prozessparameter der Versuche zur Ermittlung der optimalen Fügetemperatur bei GF/PA6 und DC01

Fügetemperatur TP	Druck	Heizrate	Haltezeit	Vorbehandlung
250 °C				
270 °C				
280 °C	1,28 MPa	0,9 K/s	20 s	Standard (DLS und entfettet)
290 °C				
310 °C				
340 °C				

Die Ergebnisse sind in Abbildung 3.6 dargestellt.

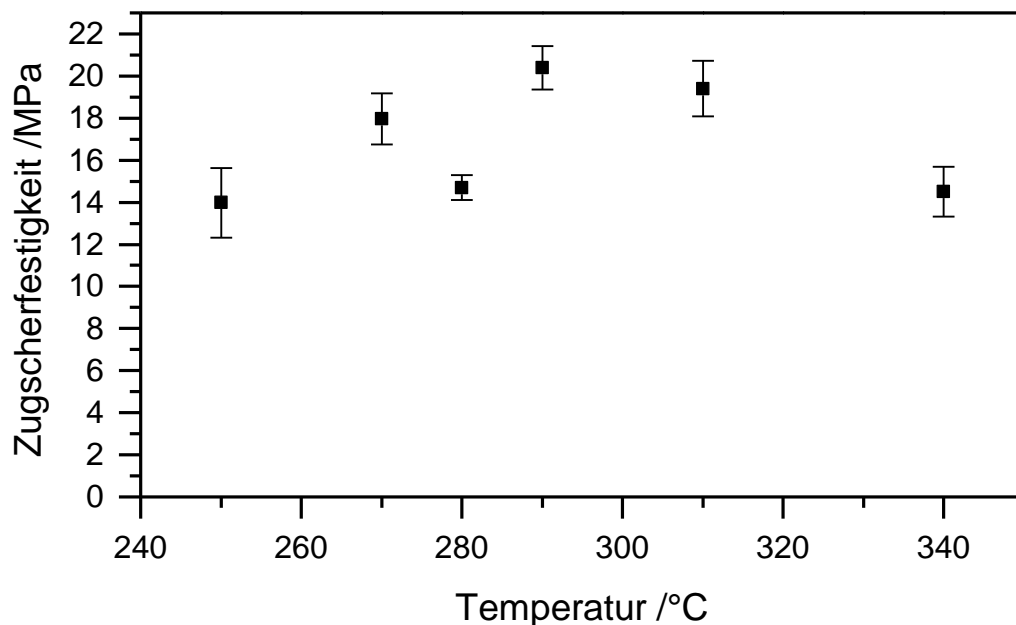


Abbildung 3.6: Einfluss der Fügetemperatur auf die Zugscherfestigkeit bei GF/PA6 und DC01

Es ist zu erkennen, dass ein Anheben der Fügetemperatur von 250 °C auf 290 °C zu einer deutlichen Steigerung (47 %) der Zugscherfestigkeit führt. Höhere Temperaturen führen allerdings nicht zu einer weiteren Verbesserung, sondern aufgrund von offensichtlicher Degradation und übermäßigem Schmelzeaustritt zu einem Absinken der Festigkeit. Die Schliffbilder in Abbildung 3.7 zeigen, dass auch bei niedrigen Temperaturen schon ein Schmelzeaustritt stattfindet.

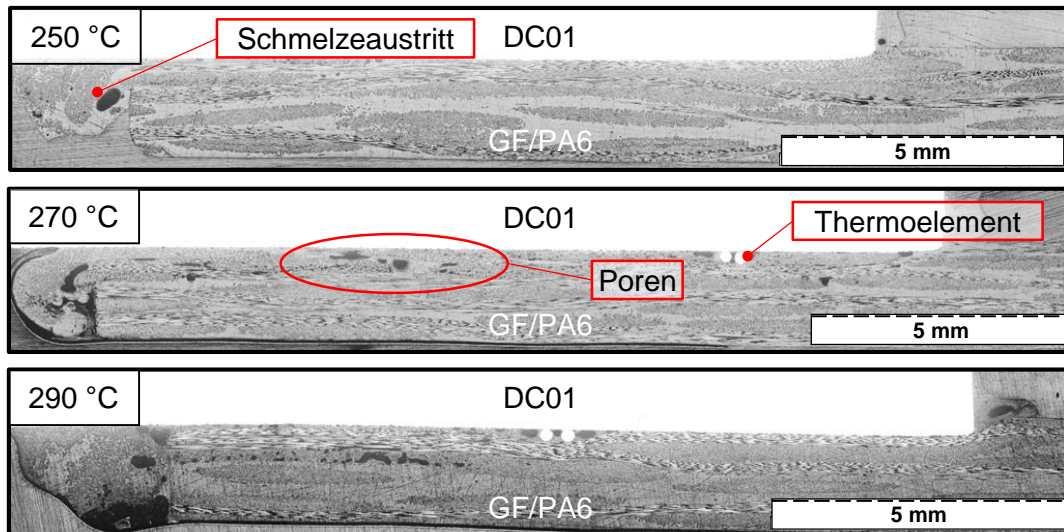


Abbildung 3.7: Schliffbilder der in der Laborpresse geschweißten Proben zur Untersuchung des Einflusses der Füge­temperatur (250 °C, 270 °C, 290 °C)

Dies liegt unter anderem an der vergleichsweise langsamen Heizrate der Laborpresse, die zu einem relativ starken Aufschmelzen in Dickenrichtung des Laminats führt. Gleichzeitig treten schon bei 270 °C Poren auf, deren Anzahl bei 290 °C nochmal zunimmt. Auf die Festigkeit hat dies jedoch keinen Einfluss, da die Poren sich nicht direkt in der Fügezone befinden.

### 3.5 Einfluss des Drucks

In den Vorversuchen wurde der Einfluss des Fügedrucks auf die Zugscherfestigkeit von GF/PA6 und DC01 untersucht, indem Proben in der Laborpresse bei verschiedenen Drücken geschweißt wurden. Die DC01-Proben wurden vor dem Schweißen druckluftgestrahlt, die Oberfläche des GF/PA6 wurde entfettet. Die Prozessparameter sind in Tabelle 3.7 aufgelistet.

Tabelle 3.7: Prozessparameter der Versuche zur Ermittlung des optimalen Fügedrucks bei GF/PA6 und DC01

Fügetemperatur	Druck	Heizrate	Haltezeit	Vorbehandlung
270 °C	0,23 MPa	0,9 K/s	20 s	Standard (DLS und entfettet)
	0,65 MPa			
	1,59 MPa			
	3,21 MPa			

Die Ergebnisse in Abbildung 3.8 zeigen, dass der Druck keinen signifikanten Einfluss auf die Fügefestigkeit hat.

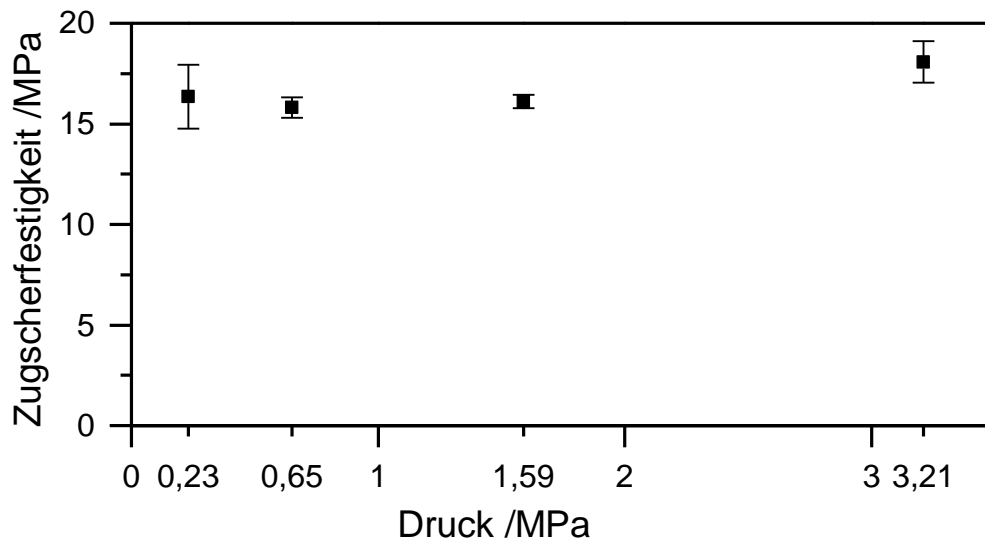


Abbildung 3.8: Einfluss des Fügedrucks auf die Zugscherfestigkeit bei GF/PA6 und DC01

Lediglich sehr hohe oder sehr niedrige Drücke führen zu einer höheren Streuung. Bei Drücken unter 0,23 MPa war es nicht möglich Proben zu schweißen. Drücke jenseits von 3,21 MPa wurden nicht untersucht, da sie zu übermäßigem Schmelzefluss und somit zu einer Zerstörung des Laminates führen. Dieses Ergebnis ist nicht überraschend, da keine Polymerdiffusion zwischen den beiden Fügepartnern stattfindet. Das heißt, dass der Druck lediglich so hoch sein muss, dass die Metalloberfläche vollständig mit Polymer benetzt ist. Den Verbindungsmechanismus beeinflusst der Druck jedoch nicht.

Neben der Ermittlung der Zugscherfestigkeit wurden die in Abbildung 3.9 dargestellten Schliffbilder angefertigt. Jede der vier Proben weist Poren im Laminat auf. Kleine Poren in den GF-Rovings könnten Zeichen für Dekonsolidierung aufgrund des geringen Drucks sein. Bei höheren Drücken führt der Schmelzaustritt zu größeren Poren, vor allem am Rand der Probe. Die große Menge an ausgetretenem Polymer wird durch die im Vergleich zum Induktionsschweißen relativ lange Heizzeit hervorgerufen. Neben dem Schmelzaustritt kann auch beobachtet werden, dass die Kompaktierung des Gewebes nahe der Fügezone mit steigendem Druck zunimmt.

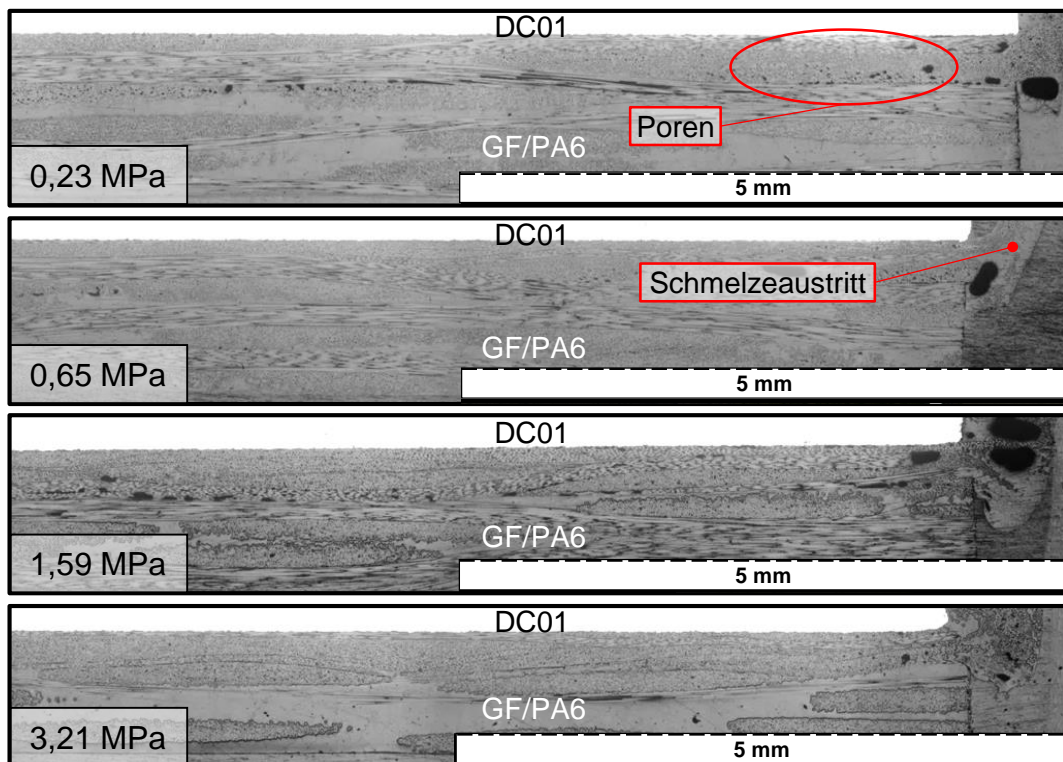


Abbildung 3.9: Schlifffbilder der in der Laborpresse geschweißten Proben zur Untersuchung des Einflusses des Fügedrucks

### 3.6 Einfluss des Schweißwegs

Eine alleinige Variation des Schweißweges ist in der Laborpresse nicht umsetzbar. Wenn man allerdings die bei unterschiedlichen Temperaturen geschweißten Proben hinsichtlich des Schweißweges erneut auswertet, so ist zu erkennen, dass der Schweißweg mit steigender Temperatur in etwa linear zunimmt. Dies ist in Abbildung 3.10 zu sehen. Dieser Zusammenhang ist nicht verwunderlich, da eine höhere Temperatur dazu führt, dass das Polymer bis in tiefere Laminatschichten aufschmilzt und seine Viskosität mit steigender Temperatur sinkt. So wird bei höheren Temperaturen beim Schweißen mehr Polymer verdrängt. Das führt zu einem besseren Kontakt zwischen den Fasern und der Metalloberfläche und somit zu einer direkteren Lasteinleitung in die Fasern. Bei einem zu hohen Schweißweg kommt es jedoch zu einem Verlust der strukturellen Integrität des Laminats. Es lässt sich an dieser Stelle keine Aussage darüber treffen, ob die Temperatur oder der Schweißweg für die Festigkeitsänderung verantwortlich ist. Allerdings deutet der lineare Zusammenhang zwischen beiden Größen darauf hin, dass auch der Schweißweg zur Prozessüberwachung geeignet sein könnte.



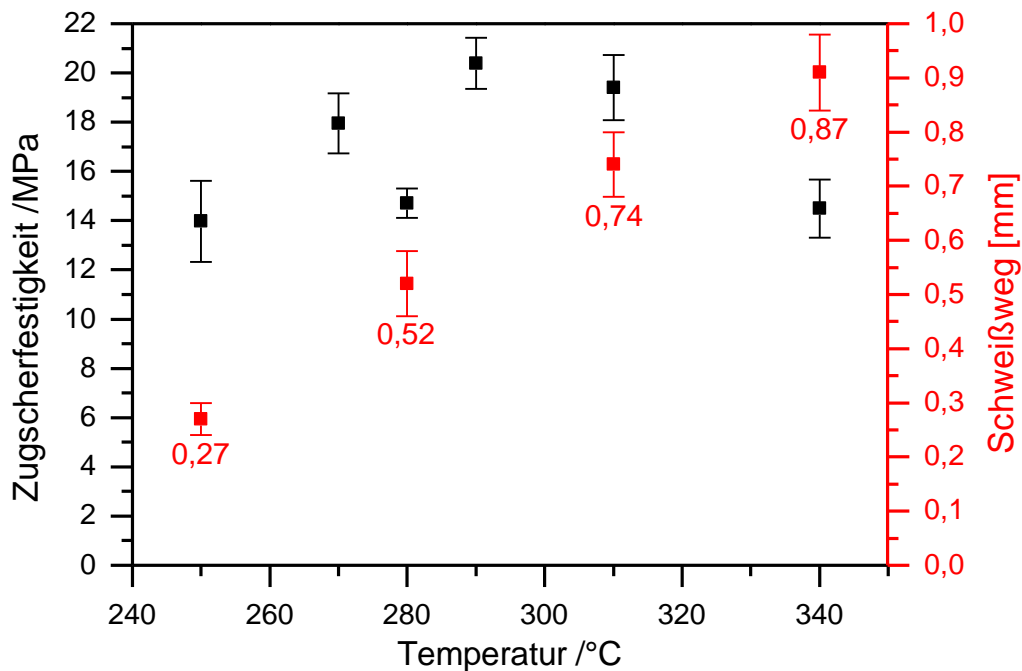


Abbildung 3.10: Zusammenhang zwischen Temperatur in der Fügezone, Schweißweg und Zugscherfestigkeit bei GF/PA6 und DC01

### 3.7 Einfluss der Abkühlphase

Während der Abkühlphase geht das Polymer wieder vom flüssigen in den festen Zustand über. Hier ist eine gezielte Druckaufbringung sehr wichtig, um ein Dekonsolidieren zu verhindern bzw. ein zuvor dekonsolidiertes Laminate wieder zu rekonsolidieren. Daher wird im Folgenden untersucht, in welcher Phase des Abkühlvorgangs Druck aufgebracht werden muss. Bei teilkristallinen Thermoplasten erstreckt sich die Verfestigung während der Abkühlung über einen relativ großen Temperaturbereich zwischen Schmelztemperatur  $T_S$  und Kristallisationstemperatur  $T_K$ . Soll während dieses gesamten Temperaturintervalls Druck aufgebracht werden, so führt das vor allem beim kontinuierlichen Induktionsschweißen zu einer sehr geringen Prozessgeschwindigkeit, da die Abkühlung im Einflussbereich der Rolle stattfinden muss. Es ist also von großer Bedeutung, das kleinstmögliche Temperaturintervall unter Druck zu ermitteln.

Die Versuche wurden wieder in der Laborpresse durchgeführt, da der Abkühlvorgang hier gut kontrolliert werden kann. Außerdem ist es möglich, nur während bestimmter Temperaturintervalle des Abkühlvorgangs Druck aufzubringen. Abbildung 3.11 stellt

dar, inwieweit die Abkühlprozesse in der Laborpresse und beim Induktionsschweißen vergleichbar sind.

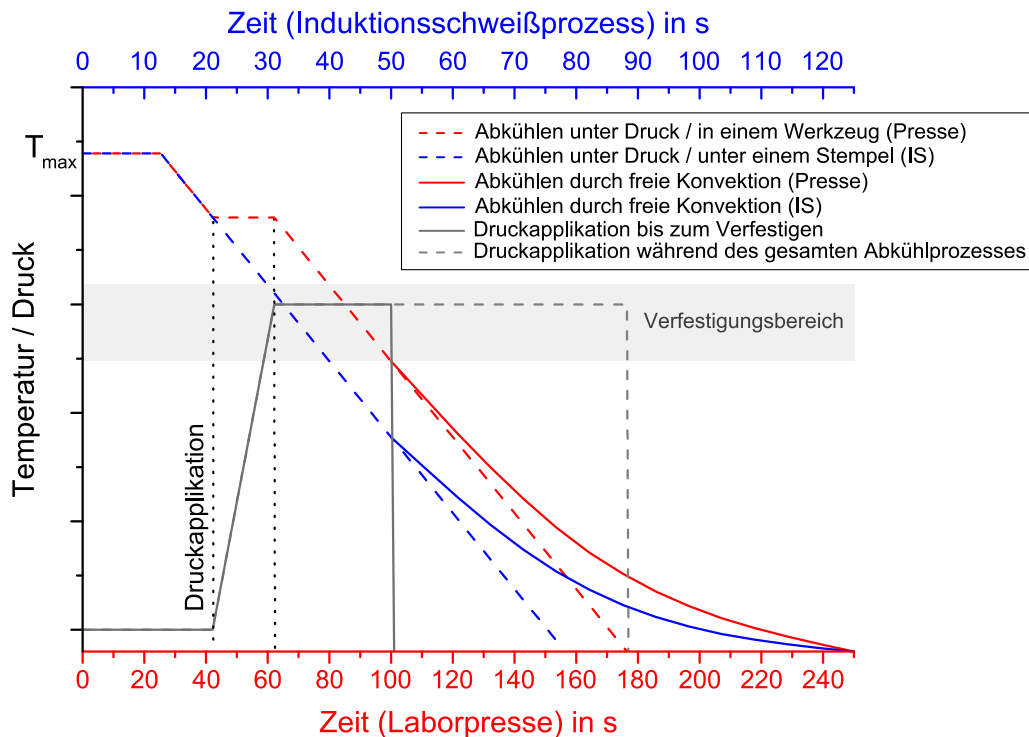


Abbildung 3.11: Beispielhafter Vergleich der Abkühlprozesse in der Laborpresse und während des Induktionsschweißens (IS)

Es ist zu erkennen, dass der Abkühlprozess während des Schweißens in der Presse qualitativ gut abgebildet werden kann. Die Abkühlrate beim Induktionsschweißen ist jedoch ungefähr doppelt so hoch ist wie die in der Presse, so lange die Probe mit Druck beaufschlagt ist und durch Presswerkzeug oder Stempel bzw. Rolle gekühlt wird. Ursächlich dafür ist, dass das Werkzeug selbst auf Schweißtemperatur erwärmt wird und anschließend aktiv gekühlt werden muss. Der Stempel dagegen hat Raumtemperatur und kann die Probe so wesentlich schneller abkühlen. Nach dem Öffnen von Presse oder Stempel bzw. Passieren der Rolle verlangsamt sich die Abkühlung, da sie nur noch auf freier Konvektion beruht, und ist somit in allen Prozessen identisch. Der Druck wird jeweils während der Verfestigung des Polymers aufgebracht. Während der Fügedruck in der Presse aufgebaut wird, muss die Temperatur für ca. 20 Sekunden werden.

In den Versuchen wurde während der Druckphase ein Druck von 0,64 MPa aufgebracht, der laut Kapitel 3.5 durchaus ausreichend für eine hohe Festigkeit ist. Auch in

den übrigen Prozessphasen und vor allem auch während der Aufheizphase musste ein gewisser Druck aufgebracht werden, um die Proben in der Presse zu fixieren und Wärmeleitung vom DC01 in das Laminat zu ermöglichen. Hier wurde der kleinstmögliche Wert verwendet, nämlich 0,16 MPa. Die Druckphasen wurden so gewählt, dass entweder um  $T_S$  oder um  $T_K$  oder während  $T_S$  und  $T_K$  Druck aufgebracht wurde. Die Schmelztemperatur von PA6 ist bekannt und beträgt 220 °C. Die Kristallisationstemperatur wurde mittels DSC (Differential Scanning Calorimetry) ermittelt. Die Messungen haben ergeben, dass die Kristallisation bei einer Abkühlrate von 0,17 K/min bei 195 °C beginnt. Da höhere Abkühlraten in der DSC-Messung nicht realisiert werden konnten, wird angenommen, dass die Kristallisation in den hier durchgeführten Experimenten (Abkühlrate im relevanten Bereich ~2,9 K/s) zwischen 180 °C und 160 °C stattfindet. Die verwendeten Prozessparameter sind in Tabelle 3.8 zusammengefasst.

Tabelle 3.8: Prozessparameter der Versuche zur Untersuchung des Einflusses der Abkühlphase bei GF/PA6 und DC01

Fügetemperatur	Druck	Heizrate	Temperaturphase unter Druck	Vorbehandlung
270 °C	0,64 MPa	0,9 K/s	180 °C ( $T_K+10$ K) bis 160 °C ( $T_K-10$ K)	Standard (DLS und entfettet)
			200 °C ( $T_K+30$ K) bis 40 °C	
			200 °C ( $T_K+30$ K) bis 160 °C ( $T_K-10$ K)	
			240 °C ( $T_S+20$ K) bis 160 °C ( $T_K-10$ K)	
			240 °C ( $T_S+20$ K) bis 200 °C ( $T_S-20$ K)	

Abbildung 3.12 zeigt den Einfluss des Temperaturbereichs unter Druck auf die Zug-scherfestigkeit. Es kann beobachtet werden, dass Proben, die Druck während der Schmelztemperatur erfahren, höhere Festigkeiten aufweisen als Proben, bei denen während der Kristallisation Druck aufgebracht wird. Die höchste Festigkeit, 15,33 MPa, wird erreicht, wenn von 270 °C bis 200 °C Druck aufgebracht wird. Aber auch bei 240 °C bis 200 °C wird eine hohe Festigkeit erreicht. Dies ist für das kontinuierliche Schweißen von Vorteil, da die Abkühlung, die im Einflussbereich der Rolle

stattfinden muss, kleiner ist, und so höhere Geschwindigkeiten realisiert werden können.

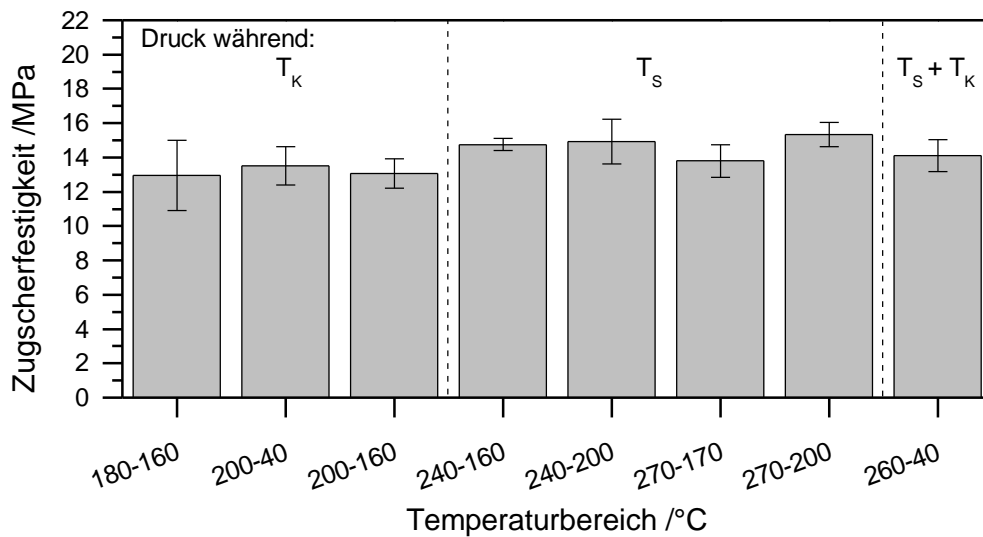


Abbildung 3.12: Einfluss des Temperaturbereichs unter Druck während der Abkühlphase auf die Zugscherfestigkeit bei GF/PA6 und DC01

Die in Abbildung 3.13 dargestellten Schlibilder bestätigen die Ergebnisse der Zugscherversuche.

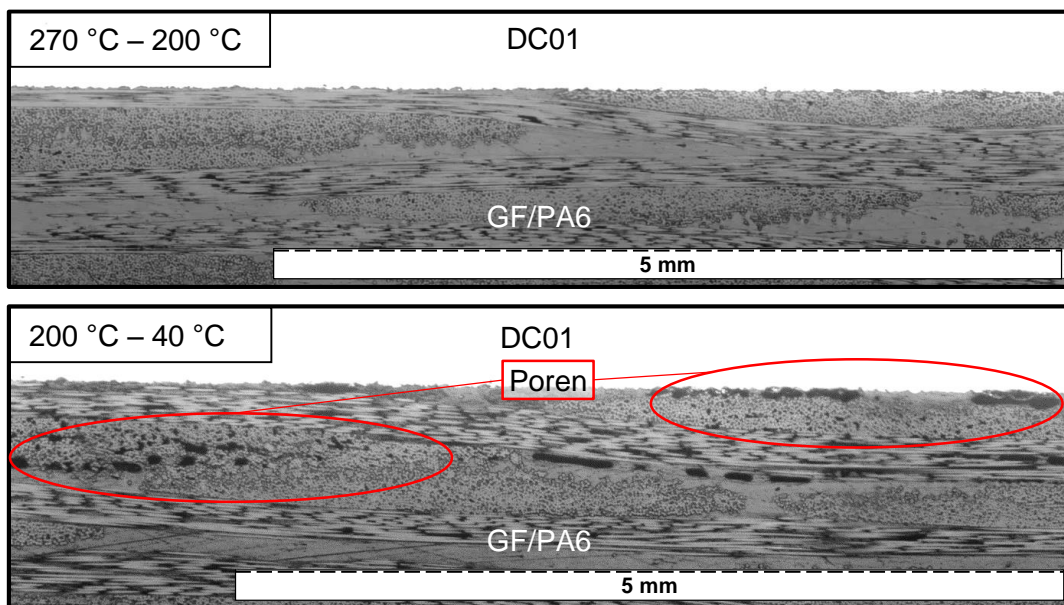


Abbildung 3.13: Schlibilder zweier in der Laborpresse geschweißter Proben zur Untersuchung des Einflusses des Temperaturbereiches unter Druck

Während die Probe, die während  $T_s$  mit Druck beaufschlagt wird, nahezu frei von Poren ist, führt das Drücken während  $T_k$  zu einer Dekonsolidierung des Laminats. Die Viskosität des Polymers ist während  $T_k$  bereits so hoch, dass das Laminat nicht

mehr rekonsolidiert werden kann. Da eine Druckapplikation während  $T_S$  vorzuziehen ist, eignen sich die hier durchgeführten Vorversuche mittels Laborpresse zur Ermittlung des optimalen Temperaturbereichs unter Druck.  $T_S$  ist nicht abhängig von der Abkühlrate und wird so durch den wesentlich langsameren Abkühlprozess in der Laborpresse nicht beeinflusst.

### 3.8 Einfluss von Oberflächenvorbehandlungen

Der Einfluss von Oberflächenvorbehandlungen auf die Fügefestigkeit wurde in mehreren Stufen untersucht, die in Abbildung 3.14 illustriert sind. Als reinigendes Verfahren wurde das Entfetten mit einem Kohlenwasserstoff gewählt, in diesem Fall Aceton. Dazu wurden die metallischen Proben zunächst 15 Minuten in einem Ultraschallbad mit Aceton entfettet. Vor dem Versuch wurden dann die Oberflächen beider Fügepartner mit Aceton erneut gereinigt.

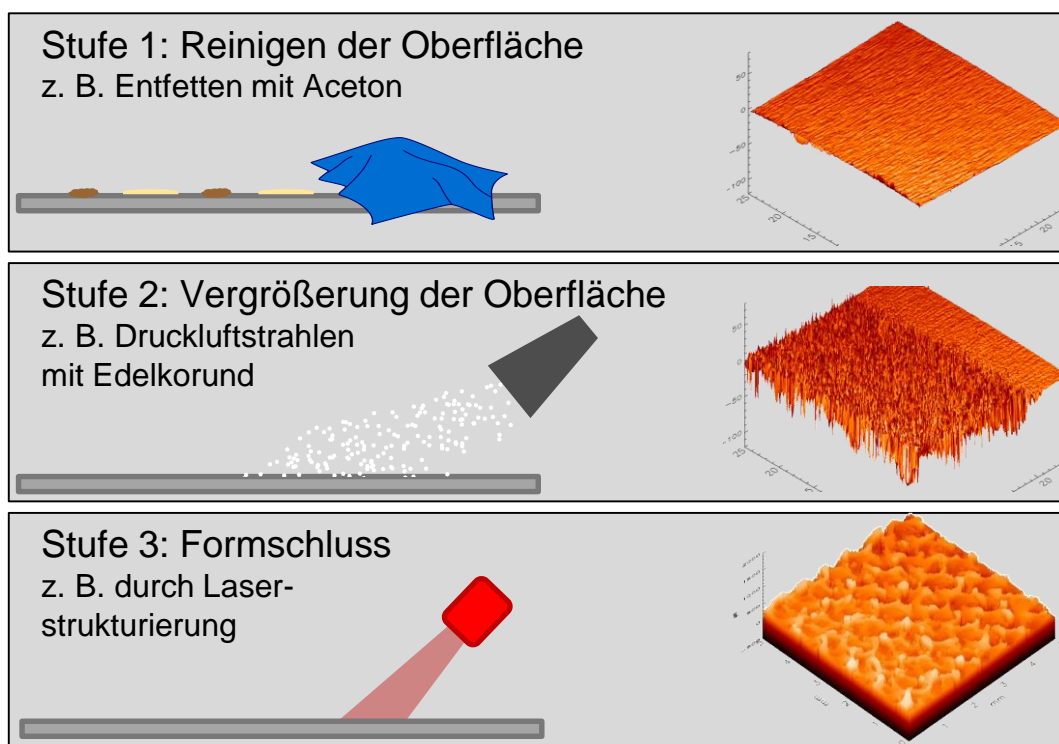


Abbildung 3.14: Stufen der Oberflächenvorbehandlung

Zur Untersuchung der Auswirkung einer Oberflächenvergrößerung wurden die Metalloberflächen nach der in Kapitel 3.2 beschriebenen Prozedur druckluftgestrahlt. Die Proben durchliefen dabei den folgenden Zyklus:

1. Reinigen im Ultraschallbad mit Aceton für 15 Minuten bei Raumtemperatur

2. Manuelles Druckluftstrahlen mit Edelmetall (8 Wiederholungen)
3. Reinigen im Ultraschallbad mit Aceton für 15 Minuten bei Raumtemperatur

Hier fiel die Wahl auf Druckluftstrahlen, da es sich um einen etablierten, kosteneffizienten Prozess handelt, der für eine Vielzahl von Materialien und auch für komplexere Bauteilgeometrien geeignet ist.

Die erzeugten Strukturen wurden mit Hilfe eines Weißlichtprofilometers gescannt und ihre Rauigkeit Rz wurde ermittelt. Die Scans und die zugehörigen Rz-Werte der entfetteten und druckluftgestrahlten Proben sind in Abbildung 3.15 zu sehen.

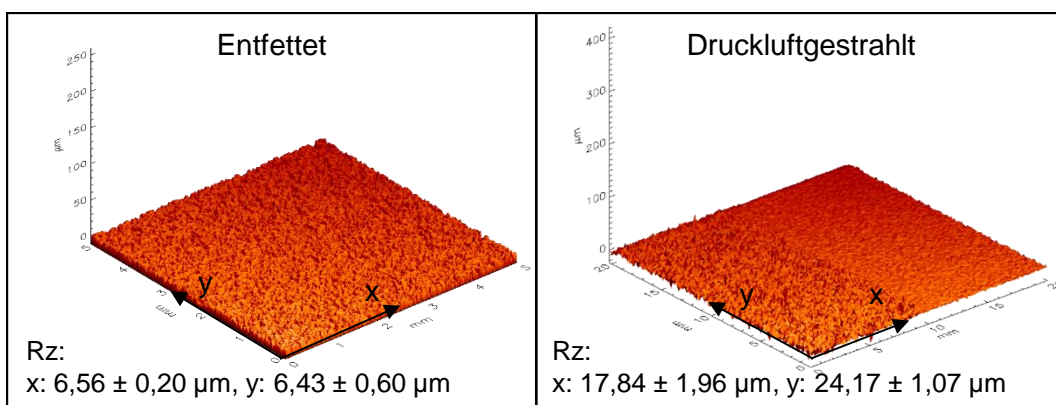


Abbildung 3.15: Weißlichtprofilometerscan der entfetteten (links) und druckluftgestrahlten (rechts) DC01-Oberflächen

Zur Erzeugung eines Formschlusses wurde in dieser Arbeit eine Laserstrukturierung der Oberfläche, durchgeführt von der Firma Trumpf, gewählt. Auch die Laserstrukturen wurden gescannt und die Oberflächen in Abbildung 3.16 zusammengefasst.

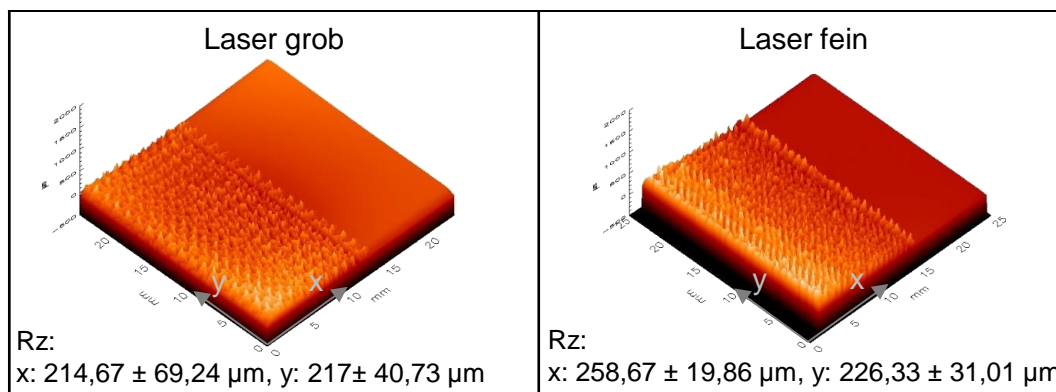


Abbildung 3.16: Weißlichtprofilometerscan der DC01-Oberfläche mit grober (links) und feiner (rechts) Laserstrukturierung

Die Struktur wird mit einem gepulsten Laser erzeugt, der die Oberfläche des Metalls aufschmilzt. Der dabei entstehende Dampf treibt die Schmelze aus den so erzeugten Kavitäten, so dass ein Muster von Schmelzeansammlungen entlang feiner Nuten entsteht. Zur Strukturierung der Proben wurde ein grobes und ein feines Zick-Zack-Muster verwendet. Zur Untersuchung des Einflusses dieser Vorbehandlungsmethoden auf die Zugscherfestigkeit wurden Proben aus GF/PA6 und DC01, GF/PP und DC01 sowie aus GMT und DC01 geschweißt. So kann zum einen der Unterschied zwischen einem Polymer mit einer polaren (PA6) und einer unpolaren (PP) Oberfläche als auch zwischen mehr (GMT) und weniger (GF/PA6 und GF/PP) fließfähigen Halbzeugen beleuchtet werden.

Die Schweißversuche wurden mit dem in Kapitel 2.2.2 beschriebenen diskontinuierlichen Schweißprozess hergestellt. Der hierzu verwendete Prüfstand ist in Abbildung 3.17 zu sehen.

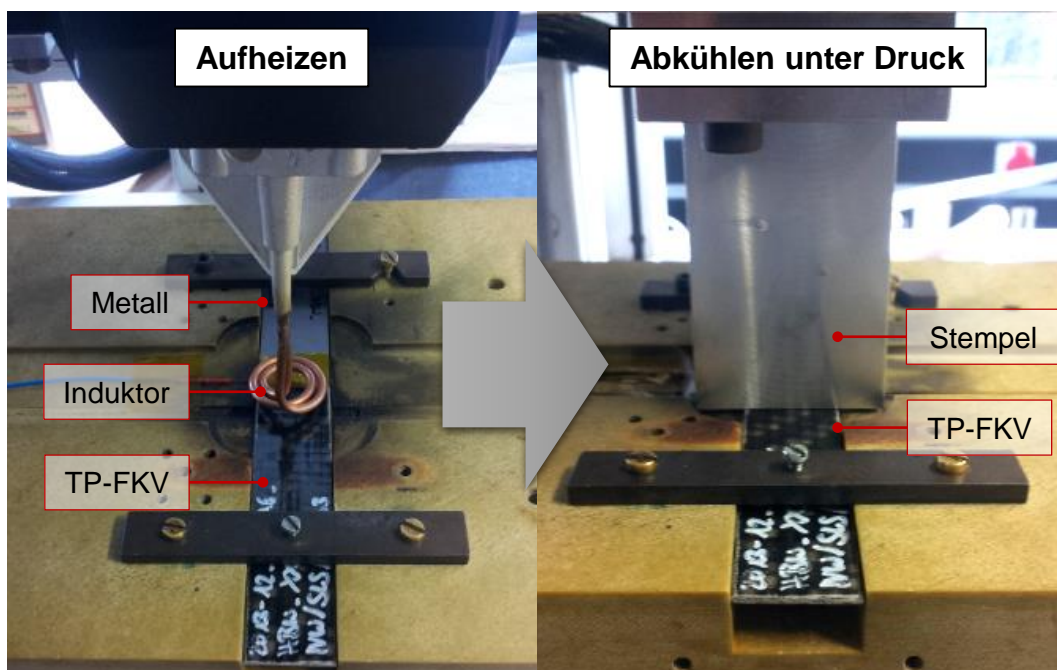


Abbildung 3.17: Prüfstand zum diskontinuierlichen Schweißen

Die Betriebsparameter des Prüfstands wurden experimentell in Vorversuchen mit Hilfe von Thermoelementen in der Fügezone ermittelt, da eine Temperaturmessung in der Fügezone während des eigentlichen Schweißprozesses nicht möglich war. Sie sind in Tabelle 3.9 gelistet.

Tabelle 3.9: Betriebsparameter des Prüfstands zur Herstellung von Proben zur Untersuchung des Einflusses von Oberflächenvorbehandlungen

	GF/PA6		GF/PP		GMT
	DC01		DC01		DC01
	Entfetten, DLS	Laser	Entfetten, DLS	Laser	Entfetten, DLS, Laser
Generatorleistung in % (100 % = 2,8 kW)	55	55	64	45	50
Heizzeit in s	5	5	5	5	5
Konsolidierungsdruck in MPa	0,32	0,96	0,32	0,96	1,6
Konsolidierungsdauer in s	30	50	30	50	50
Kopplungsabstand in mm	6	6	6	6	6

Die Dimensionen der diskontinuierlich geschweißten, einfach überlappten Zugscherproben entsprechen EN 1465. Die Probenbreite beträgt 25 mm, die Probenlänge 100 mm und die Überlappung 12,5 mm wurden beibehalten. Zu jeder Oberflächenvorbehandlung wurde eine Serie mit fünf Proben in einer Universalprüfmaschine mit der folgenden Konfiguration geprüft:

- 250 kN-Kraftmessdose mit hydraulischen Spannbacken
- Freie Länge: 112,5 mm
- Prüfungsgeschwindigkeit: 1 mm/s.

Abbildung 3.18 zeigt den Zusammenhang zwischen der Vorbehandlungsmethode und der Zugscherfestigkeit von GF/PA6 und DC01. Es ist zu erkennen, dass Druckluftstrahlen zum größten Festigkeitszuwachs führt. Eine Laserstrukturierung führt zwar zu einer weiteren Verbesserung, aber nicht im gleichen Ausmaß wie das Druckluftstrahlen. Ein Grund dafür ist, dass PA6 aufgrund seiner polaren Oberfläche sehr gut auf Stahl haftet. So können durch die Oberflächenvergrößerung durch das Druckluftstrahlen bereits hohe Lasten übertragen werden.



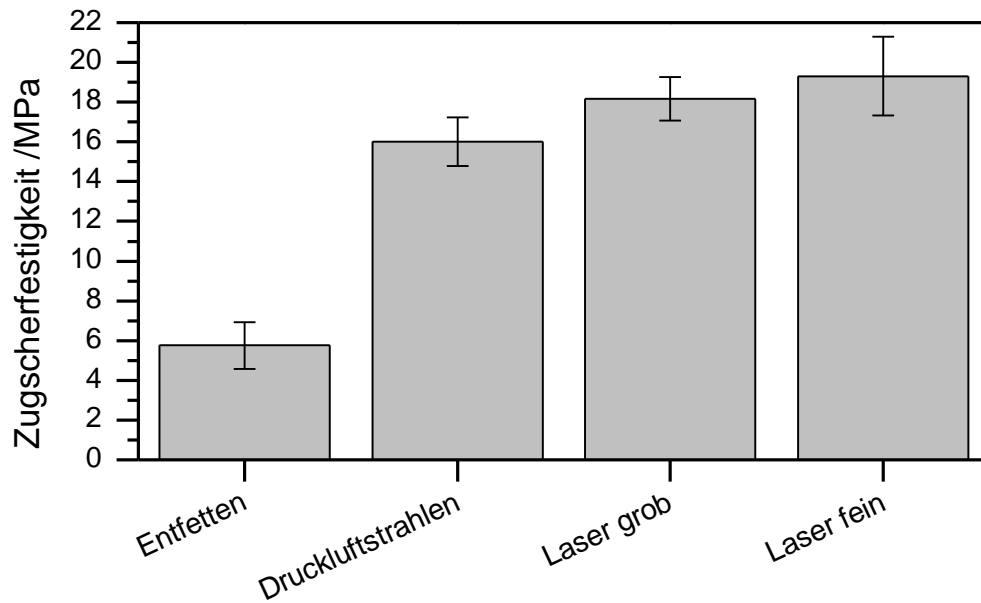


Abbildung 3.18: Einfluss der Vorbehandlungsmethode auf die Zugscherfestigkeit von GF/PA6 und DC01

Darüber hinaus kann man auf den Schliften in Abbildung 3.19 sehen, dass bei Laserstrukturierung viele Kavitäten nicht vollständig mit Polymer gefüllt sind.

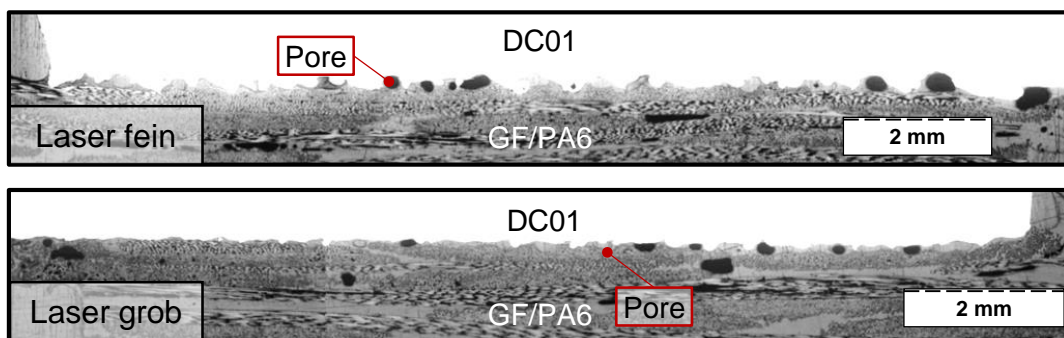


Abbildung 3.19: Schliche der Fügezonen zwischen GF/PA6 und DC01 bei grober und feiner Laservorbereitung

Das reduziert die Anzahl der Kavitäten, durch die ein Formschluss entsteht und somit auch die übertragbare Last. Bedingt sind diese Poren durch die relativ dünne Polymerschicht auf der Oberseite des Laminats und durch seinen hohen Faservolumengehalt (47 %).

Bei GF/PP und DC01 konnte lediglich durch Entfetten keine Verbindung erzeugt werden. Druckluftstrahlen bringt zwar eine kleine Verbesserung, aber hier ist die Laserstruktur klar im Vorteil. Abbildung 3.20 zeigt die zugehörigen Festigkeiten. Ursache für diesen Vorteil der Laserstruktur gegenüber dem Druckluftstrahlen ist die sehr

unpolare Oberfläche von PP. Dadurch haftete es nur sehr schwach an der Stahloberfläche und auch eine Vergrößerung eben dieser hat nur geringe Auswirkungen. Durch die Laserstruktur allerdings entsteht ein Formschluss.

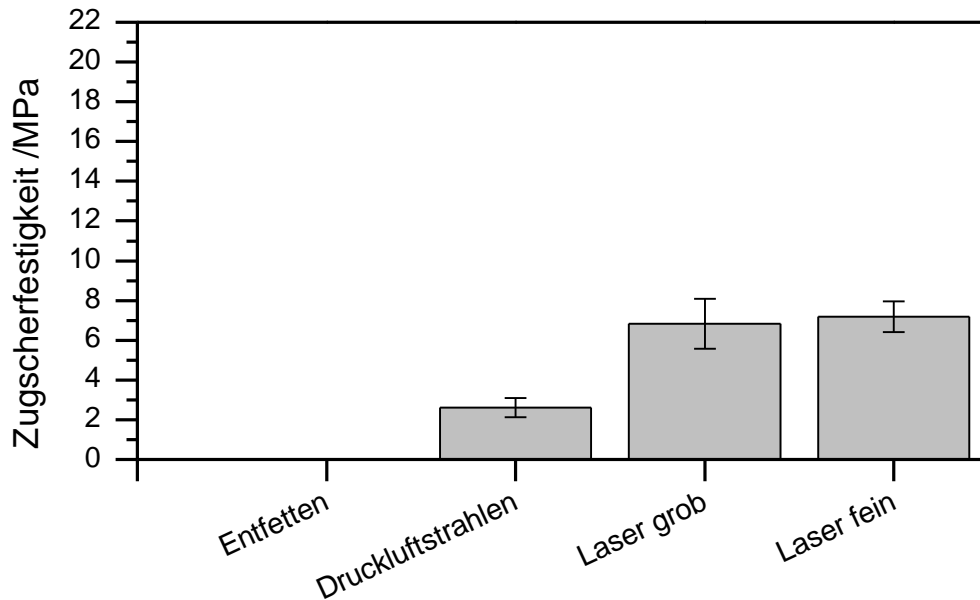


Abbildung 3.20: Einfluss der Vorbehandlungsmethode auf die Zugscherfestigkeit von GF/PP und DC01

Dieser ist der reinen Adhäsion trotz der in Abbildung 3.19 erkennbaren, zahlreichen Poren weit überlegen. Aufgrund der Poren ist jedoch kein nennenswerter Unterschied zwischen der feinen und der groben Struktur zu erkennen. Auch hier sind wieder die dünne Polymerschicht auf der Oberseite des Laminats und sein hoher Faservolumengehalt (47 %) für die Poren verantwortlich.

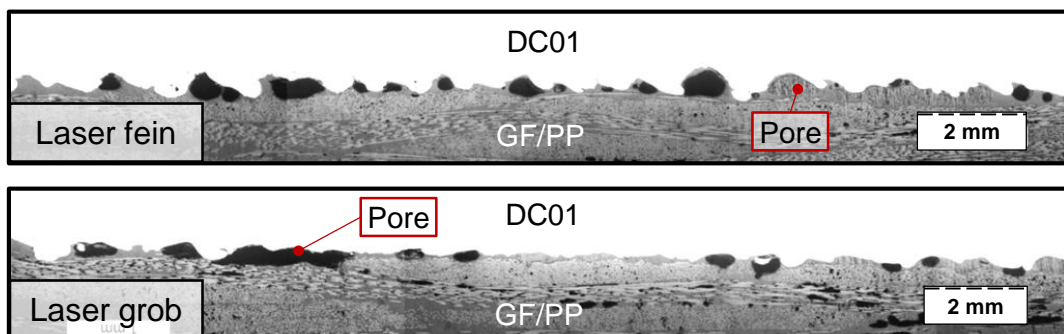


Abbildung 3.21: Schliffe der Fügezonen zwischen GF/PP und DC01 bei grober und feiner Laservorbereitung

Auch bei GMT ist Entfetten alleine nicht ausreichend, wie in Abbildung 3.22 zu erkennen ist. Ursächlich ist, wie schon bei GF/PP, die PP-Matrix.

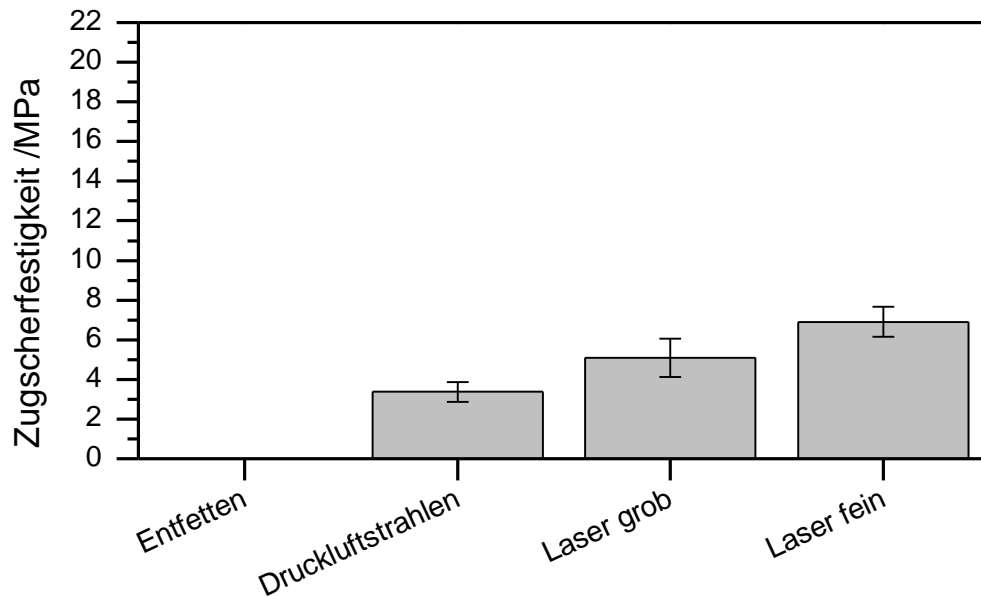


Abbildung 3.22: Einfluss der Vorbehandlungsmethode auf die Zugscherfestigkeit von GMT und DC01

Bei GMT gibt es jedoch einen deutlichen Unterschied zwischen der groben und der feinen Laserstruktur. Durch die hohe Fließfähigkeit des geschmolzenen GMT und ein mehr an Polymer im Vergleich zum Organoblech können alle Kavitäten auf der Metalloberfläche gefüllt und die Struktur so optimal ausgenutzt werden. Dies ist in Abbildung 3.23 zu sehen.

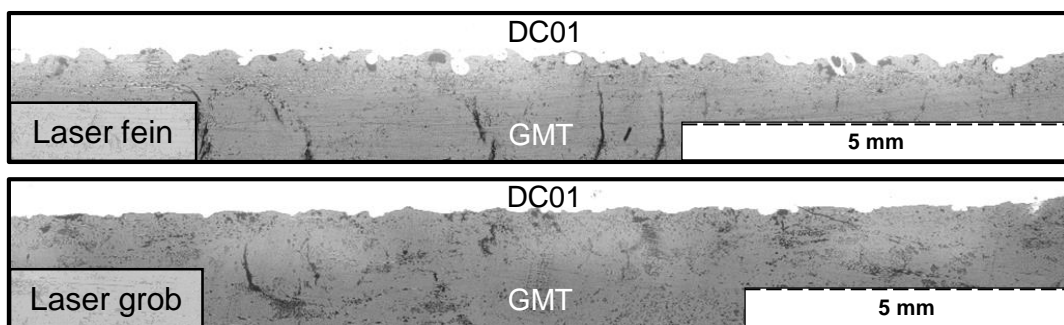


Abbildung 3.23: Schliffe der Fügezonen zwischen GMT und DC01 bei grober und feiner Laservorbereitung

### 3.9 Zusammenfassung der Ergebnisse der Vorversuche

Die Ergebnisse der vorangegangenen Vorversuche werden in den Folgeversuchen zum kontinuierlichen und diskontinuierlichen Schweißen zur Prozessauslegung genutzt. Sie sind in Tabelle 3.10 aufgelistet

Tabelle 3.10: Zusammenfassung der Vorversuche

GF/PA6	Optimale Fügetemperatur	290 °C (untersucht: 250 °C bis 310 °C)
	Optimaler Druckbereich	0,65 MPa – 1,59 MPa (untersucht: 0,23 MPa bis 3,21 MPa)
	Schweißweg	steigt linear mit Temperatur
	Temperaturbereich unter Druck	<ul style="list-style-type: none"> <li>• optimal: 270 °C bis 200 °C</li> <li>• effizient: 240 °C bis 200 °C</li> </ul>
	Oberflächenvorbehandlung	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Minimum: Druckluftstrahlen</li> <li>• optimal: Laser fein</li> </ul>
GF/PP	Oberflächenvorbehandlung	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Minimum: Laser grob</li> <li>• optimal: Laser fein</li> </ul>
GMT	Oberflächenvorbehandlung	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Minimum: Laser grob</li> <li>• optimal: Laser fein</li> </ul>

## 4 Optimierung des kontinuierlichen Schweißprozesses

Die vielleicht wichtigste Voraussetzung für einen erfolgreichen, kontinuierlichen Schweißprozess ist eine präzise zeitliche Abfolge der einzelnen Prozessschritte. Wie schon in 2.2.3 erwähnt, muss das Polymer in der Fügezone unter dem Induktor bis deutlich über Schmelztemperatur erwärmt werden. Anschließend muss es im Einflussbereich der Rolle erstarren, um Porenbildung zu verhindern. Im Folgenden wird ein selbst entwickeltes Ersatzsystem vorgestellt, mit dem die Temperaturverteilung beim kontinuierlichen Schweißen (mit und ohne Kühlung) von GF/PA6 und DC01 bei verschiedenen Geschwindigkeiten gemessen wurde. Dieses Ersatzsystem wurde danach genutzt, um die Auswahl eines Induktors, die Stapelfolge und die Auslegung einer Druckluftkühlung hinsichtlich der Temperaturverteilung zu optimieren. Anschließend wurden mit dem optimierten Schweißprozess Versuche bei ausgewählten Parameterkombinationen durchgeführt, um den Zusammenhang zwischen Geschwindigkeit, Abkühlung und Festigkeiten zu untersuchen. Zuletzt wurde ein weiteres Ersatzsystem zur Messung der Druckverteilung in der Fügezone entwickelt, um den Zusammenhang zwischen dem Druck in der Fügezone und der Festigkeit zu analysieren.

### 4.1 Aufheizversuche

Ziel dieser Aufheizversuche ist die Messung der Temperaturverteilung und des Temperaturverlaufs in der Fügezone bei unterschiedlichen Prozessparametern. Kontaktlose Messmethoden, wie z. B. Infrarotkameras oder Pyrometer, sind dazu nicht geeignet, da sie die Fügezone nicht erreichen. Daher wurde ein Laminat mit eingebetteten Thermoelementen (Typ K,  $\varnothing=0,2\text{mm}$ ) als Messplatte verwendet. Eine exakte Positionierung und gleichbleibende Lamineigenschaften können nur sichergestellt werden, wenn für alle Versuche dieselbe Messplatte verwendet wird. Da das GF/PA6-Laminat (Schmelztemperatur:  $220\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) durch wiederholtes Aufschmelzen zerstört werden würde, wurde PPS (Schmelztemperatur:  $285\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) als Matrixpolymer verwendet. Dadurch konnten alle Versuche unter Prozessbedingungen durchgeführt werden, das heißt bei Temperaturen, die die Schmelztemperatur von PA6 übersteigen. Da das thermische Geschehen während des Schweißprozesses maßgeblich durch den metallischen Partner bestimmt wird, können kleine Eigenschaftsunter-

schiede zwischen PA6 (Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur: 0,29 W/mK [101]) und PPS (Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur: 0,3 W/mK [102]) vernachlässigt werden. Das GF/PPS-Laminat wurde speziell für diesen Zweck in einem Autoklav hergestellt. Es besteht aus einem Filmstacking aus vier Lagen PPS-Folie und vier Lagen Glasfasergewebe (Köper 2/2, 600 g/m<sup>2</sup>), mit einer resultierenden Laminatdicke von 2 mm.

Die Messplatte und die Stahlplatte (auch hier DC01) haben die Abmessungen 100 mm x 300 mm. Die Messplatte beinhaltet in der Fügezone an der Oberfläche 24 Thermoelemente, die in acht Messstellen (MS) in Längsrichtung mit je drei Thermoelementen in Querrichtung angeordnet sind. Die Verteilung der Thermoelemente ist in Abbildung 4.1 schematisch dargestellt.

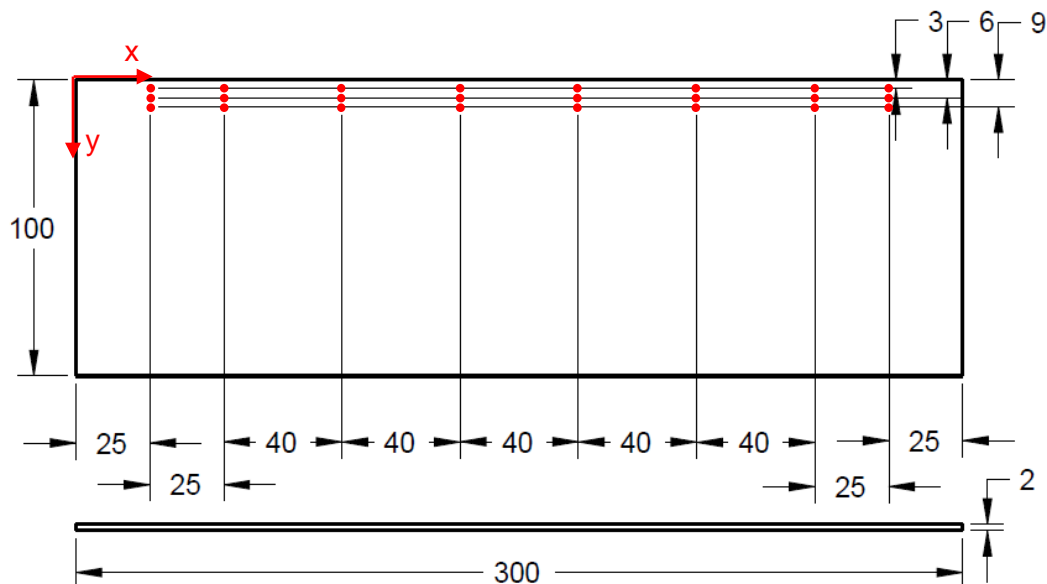


Abbildung 4.1: Positionierung der Thermoelemente in der GF/PPS-Messplatte

In den Aufheizversuchen können verschiedene Prozessparameter verändert werden:

- Kopplungsabstand
- Abstand zwischen Induktor und Rolle
- Vorschubgeschwindigkeit
- Induktorgeometrie
- Stapelfolge (Stahl oder Laminat auf der dem Induktor zugewandten Seite)
- mit oder ohne Oberflächenkühlung.

Die kontinuierlichen Schweißversuche wurden mit einem Generator vom Typ Hüttlinger TrueHeat 5010 auf einem selbstentwickelten Prüfstand durchgeführt, der in Abbildung 4.2 dargestellt ist. Der Generator kann bei Frequenzen zwischen 50 kHz und 800 kHz betrieben werden und bietet eine maximale Leistung von 11,2 kW und einen maximalen Ausgangsstrom von 280 A.

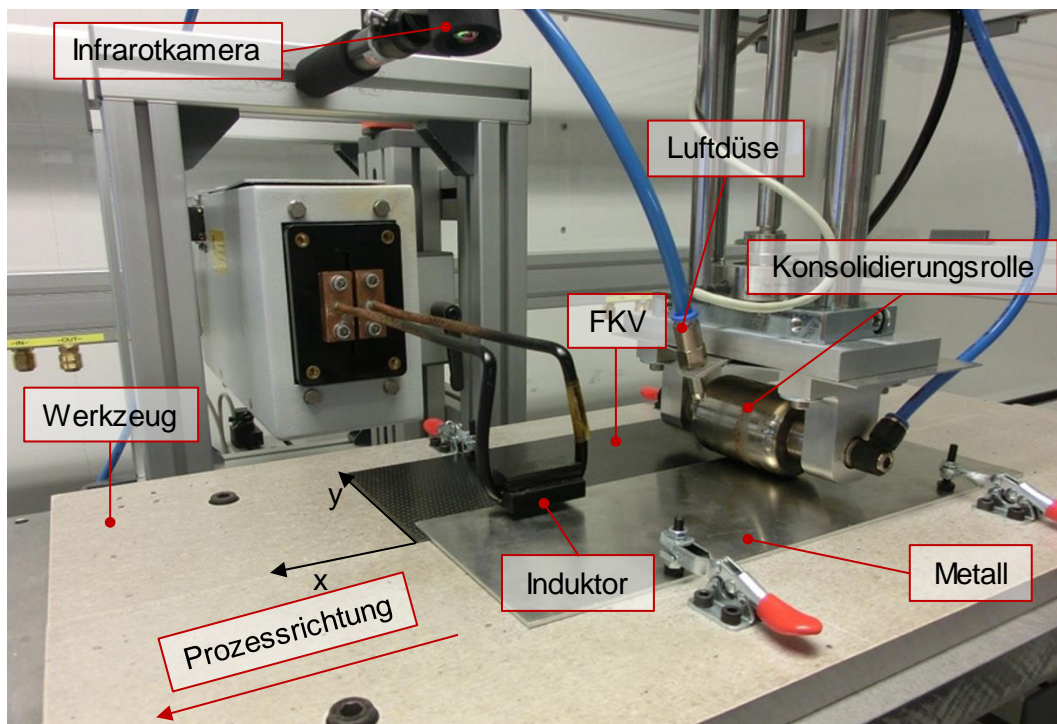


Abbildung 4.2: Versuchsaufbau zum kontinuierlichen Induktionsschweißen

Zur Auswertung der Aufheizversuche wurden zunächst die Temperaturwerte aller 24 Thermoelemente eines Versuchs über der Zeit aufgetragen. Abbildung 4.3 zeigt dies am Beispiel eines Versuchs mit einem Pfannkucheninduktor.

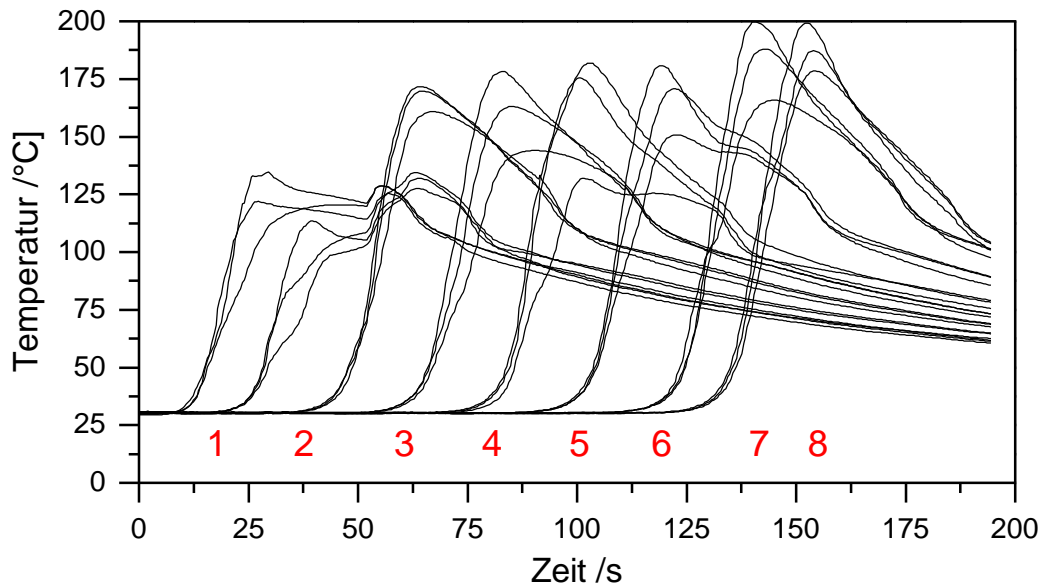


Abbildung 4.3: Temperaturverläufe der Thermoelemente bei einem Schweißversuch. Dabei befand sich eine Stahlplatte oberhalb der Messplatte. Der Kopplungsabstand betrug 6 mm und die Prozessgeschwindigkeit 2 mm/s. Die Generatorleistung wurde mittels Pyrometer geregelt. Es ist zu erkennen, dass die Kurven von drei Thermoelementen einer Gruppe etwa zum selben Zeitpunkt steigen, bis sie ein Maximum erreicht haben und dann wieder abkühlen. Da weder die Kurven einer Dreiergruppe identisch sind, noch alle Dreiergruppen die gleiche Maximaltemperatur erreichen, liegt in diesem Versuch eine sehr inhomogene Temperaturverteilung vor.

Genauere Informationen zur Homogenität der Temperaturverteilung bietet eine tiefergehende Auswertung der Daten. Dazu wird die Homogenität nach ihrer Richtung unterschieden: in Vorschubrichtung und senkrecht dazu. In Vorschubrichtung wird für jede Dreiergruppe der Mittelwert der maximalen Temperaturen berechnet und mit der Gesamtdurchschnittstemperatur verglichen. Quer zur Vorschubrichtung wird für jede Messstelle der Variationskoeffizient bestimmt, d. h. der Quotient aus Standardabweichung der Maximaltemperaturen der drei Thermoelemente und der mittleren Maximaltemperatur. So lässt sich eine Aussage treffen, wie inhomogen die Temperatur innerhalb einer Messstelle ist und zwar unabhängig von ihrer mittleren Maximaltemperatur. Die Auswertung der in Abbildung 4.3 dargestellten Kurven ist in Abbildung 4.4 zu sehen.



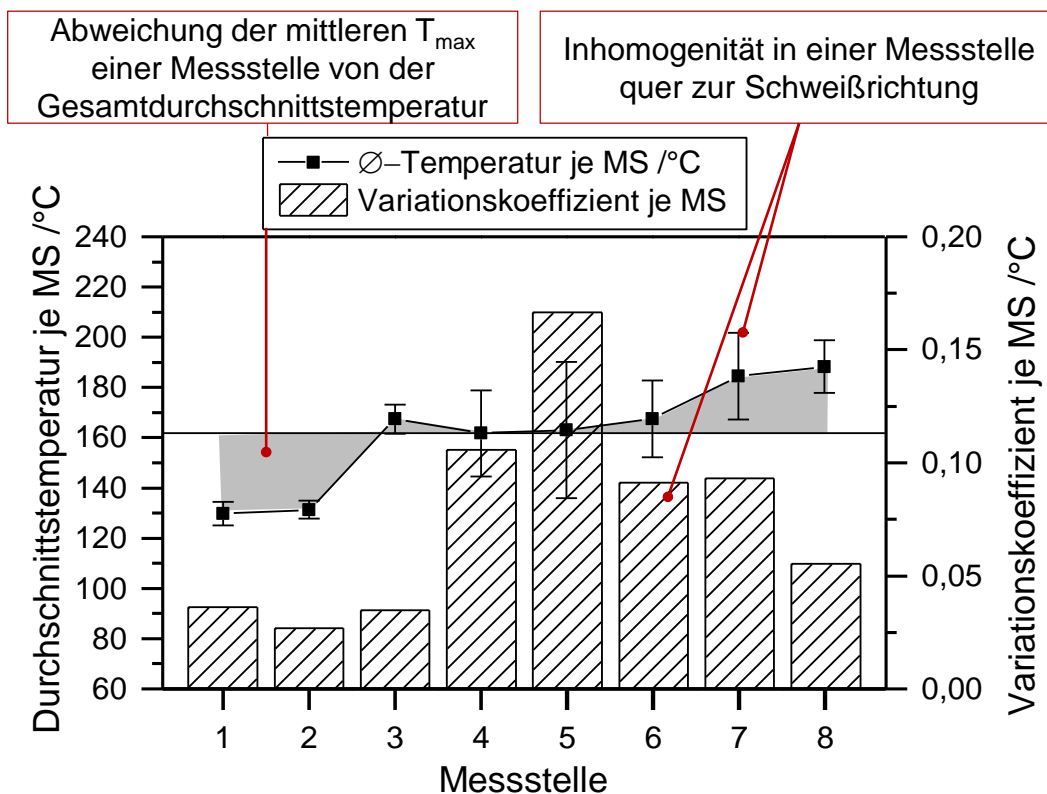


Abbildung 4.4: Prinzipieller Verlauf der Homogenität der Temperaturverteilung eines Schweißversuches

Dargestellt werden zum einen die mittlere Maximaltemperatur jeder einzelnen Messstelle sowie deren Abweichung von der Gesamtdurchschnittstemperatur (graue Flächen). Zum anderen wird die Homogenität der Temperaturverteilung innerhalb jeder Messstelle dargestellt, indem die Variationskoeffizienten als Säulen abgebildet werden. Wie schon in Abbildung 4.3 zu erkennen war, steigt die Temperatur im Laufe des Versuchs an. Grund hierfür ist eine nicht optimale Regelung der Generatorleistung. Der Variationskoeffizient innerhalb der Messstellen ist besonders in der Mitte der Fügezone hoch, während die Temperaturen zu Beginn der Fügezone noch recht homogen sind. Für den sehr hohen Wert an Messstelle 5 ist vermutlich ein fehlerhaftes Thermoelement verantwortlich. In der Aufheizphase scheint die eingebrachte Energie nicht auszureichen, um die kalte Stahlplatte ausreichend stark zu erwärmen, zumal eine Regelung per Pyrometer an den Rändern generell schwierig ist. Die Homogenität senkrecht zur Vorschubrichtung wird von der Induktorart sowie von möglichen Randeffekten beeinflusst.

Neben der Untersuchung der Temperaturverteilungen wurde auch die Abkühlung zwischen Induktor und Rolle, analog zu Abbildung 4.5, untersucht.

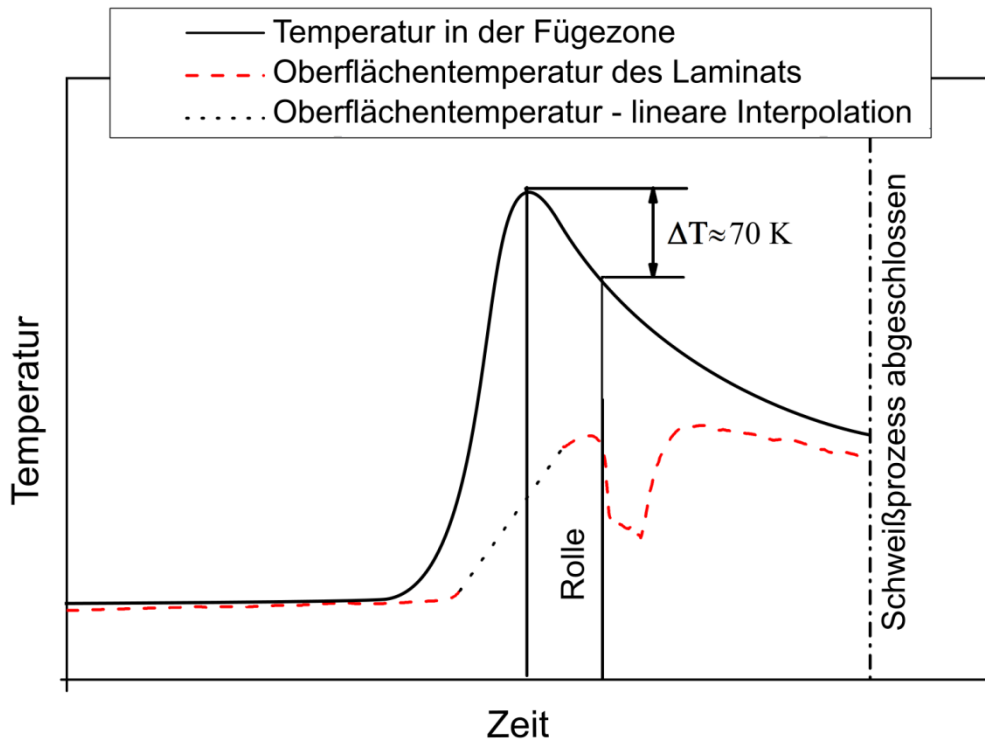


Abbildung 4.5: Prinzipieller Verlauf zur Bestimmung der Abkühlung  $\Delta T$  von der Maximaltemperatur zur Temperatur beim Erreichen der Rolle

In der Regel wird die Abkühlung für alle Thermoelemente einer Messplatte bestimmt und dann gemittelt, wobei die Thermoelemente der Messstellen 1 und 8 (Anfang und Ende der Platte) weggelassen werden. So ist ein einfacher Vergleich zwischen verschiedenen Konfigurationen möglich.

In den folgenden Optimierungsschritten werden die hier vorgestellten Auswertungsmethoden genutzt, um den Schweißprozess zu verbessern.

## 4.2 Optimierung des Versuchsaufbaus

Der Versuchsaufbau spielt beim kontinuierlichen Schweißen eine große Rolle. Durch seine Optimierung können Schweißgeschwindigkeit und -qualität signifikant verbessert werden. Dabei muss der Aufbau so angepasst werden, dass sowohl Temperaturverteilung auch Temperaturverlauf über die gesamte Prozessdauer an die Anforderung der verwendeten Materialien angepasst werden. Die Temperaturverteilung in Schweißrichtung wird dabei maßgeblich von der Prozessregelung beeinflusst, wäh-

rend die Verteilung quer zur Prozessrichtung hauptsächlich durch die Geometrie des Induktors bestimmt wird. Der Temperaturverlauf in einem bestimmten Punkt hängt vom Einsatz einer Oberflächenkühlung und vom Abstand zwischen Induktor und Rolle ab. Einen Einfluss auf all diese Parameter hat außerdem die Stapelfolge, d. h. ob sich das Stahlblech auf der Oberseite oder auf der Unterseite befindet.

#### 4.2.1 Auswahl eines geeigneten Induktors und Einfluss der Stapelfolge

In Vorversuchen wurden verschiedene, gängige Induktorgeometrien verglichen. Die verwendeten Induktoren sind in Abbildung 4.6 zu sehen.

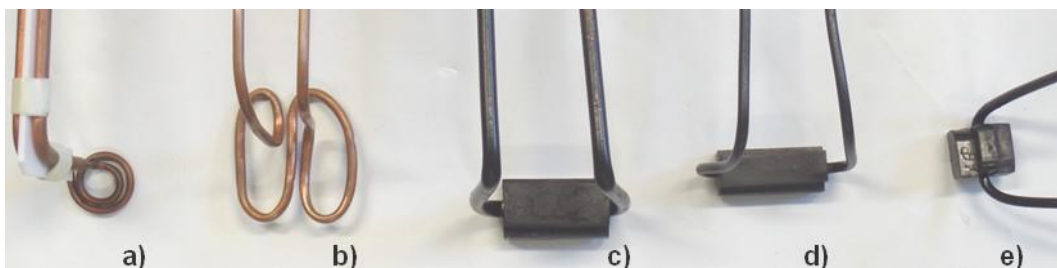


Abbildung 4.6: Verglichene Induktoren: **a)** Pfannkucheninduktor; **b)** Doppel-D-Induktor; **c)** Feldformer 8 mm **d)** Feldformer 6 mm; **e)** Feldformer quer

Pfannkuchen- und Doppel-D-Induktor bestehen lediglich aus rundem Kupferrohr, während die übrigen Induktoren aus einem Vierkantröhr mit zusätzlichem Feldformer bestehen. Bei zwei der drei Feldformerinduktoren zeigen die geraden Leiter in Vorschubrichtung und bei dem dritten quer dazu. Die beiden, die in Vorschubrichtung zeigen, unterscheiden sich in der Dicke des verwendeten Vierkantröhrs, welche einmal 6 mm und einmal 8 mm beträgt. Das hier verwendete Feldformermaterial besteht aus einem Kunststoff, in den magnetische Metallpartikel eingemischt wurden. Die Wirkung des Feldformers beruht auf dem in Kapitel 2.2.1.2 vorgestellten Slot-Effekt. So erhalten linienförmige Induktoren eine ausreichend hohe Effizienz, um Bauteile erwärmen zu können und bieten gleichzeitig den Vorteil einer gleichmäßigen Erwärmung mit nur sehr schwach ausgeprägten Randeffecten.

Die in Abbildung 4.6 abgebildeten Induktoren wurden hinsichtlich der Homogenität der Temperaturverteilung quer zur Prozessrichtung untersucht, um so den geeigneten Induktor auszusuchen. Dazu wurden Aufheizversuche durchgeführt, in denen außerdem die Stapelfolge variiert wurde, d. h. das Stahlblech wurde sowohl auf der

Oberseite als auch auf der Unterseite positioniert. Das Ergebnis ist in Abbildung 4.7 dargestellt.

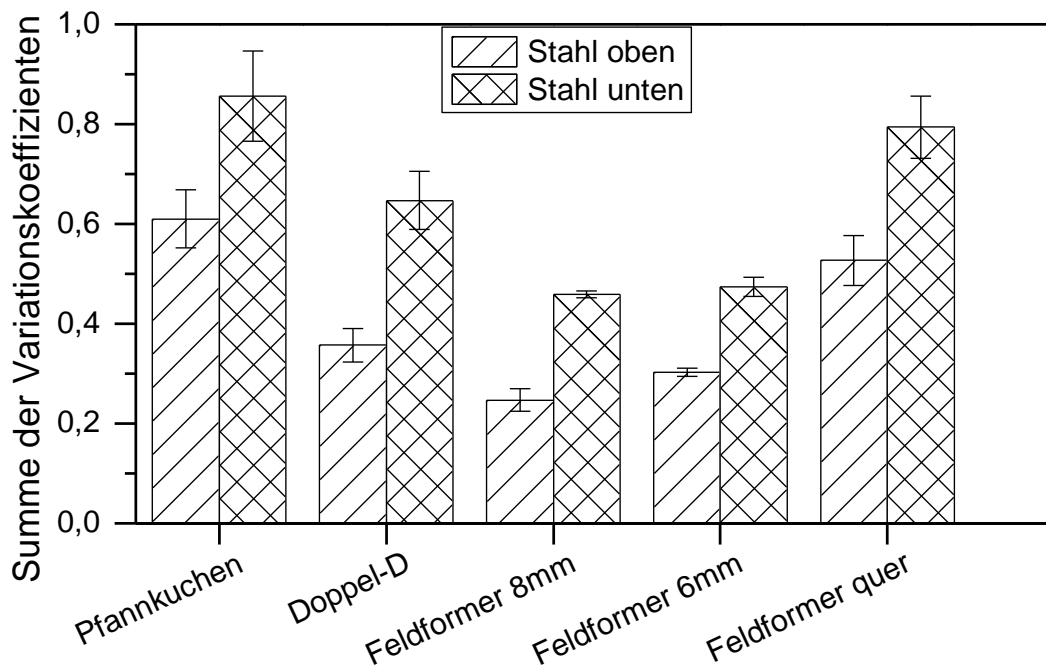


Abbildung 4.7: Vergleich der Homogenität der Temperaturen quer zur Schweißrichtung bei verschiedenen Induktorgeometrien

Hier wurden die Variationskoeffizienten aller acht Messstellen gemittelt und addiert, sodass ein Wert für die ganze Messplatte angegeben ist. Die Messstellen am Rand wurden hier in die Auswertung eingeschlossen, da auch der Einfluss des Induktors auf eventuelle Randeffekte berücksichtigt werden soll. Es ist zu erkennen, dass die beiden Feldformerinduktoren die besten Ergebnisse liefern. Darüber hinaus wird deutlich, dass die Temperaturen wesentlich homogener verteilt sind, wenn sich die Stahlplatte auf der Oberseite befindet. Daher wurden alle weiteren Aufheiz- und Schweißversuche in dieser Konfiguration durchgeführt. Um die Induktoren „Feldformer 6mm“ und „Feldformer 8mm“ noch genauer zu vergleichen, wurde die erzeugte Erwärmung mit einer Infrarotkamera erfasst. In Abbildung 4.8 ist zu sehen, dass der Feldformer 8mm“-Induktor die Fügezone über einen wesentlich breiteren Bereich erwärmt.

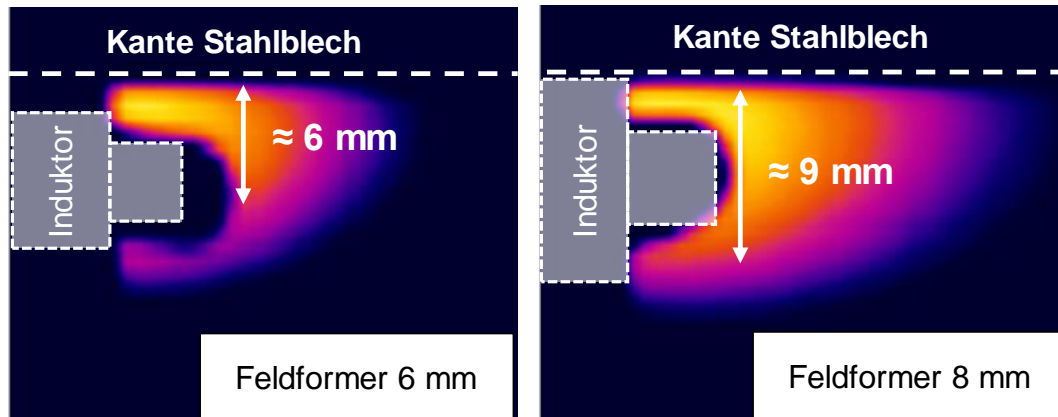


Abbildung 4.8: Vergleich der Erwärmung der beiden Feldformerinduktoren

#### 4.2.2 Implementierung der Oberflächenkühlung

Der Einsatz einer Oberflächenkühlung während des Schweißprozesses ermöglicht eine gezielte Beeinflussung der Abkühlphase zwischen Induktor und Rolle. Zur Umsetzung im Versuchsaufbau wurden in Aufheizversuchen verschiedene Düsenformen mit einem Versuch ohne Kühlung verglichen. Der prozentuale Temperaturabfall zwischen Induktor und Rolle, basierend auf der mittleren Abkühlung aller Thermoelemente, ist in Abbildung 4.9 für die verschiedenen Varianten dargestellt.

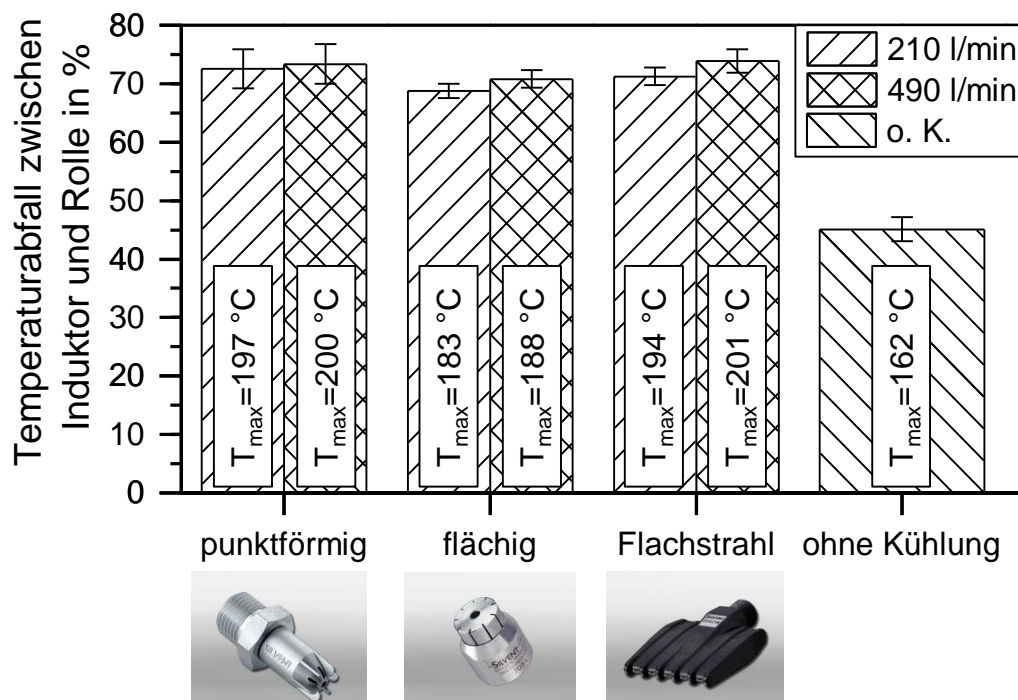


Abbildung 4.9: Vergleich verschiedener Druckluftdüsen mit einem Versuch ohne Kühlung

Die Düsengeometrie hat nahezu keinen Einfluss auf den Temperaturabfall. Der Einsatz der Kühlung allerdings erhöht den Temperaturabfall signifikant von 45 % auf über 70 %. Das bedeutet, dass die Abkühlphase verkürzt und die Schweißgeschwindigkeit somit erhöht werden kann. Aufgrund des geringen Bauraums wurde die Düse mit punktförmigen Luftstrom gewählt.

Neben der Düsengeometrie wurde auch der Einfluss der Düsenposition untersucht. Dazu wurde die Düse bei zwei verschiedenen Induktor-Rolle-Abständen je einmal an der Rolle und einmal am Induktor befestigt. Bei Befestigung an der Rolle wurde die Düse um 18 °C geneigt, um den Luftstrom auf die Rolle zu richten. Der Einfluss der Düsenposition auf die Abkühlung und die Homogenität der Temperaturverteilung quer zur Prozessrichtung ist in Abbildung 4.10 zu sehen.

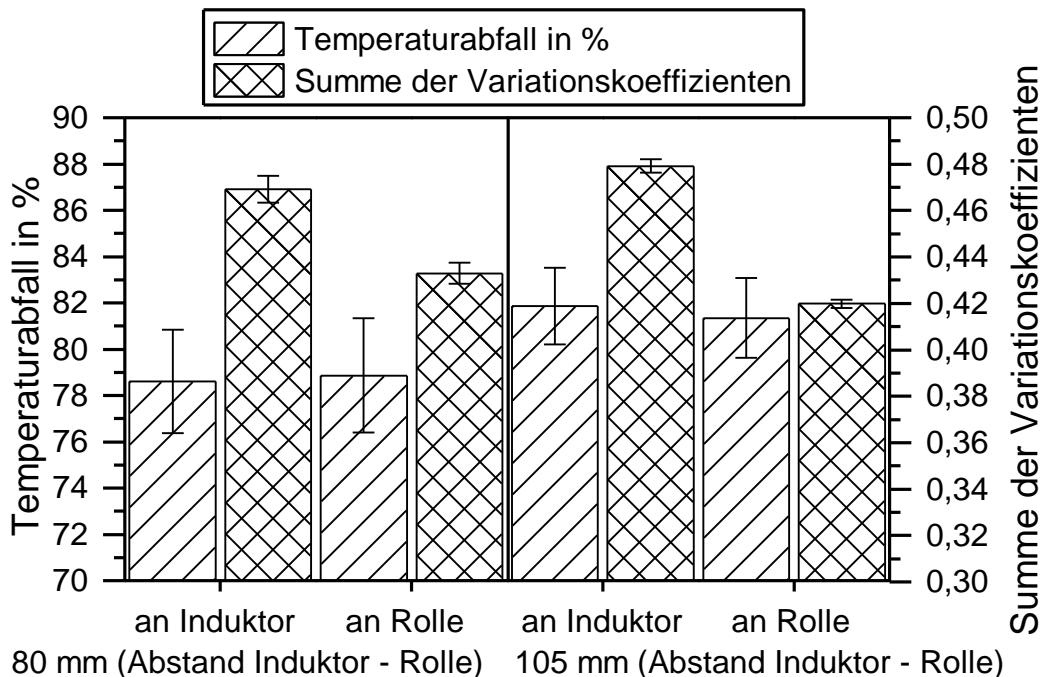


Abbildung 4.10: Einfluss der Düsenposition auf die Abkühlung und die Homogenität der Temperaturverteilung

Wie zu erwarten war, nimmt die Abkühlung mit steigendem Abstand zwischen Induktor und Anpressrolle zu. Die Position der Düse hat keinen Einfluss auf die Abkühlung. Bei der Homogenität der Temperaturverteilung dagegen ist ein stärkerer Einfluss der Düsenposition zu erkennen. Die Homogenität nimmt ab, wenn sich die Düse nahe am Induktor befindet. Grund hierfür sind wieder Luftströme und Verwirbelungen, die direkt in die Aufheizphase einwirken und diese stören. Wenn sich die Düse nahe an

der Anpressrolle befindet und entsprechend geneigt ist, wirken sich diese Störungen weniger stark auf die sensible Aufheizphase aus.

Festzuhalten ist, dass die Kühlung unabhängig von der Position der Düse ist und die Homogenität der Temperaturverteilung in der Fügezone steigt, wenn sie sich an der Anpressrolle befindet, weshalb diese Einstellung in den zukünftigen Versuchen verwendet wird. Die finale Konfiguration ist in Abbildung 4.11 dargestellt.

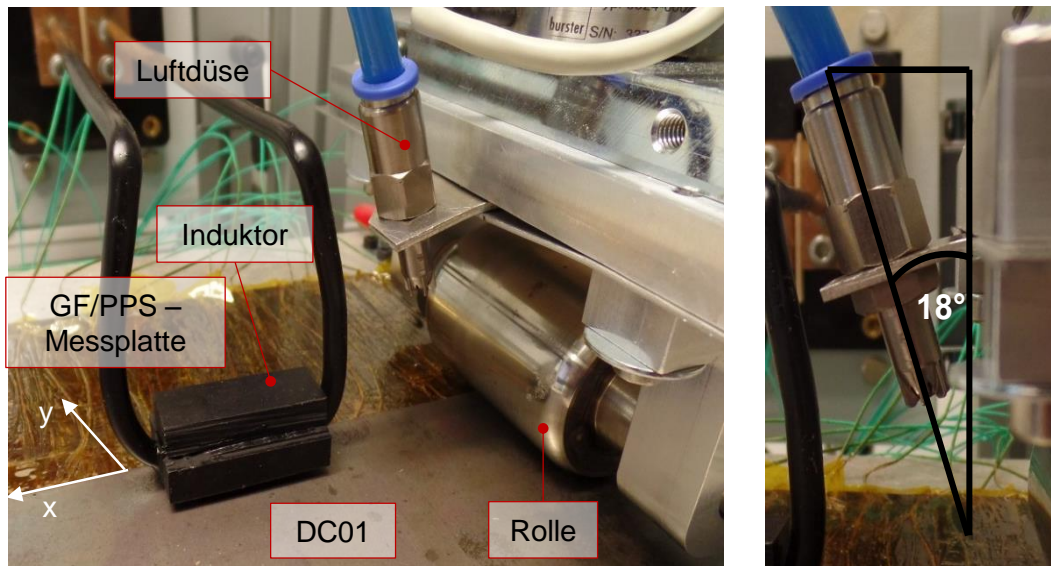


Abbildung 4.11: Position der zur Kühlung der Oberfläche genutzten Düse

### 4.3 Untersuchung des Temperaturverlaufs in der Fügezone und dessen Einfluss auf Prozessgeschwindigkeit und Fügequalität

Zur Untersuchung des Temperaturverlaufes in der Fügezone sowie des Zusammenhangs zwischen Oberflächenkühlung, Prozessgeschwindigkeit und Fügequalität wurden ebenfalls Aufheizversuche mit der vorher beschriebenen GF/PPS-Messplatte durchgeführt. Während dieser Versuche wurden die Prozessgeschwindigkeit und der Abstand zwischen Induktor und Rolle variiert, um deren Einfluss auf den Schweißprozess zu untersuchen. Der Ausgangsstrom des Generators wurde so an die Prozessgeschwindigkeit angepasst, dass die Maximaltemperatur in der Fügezone bei  $\sim 260$  °C lag. Es war nicht möglich die Messplatte auf die zuvor als optimal ermittelten 290 °C zu erwärmen, da dies die Schmelztemperatur von PPS (285 °C) überschreiten und zur Zerstörung der Messplatte führen würde. Dennoch können die Ergebnisse verwendet werden, da diese leicht niedrigere Maximaltemperatur lediglich zu einer

leicht geringeren Abkühlrate führt, ohne sonstige Zusammenhänge zu verändern. Alle Aufheizversuche wurden mit und ohne Oberflächenkühlung durchgeführt. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 4.11 dargestellt und die Prozessparameter sind in Tabelle 4.1 zusammengefasst

Tabelle 4.1: Prozessparameter der kontinuierlichen Aufheizversuche zur Festlegung geeigneter Prozessgeschwindigkeiten unter Verwendung einer Messplatte (GF/PPS)

Geschwindigkeit	Abstand Induktor-Rolle	Mittl. Ausgangsstrom ohne Kühlung	Mittl. Ausgangsstrom mit Kühlung	Kopplungsabstand
2 mm/s	55, 80, 105 mm	15,0 A	18,5 A	6 mm
5 mm/s	55, 80, 105 mm	16,1 A	17,8 A	3,7 mm
10 mm/s	55, 80, 105 mm	17,0 A	19,2 A	2 mm
15 mm/s	55, 80, 105 mm	17,9 A	19,3 A	0,7 mm

Die Konsolidierungskraft betrug in allen Versuchen 100 N und die Stahlplatte lag auf der Messplatte. Zur Steuerung der Generatorleistung wurde in diesem Fall nicht die Pyrometer-Regelung verwendet, da sie sich als zu instabil erwiesen hat. Stattdessen wurde dem Generator ein experimentell ermittelter, zeitabhängiger Stromverlauf (siehe Anhang) vorgegeben. So konnte in der Fügezone eine Temperatur von konstant 260 °C gehalten werden, wie in Abbildung 4.12 beispielhaft für 2 mm/s, 105 mm Abstand und Oberflächenkühlung dargestellt ist. Zur Auswertung der Versuche wurde die Abkühlung  $\Delta T$  zwischen der Maximaltemperatur und der Temperatur, die herrscht, wenn die Rolle eintrifft, für jedes Thermoelement bestimmt (siehe Abbildung 4.5). Anschließend wurde für jede Prozessgeschwindigkeit aus Tabelle 4.1 der Mittelwert dieser Einzelwerte gebildet. Dies wurde für die verschiedenen Abstände zwischen Induktor und Rolle wiederholt. Bei jeder Parameterkombination wurden drei Versuche durchgeführt.



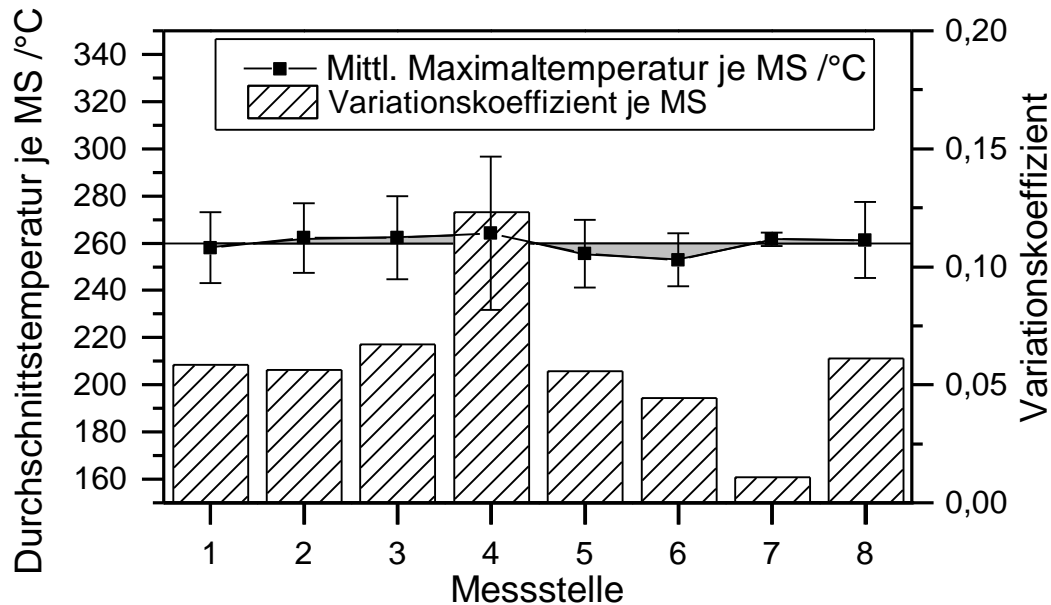


Abbildung 4.12: Homogenität der Temperaturverteilung bei einem Versuch mit vorgegebenem Stromverlauf

Wie bereits ermittelt wurde, ist die Fügequalität am höchsten, wenn das Polymer erstarrt während Druck aufgebracht wird, d. h. im Einflussbereich der Rolle. Bei der in Kapitel 3.4 bestimmten, optimalen Schweißtemperatur von 290 °C und einer Schmelztemperatur von PA6 bei 220 °C, beträgt also die optimale Abkühlung  $\Delta T = 70$  K. Da die hohe Steifigkeit der Stahlplatte zu einer relativ weiträumigen Verteilung der aufgebrachten Kraft führt, wird vermutet, dass auch kleinere  $\Delta T$  geeignet sind.

Die Ergebnisse der Aufheizversuche ohne Kühlung sind in Abbildung 4.13 zusammengefasst. Eine Prozessgeschwindigkeit von 5 mm/s scheint hier besonders geeignet zu sein. Hier wird deutlich, dass eine mangelnde Abkühlung aufgrund hoher Geschwindigkeit durch eine Vergrößerung des Abstands zwischen Induktor und Rolle kompensiert werden kann. Allerdings ist dieser Effekt bei geringen Prozessgeschwindigkeiten stärker ausgeprägt.

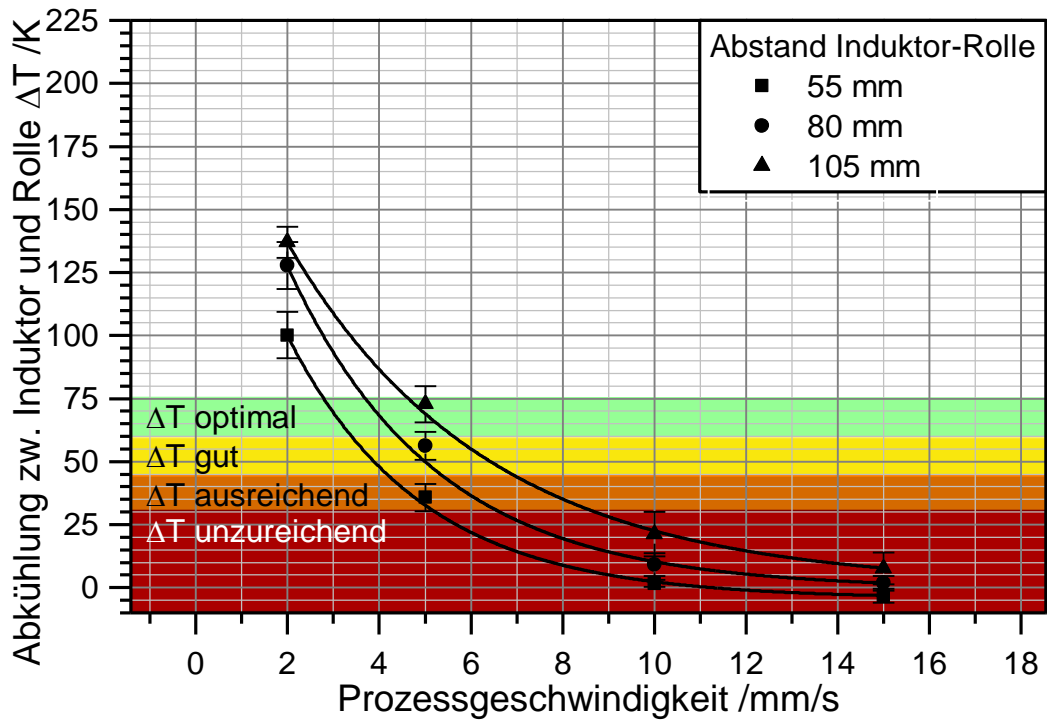


Abbildung 4.13: Abhängigkeit von Prozessgeschwindigkeit und Abkühlung  $\Delta T$  bei verschiedenen Induktor-Rolle-Abständen, ohne Kühlung

Abbildung 4.14 zeigt die Ergebnisse für Aufheizversuche mit Kühlung.

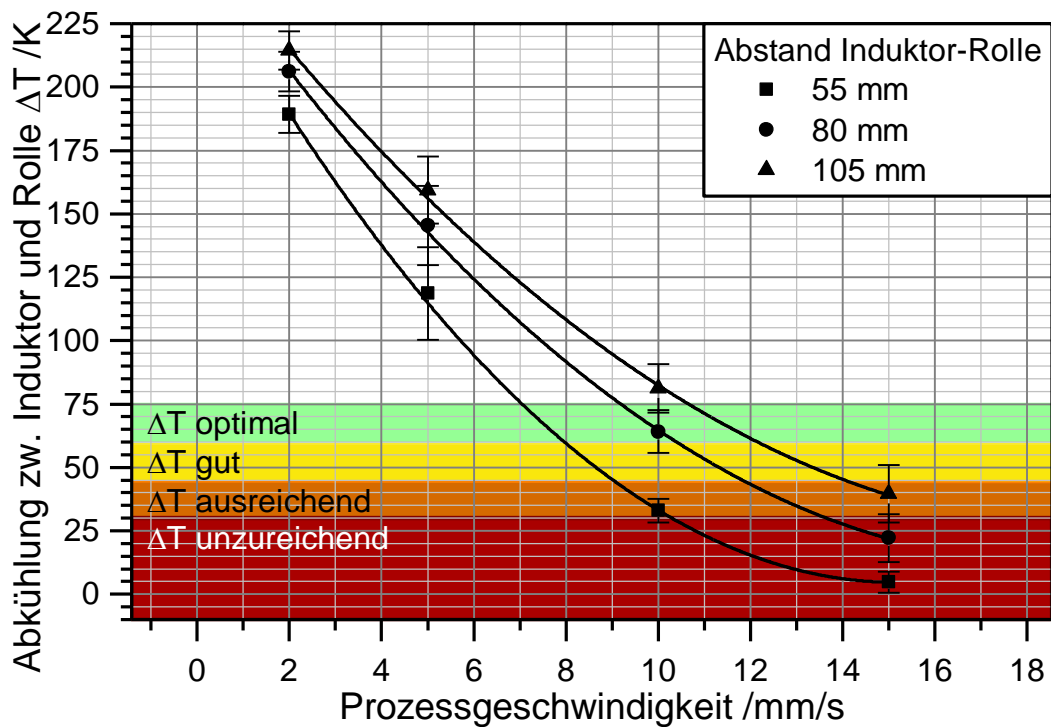


Abbildung 4.14: Abhängigkeit von Prozessgeschwindigkeit und Abkühlung  $\Delta T$  bei verschiedenen Induktor-Rolle-Abständen, mit Kühlung

Aufgrund der Kühlung kann die optimale Prozessgeschwindigkeit von 5 mm/s auf 10 mm/s verdoppelt werden. Darüber hinaus scheint der zuvor bei steigender Prozessgeschwindigkeit überproportionale Abfall der Abkühlung nun linearer zu werden. Dieser Effekt führt zu einer Vergrößerung des Prozessfensters. Während ohne Kühlung Geschwindigkeiten zwischen 3 mm/s und 8 mm/s geeignet sind, erweitert sich dieser Bereich mit Kühlung auf 7 mm/s bis 15 mm/s.

Zum besseren Verständnis der hier präsentierten Ergebnisse muss im Detail betrachtet werden, wie sich die Kühlung auf den Schweißprozess auswirkt. Hierzu wurden die Daten der Aufheizversuche dahingehend ausgewertet, dass die räumliche Verzögerung der maximalen Temperatur hinter dem Induktor sichtbar wird, d. h. es wird der Abstand zum Induktor ermittelt, bei dem die maximale Temperatur in der Fügezone erreicht wird. Abbildung 4.15 zeigt die Ergebnisse.

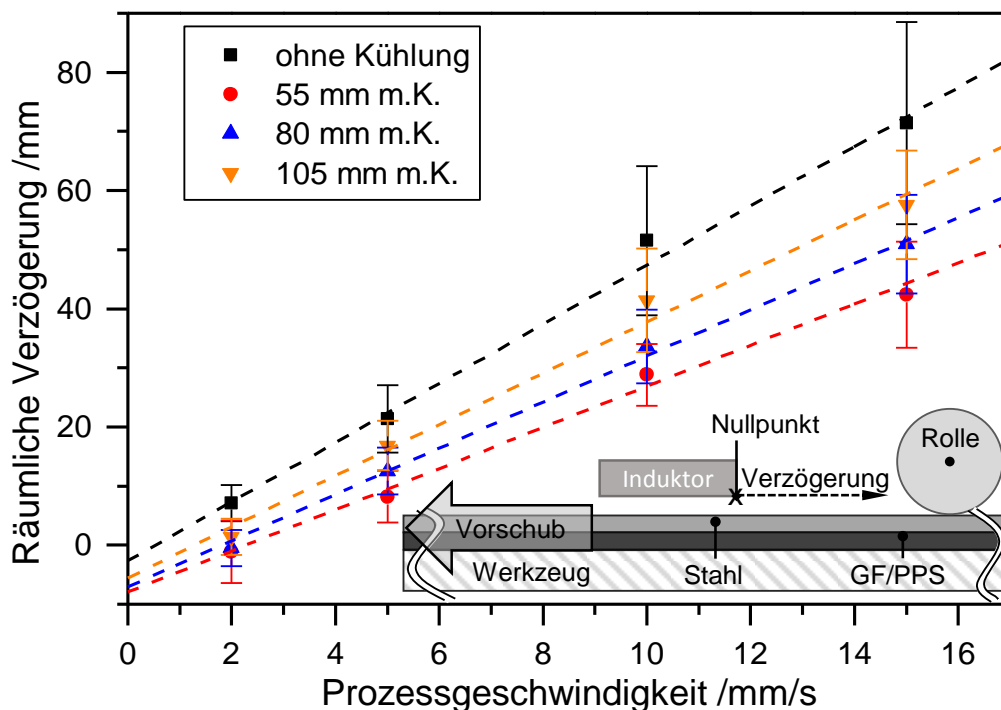


Abbildung 4.15: Räumliche Verzögerung des Temperaturmaximums in der Fügezone in Abhängigkeit von der Prozessgeschwindigkeit

Wie man sehen kann, wird die maximale Temperatur in allen Versuchen erst nach dem Passieren des Induktors erreicht. Dies erklärt sich damit, dass sich die Oberseite aufgrund ihrer Nähe zum Induktor schneller erwärmt (siehe Gesetz von Biot-Savart in 2.2.1.1) und die Wärme dann durch Wärmeleitung in die Fügezone gelangt.

Der Transport der Wärme in die Fügezone dauert allerdings immer gleich lang (ohne Kühlung 4 s bis 5 s) unabhängig von der Prozessgeschwindigkeit. Das führt dazu, dass die räumliche Verzögerung mit zunehmender Prozessgeschwindigkeit ansteigt. Eine höhere Prozessgeschwindigkeit beeinflusst die Abkühlung zwischen Induktor und Rolle also auf zwei Weisen negativ. Zum einen wird die zur Verfügung stehende Zeitspanne zwischen Induktor und Rolle kürzer aufgrund der höheren Geschwindigkeit. Zum anderen verschiebt sich das Erreichen der Maximaltemperatur in der Fügezone in Richtung der Rolle, wodurch die zur Verfügung stehende Zeitspanne für die Abkühlung weiter verkürzt wird.

Wie die Ergebnisse in Abbildung 4.15 zeigen, kompensiert der Einsatz der Oberflächenkühlung diese beiden Effekte. Erstens kann durch die erzwungene Konvektion in einer feststehenden Zeitspanne mehr Energie abgeführt werden. Zweitens „schiebt“ die Kühlung das Temperaturmaximum Richtung Induktor. Dieser Effekt ist umso stärker, je geringer der Abstand zwischen Induktor und Rolle ist, also desto näher die Düse am Induktor ist. Grund für diese Verschiebung ist, dass der Luftstrom das eigentliche Temperaturmaximum abkühlt. Daher muss die Leistung des Generators erhöht werden, wodurch die Zieltemperatur früher erreicht wird. Die Oberflächenkühlung bewirkt also nicht nur ein schnelleres Abkühlen, sondern indirekt auch ein schnelleres Erreichen der maximalen Temperatur und somit eine Verlängerung der zur Kühlung zur Verfügung stehenden Zeitspanne. Negative Werte bedeuten, dass sich das Temperaturmaximum unter dem Induktor befindet, da die räumliche Verzögerung von der Hinterkante des Induktors gemessen wird.

Zur Validierung der Ergebnisse der Aufheizversuche mit dem Ersatzsystem wurden im Anschluss bei ausgewählten Parameterkombinationen Proben geschweißt und deren Zugscherfestigkeit bestimmt. Dazu wurde der gleiche Versuchsaufbau, jedoch mit GF/PA6 anstatt der GF/PPS-Messplatte, verwendet. Die vorgegebenen Stromverläufe wurden allerdings in Vorversuchen mit Thermoelementen so angepasst, dass in der Fügezone eine Temperatur von 290 °C erreicht wurde. Die verwendeten Prozessparameter sind in Tabelle 4.2 zu finden.

Tabelle 4.2: Prozessparameter der kontinuierlichen Schweißversuche zur Bestimmung der Fügefestigkeit (GF/PA6 und DC01)

Ge- schwin- digkeit	Abstand Induktor- Rolle	Mittl. Aus- gangsstrom ohne Kühlung	Mittl. Aus- gangsstrom mit Kühlung	Kopplungs- abstand	Vorbehand- lung
2 mm/s	50 mm	15,8 A	-	6 mm	
5 mm/s	50, 120 mm	17,9 A	-	6, 4 mm	
10 mm/s	120 mm	19,5 A	21,6 A	2 mm	Standard (DLS und entfettet)
15 mm/s	120 mm	25,5 A	26,4 A	2 mm	
18 mm/s	120 mm	-	28,7 A	2 mm	

Die Abmessungen der Proben betragen 100 mm x 300 mm bei einer Überlappung von 12,5 mm, in Anlehnung an DIN EN 1465. Die Oberfläche des DC01 wurde in der Fügezone entfettet und druckluftgestrahlt, während das Laminat entfettet wurde. Bei jeder der angegebenen Parameterkombinationen wurden drei Proben geschweißt. Nach dem Schweißen wurden aus jeder Proben fünf Zugscherproben (187,5 mm x 25 mm, in Anlehnung an DIN EN 146) entnommen und deren Zugscherfestigkeit mit Universalprüfmaschine mit der folgenden Konfiguration bestimmt:

- 250 kN-Kraftmessdose mit hydraulischen Spannbacken
- Freie Länge: 112,5 mm
- Prüfgeschwindigkeit: 1 mm/s.

Die Ergebnisse der ohne Kühlung geschweißten Proben sind in Abbildung 4.16 zu sehen. In Abbildung 4.16 ist zu erkennen, dass eine zu hohe Abkühlung einen negativen Einfluss auf die Zugscherfestigkeit hat, während sich eine zu niedrige Abkühlung nicht negativ auf die Festigkeit auswirkt. Das liegt daran, dass das Polymer bei einer zu hohen Abkühlung wieder erstarrt noch bevor überhaupt Druck aufgebracht werden kann, was zu einer schlechten Haftung führt. Bei einer zu niedrigen Abkühlung wird das Polymer im sehr flüssigen Zustand an die Stahloberfläche gedrückt, wodurch eine gute Verbindung entsteht. Allerdings ist es auch nach dem Einflussbereich der Rolle noch schmelzflüssig, was zu Dekonsolidierung im Laminat führt.

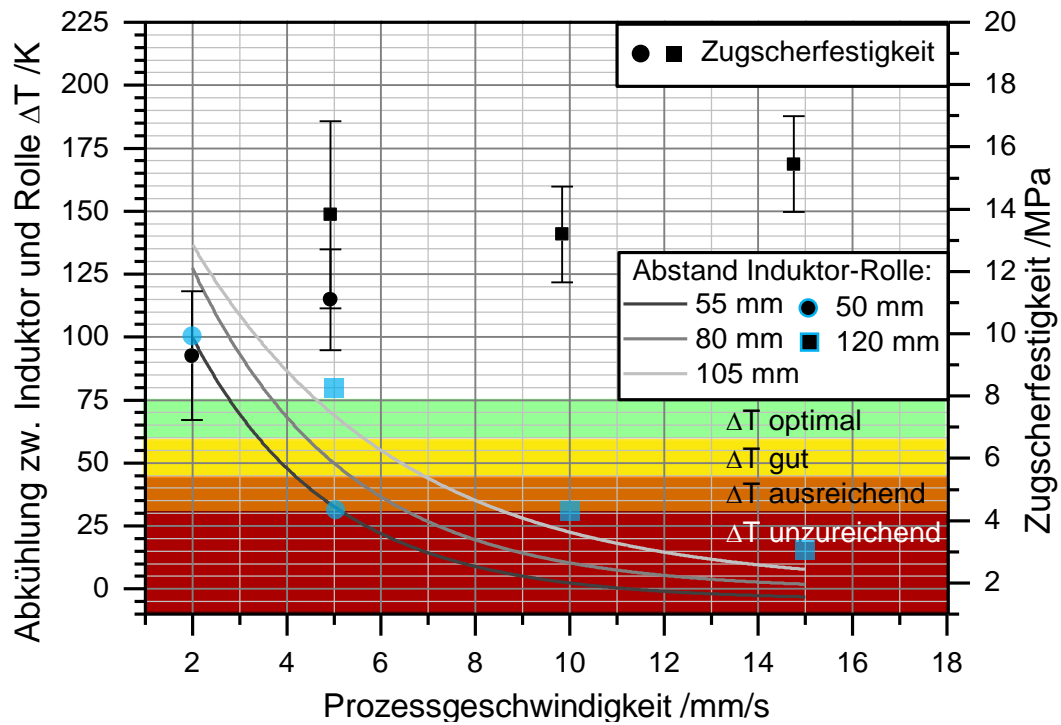


Abbildung 4.16: Zusammenhang von Prozessgeschwindigkeit und Zugscherfestigkeit (schwarze Symbole) bei fünf verschiedenen Parameterkombinationen (blaue Symbole), ohne Kühlung

Diese ist auch im unteren Schliffbild der Abbildung 4.17 zu erkennen. Obwohl die bei 15 mm/s geschweißte Proben hohe Festigkeiten aufweisen, ist diese Geschwindigkeit aufgrund der ausgeprägten Porenbildung nicht geeignet. Die Festigkeit wird jedoch nicht negativ beeinflusst, da die Dekonsolidierung hauptsächlich außerhalb der Fügezone stattfindet.

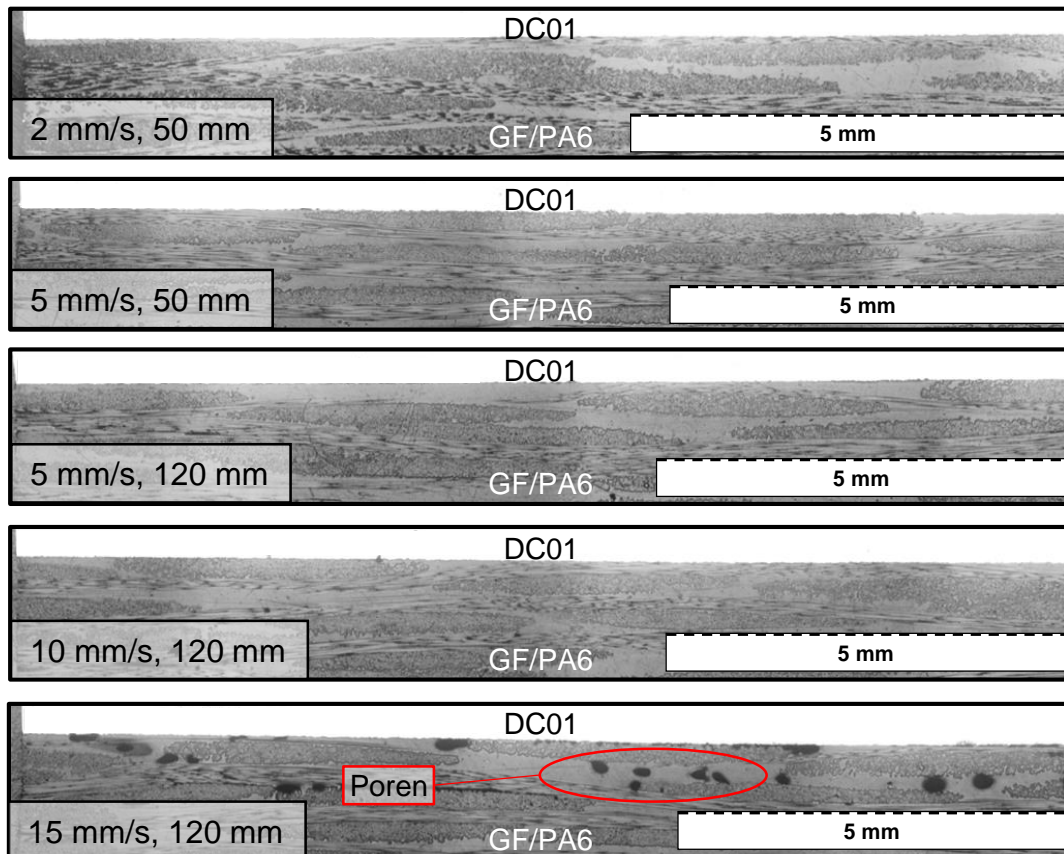


Abbildung 4.17: Schlifffelder der Proben zur Untersuchung des Einflusses der Prozessgeschwindigkeit auf die Festigkeit beim kontinuierlichen Induktionsschweißen ohne Kühlung

Die Ergebnisse mit Kühlung zeigt Abbildung 4.18. Bei diesen Versuchen wurden lediglich Parameterkombinationen genutzt, die in der Nähe des Prozessfensters liegen. Bei allen Kombinationen werden gute Festigkeiten erreicht. Bei 15 mm/s und 18 mm/s wies allerdings je eine Probe deutlich niedrigere Festigkeiten auf, als die beiden übrigen Proben, was zu einer höheren Streuung und niedrigeren Durchschnittswerten führt. Diese Ausreißer sind auf den Versuchsaufbau zurückzuführen, bei dem z. B. der Kopplungsabstand manuell eingestellt wird, was relativ fehleranfällig ist. Darüber hinaus führt das Herunterfahren der Rolle zu einem leichten Absenken der nicht immer ganz planen DC01-Bleche. Diese Effekte beeinflussen die eingebrachte Leistung, vor allem bei hohen Prozessgeschwindigkeiten, und führen so zu Qualitätsschwankungen. Generell kann aber festgestellt werden, dass hohe Geschwindigkeiten ohne Festigkeitseinbußen realisiert werden können.

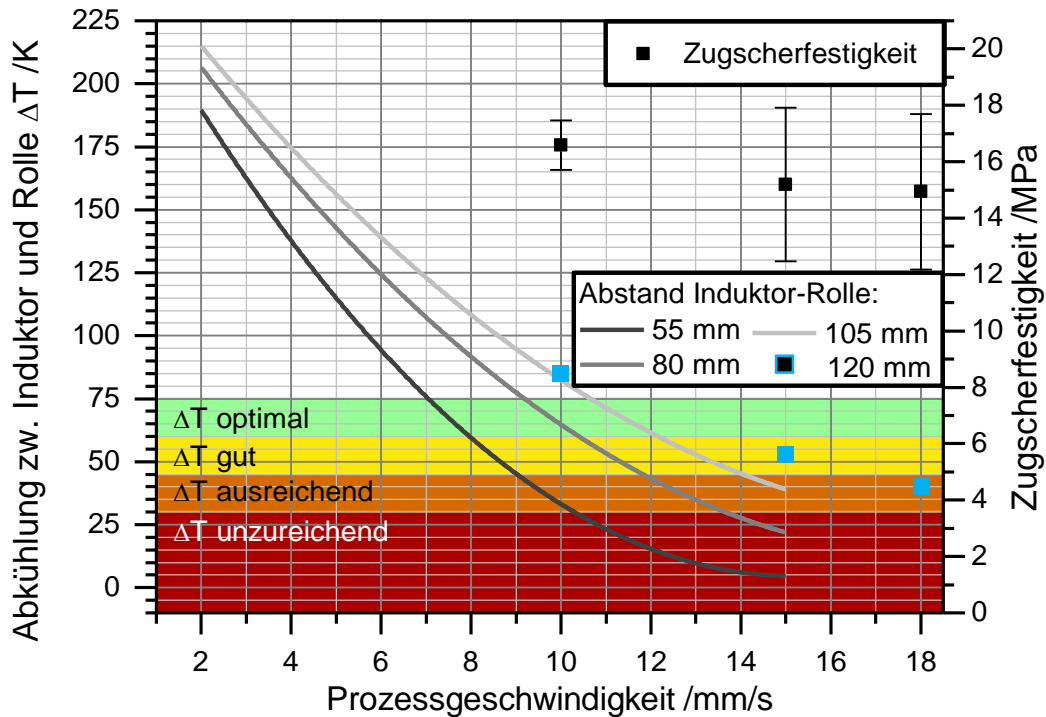


Abbildung 4.18: Zusammenhang von Prozessgeschwindigkeit und Zugscherfestigkeit (schwarze Quadrate) bei drei verschiedenen Parameterkombinationen (blaue Quadrate), mit Kühlung

Auch die in Abbildung 4.19 gezeigten Schiffe bestätigen die gute Qualität der Proben.

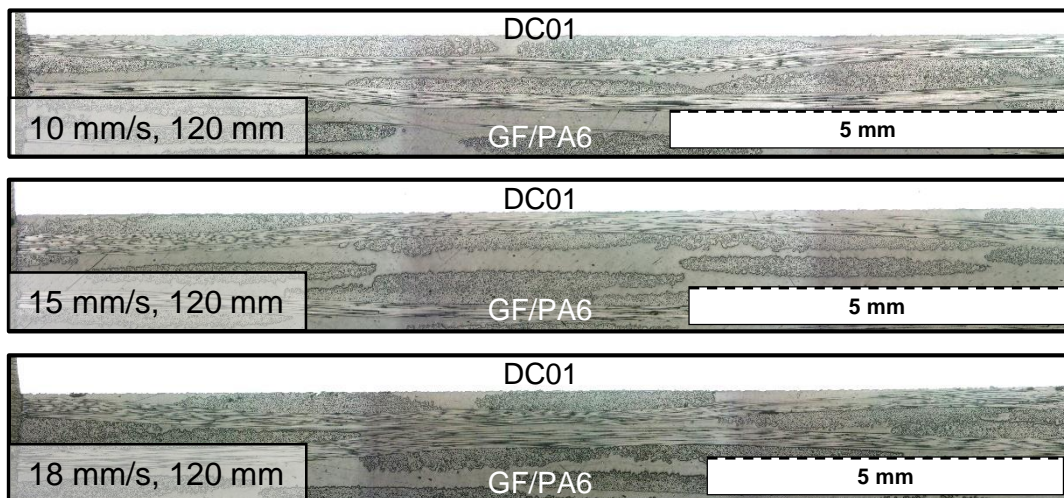


Abbildung 4.19: Schiffe der Proben zur Untersuchung des Einflusses der Prozessgeschwindigkeit auf die Festigkeit beim kontinuierlichen Induktionsschweißen mit Kühlung

Es sind keine Poren zu sehen, d. h. es hat keine Dekonsolidierung nach der Rolle stattgefunden.



Ein tiefer gehendes Verständnis der Zusammenhänge soll neben den Versuchen eine Berechnung des Abkühlvorgangs zwischen Induktor und Rolle, analog zu Abbildung 4.20, bieten.

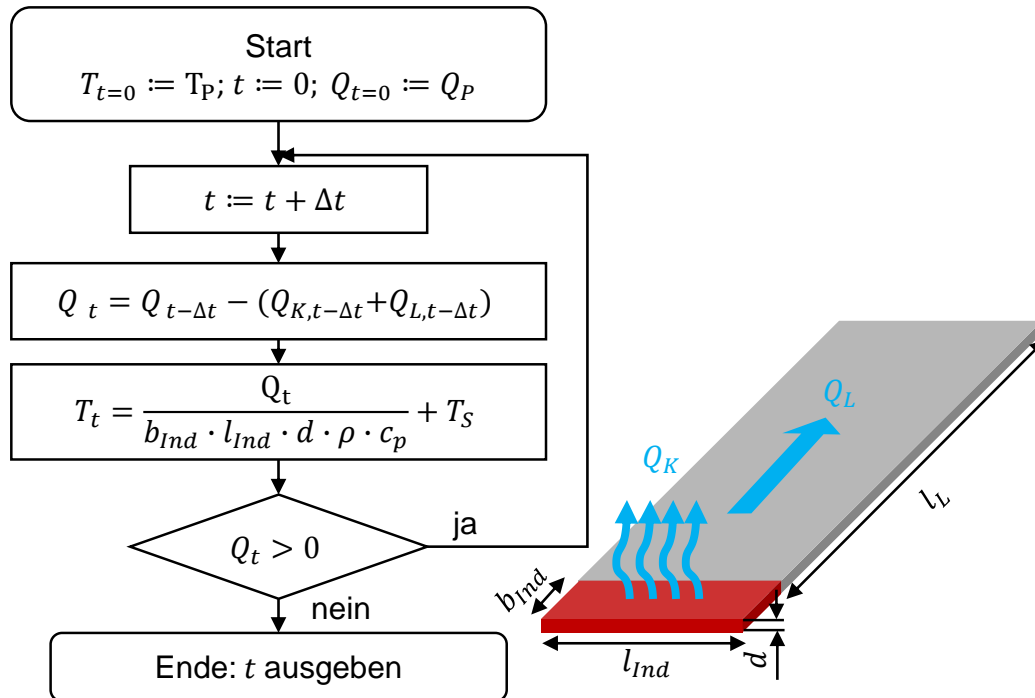


Abbildung 4.20: Analytische Berechnung der Abkühlung zwischen Induktor und Rolle  
 Dazu muss zunächst die beim Erreichen der Schweißtemperatur im Material enthaltene Energie  $Q_P$  bekannt sein. Betrachtet wird ein Ausschnitt, der Länge ( $l_{Ind} = 40 \text{ mm}$ ) und Breite ( $b_{Ind} = 9 \text{ mm}$ ) des Induktors entspricht. Diese wird wie folgt berechnet:

$$Q_P = b_{Ind} \cdot l_{Ind} \cdot d \cdot \rho \cdot c_p \cdot (T_P - T_S) \quad (8)$$

Für den zur Prozessauslegung wichtigen Teil der Abkühlung relevant ist hier nur die Energiemenge, die beim Erwärmen von Schmelztemperatur ( $T_S = 220 \text{ °C}$ ) auf Prozesstemperatur ( $T_P = 260 \text{ °C}$  bei den Aufheizversuchen) eingebracht wird. Hierzu werden zusätzlich die Dichte des DC01 ( $\rho = 7800 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ ), seine Wärmekapazität ( $c_p = 450 \frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}}$  [103]) und seine Dicke ( $d = 2 \text{ mm}$ ) benötigt. Anschließend wird die Abkühlung des Materials in Zeitschritten von 0,05 s berechnet. Dabei spielen zwei Effekte eine dominierende Rolle: konvektiver Wärmeverlust über die Oberfläche und Wärmeleitung in die nicht erwärmten Teile der Stahlplatte (auch hier DC01). Ersterer

tritt hauptsächlich im direkt durch den Induktor erwärmten Bereich der Stahlplatte auf, da die Erwärmung lokal sehr begrenzt ist. Der konvektive Wärmeverlust  $Q_{K,t}$  berechnet sich wie folgt:

$$Q_{K,t} = b_{Ind} \cdot l_{Ind} \cdot \alpha \cdot (T_t - T_R) \cdot \Delta t \quad (9)$$

Hier gehen neben der Geometrie die Raumtemperatur ( $T_R = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ), der Zeitschritt ( $\Delta t = 0,05 \text{ s}$ ), die zum aktuellen Zeitpunkt herrschende Temperatur  $T_t$  sowie der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha = 5 \frac{\text{W}}{\text{K}\cdot\text{m}^2}$  mit ein. Es wird angenommen, dass die Stahlplatte über ihre Dicke gleich warm ist und das Laminat als Isolation wirkt und keine Energie aufnimmt. Diese Annahme ist notwendig, um eine analytische Berechnung des Abkühlvorgangs zu ermöglichen, und zulässig, da das Polymer nur in der Fügezone geschmolzen wird, wozu eine sehr geringe Energiemenge ausreicht. Auch die Wärmeleitung in die nicht erwärmten Teile der Stahlplatte  $Q_{L,t}$  wird hier vereinfacht abgebildet. Es wird nur ein Ausschnitt betrachtet, dessen Breite der Länge des Induktors entspricht.

$$Q_{L,t} = l_{Ind} \cdot d \cdot \frac{l_L}{\kappa} \cdot (T_t - T_R) \cdot \Delta t \quad (10)$$

Zu den bereits bekannten Größen kommen hier noch die Länge des betrachteten Ausschnitts  $l_L = 91 \text{ mm}$  und die Wärmeleitfähigkeit des DC01  $\kappa = 50 \frac{\text{W}}{\text{K}\cdot\text{m}^2}$  hinzu. Darüber hinaus wird die aktuell herrschende Temperatur  $T_t$  nach jedem Zeitschritt folgendermaßen neu berechnet.

$$T_t = \frac{Q_t}{b_{Ind} \cdot l_{Ind} \cdot d \cdot \rho \cdot c_p} + T_S \quad (11)$$

Zu ihrer Berechnung muss außerdem die noch im Stahl enthaltene Energie  $Q_t$  bekannt sein.

$$Q_t = Q_{t-\Delta t} - (Q_{K,t-\Delta t} + Q_{L,t-\Delta t}) \quad (12)$$

Dazu wird von der Energie der vorherigen Zeiteinheit  $Q_{t-\Delta t}$  der während  $\Delta T$  stattfindende Energieverlust ( $Q_{K,t-\Delta t} + Q_{L,t-\Delta t}$ ) subtrahiert. Ergebnis all dieser Rechenschritte ist, wie in Abbildung 4.20 zu sehen, die zum Abkühlen um eine vorgegebene Temperaturdifferenz  $\Delta T$  benötigte Zeit.

Einzig unbekannt in dieser Rechnung ist allerdings die Länge des an der Abkühlung beteiligten Ausschnitts  $l_L$ . Sie wurde zuvor mit 91 mm angegeben. Dieser Wert wurde mit Hilfe der Aufheizversuche ermittelt. In allen Berechnungen wurde außerdem bei der zur Abkühlung zur Verfügung stehende Zeit die räumliche Verzögerung des Temperaturmaximums herausgerechnet, so dass nur die Zeit zwischen dem Erreichen der Maximaltemperatur und dem Eintreffen der Rolle berücksichtigt wurde. Mit Hilfe dieser Daten wurde auf die oben beschriebene Weise die Abkühlzeit für beliebig gewählte, neue Parameterkombinationen berechnet. In Abbildung 4.21 ist zu erkennen, dass so relativ gut ein Prozessfenster vorhergesagt werden kann.

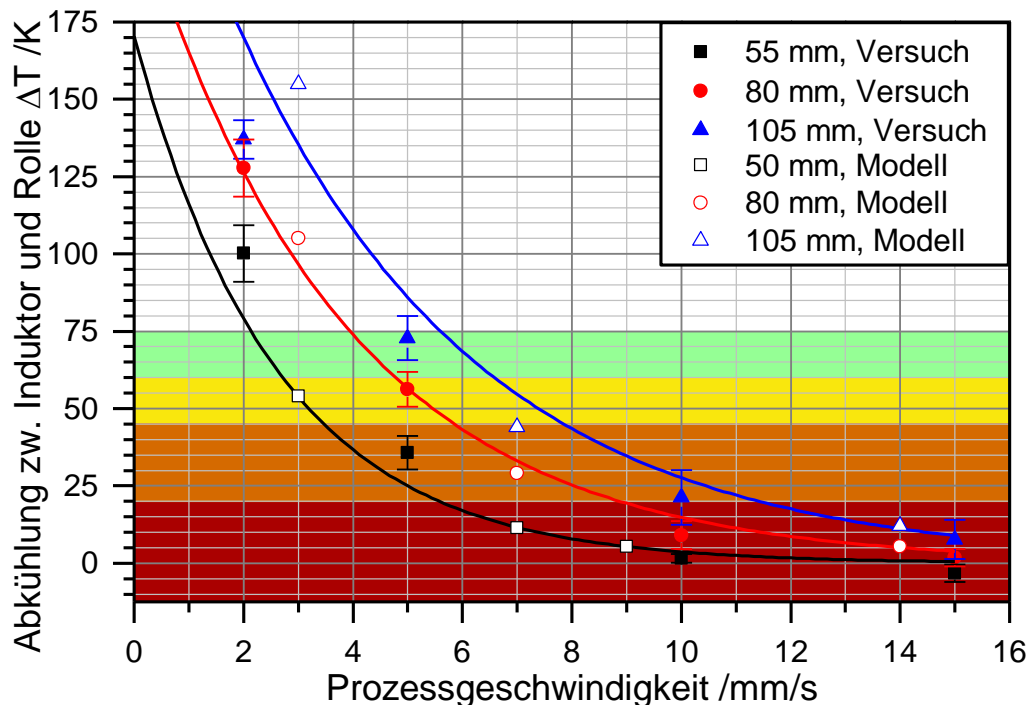


Abbildung 4.21: Vergleich von Versuch und Modell beim kontinuierlichen Induktionsschweißen ohne Kühlung

Bei niedrigen Geschwindigkeiten ist die Übereinstimmung allerdings weniger gut. Das liegt daran, dass hier Wärmeleitungsphänomene deutlich stärker zum Tragen kommen, die im verwendeten Ansatz weitestgehend vernachlässigt werden. Für die Anwendung relevant sind aber ohnehin höhere Prozessgeschwindigkeiten, bei denen das Modell gut mit den Versuchsergebnissen übereinstimmt. Mit Hilfe dieses Ansatzes kann beim kontinuierlichen Schweißen ohne Kühlung mit nur sehr wenigen Versuchen ein Modell zur Vorhersage des Prozessfensters erstellt werden. Immer wenn eine Oberflächenkühlung verwendet wird, ist diese Methode jedoch nicht anwendbar,

da sie die dann relevante Wärmeleitung in Dickenrichtung vernachlässigt. Dies ist bei dem starken Temperaturgradienten, der durch die Kühlung verursacht wird, nicht zulässig. Es handelt sich dann um instationäre Wärmeleitung in drei Dimensionen. Dies ist bis auf einige, hier nicht anwendbare Sonderfälle, analytisch nicht lösbar. Es muss auf die Finite-Elemente-Methode zurückgegriffen werden, welche nicht Gegenstand dieser Arbeit ist.

#### **4.4 Untersuchung des Fügedrucks während des kontinuierlichen Induktionsschweißens**

Der Einfluss des Fügedrucks auf den Fügeprozess, vor allem auf die erzielte Festigkeit, kann nur untersucht werden, wenn er zunächst erfasst wird. Dazu wurden mit einem weiteren Ersatzsystem Druckmessungen in Aufheizversuchen (ohne Schweißen) durchgeführt. Während des kontinuierlichen Induktionsschweißens wird die notwendige Konsolidierungskraft durch eine Rolle auf die Oberseite des oberen Fügepartners aufgebracht. Der Druck in der Fügezone ist dadurch abhängig von den Eigenschaften der zu verschweißenden Materialien und der Bauteilgeometrie. Das zur Messung des Drucks in der Fügezone entwickelte Ersatzsystem, muss daher die Materialeigenschaften während des Schweißprozesses möglichst gut abbilden. Drucksensoren sind dazu nicht geeignet, da es aufgrund ihrer Größe nicht möglich ist eine Druckverteilung in der schmalen Fügezone zu messen. Also wurde die Messfolie Prescale der Firma Fujifilm verwendet. Diese ändert ihre Farbe in Abhängigkeit vom vorliegenden Druck und kann so Druckverteilungen darstellen. Diese Folie wurde allerdings für den Einsatz bei Raumtemperatur entwickelt und musste deshalb während der Aufheizexperimente durch eine Polyimidfolie vor den hohen Temperaturen geschützt werden. In Vorversuchen wurde nachgewiesen, dass dieser Schutz bis 150°C wirksam ist. Das bedeutet, dass GF/PA6 ( $T_s=220\text{ °C}$ ) zur Messung des Fügedrucks nicht verwendet werden konnte. Als Ersatz wurde in einer Presse ein Glasfasergewebe (Köper 2/2, 600 g/m<sup>2</sup>) mit Acrylnitril-Butadien-Styrol (ABS) imprägniert. Das resultierende Laminat hat eine Dicke von 2 mm und eine Faservolumengehalt von ca. 50 % und ähnelt somit dem in dieser Arbeit verwendeten GF/PA6. Das GF/ABS-Laminat erweicht bereits bei 120 °C und bleibt sehr weich, bis es bei 200 °C schmilzt. Es ist somit ein hervorragendes Ersatzmaterial, das Druckmessungen nahezu unter Prozessbedingungen ermöglicht. Abbildung 4.22 zeigt das Ersatzsystem.

Für die kontinuierlichen Aufheizexperimente zur Messung des Fügedrucks wurden die in Tabelle 4.3 aufgelisteten Parametern verwendet.

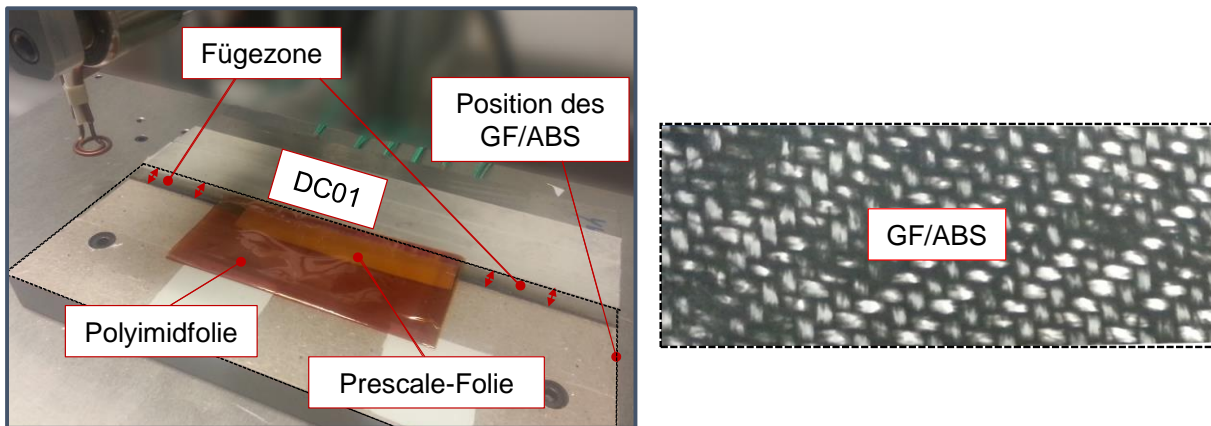


Abbildung 4.22: Ersatzsystem zur Messung des Fügedrucks (links) und GF/ABS-Laminat (rechts)

Um den Einfluss der Position der Stahlplatte auf den Fügedruck zu untersuchen, wurden alle Experimente sowohl mit Stahlplatte auf der Oberseite als auch auf der Unterseite unter dem GF/ABS-Laminat durchgeführt.

Tabelle 4.3: Prozessparameter der kontinuierlichen Aufheizexperimente zur Messung des Fügedrucks unter Verwendung der Messfolie Prescale und GF/ABS

Geschwindigkeit	Abstand Induktor-Rolle	Konsolidierungskraft	Position des DC01	Prescale	Kopplungsabstand
3 mm/s	55 mm	100 N	Unten	LW	8 mm
		200 N	Unten		
		300 N	Unten		
3 mm/s	55 mm	100 N	Oben	LW	8 mm
		200 N	Oben	LLW LLLW	
		300 N	Oben	LW	

Für die Experimente mit DC01 auf der Unterseite wurde Prescale LW mit einem Messbereich von 2,5 MPa bis 10 MPa verwendet. Im Fall des DC01 auf der Oberseite wurden außerdem zwei Folien mit einer höheren Sensitivität eingesetzt, um niedrigere Drücke messen zu können: LLW (Messbereich von 0,5 MPa bis 2,5 MPa) und

LLLW (Messbereich von 0,2 MPa bis 0,6 MPa). Die Solltemperatur des Pyrometers wurde so gewählt, dass in der Fügezone Temperaturen von 120°C bis 140°C erreicht werden.

Da die Prescale-Folie nicht für die Verwendung bei Temperaturen jenseits der Raumtemperatur spezifiziert ist, musste sie zunächst kalibriert werden. Die Kalibrierung wurde mit Hilfe einer Zwick Universalprüfmaschine durchgeführt. Dazu wurde ein Stück Folie zwischen zwei Scheiben (Höhe: 20,93 mm, Durchmesser: 40,3 mm) aus Polyoxymethylen (POM) gelegt und eine definierte Kraft auf die obere Scheibe aufgebracht. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 4.23 schematisch dargestellt. Der gesamte Aufbau wurde in einer Temperierkammer auf 110 °C, 120 °C, 130 °C und 140 °C erwärmt. Die dabei erzeugte Verfärbung der Folie wurde in einem Bildbearbeitungsprogramm zu einer neuen Skala verarbeitet.

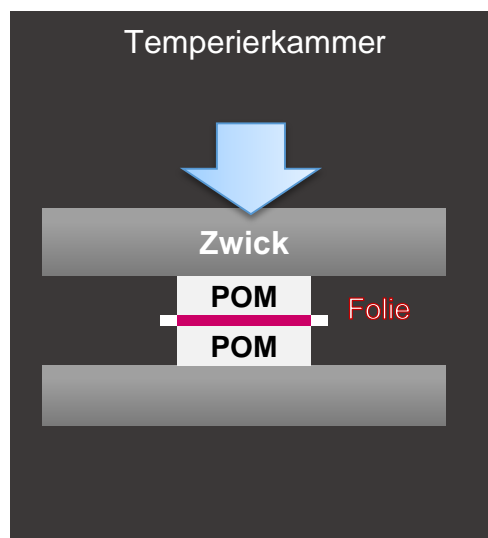


Abbildung 4.23: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Kalibrierung der Prescale-Folie

Abbildung 4.24 zeigt das Ergebnis der Kalibrierung. Es wurde für jeden Druck Mittelwert der Farbwerte aller vier Temperaturen bestimmt. Eine Differenzierung findet nicht statt, da in der Fügezone Temperaturen zwischen 110 °C und 140 °C vorliegen, ihre Verteilung aber nicht bekannt ist. Die neue Farbskala wurde zur Auswertung der Aufheizexperimente verwendet.

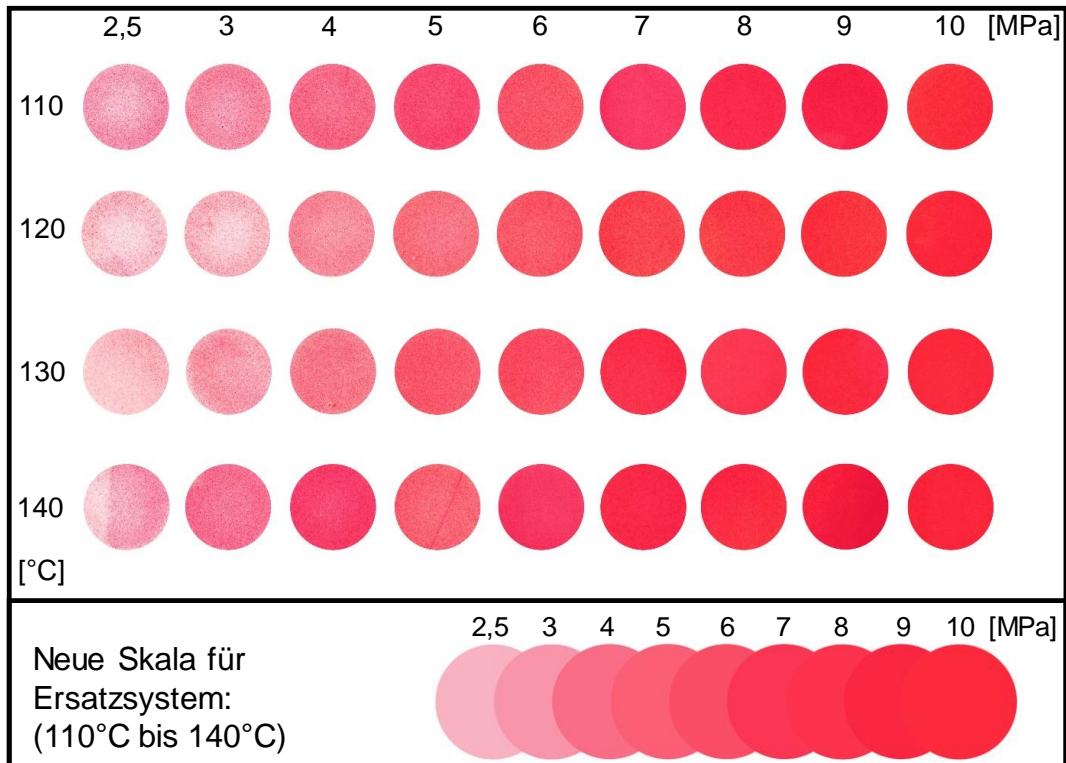


Abbildung 4.24: Neu kalibrierte Farbskala für das Ersatzsystem zur Druckmessung

Die Ergebnisse der Versuche, bei denen das DC01 unter dem Laminat lag, sind in Abbildung 4.25 zu sehen.

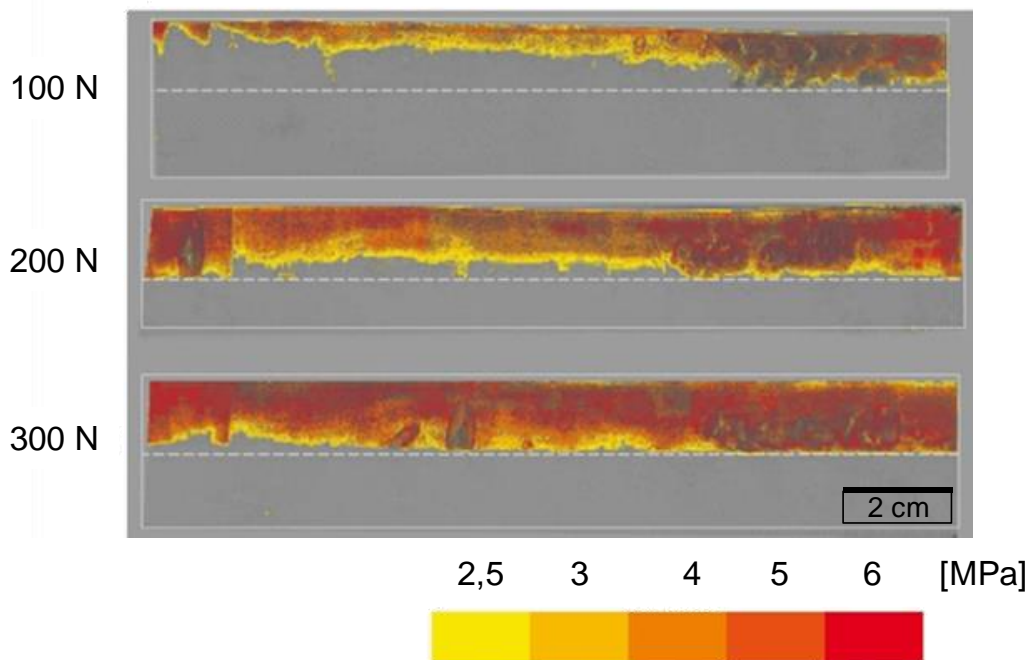


Abbildung 4.25: Druckverteilung während des kontinuierlichen Induktionsschweißens mit DC01 auf der Unterseite

Der Druck in der Fügezone nimmt mit steigender Konsolidierungskraft zu. Obwohl die Verteilung bei 100 N sehr ungleichmäßig erscheint, kann davon ausgegangen werden, dass der Druck in der ganzen Fügezone ausreichend hoch ist. Die Folie erfasst nur Drücke ab 2,5 MPa; die Vorversuche (siehe 3.5) haben aber gezeigt, dass auch wesentliche geringere Drücke durchaus ausreichen. Diese hohen Drücke von bis zu 6 MPa können aufgrund des sehr weichen GF/ABS-Laminats erreicht werden, welches die aufgebrachte Kraft nur auf eine sehr kleine Fläche verteilt, was dann lokal zu hohen Drücken führt

Im Gegensatz dazu war es nicht möglich einen Druck zu messen, wenn die Stahlplatte auf der Oberseite liegt, obwohl Prescale-Folie mit einer Sensitivität von bis zu 0,2 MPa benutzt wurde. Das bedeutet, dass der Druck in der Fügezone immer unter 0,2 MPa lag. Diese Beobachtung kann durch eine einfache Rechnung bestätigt werden: Wenn die Stahlplatte die aufgebrachte Kraft auf die gesamte Prescale-Folie in der Fügezone (140 mm x 12,5 mm ) verteilt, dann werden die folgenden Drücke erreicht.

$$p = F/A \quad (13)$$

mit  $A = 140 \text{ mm} \cdot 12,5 \text{ mm} = 1750 \text{ mm}^2$  und  $F = 100 \text{ N}, 200 \text{ N}, 300 \text{ N}$ .

- $p(100\text{N}) = 0,06 \text{ MPa}$
- $p(200\text{N}) = 0,12 \text{ MPa}$
- $p(300\text{N}) = 0,18 \text{ MPa}$

Das Messergebnis und die Rechnung zeigt, dass die Stahlplatte wohl während des Fügeprozess immer Kontakt zur gesamten Fügezone hat. Dieses Ergebnis erklärt auch, warum die Fügefestigkeiten in 4.3 auch bei nicht optimaler Abkühlung bis zum Eintreffen der Rolle trotzdem gut sind.

Der Einfluss der Konsolidierungskraft auf die Fügefestigkeit wurde bestimmt, indem Zugscherproben aus GF/PA6 und DC01 geschweißt wurden. Beide Fügepartner waren 300 mm lang, 100 mm breit und 2 mm dick, die DC01-Proben wurde druckluftgestrahlt, die Oberfläche des GF/PA6 mit Aceton entfettet. Anschließend wurden die Proben ohne Kühlung kontinuierlich mit Hilfe eines Pfannkucheninduktors geschweißt. Die Überlapplänge betrug 12,5 mm in Anlehnung an DIN EN 1465. Die Solltemperatur des Pyrometers wurde so eingestellt, dass Temperaturen zwischen



250°C und 290°C in der Fügezone erreicht wurden. Die verwendeten Prozessparameter sind in Tabelle 4.4 aufgelistet.

Tabelle 4.4: Prozessparameter der Schweißversuche mit variierender Konsolidierungskraft (GF/PA6 und DC01)

Geschwindigkeit	Abstand Induktor-Rolle	Konsolidierungskraft	Position des DC01	Solltemperatur Pyrometer	Kopplungsabstand	Vorbehandlung
		100 N	Unten			
3 mm/s	55 mm	200 N	Unten	220 °C	6,5 mm	
		300 N	Unten			Standard (DLS und entfettet)
		100 N	Oben			
3 mm/s	76,5 mm	200 N	Oben	250 °C	6,5 mm	
		300 N	Oben			

Aus den in den Schweißversuchen hergestellten Proben wurden je fünf Zugscherproben in Anlehnung an DIN EN 1465 (187,5 mm x 25 mm, Überlapp: 12,5 mm, in Anlehnung an DIN EN 146) entnommen und deren Zugscherfestigkeit mit Universalprüfmaschine mit der folgenden Konfiguration bestimmt:

- 250 kN-Kraftmessdose mit hydraulischen Spannbacken
- Freie Länge: 112,5 mm
- Prüfgeschwindigkeit: 1 mm/s.

Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.26 (DC01 unter dem Laminat) und in Abbildung 4.27 (DC01 auf dem Laminat) dargestellt.

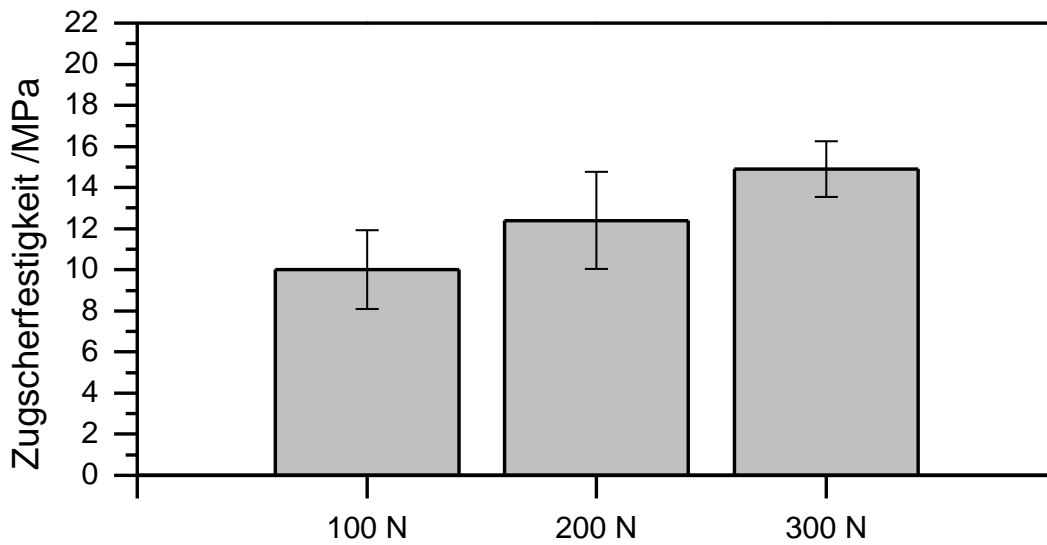


Abbildung 4.26: Zusammenhang zwischen Fügedruck und Zugscherfestigkeit, wenn sich das DC01 unter dem GF/PA6-Laminat befindet

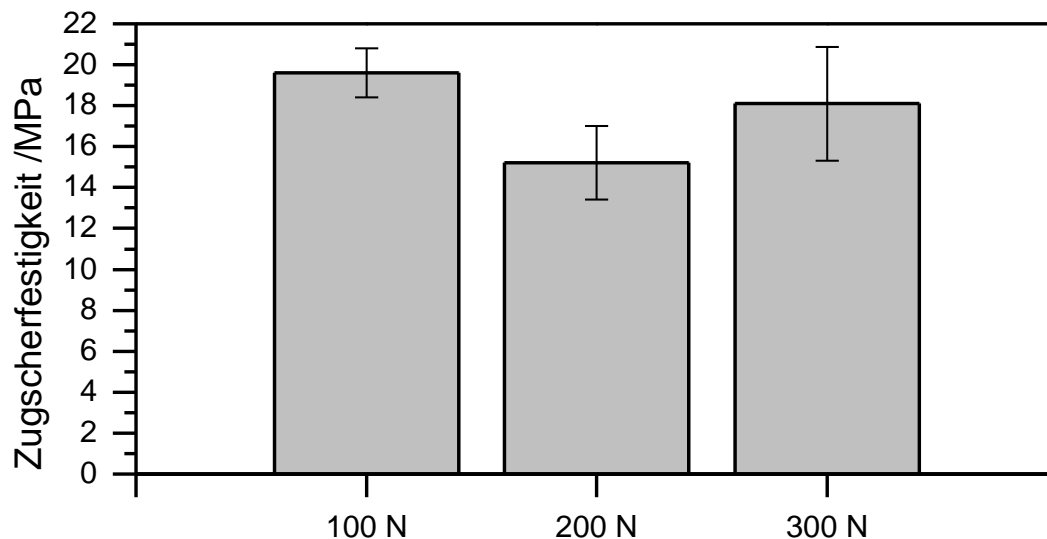


Abbildung 4.27: Zusammenhang zwischen Fügedruck und Zugscherfestigkeit, wenn sich das DC01 über dem GF/PA6-Laminat befindet

Während die Zugscherfestigkeit mit steigendem Druck zunimmt, wenn sich die Stahlplatte unter dem GF/PA6-Laminat befindet, kann dieser Zusammenhang nicht festgestellt werden, wenn sich die Stahlplatte auf der Oberseite befindet. Die Ergebnisse ähneln vielmehr den Ergebnissen, die in der Laborpresse erzielt wurden (siehe 3.5). Außerdem kann man sehen, dass die Proben eine deutlich höhere Zugscherfestigkeit aufweisen, wenn sich die Stahlplatte auf der Oberseite befindet. Dennoch zeigen Schlifffbilder keine signifikanten Unterschiede, die mit der Position des DC01 in Verbindung gebracht werden können, außer dass Proben mit DC01 auf der Ober-

seite ein wenig dünner sind. Das kann auf einen stärkeren Polymerausfluss hindeuten, der auch bei Betrachtung der Proben zu erkennen ist. Schliffbilder für zwei Proben, die bei 300 N geschweißt wurden, sind in Abbildung 4.28 zu sehen.

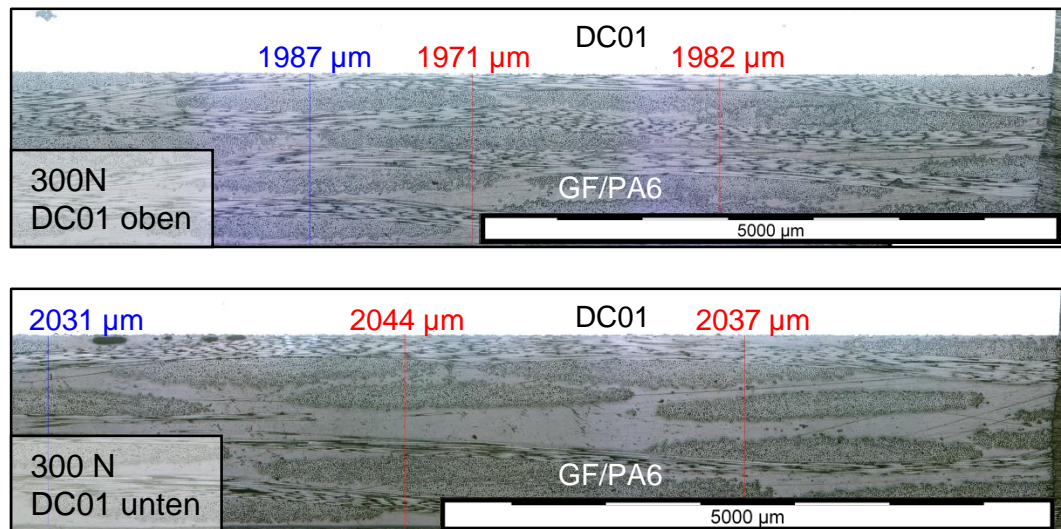


Abbildung 4.28: Schliffbilder von zwei Proben, die mittels kontinuierlichem Schweißen bei einem Fügedruck von 300 N hergestellt wurden

Diese Ergebnisse zeigen, dass der Fügedruck selbst kein dominanter Prozessparameter ist. So lange ein ausreichend hoher Druck zur Benetzung der Stahloberfläche und zum Unterbinden der Dekonsolidierung vorhanden ist, sind andere Effekte, die durch die veränderte Position der Stahlplatte entstehen, wichtiger. Wenn sich die Stahlplatte auf der Oberfläche befindet, ist sie dank ihrer hohen Steifigkeit während des ganzen Fügeprozesses über die gesamte Fügezone mit dem Polymer in Kontakt. Das führt zu einer längeren Verweildauer oberhalb der Schmelztemperatur und somit zu stärkerem Polymerfluss bzw. einem größeren Schweißweg, der nach 3.6 mit der Festigkeit zusammenhängt. Wenn dagegen das GF/PA6-Laminat auf der Oberseite liegt, biegt es sich vor der Rolle nach oben, so dass die Kontaktzeit mit der Stahloberfläche wesentlich kürzer ist, somit der Schweißweg geringer und die Benetzung schlechter werden. Also ist es bezüglich des Druckes vorteilhaft, wenn sich die Stahlplatte auf der Oberseite befindet. In 4.2 wurde ermittelt, dass es für die Temperaturverteilung in der Fügezone ebenfalls von Vorteil ist, die Stahlplatte oben zu positionieren. Somit können beide Effekte gleichzeitig ausgenutzt werden.

#### 4.5 Zusammenfassung der Optimierung des kontinuierlichen Induktionsschweißens

In den vorangegangenen Versuchsreihen zum kontinuierlichen Schweißen konnte der Prozess mit Hilfe von Ersatzsystemen optimiert werden. Die wichtigsten Erfolge sind:

- Mit dem Ersatzsystem zur Temperaturmessung und der Konzeption der Aufheizversuche steht eine Methode zur Verfügung, mit der experimentell ein Prozessfenster ermittelt und der Prozess optimiert werden kann. Sie umfasst außerdem ein Modell zur Berechnung des Prozessfensters beim Schweißen ohne Kühlung.
- Es wurde gezeigt, dass eine homogene Temperaturverteilung in der Fügezone erreicht werden kann, wenn ein geeigneter Induktor (linienförmiger Induktor mit Feldformer), eine günstige Position der Druckluftdüse zur Kühlung (an der Rolle) und ein optimierter Verlauf des Stroms am Induktor verwendet werden.
- Die Annahme, dass der Fügedruck selbst die Festigkeit nicht beeinflusst, konnte bestätigt werden. Außerdem wurde ein System entwickelt, um Druckverläufe in der relativ schmalen Fügezone messen zu können.
- Es konnte gezeigt werden, dass die Wahl der richtigen Stapelfolge den Prozess positiv beeinflusst. Zum einen ist die Temperaturverteilung homogener, wenn sich die Stahlplatte auf der Oberseite befindet. Zum anderen kann die oberliegende Stahlplatte den Fügedruck sehr gleichmäßig auf die Fügezone verteilen, so dass das Erstarren des Polymers nicht direkt unter der Rolle stattfinden muss und das Prozessfenster größer wird.
- Die Prozessgeschwindigkeit konnte mit Hilfe der Kühlung ohne Festigkeitseinbußen auf über 1 m/min (16,67 mm/s) erhöht werden. So gewinnt das kontinuierliche Schweißen deutlich an Attraktivität für die industrielle Anwendung.

## 5 Entwicklung eines weggeregelten, diskontinuierlichen Schweißprozesses

Bisher werden Induktionsschweißprozesse über die Oberflächentemperatur des Bauteils geregelt. Diese Vorgehensweise hat allerdings den Nachteil, dass nur sehr ungenau Rückschlüsse von der Oberflächentemperatur auf die eigentlich relevante Temperatur in der Fügezone gezogen werden können. Daher sind oft viele Vorversuche notwendig, um den Schweißprozess hinsichtlich der optimalen Füge­temperatur einzustellen. Das führt auch dazu, dass nicht sichergestellt werden kann, dass alle Bauteile unter den gleichen Bedingungen geschweißt werden. Aus diesen Gründen wird hier ein neuer Ansatz vorgestellt, nämlich eine Prozessregelung mit Hilfe des Schweißwegs.

### 5.1 Angepasster Versuchsaufbau

Der bereits zum kontinuierlichen Schweißen verwendete Prüfstand (siehe 4.1) wurde so umgerüstet, dass er zum weggeregelten Schweißen genutzt werden kann. Dazu wurde ein Pfannkucheninduktor in den Stempel integriert und der Druckzylinder um einen Wegsensor und eine Bremse erweitert. Der modifizierte Aufbau ist in Abbildung 5.1 dargestellt.

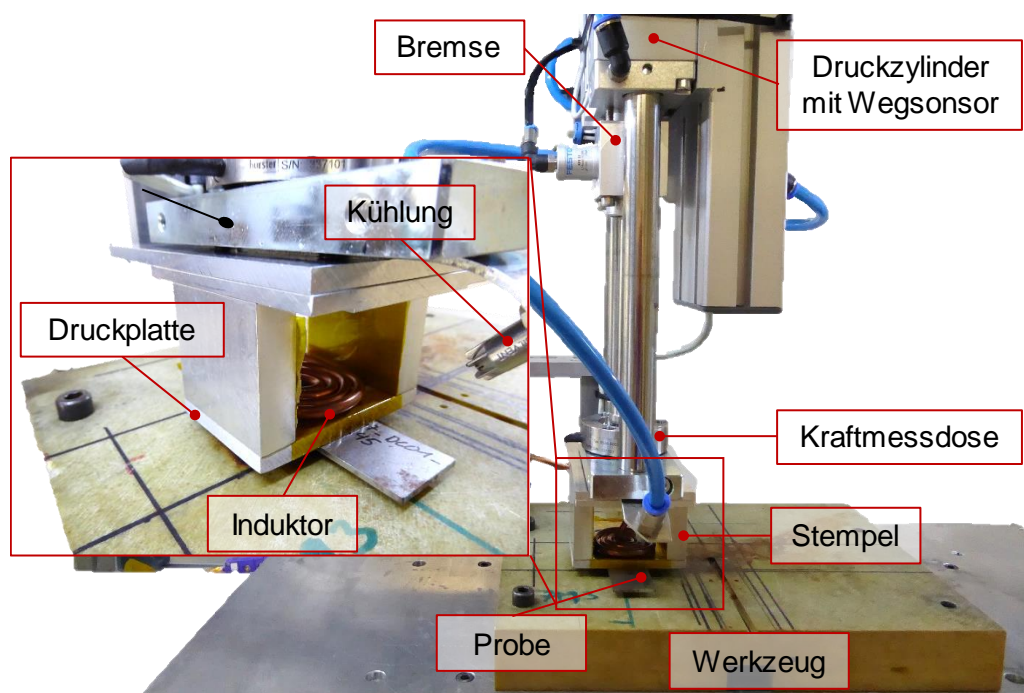


Abbildung 5.1: Versuchsaufbau zum weggeregelten Schweißen

Der Stempel besteht aus zwei Aluminiumseitenteilen und einer Druckplatte aus Faserzement (K-Therm® AS 600 M) auf der Unterseite. Über eine Aluminiumdeckplatte ist der Stempel mit dem Druckzylinder verschraubt. Im Innenraum des Stempels befindet sich der Induktor. Eine Druckluftdüse bläst zur Kühlung bei Bedarf Luft auf die Oberseite der Druckplatte. Im Zentrum der Druckplatte wird ein Thermoelement (Typ E) durch eine Bohrung auf die Unterseite der Platte geführt. So kann die Temperatur auf der Oberseite des oberen, metallischen Bauteils gemessen werden. Daher befindet sich in allen folgenden Versuchen der metallische Fügepartner auf der Oberseite. Zur Messung des Schweißwegs wird ein Sensor genutzt, der den Zylinderhub misst. Bei Erreichen des gewünschten Weges, wird der Kolben durch eine Bremse blockiert.

Vom Benutzer werden zunächst der Ausgangsstrom des Generators, die Anpresskraft, der zu erreichende Schweißweg und eine Maximaltemperatur auf der Oberseite des metallischen Fügepartners vorgegeben. Beim Starten des Prozesses fährt der Stempel herunter und bringt die Anpresskraft auf. Außerdem wird der Induktor mit Strom beaufschlagt und das Metall und somit auch das Polymer werden erwärmt bis der gewünschte Schweißweg erreicht ist und die Bremse den Kolben blockiert. Sollte zuvor die eingestellte Maximaltemperatur erreicht werden, dann hält die Temperaturregelung des Generators diese Temperatur indem der Ausgangsstrom gepulst wird. Anschließend wird der Induktor nach einer definierten Haltezeit ausgeschaltet. Der Zylinder hält weiterhin die Position bis das Bauteil abgekühlt ist. Der Abkühlprozess wird beschleunigt, indem die Druckplatte von ihrer Rückseite mit Druckluft gekühlt wird.

## **5.2 Umsetzung des weggeregelten diskontinuierlichen Schweißprozesses**

Zur Inbetriebnahme dieses neuen Aufbaus wurde zunächst der Einfluss der Prozessparameter Haltezeit, Strom, Anpresskraft und Schweißweg auf die Genauigkeit des erreichten Schweißwegs im Vergleich zum Soll-Schweißweg untersucht. Diese Versuche wurden mit GF/PA6 bzw. GMT und DC01 durchgeführt. Die verwendeten Prozessparameter sind in Tabelle 5.1 aufgelistet.

Tabelle 5.1: Prozessparameter, die bei der Inbetriebnahme des weggeregelten Stempels genutzt wurden

Laminat	Haltezeit in s	Strom in A	Kraft in N	Schweißweg in mm	Vorbe- handlung
<b>GF/PA6</b>	1, 20, 40	6	200	0,4	Standard (DLS und entfettet)
<b>GMT</b>	1, 20, 40	6	200	1	
<b>GF/PA6</b>	1	6, 9	200	0,4	
<b>GMT</b>	1	4, 6, 9	200	1	
<b>GF/PA6</b>	1	6	150, 200, 300	0,4	
<b>GMT</b>	1	4	150, 200, 300	1	
<b>GF/PA6</b>	1	6	300	0,2, 0,4, 0,6	
<b>GMT</b>	1	4	200	0,5, 1, 1,5	

Die Versuche wurden in der Reihenfolge durchgeführt, in der sie hier vorgestellt werden. Das heißt, dass ein Parameter, der sich in einem Schritt als optimal herausgestellt hat, in den folgenden Versuchen genutzt wurde. Dabei wurde für GMT und GF/PA6 prozentual zur Plattendicke die gleichen Schweißwege verwendet.

### Einfluss der Haltezeit

Der Einfluss der Haltezeit ist in Abbildung 5.2 zu sehen.

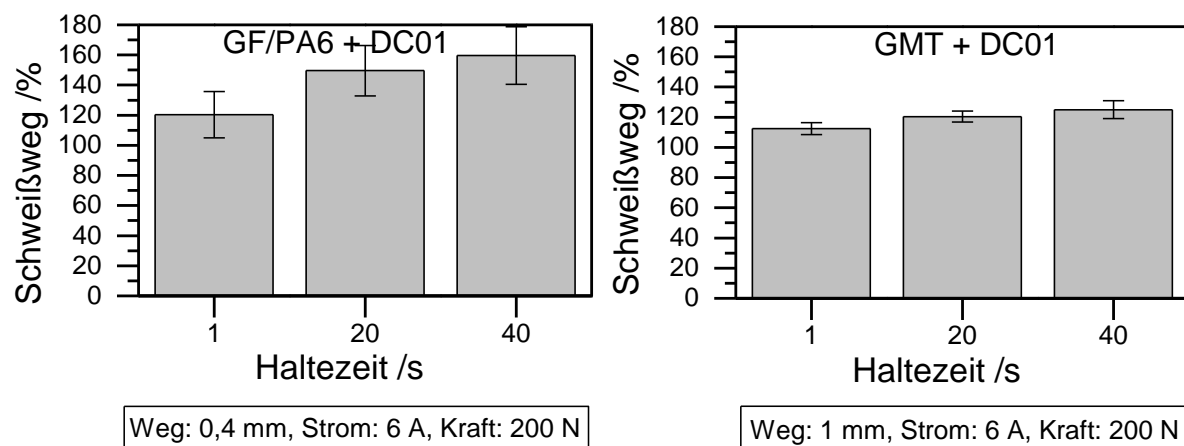


Abbildung 5.2: Einfluss der Haltezeit auf die Genauigkeit des erreichten Schweißwegs

Vor allem bei GF/PA6 nimmt die Genauigkeit mit zunehmender Haltezeit ab. Selbst bei einer Haltezeit von 1 s liegt der erreichte Weg bei beiden ca. 20 % über dem Soll-Weg. Die große Abweichung liegt an der Trägheit des Systems. Es besteht eine gewisse Latenz zwischen der Messung des Soll-Weges durch den Sensor und der Ak-

tivierung der Bremse. Die steigende Abweichung bei höheren Haltezeiten sind darauf zurückzuführen, dass das Polymer in dieser Zeit schmilzt und unkontrolliert aus der Fügezone austreten kann. Dieser Effekt fällt bei GF/PA6 stärker ins Gewicht, da die Soll-Wege kleiner sind und der prozentuale Anteil des Austretenden Polymers somit größer ist. Die Auswirkung der Haltezeit auf das Laminat ist auch in Abbildung 5.3 deutlich zu erkennen.

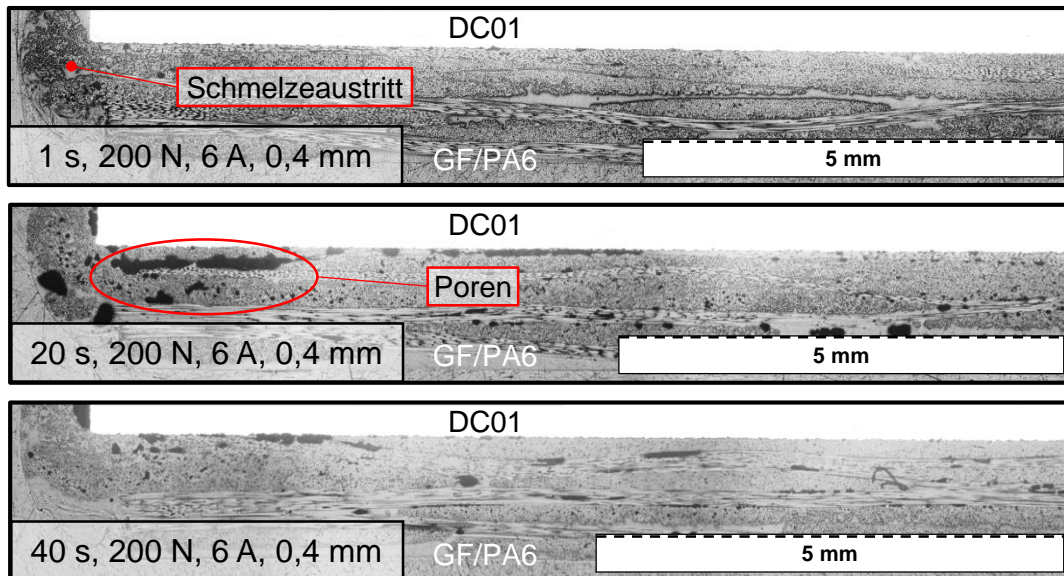


Abbildung 5.3: Schlichtbilder von GF/PA6- DC01-Proben, mit Wegregelung geschweißt, unter Variation der Haltezeit

Während das Laminat nach einer Sekunde Haltezeit noch intakt ist, zeigt sich bei 20 und 40 Sekunden eine Vielzahl von Poren, die auf einen unkontrollierten Prozess hindeuten. Ursächlich dafür ist, dass das geschmolzene Polymer bei längeren Haltezeiten ungehindert aus der Fügezone fließt, der Stempel aber feststeht und sich so der Fügedruck abbaut. Dadurch kann das Laminat dekonsolidieren. Es war nicht möglich, von allen GMT-Proben ebenfalls Schlichte anzufertigen, da sich bei einigen die Verbindung bei der Präparation gelöst hat. In den folgenden Versuchen wurde sowohl für GF/PA6 als auch für GMT eine Haltezeit von 1 s verwendet.

#### Einfluss des Ausgangsstroms des Generators

Als nächster Parameter wurde der Ausgangsstrom des Generators betrachtet. Abbildung 5.4 zeigt seine Auswirkung auf die Genauigkeit des Schweißwegs, wobei bei GF/PA6 mit einem Strom von 4 A nicht die notwendige Erwärmung erzeugt werden konnte.



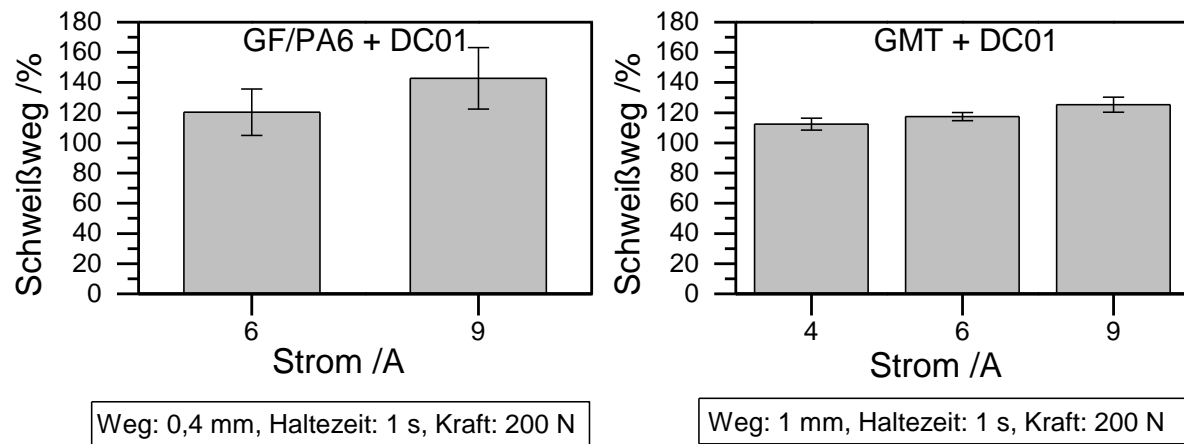


Abbildung 5.4: Einfluss des Stroms auf die Genauigkeit des erreichten Schweißwegs  
 Auch hier liegt die systembedingte Mindestabweichung wieder bei ca. 20 %. Ein höherer Strom verursacht bei beiden Materialien eine steigende Abweichung. Ursache dafür ist die höhere Aufheizgeschwindigkeit. Dadurch fällt die Trägheit des Systems stärker ins Gewicht. Darüber hinaus kommt es durch den weniger kontrollierten Prozess zu stärkerem Polymerfluss mit Porenbildung, wie in Abbildung 5.5 zu sehen ist.

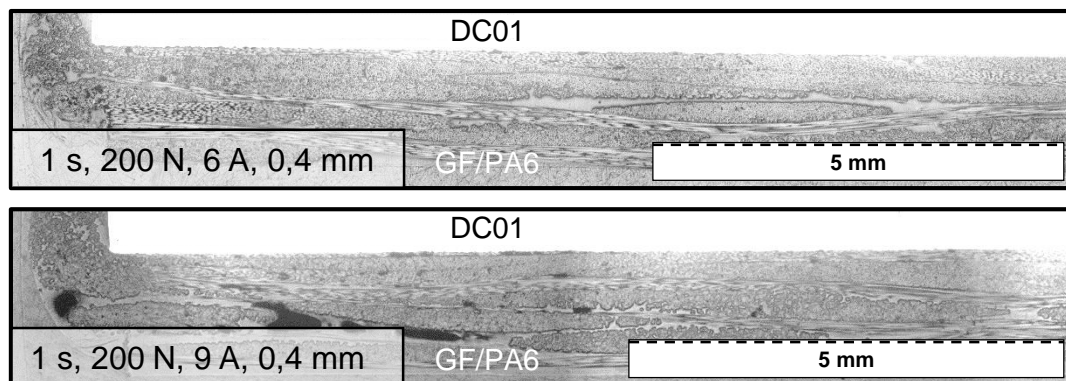


Abbildung 5.5: Schliffbilder von GF/PA6-DC01-Proben, mit Wegregelung geschweißt, unter Variation des Stroms

Die in Abbildung 5.6 dargestellten Schliffe von GMT und DC01 weisen im Gegensatz dazu keine nennenswerten Unterschiede auf. Die sehr großen Poren im GMT sind nicht durch den Schweißprozess entstanden, sondern typisch für isochor hergestellte GMT-Halbzeuge und schon im Ausgangsmaterial vorhanden.

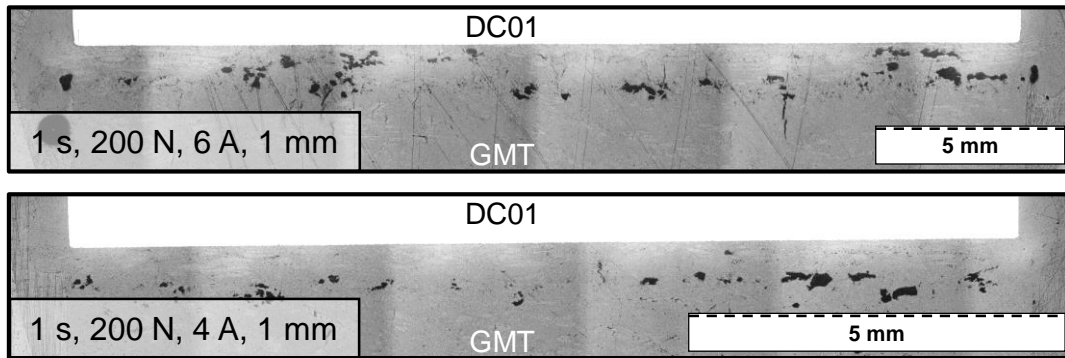


Abbildung 5.6: Schliffbilder von GMT/PA6- DC01-Proben, mit Wegregelung geschweißt, unter Variation des Stroms

In den folgenden Versuchen wurde bei GF/PA6 ein Strom von 6 A und bei GMT ein Strom von 4 A verwendet.

#### Einfluss der Anpresskraft

Im Anschluss an den Strom wurde die Auswirkung der Anpresskraft untersucht. Ihren Einfluss auf die Genauigkeit zeigt Abbildung 5.7.

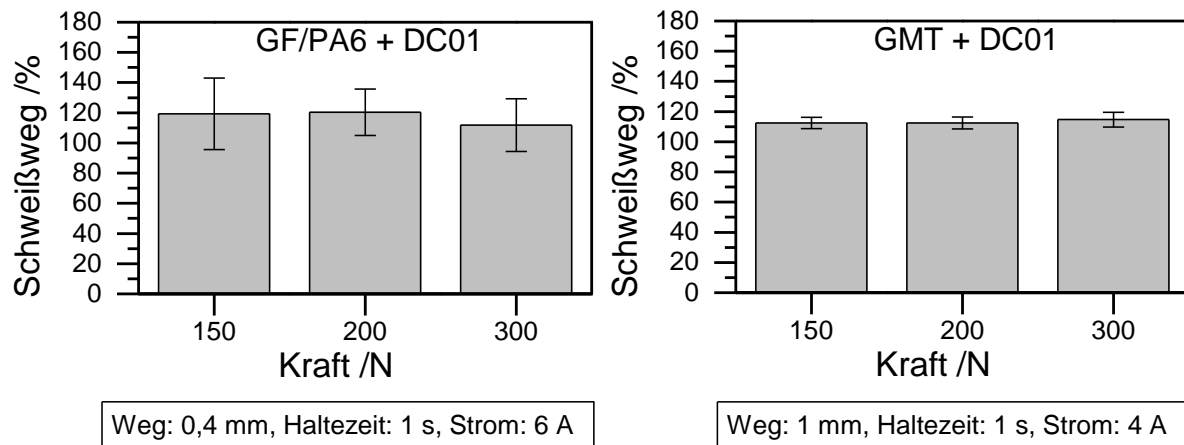


Abbildung 5.7: Einfluss der Anpresskraft auf die Genauigkeit des erreichten Schweißwegs

Generell hat die Kraft keine großen Auswirkungen auf die Genauigkeit. Dies wird auch durch die Schliffe von GF/PA6 und DC01 in Abbildung 5.8 bestätigt, die alle ein intaktes Laminat zeigen. Im Fall von GMT ist in Abbildung 5.9 zu erkennen, dass eine Erhöhung der Anpresskraft zu einer Verkleinerung der bereits im Laminat vorhandenen Poren zu führen scheint.

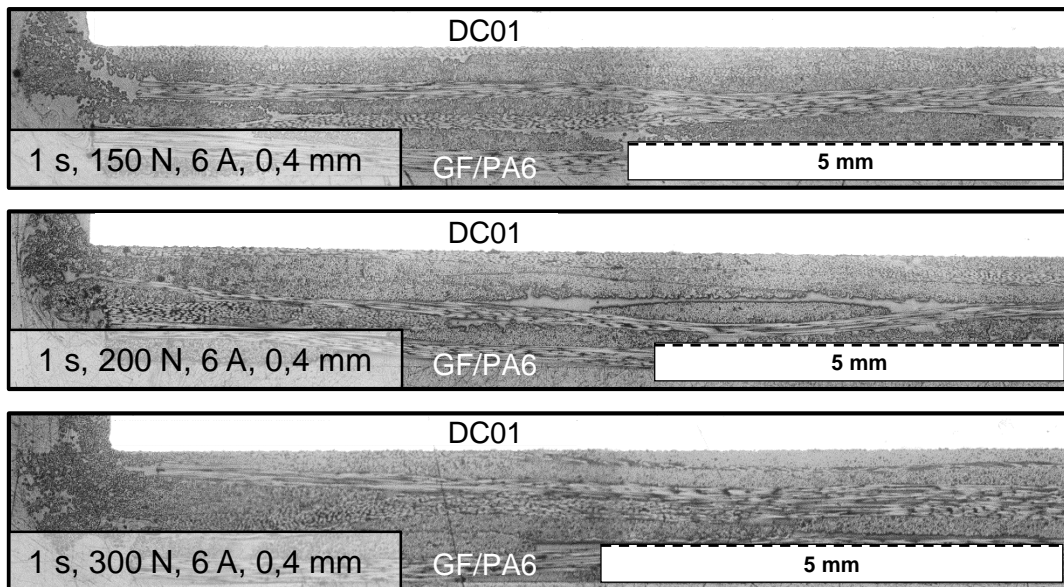


Abbildung 5.8: Schliffbilder von GF/PA6- DC01-Proben, mit Wegregelung geschweißt, unter Variation der Anpresskraft

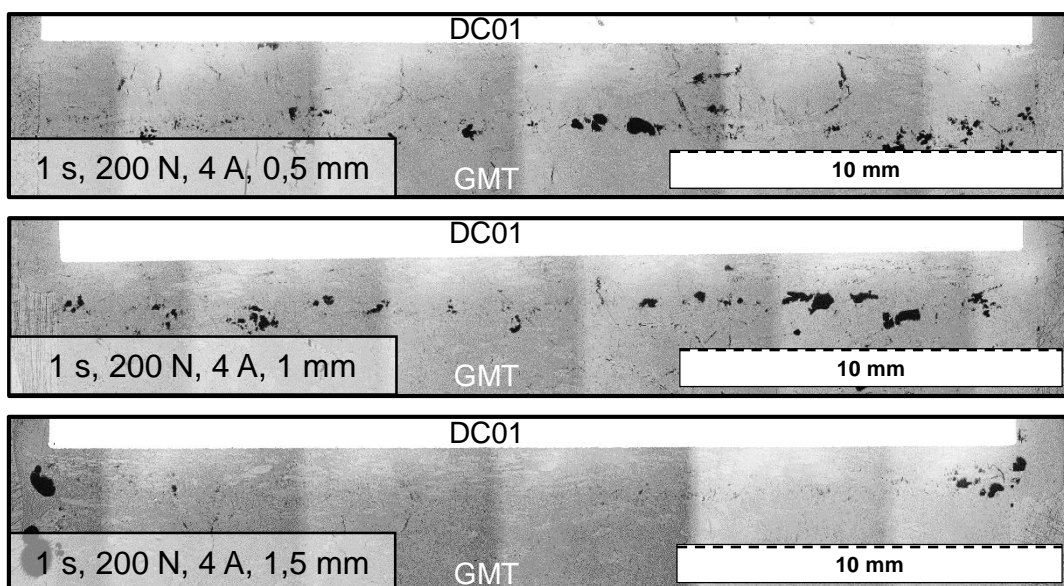


Abbildung 5.9: Schliffbilder von GMT- DC01-Proben, mit Wegregelung geschweißt, unter Variation der Anpresskraft

In den folgenden Versuchen wurde bei GF/PA6 eine Kraft von 300 N und bei GMT eine Kraft von 200 N verwendet.

#### Einfluss des vorgegebenen Schweißwegs

Abschließend wird in Abbildung 5.10 dargestellt, wie sich der gewählte Schweißweg selbst auf die Genauigkeit auswirkt. Bei beiden Materialien ist zu beobachten, dass die Genauigkeit mit zunehmendem Weg steigt. Es ist davon auszugehen, dass sich

die durch die systemimmanente Trägheit erzeugte Abweichung bei größeren Wegen anteilig weniger stark auswirkt.

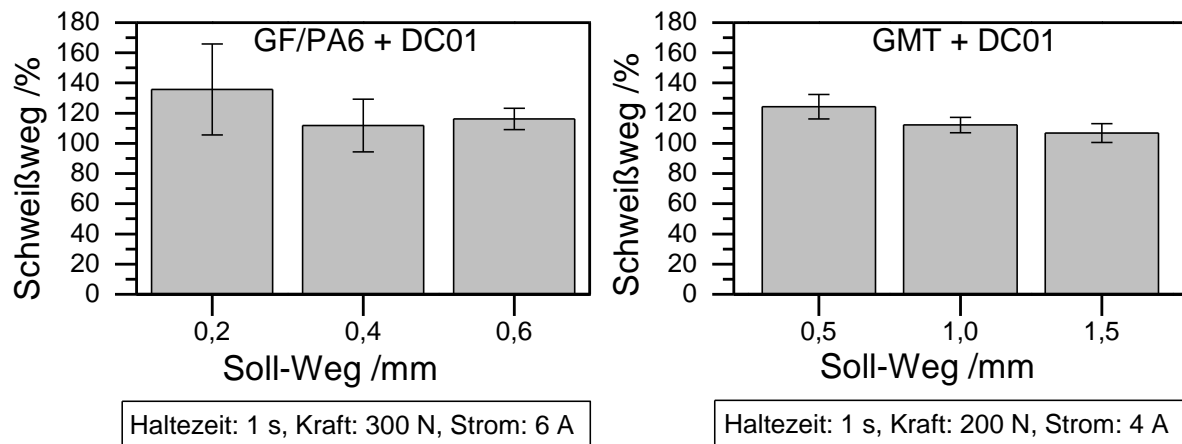


Abbildung 5.10: Einfluss des vorgegebenen Soll-Wegs auf die Genauigkeit des erreichten Schweißwegs

In Abbildung 5.11 ist zu sehen, dass bei GF/PA6 und DC01 der Polymerausfluss mit steigendem Schweißweg zunimmt und die Laminatqualität in allen drei Fällen gut ist. Das liegt sicherlich auch daran, dass der Prozess an diesem Punkt schon weitestgehend optimiert ist.

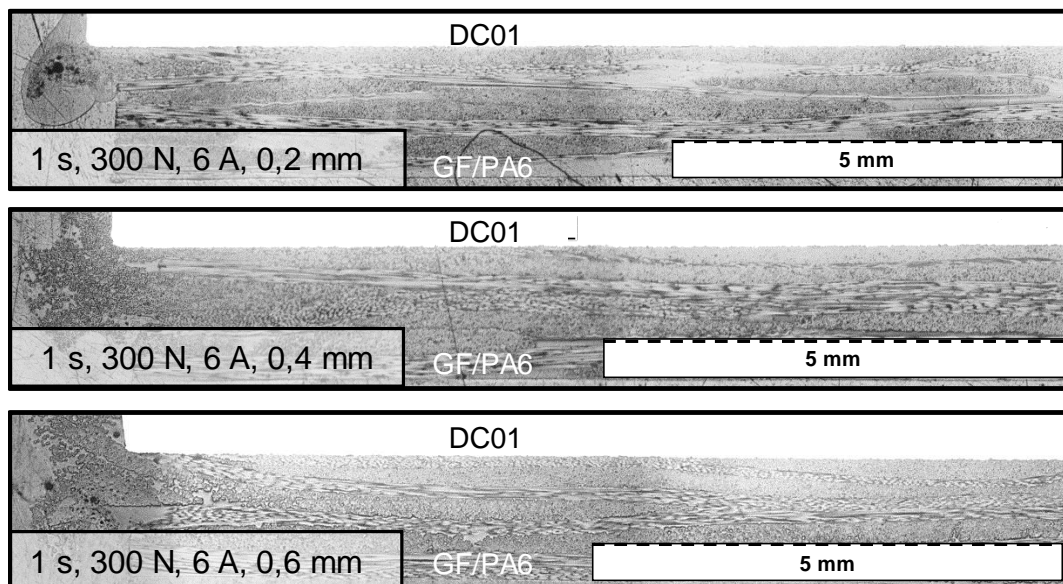


Abbildung 5.11: Schlibfbilder von GF/PA6- DC01-Proben, mit Wegregelung geschweißt, unter Variation des Schweißwegs

Bei GMT und DC01 verbessert sich die Laminatqualität deutlich mit zunehmendem Weg. In Abbildung 5.12 ist zu erkennen, dass das Laminat bei einem Schweißweg von 1,5 mm nahezu porenfrei ist.

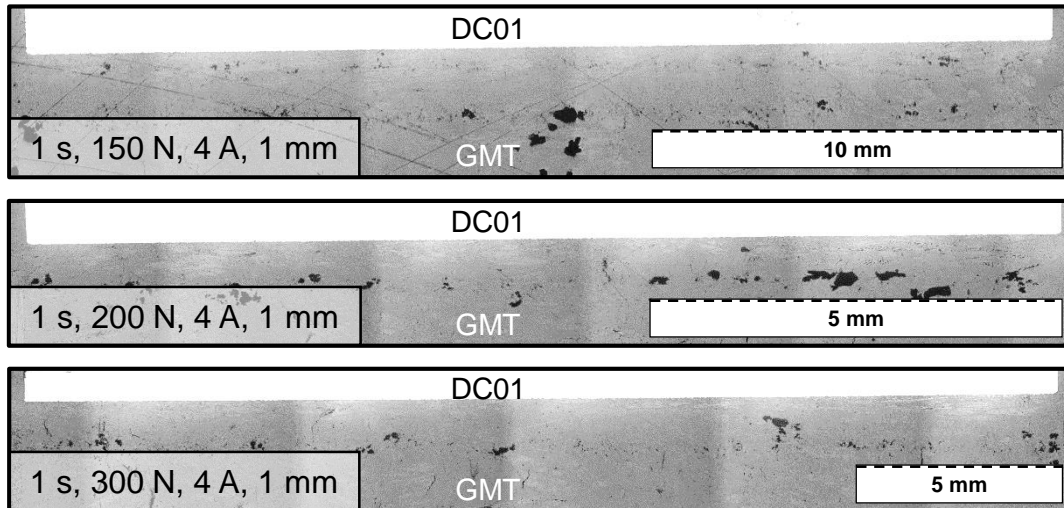


Abbildung 5.12: Schlifffelder von GMT- DC01-Proben, mit Wegregelung geschweißt, unter Variation des Schweißwegs

Abschließend fasst Tabelle 5.2 zusammen, in welcher Weise die Parameter Haltezeit, Strom, Kraft und Soll-Weg die Genauigkeit der Wegregelung beeinflussen.

Tabelle 5.2: Einfluss der Parameter Haltezeit, Strom, Kraft und Soll-Weg auf die Genauigkeit der Wegregelung

<i>Genauigkeit bei:</i>	<i>Haltezeit</i> ↑	<i>Strom</i> ↑	<i>Kraft</i> ↑	<i>Soll-Weg</i> ↑
<i>GF/PA6</i>	↓	↓	↑	↓
<i>GMT</i>	↓	↓	↓	↓

Die Minimierung der Abweichung des erzielten Schweißwegs vom voreingestellten Weg ist Teil der Prozessoptimierung, hat aber keine direkte Auswirkung auf die Zug-scherfestigkeit. Jedoch wurden die optimierten Prozessparameter genutzt, um den Einfluss des Weges auf die Zug-scherfestigkeit präzise zu ermitteln. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.13 dargestellt.

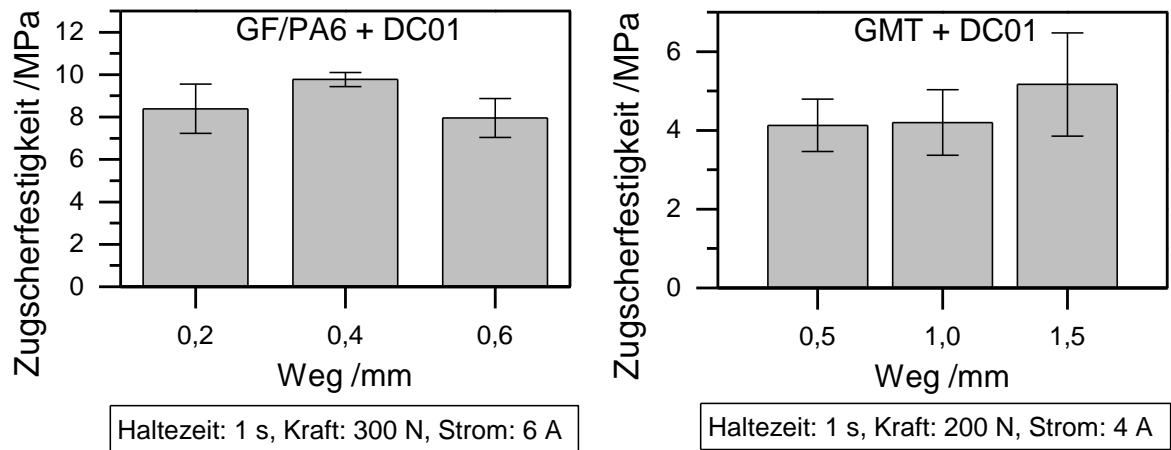


Abbildung 5.13: Einfluss des Schweißweges auf die Zugscherfestigkeit

Bei GF/PA6 ist ein mittlerer Schweißweg optimal, da zu große Schweißwege zu einer Beeinträchtigung des Laminats führen. Bei GMT dagegen wird die Laminatqualität durch den großen Schweißweg verbessert, da die Poren im Material eliminiert werden, und so steigt auch die Festigkeit an.

Die Versuche zur Prozessoptimierung konnten außerdem genutzt werden, um beim diskontinuierlichen Schweißen den Einfluss der Haltezeit und der Anpresskraft auf die Festigkeit zu bestimmen. So können zum einen die Vorversuche in der Laborpresse zum Fügedruck validiert werden. Zum anderen kann der Einfluss der Haltezeit untersucht werden, was aus technischen Gründen in der Laborpresse nicht möglich war.

In Abbildung 5.14 wird der Einfluss der Haltezeit auf die Zugscherfestigkeit dargestellt.

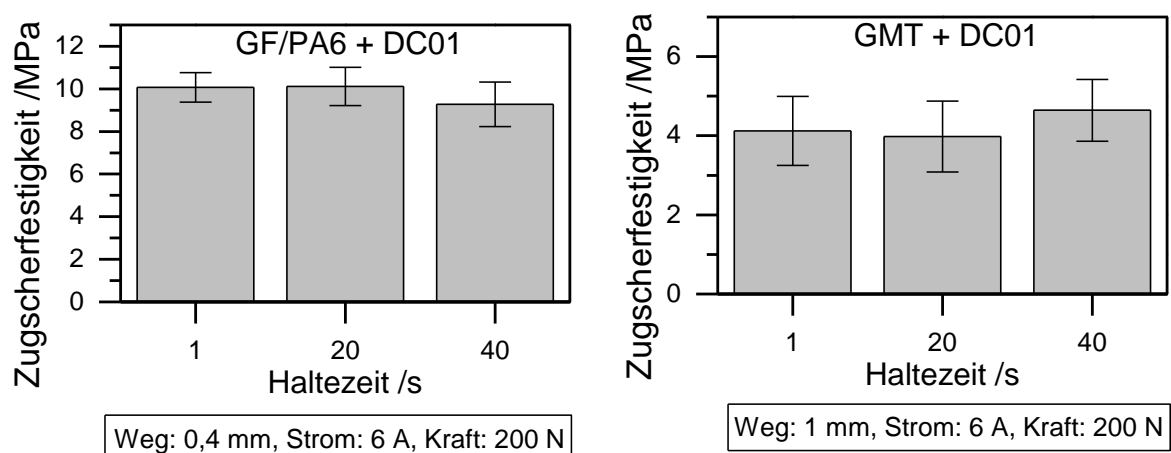


Abbildung 5.14: Einfluss der Haltezeit auf die Zugscherfestigkeit

Im Fall von GF/PA6 sinkt die Zugscherfestigkeit bei einer Haltezeit von 40 s um 8 % ab. Das wird durch exzessiven Polymerausfluss verursacht, der auch zu starker Porenbildung in der Fügezone führt. In den zugehörigen Schliffen in Abbildung 5.3 ist bereits ab 20 s eine deutliche Verschlechterung der Laminatqualität zu beobachten. Daher sollten kurze Haltezeiten gewählt werden. Im Fall von GMT steigt die Festigkeit bei 40 s um 16 % an. Hier ist die Veränderung jedoch so schwach, dass kein eindeutiger Zusammenhang festgestellt werden kann.

Auch die Anpresskraft beeinflusst die Zugscherfestigkeit nur marginal, wie in Abbildung 5.15 zu sehen. Diese Beobachtung bestätigt die Vorversuche aus 3.5, da dort auch kein Zusammenhang zwischen Fügedruck und Festigkeit festgestellt werden konnte.

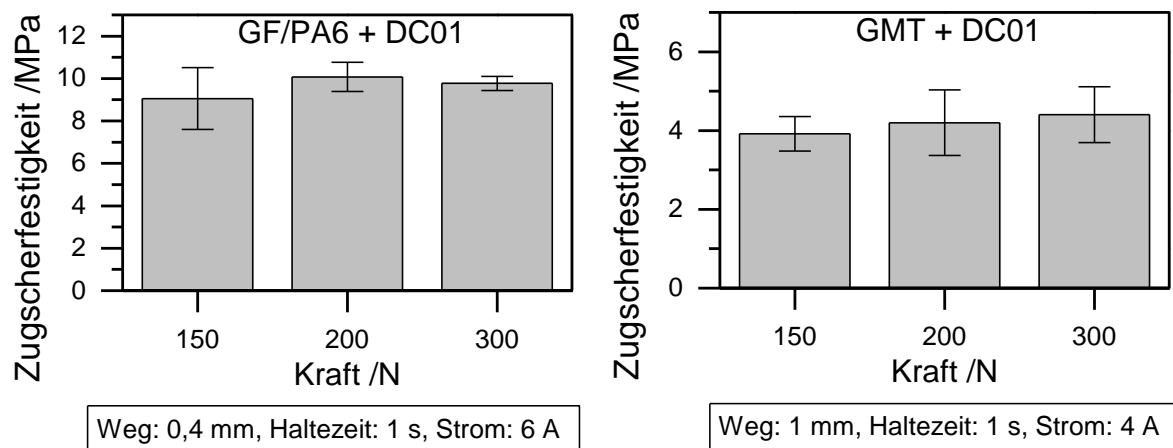


Abbildung 5.15: Einfluss der Anpresskraft auf die Zugscherfestigkeit

Insgesamt hat sich gezeigt, dass die Zugscherfestigkeit weder von der Anpresskraft noch von der Haltezeit abhängt. Einzig beim Schweißweg ist ein Zusammenhang zu erkennen. Ein weggeregelter Schweißprozess bietet sich also durchaus an und kann, wie hier gezeigt wurde, auch funktionieren. Es konnten in einem voll automatisierten Prozess sehr gute Festigkeiten und Laminatqualitäten erzielt werden. Auch können weitere Parameter, wie die Kraft, die Haltezeit und der Strom variiert werden, ohne die Stabilität des Prozesses maßgeblich zu beeinflussen. Der größte Vorteil dieses Ansatzes, nämlich seine Unabhängigkeit von der Temperatur in der Fügezone, ist gleichzeitig eine Schwäche. Denn die Prozesstemperatur kann während des Prozesses nicht gemessen werden. Dies ist allerdings auch bei temperaturgeregelten Prozessen der Fall, da nicht die Temperatur in der Fügezone, sondern eine beliebig ge-

wählte Oberflächentemperatur gemessen wird. Im Gegensatz zu diesen Oberflächentemperaturen, die durch eine Vielzahl von Umgebungseinflüssen verändert werden (z. B. Außentemperatur oder Luftzug einer Absaugung), steht der Schweißweg im direkten Zusammenhang mit der Temperatur in der Fügezone, wie auch den Vorversuchen gezeigt wurde (siehe Abbildung 3.10).



## 6 Prozessauslegung und industrielle Anwendbarkeit

In den vorangegangenen Kapiteln wurden verschiedenste Aspekte des kontinuierlichen und diskontinuierlichen Induktionsschweißens beleuchtet. Um die so gewonnenen Erkenntnisse für den Anwender nutzbar zu machen, werden sie in diesem Kapitel zusammengefasst. Danach werden sie auf die Herstellung eines Serienbauteils mittels diskontinuierlichen Schweißens angewendet.

### 6.1 Zusammenfassung der Einflussfaktoren auf das Induktionsschweißen

Tabelle 6.1 fasst die in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse zum Einfluss verschiedener Faktoren auf den Schweißprozess zusammen. Außerdem ist angegeben in welchem Verfahren dieser Einfluss untersucht wurde. Das heißt jedoch nicht, dass die Erkenntnisse nur für den Prozess gelten, mit dem sie gewonnen wurden. Vor allem die grundlegenden Zusammenhänge, die in der Laborpresse ermittelt wurden, können auf beide Schweißprozesse übertragen werden.

Tabelle 6.1: Zusammenfassung der wichtigen Einflussfaktoren auf das Induktionsschweißen

Parameter	Verfahren	Einfluss auf den Prozess
Temperatur in der Fügezone	<input checked="" type="checkbox"/> allg. (Presse) <input checked="" type="checkbox"/> kont. <input checked="" type="checkbox"/> diskont.	<b>Festigkeit:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Es gibt ein Optimum (GF/PA6: 290°C).</li> <li>• Zu niedrige Temperaturen → nicht ausreichender Schmelze</li> <li>• Zu hohe Temperaturen → übermäßiger Schmelzefluss und Degradation</li> </ul>
Anpressdruck	<input checked="" type="checkbox"/> allg. (Presse) <input checked="" type="checkbox"/> kont. <input checked="" type="checkbox"/> diskont.	<b>Festigkeit:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Geringer Mindestdruck (GF/PA6: 0,2 MPa) für Benetzung notwendig</li> <li>• Zu hoher Druck zerstört das Laminat.</li> <li>• Innerhalb dieser Grenzen spielt Druck keine Rolle.</li> </ul>
Abkühlphase	<input checked="" type="checkbox"/> allg. (Presse) <input checked="" type="checkbox"/> kont. <input checked="" type="checkbox"/> diskont.	<b>Festigkeit:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Während <math>T_S</math> muss Druck aufgebracht werden.</li> <li>• Während <math>T_K</math> ist kein Druck notwendig.</li> </ul>

		<b>Geschwindigkeit:</b> Geschwindigkeit kann gesteigert werden, wenn Druck nur während $T_S$ aufgebracht wird.
Oberflächen- vor- behandlung	<input checked="" type="checkbox"/> allg. (Presse) <input checked="" type="checkbox"/> kont. <input checked="" type="checkbox"/> diskont.	<b>Festigkeit:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Vergrößerung der Oberfläche steigert die Festigkeit vor allem bei polaren Thermoplasten (PA6).</li> <li>• Erzeugung von Hinterschnitten (Laserstrukturierung) steigert die Festigkeit bei polaren Thermoplasten weiter und ist bei unpolaren Thermoplasten (PP) zwingend notwendig.</li> </ul>
Stapelfolge	<input checked="" type="checkbox"/> allg. (Presse) <input checked="" type="checkbox"/> kont. <input checked="" type="checkbox"/> diskont.	<b>Temperaturverteilung:</b> Metall auf Oberseite (dem Induktor zugewandt) → Temperaturverteilung gleichmäßiger  <b>Geschwindigkeit:</b> Geschwindigkeit kann gesteigert werden, wenn Metall oben ist, da über Metall effektiver gekühlt werden kann.
Aktive Kühlung	<input checked="" type="checkbox"/> allg. (Presse) <input checked="" type="checkbox"/> kont. <input checked="" type="checkbox"/> diskont.	<b>Festigkeit:</b> Keine Beeinträchtigung  <b>Temperaturverteilung:</b> Homogener, wenn Düse dicht an der Rolle ist.  <b>Geschwindigkeit:</b> Geschwindigkeit kann durch Kühlung signifikant erhöht werden.
Haltezeit	<input checked="" type="checkbox"/> allg. (Presse). <input checked="" type="checkbox"/> kont. <input checked="" type="checkbox"/> diskont.	<b>Festigkeit:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Lange Haltezeit → Festigkeit sinkt durch starke Schmelzebildung und unkontrollierten Schmelzefluss</li> <li>• Die optimale Haltezeit beträgt 1 s (GMT und GF/PA6).</li> </ul> <b>Geschwindigkeit:</b> Lange Haltezeit → niedrige Geschwindigkeit
Schweißweg	<input checked="" type="checkbox"/> allg. (Presse) <input checked="" type="checkbox"/> kont. <input checked="" type="checkbox"/> diskont.	<b>Festigkeit:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Es gibt ein Optimum.</li> <li>• Zu kleine Wege → keine ausreichende Benetzung</li> <li>• Zu große Wege → Zerstörung des Laminats</li> </ul>

		<b>Temperatur in Fügezone:</b> Zwischen Schweißweg und Temperatur besteht ein linearer Zusammenhang.
Induktor	<input checked="" type="checkbox"/> allg. (Presse) <input checked="" type="checkbox"/> kont. <input checked="" type="checkbox"/> diskont.	<b>Temperaturverteilung:</b> Ein Linieninduktor mit Feldformer, der etwas weniger breit als die Fügezone ist, führt zu homogenen Temperaturen.
Strom	<input checked="" type="checkbox"/> allg. (Presse) <input checked="" type="checkbox"/> kont. <input checked="" type="checkbox"/> diskont.	Gleichmäßige Temperaturverläufe entlang der Schweißnaht sind möglich, wenn der Strom präzise geregelt oder gesteuert wird.

Sowohl der diskontinuierliche als auch der kontinuierliche Schweißprozess konnten mit den zuvor genannten Erkenntnissen signifikant verbessert werden. Diese Verbesserungen sollten bei der Anwendung stets übernommen werden. Das bedeutet insbesondere, dass beim kontinuierlichen Prozess ein optimales Prozessfenster bestimmt werden kann, indem die Temperaturvorgänge mit Hilfe eines Ersatzsystems gemessen werden. Außerdem sollte stets eine Druckluftkühlung verwendet werden, da so die Prozessgeschwindigkeit signifikant erhöht werden kann. Beim diskontinuierlichen Schweißen ist eine Abkehr von der Prozesstemperatur als Regelgröße sinnvoll, da sie während des Prozesses nicht zuverlässig erfasst werden kann. In Kapitel 5 wurde gezeigt, dass sich der Schweißweg als Regelgröße hervorragend eignet und so ein voll automatisierter, zuverlässiger Schweißprozess umgesetzt werden kann. Die übrigen Erkenntnisse können je nach Anwendungsfall in die Prozessauslegung eingebracht werden.

## 6.2 Anwendung des diskontinuierlichen Schweißens auf ein Serienbauteil

Ein wichtiger Teil der Prozessentwicklung ist seine Übertragung auf ein Serienbauteil. In dieser Arbeit wird die Anwendbarkeit des diskontinuierlichen Induktionsschweißens am Schweißen eines Unterbodenbleches eines Nutzfahrzeugs demonstriert. Bisher werden an dieses Unterbodenblech Stahlhalter zur späteren Montage an die Karosserie genietet. In Zukunft soll diese Lösung durch angeschweißte Aluminiumhalter ersetzt werden. Das Unterbodenblech besteht aus GMT (Eigenschaften siehe Kapitel 3.2) und SymaLITE, die beide auf PP als Matrixpolymer und Glas-

Schnittfasern basieren. Die Materialeigenschaften von SymaLITE sind in Tabelle 6.2 gelistet, ein Datenblatt befindet sich im Anhang.

Tabelle 6.2: Materialeigenschaften von SymaLITE [104]

	Einheit	SymaLITE
Laminatdicke des Halbzeugs	mm	5,9
Flächengewicht	g/m <sup>2</sup>	2523
Dichte	g/m <sup>3</sup>	0,424
Fasergehalt	Vol.-%	30
Schmelztemperatur	°C	160

Das gesamte Unterbodenblech ist in Abbildung 6.1 zu sehen. In einer ersten Versuchsreihe wurden die links in Abbildung 6.1 zu sehenden oberen Winkel an einen Ausschnitt des Unterbodenblechs gefügt und das Ergebnis hinsichtlich Festigkeit und Qualität der Fügezone untersucht. Der zunächst verwendete zweistufige Prozess erforderte allerdings sehr hohe Prozesszeiten. Diese konnten in einer zweiten Versuchsreihe mit einem gemäß der Erkenntnisse aus Kapitel 5 optimierten Prozess stark reduziert werden. Aus Gründen der Machbarkeit wurde diese Optimierung mit den unteren, in Abbildung 6.1 auf der Rückseite befindlichen Haltern durchgeführt.

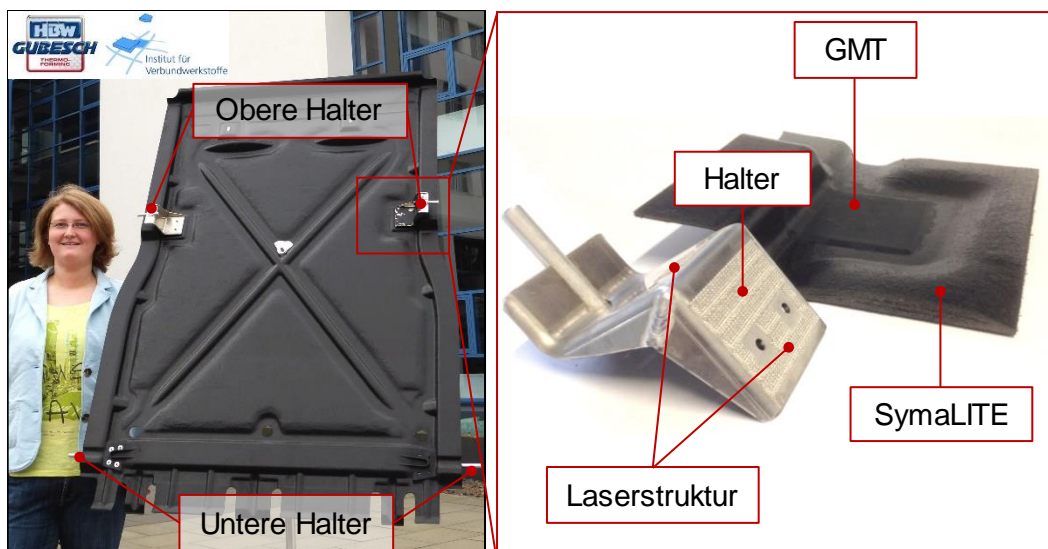


Abbildung 6.1: Unterbodenbleche mit genieteten (links) und geschweißten (rechts) Haltern und im Versuch verwendeter Demonstrator mit Laserstrukturierung

### 6.3 Schweißen des Unterbodenblechs im zweistufigen Prozess

In der ersten Versuchsreihe wurde der Winkelhalter an das Unterbodenblech geschweißt. Um das Bauteil mechanisch prüfen zu können, wurde ein Ausschnitt als Demonstrator hergestellt, wie er rechts in Abbildung 6.1 zu sehen ist. Er besteht aus einer Sektion des Unterbodenblechs, die hauptsächlich aus SymaLITE besteht. In der Fügezone ist ein GMT-Patch eingepresst. Die Oberfläche des Aluminiumhalters wurde mit einem Laser strukturiert, entweder mit einer feinen oder mit einer groben Struktur. Zur Durchführung der Versuche wurde derselbe Prüfstand genutzt, der bereits zum kontinuierlichen und zum diskontinuierlichen, weggeregelten Schweißen verwendet wurde, und der in Abbildung 6.2 zu sehen ist.

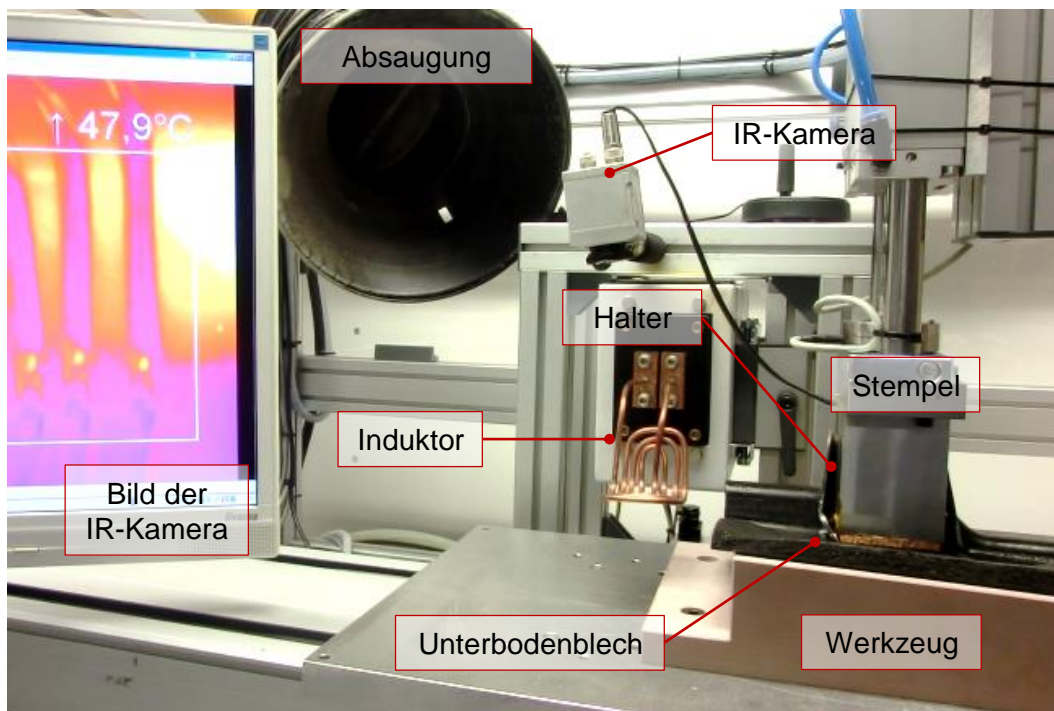


Abbildung 6.2: Versuchsaufbau zum Schweißen des Unterbodenblech-Demonstrators

Er wurde zum konventionellen diskontinuierlichen Schweißen umgerüstet. Das bedeutet, dass das Bauteil zuerst drucklos unter dem Induktor erwärmt und dann unter dem Stempel abgekühlt wird. Ein speziell angepasstes Werkzeug aus Modell-Blockmaterial wurde verwendet, so dass die Unterseite des Unterbodenblech-Ausschnitts komplett auflag. Darüber hinaus wurden der Induktor und der Druckstempel an die Geometrie des Halters angepasst. Um eine gleichmäßige Druckaufbringung auf beide Schenkel des Winkels zu gewährleisten, wurde der gesamte De-

monstrator um  $9^\circ$  aus der Vertikalen nach hinten gekippt. Der Ausgangsstrom wurde über ein Pyrometer geregelt, welches die Oberflächentemperatur des Aluminiumhalters misst. Zusätzlich wurde die Erwärmung mit einer IR-Kamera aufgezeichnet.

Für die Versuche wurde eine einfache Folge aus Aufheizen und Pressen verwendet. Der Strom am Induktor lag währenddessen bei 35 A, die Anpresskraft bei 300 N. In Vorversuchen wurde ermittelt, dass eine Oberflächentemperatur von  $260^\circ\text{C}$ , was einer Fügezonentemperatur von ca.  $220^\circ\text{C}$  entspricht, die besten Ergebnisse liefert. Allerdings hat sich herausgestellt, dass der Kontakt und somit die Wärmeleitung zwischen Halter und GMT nicht ausreichen, um eine genügend große Menge Polymer zu schmelzen. Das führt dazu, dass die Kavitäten der Aluminiumoberfläche nicht vollständig gefüllt sind und somit eine Vielzahl von Poren in der Fügezone entsteht. Daher wurde ein zweiter Schritt, bestehend aus Aufheizen und Pressen mit einer Haltezeit auf Schweißtemperatur von 20 s, hinzugefügt. Die finale Abfolge der Prozessschritte ist in Abbildung 6.3 dargestellt.

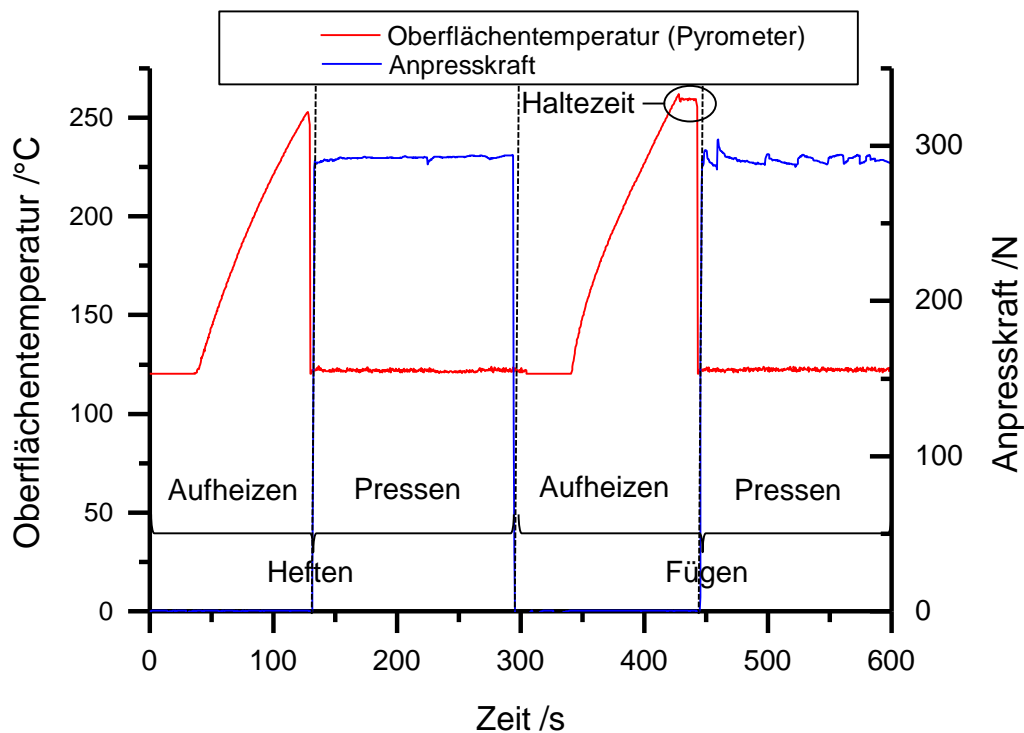


Abbildung 6.3: Verlauf von Oberflächentemperatur und Anpresskraft während der finalen Abfolge von Heiz- und Pressphasen

Der „Heft“-Schritt erzeugt eine vorläufige Benetzung der Aluminiumoberfläche, wodurch die Wärmeleitung in der Fügezone im zweiten Schritt deutlich verbessert

wird. Dadurch schmilzt mehr Polymer und alle Kavitäten der Aluminiumoberfläche werden gefüllt, wie in Abbildung 6.4 zu sehen.



Abbildung 6.4: Schliffbild der Fügezone zwischen GMT und Aluminium (feine Laserstruktur), erzeugt im zweistufigen Schweißprozess

Um den Abkühlvorgang zu verlangsamen und so den Polymerfluss zu maximieren, wurde eine elastische Zwischenschicht (Kork) an der Unterseite des Stempels angebracht. Dieser in Abbildung 6.5 dargestellte Kork führt zudem zu einer gleichmäßigen Druckverteilung in der Fügezone.

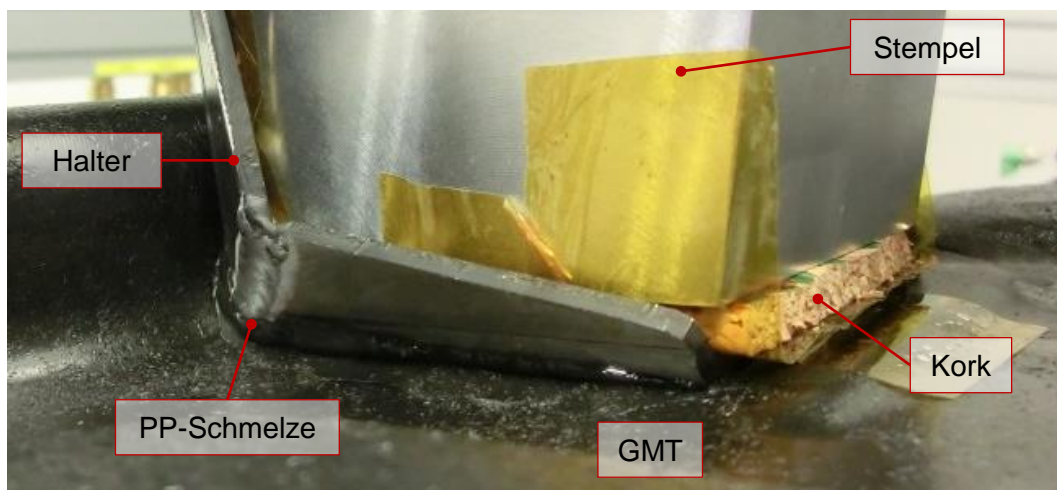


Abbildung 6.5: Schmelzfluss während des Fügeschritts

Die Güte der Schweißverbindung des Demonstrators wurde mittels eines Zugversuchs in einer Zwick-Universalprüfmaschine untersucht. Dazu wurde der in Abbildung 6.6 abgebildete Aufbau verwendet.

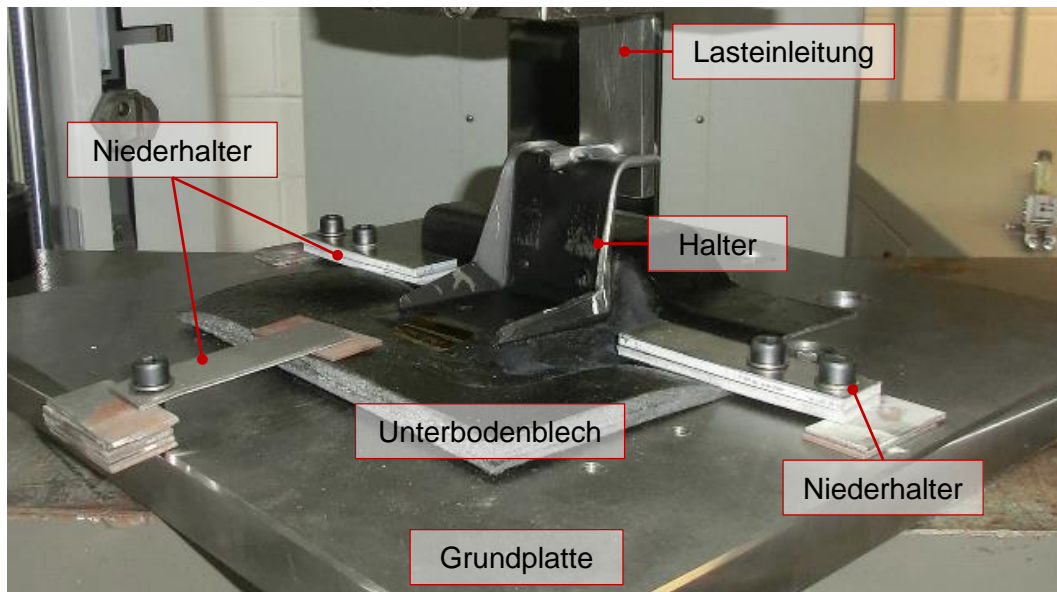


Abbildung 6.6: Aufbau des Abziehversuchs des Unterbodenblech-Demonstrators

Der Halter wurde dabei von der oberen Krafteinleitung abgezogen und die notwendige Kraft von einer Kraftmessdose gemessen. Der Weg wurde dabei über den Verfahrweg der Traverse gemessen. Diese Methode ist recht ungenau, aber da auch der Versuchsaufbau selbst, insbesondere die Niederhalter, Verformungen erfährt, ist sie in diesem Fall ausreichend. Zum Vergleich mit der ursprünglichen Lösung, wurden auch genietete Demonstratoren mit dem selben Aufbau geprüft. Alle Demonstratoren haben außerhalb der Fügezone bei ca. 2,7 kN auf die gleiche Art versagt, wie in Abbildung 6.7 dargestellt.

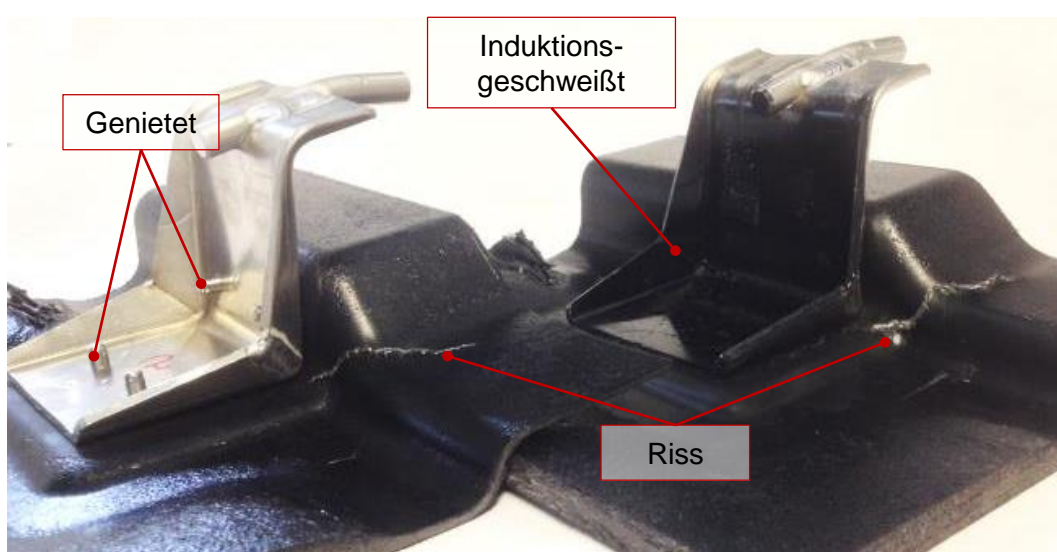


Abbildung 6.7: Vergleich des Versagensbildes eines genieteten und eines induktionsgeschweißten Unterbodenblech-Demonstrators



Abbildung 6.8 ist außerdem zu sehen, dass die Deformationen während der Prüfung quasi identisch waren.

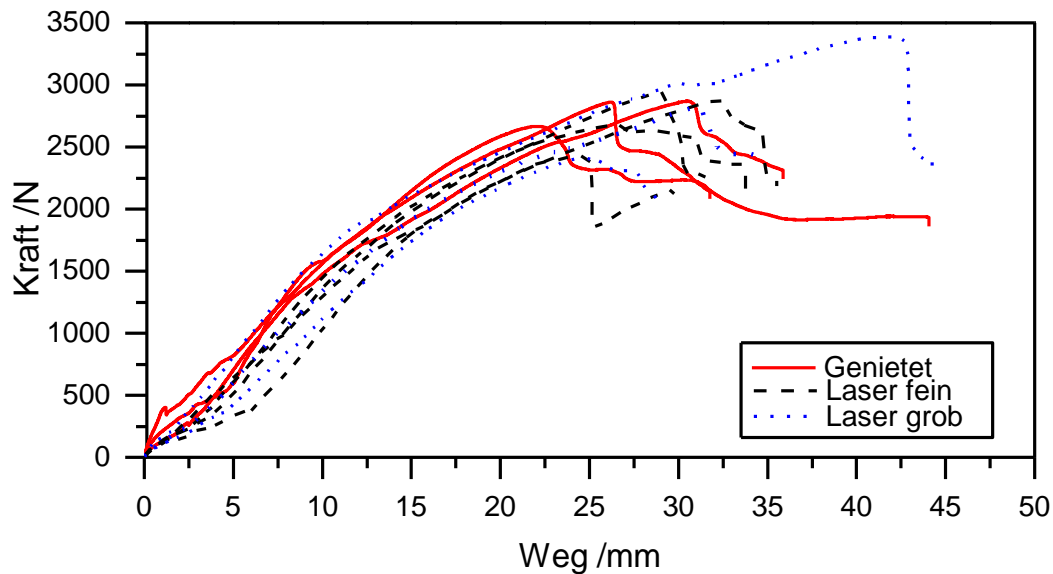


Abbildung 6.8: Vergleich der Verformungen der genieteten und der induktionsgeschweißten Unterbodenblech-Demonstratoren

Wie schon zuvor dargestellt, können die induktionsgeschweißten Demonstratoren die gleiche Last ertragen wie genietete Demonstratoren, da das Versagen immer zuerst im SymalITE eintritt. Es ist folglich möglich, den genieteten Halter durch einen angeschweißten Halter zu ersetzen. Darüber hinaus könnte das Gewicht des Halters konstruktiv verringert werden, sodass die mittels Induktionsschweißen erzielte Festigkeit besser ausgenutzt wird. Dieses Beispiel zeigt, dass Induktionsschweißen ein vielversprechendes Verfahren für die Herstellung von Hybridbauteilen ist. Hier ist vor allem die Laserstruktur, die einen Formschluss zwischen Polymer und Aluminiumoberfläche ermöglicht, für die hohen Festigkeiten verantwortlich. Von Nachteil ist allerdings noch die sehr hohe Prozesszeit von 600 Sekunden.

#### 6.4 Optimierung des Schweißprozesses für das Unterbodenblech

Der zuvor vorgestellte Schweißprozess dauert aufgrund des vorgeschalteten Heftschruttes zu lange. Dieser Heftschrut kann entfallen, wenn die Bauteile unter Druck erwärmt werden. Dazu wird die Anlage auf den weggeregelten Prozess umgerüstet. Dies war mit dem zuvor verwendeten Winkel allerdings nicht möglich. Daher wurde der zweite, trapezförmige Halter verwendet. Außerdem wurde der in 5.1 beschriebene Stempel an die Geometrie des Halters angepasst. Eine Druckluftkühlung wurde

installiert, um die Abkühlphase zu verkürzen. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 6.9 zu sehen.

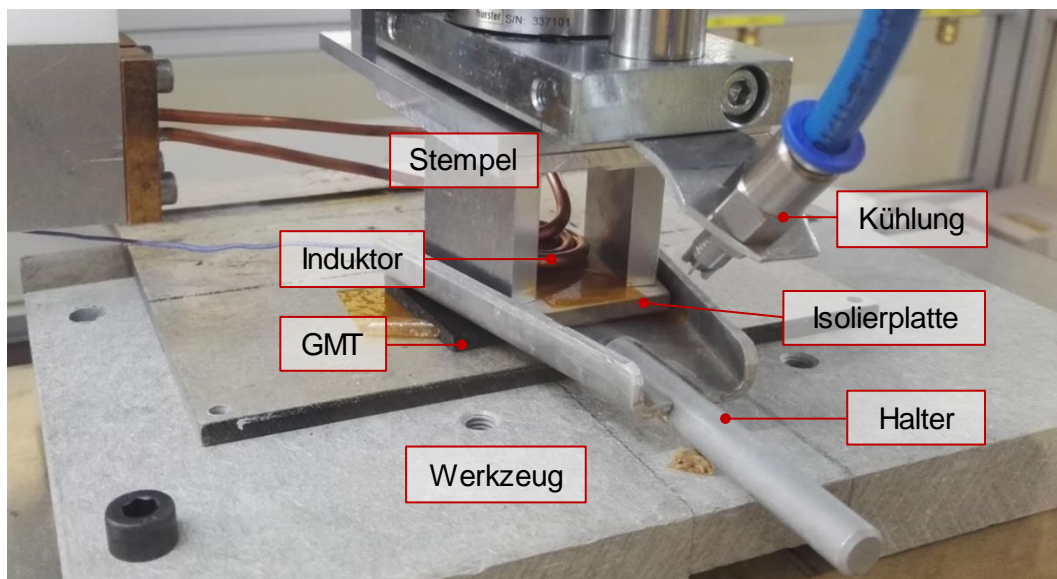


Abbildung 6.9: Versuchsaufbau zum weggeregelten Schweißen des Unterbodenblech-Demonstrators

Ein Ausschnitt des Unterbodenblechs, bestehend aus GMT und SymaLITE, stand für diese Versuche nicht zur Verfügung. Es wurde deshalb reines GMT verwendet. Da das SymaLITE auch in den vorherigen Versuchen nicht am Schweißprozess beteiligt ist, wird die Vergleichbarkeit hierdurch nicht eingeschränkt.

Die Temperatur auf der Oberfläche des Halters wurde während des gesamten Prozesses mit einem Thermoelement Typ E überwacht, genauso wie der Schweißweg. Als Schweißweg wurde 0,4 mm gewählt, da hier schon eine vollständige Füllung der Oberflächenstruktur vorliegt. Die Oberflächentemperatur betrug 250 °C, der Strom 35 A und die Anpresskraft 300 N. Der Verlauf von Oberflächentemperatur und Schweißweg über den gesamten Schweißprozess ist in Abbildung 6.10 dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass der optimierte weggeregelte Prozess mit etwa 80 Sekunden wesentlich kürzer als der zuvor verwendete, zweistufige Prozess ist. Allerdings ist die Aufheizphase nach wie vor lang. Ursache dafür ist zum einen, dass der Induktor aus Platzgründen nur zweieinhalb Windungen hat und damit nicht sehr effektiv ist. Zum anderen liegt der maximale Ausgangsstrom des Generators bei 35 A.

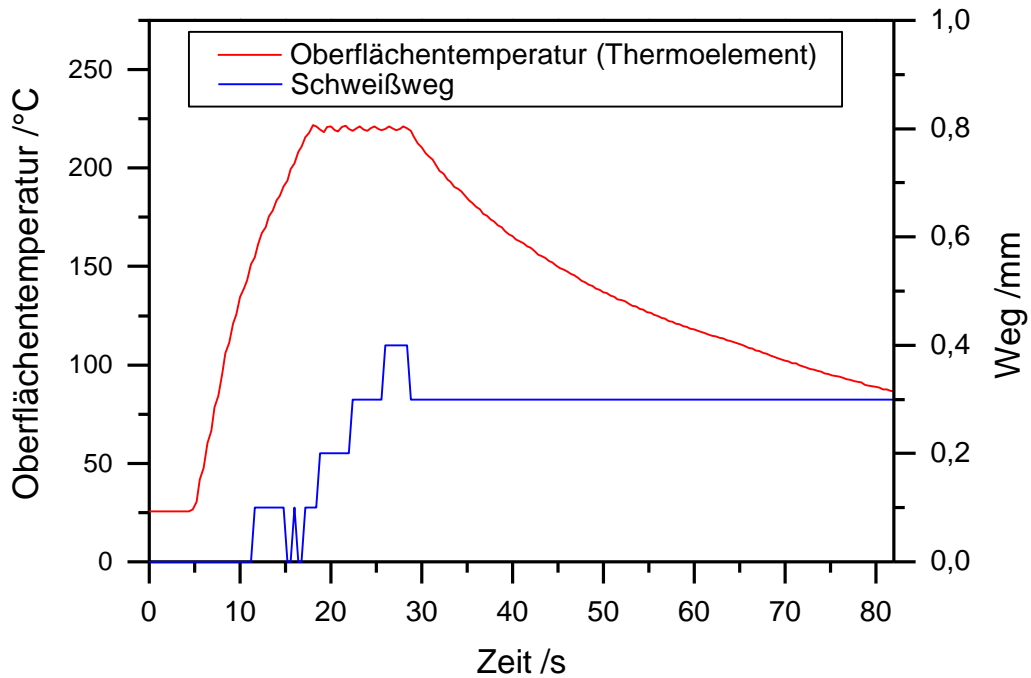


Abbildung 6.10: Verlauf von Oberflächentemperatur und Schweißweg beim Schweißen des trapezförmigen Halters auf GMT

Durch die Verwendung eines leistungsstärkeren Generators könnte die Aufheizphase weiter verkürzt werden. Die Qualität der Fügezone ist absolut gleichwertig mit der im zweistufigen Prozess erzeugten, wie in Abbildung 6.11 zu sehen ist.

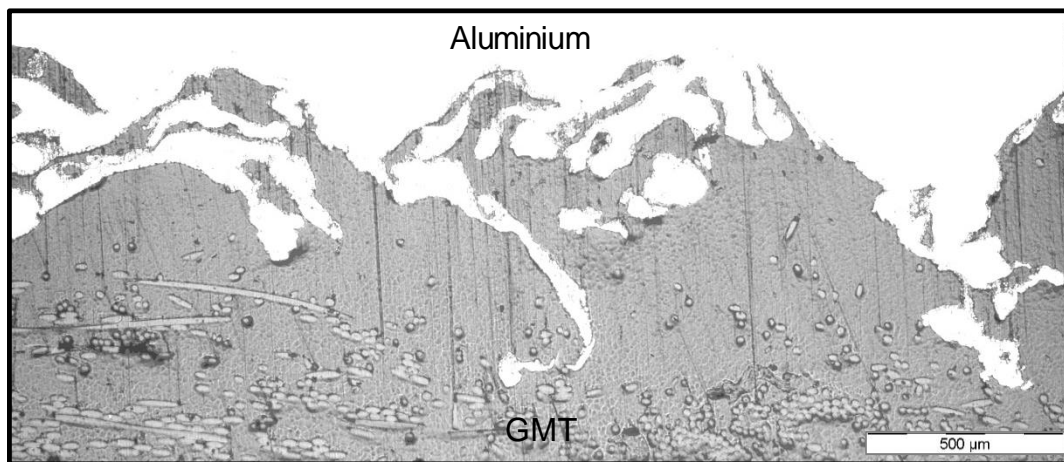


Abbildung 6.11: Schliffbild der Fügezone zwischen GMT und Aluminium (grobe Laserstruktur), erzeugt im einstufigen, weggeregelten Schweißprozess

Dieses Beispiel zeigt, dass das diskontinuierliche Induktionsschweißen durch die Wegregelung für industrielle Anwendungen interessant wird.

## 7 Zusammenfassung

Ziel der vorliegenden Arbeit war die Entwicklung induktiver Schweißprozesse für glasfaserverstärkte Thermoplaste und Stahl. Zum einen sollte das kontinuierliche Induktionsschweißen so weit optimiert werden, dass sowohl Stabilität als auch Prozessgeschwindigkeit den Anforderungen der industriellen Anwendung entsprechen. Das diskontinuierliche Induktionsschweißen, das bisher nahezu ausschließlich für Vorversuche im Labormaßstab genutzt wird, sollte zu einem effizienten und stabilen Fügeprozess umgebaut werden. Dazu musste vor allem die sehr fehleranfällige, temperaturbasierte Prozessregelung komplett überarbeitet werden.

In Vorversuchen wurde zunächst der Einfluss grundlegender Prozessgrößen auf die Festigkeit von GF/PA6 und Stahl (hier DC01), losgelöst vom eigentlichen Schweißprozess, in einer Laborpresse erforscht. Es hat sich gezeigt, dass es eine optimale Fügetemperatur gibt, die bei 290 °C liegt. Niedrigere und höhere Temperaturen führen zu einer Verschlechterung der Verbindung. Ein linearer Anstieg konnte zwischen Fügetemperatur und Schweißweg festgestellt werden. Der Fügedruck dagegen hat keinen nennenswerten Einfluss, so lange die Benetzung der Stahloberfläche mit flüssigem Polymer sichergestellt ist. Es wurde auch untersucht, in welchem Temperaturbereich des Abkühlprozesses Druck aufgebracht werden muss. Die höchste Festigkeit konnte erzielt werden, wenn die Proben von 270 °C bis 200 °C mit Druck beaufschlagt wurden. Aber auch bei 240 °C bis 200 °C konnten sehr gute Ergebnisse erzielt werden. Dieser sehr kleine Temperaturbereich ermöglicht einen schnellen Prozess, da eine kurze Druckphase ausreicht.

Der Einfluss von Oberflächenvorbehandlungen wurde in diskontinuierlichen Schweißversuchen untersucht. Hier hat sich gezeigt, dass auch bei gut haftenden Thermoplasten, wie PA6, der metallische Partner mindestens druckluftgestrahlt werden muss, um eine ausreichend hohe Fügefestigkeit sicherzustellen. Eine Laserstrukturierung der Stahloberfläche, die Hinterschnitte erzeugt, führt zu einer weiteren deutlichen Verbesserung der Festigkeit, vor allem beim schlecht haftenden PP. In diesem Fall ist die Laserstrukturierung notwendig, um überhaupt eine tragfähige Verbindung erzeugen zu können. Im Fall von Organoblechen (GF/PA6 und GF/PP) können die durch die Laserstrukturierung erzeugten Kavitäten allerdings nicht vollständig gefüllt werden, da nicht genügend fließfähiges Polymer zur Verfügung steht.

Im Fall von GMT, das im geschmolzenen Zustand sehr fließfähig ist, kann dagegen die gesamte Struktur ausgefüllt werden. So wird der positive Effekt der Laserstrukturierung optimal genutzt.

Im Anschluss wurde der kontinuierliche Schweißprozess mit Fokus auf die Steigerung der Prozessgeschwindigkeit erforscht. Hierbei wurden die in den Vorversuchen gewonnenen Erkenntnisse in der Konzeption der Versuche berücksichtigt. Mit Hilfe eines Ersatzsystems, dessen Hauptbestandteil eine mit 24 Thermoelementen versetzte Messplatte aus GF/PPS bildet, wurden die Temperaturverteilungen und -verläufe während des kontinuierlichen Induktionsschweißens untersucht und optimiert. Es wurde gezeigt, dass eine homogene Temperaturverteilung in der Fügezone erreicht werden kann, wenn ein geeigneter Induktor (linienförmiger Induktor mit Feldformer), eine günstige Position der Druckluftdüse zur Kühlung (an der Rolle), die richtige Stapelfolge (Stahl oben) und ein optimierter Verlauf des Stroms am Induktor verwendet werden. Mit Hilfe dieses verbesserten Prozesses wurde der Zusammenhang zwischen Prozessgeschwindigkeit, Kühlung und Festigkeit ermittelt. So konnte die Prozessgeschwindigkeit durch den Einsatz einer Kühlung ohne Festigkeitseinbußen auf über 1 m/min (16,67 mm/s) erhöht werden. Um zu ermitteln, ob der Druck ebenfalls zur Prozessoptimierung genutzt werden kann, wurde ein weiteres Ersatzsystem entwickelt, mit dem der Fügedruck in der relativ schmalen Fügezone mit Hilfe der Messfolie Prescale von Fujifilm gemessen werden konnte. Wie sich in der Laborpresse bereits andeutete, beeinflusst der Fügedruck selbst die Festigkeit nicht, und eine Optimierung war somit nicht notwendig.

Die in den Vorversuchen gewonnenen Erkenntnisse wurden außerdem genutzt, um den diskontinuierlichen Schweißprozess weiterzuentwickeln. Die bisher verwendete, sehr fehleranfällige temperaturbasierte Prozessregelung wurde durch eine Wegregelung ersetzt. Der Schweißweg steht in direktem Zusammenhang mit der Temperatur in der Fügezone und somit auch mit der Festigkeit und kann im Gegensatz zur Temperatur relativ einfach während des Prozesses gemessen werden. Der weggeregelte, diskontinuierliche Schweißprozess wurde zunächst optimiert, indem der Einfluss verschiedener Prozessgrößen (Kraft, Haltezeit, Strom am Induktor, Soll-Schweißweg) auf die Genauigkeit der Regelung untersucht wurde. Die finale Prozessauslegung wurde dann genutzt, um den Zusammenhang zwischen der Regelgröße selbst, also

dem Schweißweg, und der Festigkeit zu untersuchen. So konnte ein stabiler, voll automatisierter Schweißprozess entwickelt werden, in dem auch weitere Parameter, wie die Kraft, die Haltezeit und der Strom variiert werden können, ohne die Stabilität des Prozesses maßgeblich zu beeinflussen.

Zum Abschluss wurde die Eignung des Induktionsschweißens für die industrielle Anwendung am Beispiel eines Unterbodenblechs eines Nutzfahrzeuges gezeigt. An dieses Unterbodenblech wurden in der ursprünglichen Lösung Halter genietet, die zur Montage an die Karosserie dienen. Das Nieten wurde durch diskontinuierliches Induktionsschweißen ersetzt. Zur Steigerung der Fügefestigkeit wurde die Oberfläche des Aluminiumhalters mittels Laserstrukturierung vorbehandelt. Diese Struktur konnte sehr gut gefüllt werden, da das Unterbodenblech im relevanten Bereich aus GMT besteht. Somit konnte eine hervorragende Verbindung erzeugt werden, die auch während der mechanischen Prüfung nicht versagte. Genau wie bei den genieteten Teilen versagte auch bei den geschweißten Teilen das Grundmaterial, nicht die Fügezone. In einem ersten Schritt wurden die Halter mittels konventionellem, diskontinuierlichen Schweißen an das Unterbodenblech gefügt. Allerdings dauerte das Herstellen einer einzelnen Verbindung zehn Minuten. In einem zweiten Schritt konnte die Dauer eines Fügevorgangs durch die Umstellung auf den weggeregeltten Schweißprozess auf anderthalb Minuten reduziert werden. An diesem Beispiel wird deutlich, dass das Induktionsschweißen dank gezielter Optimierung durchaus für die industrielle Anwendung interessant ist.

## 8 Literaturverzeichnis

- [1] Amtsblatt der Europäischen Union: Verordnung (EU) Nr. 510/2011 des Europäischen Parlaments und des Rates vom 11. Mai 2011 zur Festsetzung von Emissionsnormen für neue leichte Nutzfahrzeuge im Rahmen des Gesamtkonzepts der Union zur Verringerung der CO<sub>2</sub>-Emissionen von Personenkraftwagen und leichten Nutzfahrzeugen, 2011.
- [2] Amtsblatt der Europäischen Union: Verordnung (EG) Nr. 443/2009 des Europäischen Parlaments und des Rates vom 23. April 2009 zur Festsetzung von Emissionsnormen für neue Personenkraftwagen im Rahmen des Gesamtkonzepts der Gemeinschaft zur Verringerung der CO<sub>2</sub>-Emissionen von Personenkraftwagen und leichten Nutzfahrzeugen, 2009.
- [3] Leichtbau im Auto: Welcher Werkstoff darf es sein?, <http://blog.vdi.de/2014/10/leichtbau-im-auto-welcher-werkstoff-darf-es-sein/> (15.03.2017).
- [4] Carbon Composites e.V. und AVK – Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e.V.: Composites-Marktbericht 2016, Frankfurt/Main, 2016.
- [5] Gude, M.: FOREL-Studie Chancen und Herausforderungen im ressourceneffizienten Leichtbau für die Elektromobilität. FOREL, Dresden, 2015.
- [6] Verein Deutscher Ingenieure e.V.: Werkstoffinnovationen für nachhaltige Mobilität und Energieversorgung, Düsseldorf, 2014.
- [7] Singh, Harry: Mass Reduction for Light -Duty Vehicles for Model Years 2017-2025, Washington, DC, 2012.
- [8] Bericht zum 12. Kooperationsforum "Kleben im Automobilbau" am 05. Juni 2013, <http://www.bayern-innovativ.de/kleben2013/bericht?> (14.03.2017).
- [9] Audi A8 gewinnt „Euro Car body Award“, [http://www.volkswagenag.com/content/vwcorp/info\\_center/de/themes/2010/11/Audi\\_A8\\_wins\\_the\\_Euro\\_Car\\_Body\\_Award.html](http://www.volkswagenag.com/content/vwcorp/info_center/de/themes/2010/11/Audi_A8_wins_the_Euro_Car_Body_Award.html) (07.02.2016).
- [10] Ahmed, T. J.; Stavrov, D.; Bersee, H. E. N.: A Comparison of Fusion Bonding Techniques: Resistance and Induction Welding. SAMPE EUROPE International Conference, Paris, 2005.

- [11] Bayerl, T.; Duhovic, M.; Mitschang, P.; Bhattacharyya, D.: The heating of polymer composites by electromagnetic induction – A review. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. Vol. 57, (2014), 27–40.
- [12] Rudnev, V.; Loveless, D.; Cook, R. L.; Black, M.: *Handbook of Induction Heating*. Taylor & Francis, 2002.
- [13] Mitschang, P.; Velthuis, R.; Didi, M.: Induction Spot Welding of Metal/CFRPC Hybrid Joints. *Advanced Engineering Materials*. Vol. 15, Heft 9, (2013), 804–813.
- [14] Balle, F.; Emrich, S.; Wagner, G.; Eifler, D.; Brodyanski, A.; Kopnarski, M.: Improvement of Ultrasonically Welded Aluminum/Carbon Fiber Reinforced Polymer-Joints by Surface Technology and High Resolution Analysis. *Advanced Engineering Materials*. Vol. 15, Heft 9, (2013), 814–820.
- [15] Mitschang, P.; Velthuis, R.; Emrich, S.; Kopnarski, M.: Induction Heated Joining of Aluminum and Carbon Fiber Reinforced Nylon 66. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. Vol. 22, Heft 6, (2009), 767–801.
- [16] Siebenpfeiffer, Wolfgang: *Leichtbau-Technologien im Automobilbau*. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2014.
- [17] Messler, R. W.: Trends in key joining technologies for the twenty-first century. *Assembly Automation*. Vol. 20, Heft 2, (2000), 118–128.
- [18] A400M wing assembly: Challenge of integrating composites, <http://www.compositesworld.com/articles/a400m-wing-assembly-challenge-of-integrating-composites> (01.05.2017).
- [19] Das Nieten ist Standard – wie lange noch?, <https://www.produktion.de/technik/fertigung/kleben-versus-nieten-klebe-ist-standard-wie-lange-noch-105.html> (01.05.2017).
- [20] Schürmann, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. 2., bearbeitete und erweiterte Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2007.
- [21] Beyer, U.: *Herstellung eines Metall-Kunststoff-Verbundes mit der Flach-Clinch-Technologie*, (2011).
- [22] Endemann, U.; Glaser, S.; Völker, M.: Kunststoff und Metall im festen Verbund. *Kunststoffe*. Vol. 92, Heft 11, (2002), 110–113.



- [23] Hoang-Ngoc, C.-T.; Paroissien, E.: Simulation of single-lap bonded and hybrid (bolted/bonded) joints with flexible adhesive. *International Journal of Adhesion and Adhesives*. Vol. 30, Heft 3, (2010), 117–129.
- [24] Kolesnikov, B.; Herbeck, L.; Fink, A.: CFRP/titanium hybrid material for improving composite bolted joints. *Composite Structures*. Vol. 83, Heft 4, (2008), 368–380.
- [25] Kweon, J.-H.; Jung, J.-W.; Kim, T.-H.; Choi, J.-H.; Kim, D.-H.: Failure of carbon composite-to-aluminum joints with combined mechanical fastening and adhesive bonding. *Composite Structures*. Vol. 75, Heft 1-4, (2006), 192–198.
- [26] Blaga, L.; Bancilă, R.; dos Santos, J. F.; Amancio-Filho, S. T.: Friction Riveting of glass–fibre-reinforced polyetherimide composite and titanium grade 2 hybrid joints. *Materials & Design*. Vol. 50, (2013), 825–829.
- [27] Gemeinsam sind sie stark, <http://www.scope-online.de/verbindungstechnik/gemeinsam-sind-sie-stark.htm> (01.05.2017).
- [28] Brockmann, W.; Geiß, P. L.; Klingen, J.; Schröder, B.: *Klebtechnik*. Wiley-VCH, Weinheim, 2005.
- [29] Habenicht, G.: *Kleben*. Springer Berlin Heidelberg, 2009.
- [30] Bernd-Arno, B.; Sven, H.; Nenad, G.; Moritz, M.-C.; Tim, W.; André, N.: Forming and Joining of Carbon-Fiber-Reinforced Thermoplastics and Sheet Metal in One Step. *Procedia Engineering*. Vol. 183, (2017), 227–232.
- [31] Reyes, G.; Gupta, S.: Manufacturing and mechanical properties of thermoplastic hybrid laminates based on DP500 steel. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. Vol. 40, Heft 2, (2009), 176–183.
- [32] Grujicic, M.; Sellappan, V.; Kotrika, S.; Arakere, G.; Obieglo, A.; Erdmann, M.; Holzleitner, J.: Suitability analysis of a polymer–metal hybrid technology based on high-strength steels and direct polymer-to-metal adhesion for use in load-bearing automotive body-in-white applications. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 209, Heft 4, (2009), 1877–1890.
- [33] Ramani, K.; Moriarty, B.: Thermoplastic bonding to metals via injection molding for macro-composite manufacture. *Polymer Engineering & Science*. Vol. 38, Heft 5, (1998), 870–877.
- [34] Grujicic, M.; Sellappan, V.; Arakere, G.; Seyr, N.; Obieglo, A.; Erdmann, M.; Holzleitner, J.: The Potential of a Clinch-Lock Polymer Metal Hybrid Technol-

- ogy for Use in Load-Bearing Automotive Components. *Journal of Materials Engineering and Performance*. Vol. 18, Heft 7, (2009), 893–902.
- [35] Melograna, J. D.; Grenestedt, J. L.: Improving joints between composites and steel using perforations. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. Vol. 33, Heft 9, (2002), 1253–1261.
- [36] Fabrin, P. A.; Hoikkanen, M. E.; Vuorinen, J. E.: Adhesion of thermoplastic elastomer on surface treated aluminum by injection molding. *Polymer Engineering & Science*. Vol. 47, Heft 8, (2007), 1187–1191.
- [37] Abibe, A. B.; Amancio-Filho, S. T.; dos Santos, J. F.; Hage, E.: Development and Analysis of a New Joining Method for Polymer-Metal Hybrid Structures. *Jnl of Thermoplastic Composite Materials*. Vol. 24, Heft 2, (2010), 233–249.
- [38] Hahn, O.; Finkeldey, C.: Ultrasonic Riveting and Hot-Air-Sticking of Fiber-Reinforced Thermoplastics. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. Vol. 16, Heft 6, (2003), 521–528.
- [39] Koch, S. F.; Barfuss, D.; Bobbert, M.; Groß, L.; Grützner, R.; Riemer, M.; Stefaniak, D.; Wang, Z.: Intrinsic Hybrid Composites for Lightweight Structures. *Advanced Materials Research*. Vol. 1140, (2016), 239–246.
- [40] Villegas, I. F.: Strength development versus process data in ultrasonic welding of thermoplastic composites with flat energy directors and its application to the definition of optimum processing parameters. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. Vol. 65, (2014), 27–37.
- [41] Yousefpour, A.; Hojjati, M.; Immarigeon, J.-P.: Fusion Bonding/Welding of Thermoplastic Composites. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. Vol. 17, Heft 4, (2004), 303–341.
- [42] Gallego-Juárez, Juan A.: *Power ultrasonics*. Woodhead Publ, Cambridge u.a., 2015.
- [43] Balle, F.; Wagner, G.; Eifler, D.: Ultrasonic Metal Welding of Aluminium Sheets to Carbon Fibre Reinforced Thermoplastic Composites. *Advanced Engineering Materials*. Vol. 11, Heft 1-2, (2009), 35–39.
- [44] Wagner, G.; Balle, F.; Eifler, D.: Ultrasonic Welding of Aluminum Alloys to Fiber Reinforced Polymers. *Advanced Engineering Materials*. Vol. 15, Heft 9, (2013), 792–803.

- [45] Holtkamp, J.; Roesner, A.; Gillner, A.: Advances in hybrid laser joining. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 47, Heft 9, (2009), 923–930.
- [46] Fortunato, A.; Cuccolini, G.; Ascari, A.; Orazi, L.; Campana, G.; Tani, G.: Hybrid metal-plastic joining by means of laser. International Journal of Material Forming. Vol. 3, Heft 1, (2010), 1131–1134.
- [47] Cenigaonaindia, A.; Liébana, F.; Lamikiz, A.; Echegoyen, Z.: Novel Strategies for Laser Joining of Polyamide and AISI 304. Physics Procedia. Vol. 39, (2012), 92–99.
- [48] Tillmann, W.; Elrefaey, A.; Wojarski, L.: Toward process optimization in laser welding of metal to polymer. Prozessoptimierung beim Laserstrahlschweißen von Metall mit Kunststoff. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik. Vol. 41, Heft 10, (2010), 879–883.
- [49] Roesner, A.; Scheik, S.; Olowinsky, A.; Gillner, A.; Reisgen, U.; Schleser, M.: Laser Assisted Joining of Plastic Metal Hybrids. Physics Procedia. Vol. 12, Part B, Heft 0, (2011), 370–377.
- [50] Jung, K. W.; Kawahito, Y.; Takahashi, M.; Katayama, S.: Laser direct joining of carbon fiber reinforced plastic to zinc-coated steel. Materials & Design. Vol. 47, (2013), 179–188.
- [51] Goushegir, S. M.; dos Santos, J. F.; Amancio-Filho, S. T.: Friction Spot Joining of aluminum AA2024/carbon-fiber reinforced poly(phenylene sulfide) composite single lap joints: Microstructure and mechanical performance. Materials & Design (1980-2015). Vol. 54, (2014), 196–206.
- [52] Friction Spot Joining,  
[https://www.hzg.de/institutes\\_platforms/materials\\_research/materials\\_mechanics/advanced\\_metal\\_polymer\\_structures/techniques/index.php.en](https://www.hzg.de/institutes_platforms/materials_research/materials_mechanics/advanced_metal_polymer_structures/techniques/index.php.en)  
(20.05.2017).
- [53] Amancio-Filho, S. T.; Bueno, C.; dos Santos, J. F.; Huber, N.; Hage, E.: On the feasibility of friction spot joining in magnesium/fiber-reinforced polymer composite hybrid structures. Materials Science and Engineering: A. Vol. 528, Heft 10-11, (2011), 3841–3848.

- [54] Mitschang, P.; Hümbert, M.; Moser, L.: Susceptorless continuous induction welding of carbon fiber reinforced thermoplastics. In: 19th International Conference on Composite Materials, 28. Juli bis 2. August, 2013.
- [55] Yarlagadda, S.; Fink, B. K.; Gillespie, J. W.: Resistive Susceptor Design for Uniform Heating during Induction Bonding of Composites. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. Vol. 11, Heft 4, (1998), 321–337.
- [56] Suwanwatana, W.; Yarlagadda, S.; Gillespie Jr, J.: Hysteresis heating based induction bonding of thermoplastic composites. *Composites Science and Technology*. Vol. 66, Heft 11–12, (2006), 1713–1723.
- [57] Marinescu, M.: *Elektrische und magnetische Felder*. 3, Springer, Berlin, Heidelberg, 2012.
- [58] Meschede, D.: *Gerthsen Physik*. 25. Aufl. 2015. Neuauflage 2015, Springer Berlin Heidelberg, Berlin Heidelberg, 2015.
- [59] Gouin O'Shaughnessey, P.; Dube, M.; Fernandez Villegas, I.: Modeling and experimental investigation of induction welding of thermoplastic composites and comparison with other welding processes. *Journal of Composite Materials*, (2016).
- [60] Hümbert, M.; Mitschang, P.: Inductive joining of glass fiber reinforced polypropylene and metal. In: *Proceedings Euro Hybrid Materials and Structures*, 21. bis 22. April, 2016.
- [61] Rudolf, R.; Mitschang, P.; Neitzel, M.: Induction heating of continuous carbon-fibre-reinforced thermoplastics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. Vol. 31, Heft 11, (2000), 1191–1202.
- [62] Maffezzoli, A.; Mascia, L.; Villegas, I. F.; Bersee, H. E. N.: Ultrasonic welding of advanced thermoplastic composites: An investigation on energy-directing surfaces. *Advances in Polymer Technology*. Vol. 29, Heft 2, (2010), 112–121.
- [63] van Ingen, J. W.; Buitenhuis, A.; van Wijngaarden, M.; Simmons III, F.: Development of the Gulfstream G650 Induction Welded Thermoplastic Elevators and Rudder. In: *Conference Proceedings*, 17. bis 20. Mai, 2010.
- [64] Caldichoury, I.; L'Eplattenier, P.; Duhovic, M.: LS-DYNA R7: coupled multiphysics analysis involving electromagnetism (EM), incompressible CFD (ICFD) and solid mechanics thermal solver for conjugate heat transfer prob-

- lem solving. In: Proceedings of the 9th European LS-DYNA users conference, 2013.
- [65] Duhovic, M.; Caldichoury, I.; L'Eplattenier, P.; Mitschang, P.; Maier, M.: Advances in simulating the joining of composite materials by electromagnetic induction. In: Proceedings of the 9th European LS-DYNA users conference, 2013.
- [66] Duhovic, M.; Hausmann, J.; L'Eplattenier, P.; Caldichoury, I.: A Finite Element Investigation Into the Continuous Induction Welding of Dissimilar Material Joints. In: Proceedings of the 10th European LS-DYNA Conference 2015, 15. bis 17. Juni, 2015.
- [67] Mitschang, P.; Maurer, D.: Quality Controlled Induction Welding by Adapted Process Parameters. In: SAMPE Conference Proceedings, May 18-21, 2015.
- [68] Kim, H. J. E. E.; Yarlagadda, S.; Shevchenko, N. B.; Fink, B. K.; Gillespie, J. W.: Development of a Numerical Model to Predict In-Plane Heat Generation Patterns During Induction Processing of Carbon Fiber-Reinforced Prepreg Stacks. *Journal of Composite Materials*. Vol. 37, Heft 16, (2003), 1461–1483.
- [69] Bensaid, S.; Trichet, D.; Fouladgar, J.: 3-D Simulation of induction heating of anisotropic composite materials. *IEEE Transactions on Magnetics*. Vol. 41, Heft 5, (2005), 1568–1571.
- [70] Moser, L.: Experimental Analysis and Modeling of Susceptorless Induction Welding of High Performance Thermoplastic Polymer Composites. Institut für Verbundwerkstoffe, Kaiserslautern,
- [71] Hümbert, M.; Mitschang, P.: Characterization and Modification of the Temperature Distribution during Continuous Induction Welding. In: Proceedings of the 16th European Conference on Composite Materials, 22.-26. Juni, 2014.
- [72] Grewell, D. A.; Benatar, A.; Park, J. B.: *Plastics and composites welding handbook*. Hanser Gardener, Munich, Hanser, Cincinnati, 2003.
- [73] Harras, B.; Cole, K. C.; Vu-Khanh, T.: Optimization of the Ultrasonic Welding of PEEK-Carbon Composites. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*. Vol. 15, Heft 2, (1996), 174–182.
- [74] Prabhakaran, R.; Kontopoulou, M.; Zak, G.; Bates, P. J.; Baylis, B. K.: Contour Laser – Laser-Transmission Welding of Glass Reinforced Nylon 6. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. Vol. 19, Heft 4, (2006), 427–439.

- [75] Christophe Ageorges; Lin Ye; Meng Hou: Experimental investigation of the resistance welding of thermoplastic-matrix composites. Part II: optimum processing window and mechanical performance. *Composites Science and Technology*. Vol. 60, Heft 8, (2000), 1191–1202.
- [76] Dubé, M.; Hubert, P.; Yousefpour, A.; Denault, J.: Resistance welding of thermoplastic composites skin/stringer joints. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. Vol. 38, Heft 12, (2007), 2541–2552.
- [77] Kim, Y. H.; Wool, R. P.: A theory of healing at a polymer-polymer interface. *Macromolecules*. Vol. 16, Heft 7, (1983), 1115–1120.
- [78] Wool, R. P.: A theory of crack healing in polymers. *Journal of Applied Physics*. Vol. 52, Heft 10, (1981), 5953.
- [79] Krüger, S.; Wagner, G.; Eifler, D.: Ultrasonic Welding of Metal/Composite Joints. *Advanced Engineering Materials*. Vol. 6, Heft 3, (2004), 157–159.
- [80] Wang, X.; Li, P.; Xu, Z.; Song, X.; Liu, H.: Laser transmission joint between PET and titanium for biomedical application. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 210, Heft 13, (2010), 1767–1771.
- [81] André, N. M.; Goushegir, S. M.; dos Santos, Jorge F.; Canto, L. B.; Amancio-Filho, S. T.: Friction Spot Joining of aluminum alloy 2024-T3 and carbon-fiber-reinforced poly(phenylene sulfide) laminate with additional PPS film interlayer: Microstructure, mechanical strength and failure mechanisms. *Composites Part B: Engineering*. Vol. 94, (2016), 197–208.
- [82] Ye, Lin; Lu, Meng; Liu, Hong-Yuan: Deconsolidation and Reconsolidation of Thermoplastic Composites During Processing. *Polymer Composites: From Nano- to Macro-Scale: 2005*, 233–254.
- [83] Hou, M.; Ye, L.; Mai, Y.-W.: An Experimental Study of Resistance Welding of Carbon Fibre Fabric Reinforced Polyetherimide (CF Fabric/PEI) Composite Material. *Applied Composite Materials*. Vol. 6, Heft 1, (1999), 35–49.
- [84] Xiao, X. R.; Hoa, S. V.; Street, K. N.: Processing and Modelling of Resistance Welding of APC-2 Composite. *Journal of Composite Materials*. Vol. 26, Heft 7, (1992), 1031–1049.
- [85] Nagatsuka, K.; Yoshida, S.; Tsuchiya, A.; Nakata, K.: Direct joining of carbon-fiber-reinforced plastic to an aluminum alloy using friction lap joining. *Composites Part B: Engineering*. Vol. 73, (2015), 82–88.

- [86] Fahrenwaldt, H. J.; Schuler, V.: Praxiswissen Schweißtechnik. 3., aktualisierte Auflage, Vieweg+Teubner Verlag / GWV Fachverlage GmbH Wiesbaden, Wiesbaden, 2009.
- [87] Baehr, H. D.; Stephan, K.: Wärme- und Stoffübertragung. 8., aktual. Aufl. 2013, Springer Berlin Heidelberg, Berlin Heidelberg, 2013.
- [88] Dubbel, Heinrich; Grote, Karl-Heinrich; Feldhusen, Jörg: Taschenbuch für den Maschinenbau. 23., neu bearb. und erw. Aufl., Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2011.
- [89] Wiedemann, J.: Leichtbau. 3. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2007.
- [90] Don, R. C.; Gillespie, J. W.; Lambing, Cynthia L. T.: Experimental characterization of processing-performance relationships of resistance welded graphite/polyetheretherketone composite joints. *Polymer Engineering and Science*. Vol. 32, Heft 9, (1992), 620–631.
- [91] Howie, I.; Gillespie, J. W.; Smiley, A. J.: Resistance Welding of Graphite-Polyarylsulfone/Polysulfone Dual-Polymer Composites. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. Vol. 6, Heft 3, (1993), 205–225.
- [92] Bischof, C.; Bauer, A.; Possart, W.; Kapelle, R.; Schulze, R. D.: Zur Adhäsion in Metall-Polymer-Grenzschichten und ihrer praktischen Nutzung. *Acta Polymerica*. Vol. 40, Heft 3, (1989), 214–221.
- [93] Didi, M.; Emrich, S.; Mitschang, P.; Kopnarski, M.: Characterization of Long-Term Durability of Induction Welded Aluminum/Carbon Fiber Reinforced Polymer-Joints. *Advanced Engineering Materials*. Vol. 15, Heft 9, (2013), 821–829.
- [94] Müller, S.; Brand, M.; Dröder, K.; Steuernagel, L.; Meiners, D.: Increasing the Mechanical Properties of Metal-Plastic-Hybrids by Improvement of the Interface –A Microscopic Approach. In: *Euro Hybrid Materials and Structures*, April 20-21, 2016.
- [95] Brand, M.; Kühn, M.; Müller, A.; Dröder, K.: Enhancing The Tensile Strength In Hybrid Metal - FRP Materials through Various Interlocking Structure Patterns. In: *Euro Hybrid Materials and Structures*, April 20-21, 2016.
- [96] Bond Laminates GmbH: Tepex® dynalite 102-RG600(x)/47% Roving Glass – PA 6 Consolidated Composite Laminate, Firmenschrift. <http://bond->

- laminates.com/uploads/tx\_lxsmatrix/mds\_102-rg600\_x\_-47\_.pdf  
(30.07.2017).
- [97] Quadrant Plastic Composites GmbH: D100F23-F1, Firmenschrift.
- [98] Tepex® dynalite 104-RG600(x)/47%, Firmenschrift. [http://bond-laminates.com/uploads/tx\\_lxsmatrix/mds\\_104-rg600\\_x\\_-47\\_.pdf](http://bond-laminates.com/uploads/tx_lxsmatrix/mds_104-rg600_x_-47_.pdf)  
(30.07.2017).
- [99] EN 10130:2006: Kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus weichen Stählen zum Kaltumformen – Technische Lieferbedingungen. Deutsches Institut für Normung e.V., Februar 2007.
- [100] Schachermayer-Großhandelsgesellschaft m.b.H.: Werkstoffdatenblatt DC 01 ( St 12 ), Firmenschrift.  
[https://webshop.schachermayer.com/cdn/medias/docus/53/sdat\\_Datenblatt\\_DC01.pdf](https://webshop.schachermayer.com/cdn/medias/docus/53/sdat_Datenblatt_DC01.pdf) (13.04.2018).
- [101] Domininghaus, Hans; Elsner, Peter; Eyerer, Peter; Hirth, Thomas: Kunststoffe. 8., neu bearb. und erw. Aufl., Springer, Berlin, Heidelberg, 2012.
- [102] Quadrant Engineering Plastic Products: Techtron® PPS (30.09.2017).
- [103] Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen: VDI-Wärmeatlas. 11., bearb. und erw. Aufl., Springer Vieweg, Berlin, 2013.
- [104] Quadrant Plastic Composites GmbH: SymaLITE ULtra A SL110G55L2558S7 NG, Firmenschrift.



## 9 Anhang

### 9.1 Datenblätter



Material Data Sheet						
Tepex <sup>®</sup> dynalite 102-RG600(x)/47% Roving Glass – PA 6 Consolidated Composite Laminate						
	Property		Method ISO	Units	Longitudinal	Transverse
Material	Reinforcement		Fibres Fabric Area weight Yarn Weight rate	g/m <sup>2</sup> tex %	roving glass twill 600 1200 50 1200 50	
	Polymer		Polymer		PA 6	
	Laminate		Density Fibre content Thickness per layer	g/cm <sup>3</sup> % vol. mm	1.8 47 0.5	
Mechanical	Tensile		Modulus Strength Elongation Poisson's ratio	527-4/5 527-4/5 527-4/5 527-4/5	GPa MPa %	22.4 404 2.2 0.17 21.5 390 2.2 0.17
	Flexural		Modulus Ultimate stress*	178 178	GPa MPa	19.2 620 18.7 585
	Charpy impact strength unnotched		23°C -30°C	179/1eU	kJ/m <sup>2</sup> kJ/m <sup>2</sup>	145 - - -
Thermal	Melting Temperature		per DSC	3146	°C	220
	Glass transition temperature		per DSC	3146	°C	60
	Heat deflection temperature		1.80 MPa	75-1/2	°C	215
Coefficient of thermal expansion		-30°C to 23°C 23°C to 80°C	ASTM E831	E-6 1/K	19 15	19 15
Relative temperature index		20.000 h	IEC 216/1	°C	120	

\* 3-Point loading, span-to-depth ratio 16 to 1

*These values are for this specific composition only, the characteristics of composites depend on the reinforcement level and the fibre orientation. Non-standard thickness may also alter some or all of these properties. The data listed here fall within the normal range of product properties, but they should not be used to establish specification limits nor used alone as basis of design.*

*This information corresponds to our current knowledge on subject. It is offered solely to provide possible suggestions for your own experimentations. It is not intended, however, to substitute for any testing you may need to conduct to determine for yourself the suitability of our products for your particular purposes. This information may be subject to revision as new knowledge and experience becomes available since we cannot anticipate all variations in actual end-use conditions. Bond-Laminates makes no warranties and assumes no liability in connection with any use of this information. Nothing in this publication is to be considered as a licence to operate under or a recommendation to infringe any patent right.  
Caution: Do not use this product in medical applications involving permanent implantation in human body.*



## Material Data Sheet

### Tepex<sup>®</sup> dynalite 104-RG600(x)/47% Roving Glass – PP Consolidated Composite Laminate

Property		Method ISO	Units	Longitudinal	Transverse
Material	Reinforcement	Fibres Fabric Area weight Yarn Weight rate	g/m <sup>2</sup> tex %	roving glass twill 2/2 600	
				1200 50	1200 50
	Polymer	Polymer		PP	
	Laminate	Density Fibre content Thickness per layer	g/cm <sup>3</sup> % vol. mm	1.68 47 0.5	
Mechanical	Tensile	Modulus Strength Elongation Poisson's ratio	527-4/5 527-4/5 527-4/5 527-4/5	GPa MPa %	20.5 400 -
				-	-
	Flexural	Modulus Ultimate stress*	178 178	GPa MPa	17.5 370
	Charpy impact strength unnotched	23°C -30°C	179/1eU	kJ/m <sup>2</sup> kJ/m <sup>2</sup>	- -
Thermal	Melting Temperature	per DSC	3146	°C	163
	Glass transition temperature	per DSC	3146	°C	-
	Heat deflection temperature	1.80 MPa	75-1/2	°C	158
	Coefficient of thermal expansion	-30°C to 23°C 23°C to 80°C	ASTM E831	E-6 1/K	- -
	Relative temperature index	20.000 h	IEC 216/1	°C	90

\* 3-Point loading, span-to-depth ratio 16 to 1

*These values are for this specific composition only, the characteristics of composites depend on the reinforcement level and the fibre orientation. Non-standard thickness may also alter some or all of these properties. The data listed here fall within the normal range of product properties, but they should not be used to establish specification limits nor used alone as basis of design.*

*This information corresponds to our current knowledge on subject. It is offered solely to provide possible suggestions for your own experiments. It is not intended, however, to substitute for any testing you may need to conduct to determine for yourself the suitability of our products for your particular purposes. This information may be subject to revision as new knowledge and experience becomes available since we cannot anticipate all variations in actual end-use conditions. Bond-Laminates makes no warranties and assumes no liability in connection with any use of this information. Nothing in this publication is to be considered as a licence under or a recommendation to infringe any patent right.*

*Caution: Do not use this product in medical applications involving permanent implantation in human body.*

Version: 04-12-2014

© Bond-Laminates registered trademark

**BOND**  
**LAMINATES**  
A company of the LANXESS group

## Product Data Sheet

### D100F23-F1

D100F23-F1 is a chopped fiber glass mat reinforced PP laminate with randomly oriented glass fibers. This product provides good flow properties, a very homogeneous fiber distribution and higher heat stabilization. It is commonly used for underbody shields.

Properties		SI Units		Engl. Units	
<b>Physical Properties</b>					
Laminate Thickness*	Internal	4.8	mm	0.189	in
Area Weight*	Internal	4992	g/m	1.022	lb/ft
Fiber Content**	ISO 1172	23	%	23	%
Density (Laminate)*	ISO 1183	1.04	g/cm	0.0376	lb/in
Density (Molded)**	ISO 1183	1.06	g/cm	0.0383	lb/in
<b>Mechanical Properties<sup>3)**</sup></b>					
Tensile Strength	ISO 527 / EN 13677	50	MPa	7253	psi
Tensile Elongation at Break	ISO 527 / EN 13677	2.2	%	2.2	%
Tensile Modulus	ISO 527 / EN 13677	3460	MPa	502	ksi
Flexural Strength	ISO 178 / EN 13677	90	MPa	13055	psi
Flexural Modulus	ISO 178 / EN 13677	3450	MPa	500	ksi
Impact Strength -	IZOD (3.2mm) Charpy (4.0mm)	ASTM D256 E	J/m		ft*lb(wt)/in
		ISO 179-1/2fn	50	kJ/m	24
Multiaxial Impact (4.0mm)					
Max. Load	ASTM D-3763		N		lb(wt)
Energy @ Max. Load			J		ft*lb
Energy @ Failure			J		ft*lb
Max. Load	ISO 6603-2	3800	N	854	lb(wt)
Energy @ Max. Load		14	J	10	ft*lb
Energy @ Failure		25	J	18	ft*lb
<b>Processing Properties**</b>					
Molding Shrinkage	ISO 2577	0.3 - 0.45	%	0.3 - 0.45	%
<b>Special Properties**</b>					
Heat Deflection Temperature	ISO 75-2	145	°C	293	°F
Coefficient of Thermal Expansion	EN ISO 11403-2	30 - 40	10 /K	30 - 40	10 /K
Burning Rate	ISO 3795 / FMVSS302	<10	mm/min	<0.4	in/min

1) = measured in longitudinal direction

2) = measured in transverse direction

3) = crosswise molded

4) = lengthwise molded

\* = Property was determined on the laminate

\*\* = Property was determined on flat molded plaques

All information supplied by or on behalf of Quadrant Plastic Composites in relation to its products, whether in the nature of data, recommendations or otherwise, is supported by research and believed reliable, but QPC assumes no liability whatsoever in respect of application, processing or use made of the aforementioned information or products, or any consequence thereof. The buyer makes all liability in respect of the application, processing or use of the aforementioned information or product, whose quality and other properties he shall verify, or any consequence thereof. No liability whatsoever shall attach to Quadrant Plastic Composites for any infringement of the rights owned by a third party in the intellectual, industrial or other property by the reason of the application, processing or use of the aforementioned information or products by the buyer.

SY



Langglasfaserverstärktes PP in Form von rechteckigen Platten mit einer maximalen Breite von 2200mm  
 Hauptanwendung: bei extrem leichten und biegesteifen fächigen Bauteilen, für die individuelle Kaschierung durch den Verarbeiter.

ALL	mm g/m <sup>2</sup> % g/cm	5.9 2523 30.0 0.424	teilkonsolidiert zu...		
			2.7	4.0	6.0
Dicke			L / Q	L / Q	L / Q
Flächengewicht Gesamt			52 / 43	26 / 22	
Fasergehalt Gesamt	ISO 1172		4188 / 3413	1997 / 1816	
Dichte Gesamt	ISO 1183	0.931	1.87 / 1.55	1.74 / 1.56	0.421
Zugfestigkeit	(abhängig von Konsolidierungsgrad, dh. von der Dichte)				
Zug-E-Modul	ISO 527/4				
Reißdehnung	ISO 527/4				
Biegefestigkeit	ISO 178				
Biege-E-Modul	ISO 178				
Durchstoßversuch / max Kraft	ISO 6603/2				
Durchstoßversuch / Energie bis F <sub>max</sub>	ISO 6603/2				
Durchstoßversuch / Gesamtenergie	ISO 6603/2		52.5 / 30.8	14.8 / 11.1	930 / 757
Verarbeitungsschwundung	ISO 2577	0.12			
Loftverhalten links		13.15			
Loftverhalten mitte		14.60			
Loftverhalten rechts		16.30			
Wärmeformbeständigkeit (HDT)	ISO 75-2A				
Linearer Wärmeausdehnungskoeffizient	DIN 53752-A	10 / K			
Brennrate	FMV S 302	mm/min			

Alle angegebenen Daten sind typische Werte. Mittelwerte sind für die Abhängigkeit von Verarbeitungs- und Geometrieinflüssen vor diesen Mittelwerten abzugeben.

\* Teilwerte sind hochwertige Daten verfügbar. Für weitere Informationen kontaktieren Sie uns bitte.

Alle von Quadrant Plastic Composites oder im Namen von Quadrant Plastic Composites gegebenen Daten, Empfehlungen und Informationsbestimmungen sind als zuverlässig zu betrachten. Für Anwendung, Verwendung, Verarbeitung oder sonstigen G.

your global partner for advanced solutions in composites  
[www.quadrantcomposites.com](http://www.quadrantcomposites.com)

## 9.2 Stromverläufe zum kontinuierlichen Schweißen

### 9.2.1 Aufheizversuche

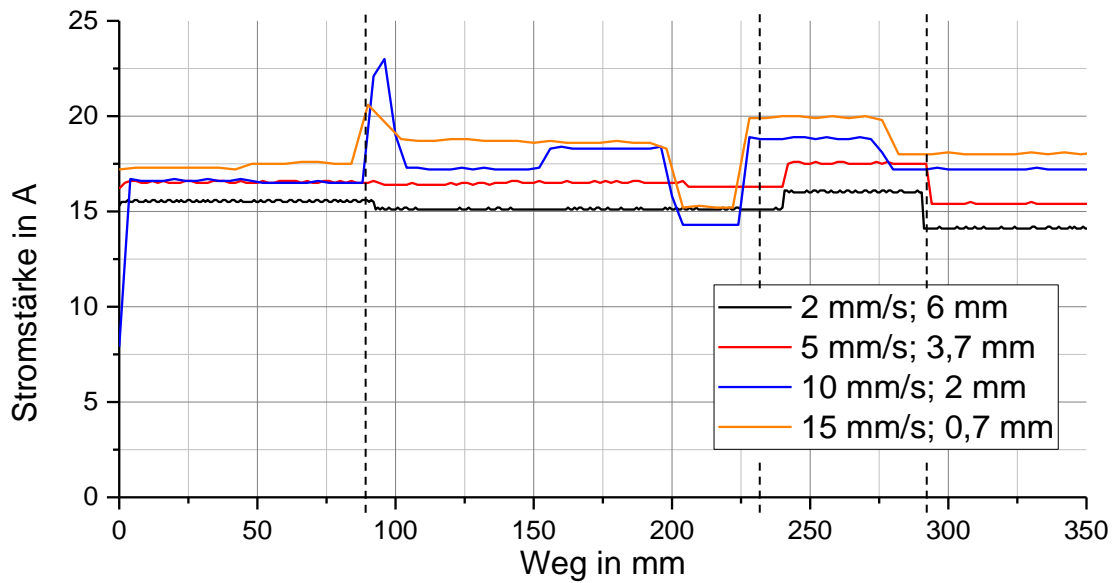


Abbildung 9.1: Stromstärkenverlauf in Abhängigkeit von Geschwindigkeit und Koppelungsabstand für Aufheizversuche ohne Kühlung

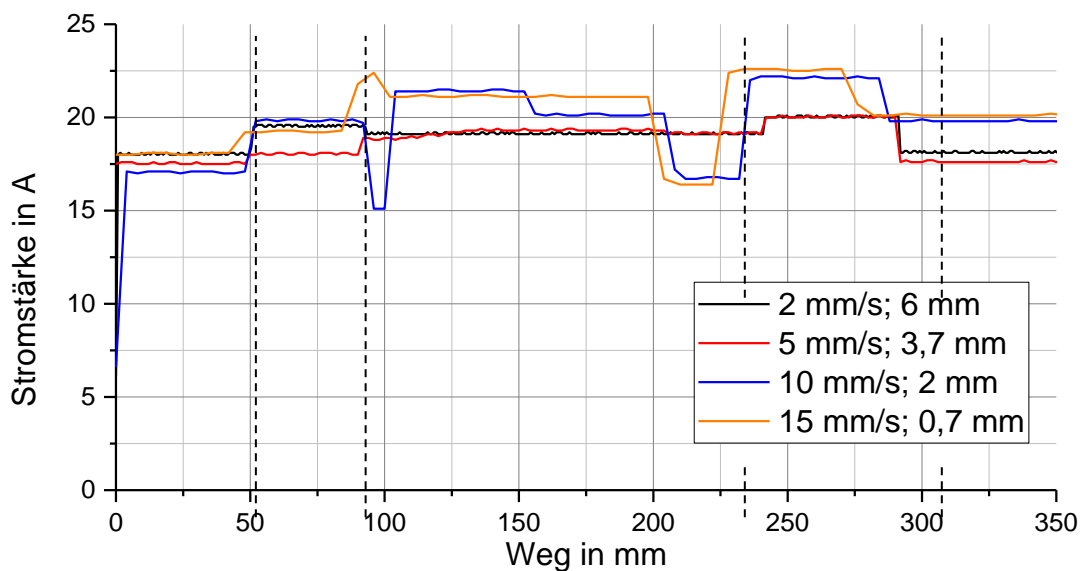


Abbildung 9.2: Stromstärkenverlauf in Abhängigkeit von Geschwindigkeit und Koppelungsabstand für Aufheizversuche mit Kühlung

### 9.2.2 Schweißversuche

Tabelle 9.1: Stromverlauf der Schweißversuche mit einer Geschwindigkeit von 2 mm/s, einem Abstand zwischen Induktor und Rolle von 50 mm, ohne Kühlung

<b>Schweißgeschwindigkeit 2 mm/s, Abstand Induktor-Rolle 50 mm, Kopplungsabstand 6 mm, ohne Kühlung</b>		
<b>Dauer in s</b>	<b>Weg in mm</b>	<b>Stromstärke in A</b>
22,0	44	18,9
4,0	52	Rampe
10,0	72	13,9
50,0	172	16,1
24,0	220	16,7
54,0	328	16,1
45,0	418	13,7

Tabelle 9.2: Stromverlauf der Schweißversuche mit einer Geschwindigkeit von 5 mm/s, einem Abstand zwischen Induktor und Rolle von 50 mm, ohne Kühlung

<b>Schweißgeschwindigkeit 5 mm/s, Abstand Induktor-Rolle 50 mm, Kopplungsabstand 6 mm, ohne Kühlung</b>		
<b>Dauer in s</b>	<b>Weg in mm</b>	<b>Stromstärke in A</b>
3,5	18	19,5
3,5	35	Rampe
33,0	200	17,4
7,5	238	18,3
24,5	360	18,0

Tabelle 9.3: Stromverlauf der Schweißversuche mit einer Geschwindigkeit von 5 mm/s, einem Abstand zwischen Induktor und Rolle von 120 mm, ohne Kühlung

<b>Schweißgeschwindigkeit 5 mm/s, Abstand Induktor-Rolle 50 mm, Kopplungsabstand 4 mm, ohne Kühlung</b>		
<b>Dauer in s</b>	<b>Weg in mm</b>	<b>Stromstärke in A</b>
3,5	18	19,5
3,5	35	Rampe
33,0	200	17,4
7,5	238	18,3
24,5	360	18,0

Tabelle 9.4: Stromverlauf der Schweißversuche mit einer Geschwindigkeit von 10 mm/s, einem Abstand zwischen Induktor und Rolle von 120 mm, ohne Kühlung

<b>Schweißgeschwindigkeit 10 mm/s, Abstand Induktor-Rolle 120 mm, Kopplungsabstand 2 mm, ohne Kühlung</b>		
<b>Dauer in s</b>	<b>Weg in mm</b>	<b>Stromstärke in A</b>
6,0	60	20,3
6,0	120	19,7
5,0	170	19,2
12,0	290	19,5
13,0	420	19,3

Tabelle 9.5: Stromverlauf der Schweißversuche mit einer Geschwindigkeit von 15 mm/s, einem Abstand zwischen Induktor und Rolle von 120 mm, ohne Kühlung

<b>Schweißgeschwindigkeit 15 mm/s, Abstand Induktor-Rolle 120 mm, Kopplungsabstand 2 mm, ohne Kühlung</b>		
<b>Dauer in s</b>	<b>Weg in mm</b>	<b>Stromstärke in A</b>
25,0	375	25,5

Tabelle 9.6: Stromverlauf der Schweißversuche mit einer Geschwindigkeit von 10 mm/s, einem Abstand zwischen Induktor und Rolle von 120 mm, mit Kühlung

<b>Schweißgeschwindigkeit 10 mm/s, Abstand Induktor-Rolle 120 mm, Kopplungsabstand 2 mm, mit Kühlung</b>		
<b>Dauer in s</b>	<b>Weg in mm</b>	<b>Stromstärke in A</b>
4,0	40	21,5
20,0	240	20,8
16,0	400	22,5

Tabelle 9.7: Stromverlauf der Schweißversuche mit einer Geschwindigkeit von 15 mm/s, einem Abstand zwischen Induktor und Rolle von 120 mm, mit Kühlung

<b>Schweißgeschwindigkeit 15 mm/s, Abstand Induktor-Rolle 120 mm, Kopplungsabstand 2 mm, mit Kühlung</b>		
<b>Dauer in s</b>	<b>Weg in mm</b>	<b>Stromstärke in A</b>
15,0	225	25,5
6,0	315	27,0
4,0	355	29,0

Tabelle 9.8: Stromverlauf der Schweißversuche mit einer Geschwindigkeit von 18 mm/s, einem Abstand zwischen Induktor und Rolle von 120 mm, mit Kühlung

<b>Schweißgeschwindigkeit 18 mm/s, Abstand Induktor-Rolle 120 mm, Kopplungsabstand 2 mm, mit Kühlung</b>		
<b>Dauer in s</b>	<b>Weg in mm</b>	<b>Stromstärke in A</b>
13,0	234	28,0
7,0	360	30,0



## Publikationen und Konferenzbeiträge

Hümbert, M.; Mitschang, P.: Influence of active component cooling on process speed and joint strength during continuous induction joining of glass fiber reinforced polyamide 6 and steel. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, Vol. 47, Heft 11, (2016), 1034–1043.

Hümbert, M.; Mitschang, P.: Influence of Maximum Temperature and Cooling Phase on the Lap Shear Strength of Induction Joined Glass Fiber Reinforced Thermoplastics and Steel. In: *Proceedings of the 17th European Conference on Composite Materials*, 26.-30. Juni, 2016.

Hümbert, M.; Mitschang, P.: Inductive joining of glass fiber reinforced polypropylene and metal. In: *Proceedings Euro Hybrid Materials and Structures*, 21. bis 22. April, 2016.

Hümbert, M.; Mitschang, P.: Induktives Fügen von Hybridverbunden aus glasfaserverstärkten Organoblechen und Metall. *Werkstoffwoche*, 14.–17. September, 2015.

Hümbert, M.; Mitschang, P.: Interdependency of Welding Speed and Distance between Coil and Roller during Induction Welding of Metal and Glass Fiber Reinforced Polyamide 6. In: *Proceedings of the 20th International Conference on Composite Materials*, 19.-24. Juli, 2015.

Hümbert, M.; Mitschang, P.: Hybrides Induktionsschweißen - ein neuer Ansatz zum Fügen von faserverstärkten Thermoplasten und Metallen. *VDI-Tagung Spezialtag „Fügen und Verbinden von Composite-Bauteilen“*, 16. April, 2015.

Hümbert, M.; Mitschang, P.: In-plane and through-thickness temperature distribution during continuous induction welding. *IVW Kolloquium*, 11.-12. Juni, 2015.

Hümbert, M.; Didi, M.; Mitschang, P.: Latest technologies in robot based joining methods for thermoplastic materials – State-of-the-Art, recent developments, future perspective. *Materialien des Karosseriebaus 2015*, 22.-23. April, 2015.

Wan, Yun; Liu, Steven; Hümbert, Martina; Duhovic, Miro; Mitschang, Peter: *Advanced Measurement, Characterization and Simulation of Thermoplastic Composite*

Induction Welding. KMUTNB International Journal of Applied Science and Technology, Vol. 4, Heft 4, (2014), 1–12.

Duhovic, M.; Hümbert, M.; Mitschang, P.; Maier, M.; Caldichoury, I.; L'Eplattenier, P.: Further advances in simulating the processing of composite materials by electromagnetic induction. In: Proceedings of the 13th International LS-DYNA Users Conference, 2014.

Hümbert, M.; Mitschang, P.: Characterization and Modification of the Temperature Distribution during Continuous Induction Welding. In: Proceedings of the 16th European Conference on Composite Materials, 22.-26. Juni, 2014.

Didi, M.; Hümbert, M.; Mitschang, P.: Induktives Schweißen von thermoplastischen Faserverbundwerkstoffen und hybriden Metall-Faserverbundbauteilen. Werkstoffe, Heft 3, (2013).

Mitschang, P.; Hümbert, M.; Moser, L.: Susceptorless continuous induction welding of carbon fiber reinforced thermoplastics. In: 19th International Conference on Composite Materials, 28. Juli bis 2. August, 2013.

Hümbert, M.; Didi, M.; Mitschang, P.: Induction welding methods for thermoplastic composite materials – state-of-the-art, recent developments, future perspective. 4th International Conference Automotive Composites 2013, 2.-4. Dezember, 2013.

Hümbert, M.; Didi, M.; Moser, L.; Mitschang, P.: Latest technologies in robot based joining methods for thermoplastic materials – State-of-the-Art, recent developments, future perspective. JEC World Conference 2013, 12.-14. März, 2013.

## Betreute studentische Arbeiten

Jeanson, Loic: Untersuchung des Einflusses nickelummantelter Kohlenstofffasern auf die Schweißbarkeit kohlenstofffaserverstärkter Thermoplaste, IVW-Bericht 13-009.

Fischer, Jonas: Entwicklung einer Vorrichtung zum Kalibrieren einer Thermokamera, IVW-Bericht 14-004.

Von Landenberg; Daniel: Untersuchung der Nutzbarkeit des Induktionsschweißens zur lokalen Reparatur, IVW-Bericht 14-010

Pugh, Samuel: Entwicklung von Suszeptoren aus nickelummantelten Kohlenstofffasern, IVW-Bericht 14-011.

Hou, Jian: Übertragbarkeit des induktiven Erwärmens von Metallen auf faserverstärkte Thermoplaste, IVW-Bericht 14-013.

Langenbahn, Simeon: Entwicklung eines Verfahrens zum symmetrischen induktiven Erwärmen.

Weiland, Mario: Induktives Fügen von naturfaserverstärkten Thermoplasten und Metallen, IVW-Bericht 14-024

Heep; Steffen: Entwicklung eines Prüfstands zum Induktionsschweißen, IVW-Bericht 14-030.

Ströer, Moritz: Entwicklung und Absicherung von Delta-Alpha toleranten Fügekonzepten für rohbaufeste, IVW-Bericht 14-031

Hartmann, Moritz: Vergleich der Oberflächenvorbehandlungen Entfetten und Korundstrahlen beim induktiven Verschweißen von glasfaserverstärkten Organoblechen und Stahl, IVW-Bericht 14-042

Mai, Stefan: Vergleich der Oberflächenvorbehandlungen Entfetten und Korundstrahlen beim induktiven Verschweißen von glasfaserverstärkten Organoblechen und Aluminium, IVW-Bericht 14-042

Otto, Nils: Ermittlung der Einflüsse verschiedener Prozessgrößen auf die Temperatur in der Fügezone beim Induktionsschweißen von Metall und glasfaserverstärktem Polyamid 6, 14-060.

Reitzig, Johannes: Diskontinuierliches Induktionsschweißen von Polyamid 66 und Stahl, IVW-Bericht 14-072.

Von Landenberg, Daniel: Untersuchung zur Verhautung von Bauteiloberflächen aus expandiertem Polypropylen mit Hilfe eines induktiv erwärmten Werkzeugs (EPP), IVW-Bericht 14-098.

Maurel, Brian: Simulation des kontinuierlichen Induktionsschweißprozesses für FKV-Metall-Hybride, IVW-Bericht 14-100.

Stingl, Marco: Ermittlung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung beim induktiven Schweißen von glasfaserverstärktem Polyamid 6/ Polypropylen und Stahl, IVW 14-105.

Sander, Jonas: Ermittlung der Einflüsse verschiedener Prozessgrößen auf die Temperatur in der Fügezone beim Induktionsschweißen von Metall und glasfaserverstärktem Polypropylen, IVW-Bericht 15-016.

Kanzler, Nick: Konzeption einer reversiblen Anbindung thermoplastischer gewebeverstärkter Bauteile an metallischen Fahrzeugkarosserien, IVW-Bericht: 15-025.

Woll, Johannes: Reparatur von kohlenstofffaserverstärkten Thermoplasten mittels Induktionsschweißen, IVW-Bericht 15-049.

Klingelhöfer, Jan-David: Untersuchung der Nutzbarkeit von perforierten Blechen zur Steigerung der übertragbaren Lasten beim Induktionsschweißen von glasfaserverstärktem PP und Stahl, IVW-Bericht 15-051.

Sander, Jonas: Optimierung der Temperaturverteilung in der Fügezone beim Induktionsschweißen von Metall und glasfaserverstärkten Organoblechen, IVW-Bericht 15-071.

Lahr, Alexander: Einfluss des Abkühlvorgangs auf die Fügequalität beim Induktionsschweißen von glasfaserverstärktem Polyamid 6 und Stahl, IVW-Bericht 16-023.

Stien, Christopher; Müller, Martin: Untersuchung der Druckverteilung in der Fügezone beim hybriden kontinuierlichen Induktionsschweißen, IVW-Bericht 16-036

Pfaffmann, Theo: Prozessentwicklung zur Herstellung und Prüfung von induktionsgeschweißten Hybridbauteilen für den Einsatz in der Luftfahrtindustrie, IVW-Bericht 16-049.

Hillenbrand, Christian: Einfluss der Länge der Druckphase auf die Fügefestigkeit beim Induktionsschweißen von glasfaserverstärktem Polyamid 6 / Polypropylen und Stahl, IVW-Bericht 17-009.

Tansel, Irfan: Erprobung des weggeregelten Induktionsschweißens von faserverstärkten Thermoplasten und Stahl, IVW-Bericht 17-016.

Bolz, Michael: Einfluss der Temperatur in der Fügezone auf die Zugscherfestigkeit von glasfaserverstärktem Polyamid 6 / Polypropylen und Stahl, IVW-Bericht 17-021.

## Lebenslauf

### Persönliche Daten

Name Martina Hümbert

### Ausbildung

08/1992 bis 06/1996	Grundschule Differten
08/1996 bis 06/2005	Robert-Schuman-Gymnasium Saarlouis
10/2005 bis 03/2008	TU Kaiserslautern: Wirtschaftsingenieurwesen mit Fachrichtung Maschinenbau
04/2008 bis 02/2012	TU Kaiserslautern: Maschinenbau mit den Schwerpunkten Werkstofftechnik und Verbund- werkstoffe

### Beruflicher Werdegang

03/2012 bis 02/2017	Wissenschaftliche Mitarbeiterin an der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Abteilung Verar- beitungstechnik
---------------------	--