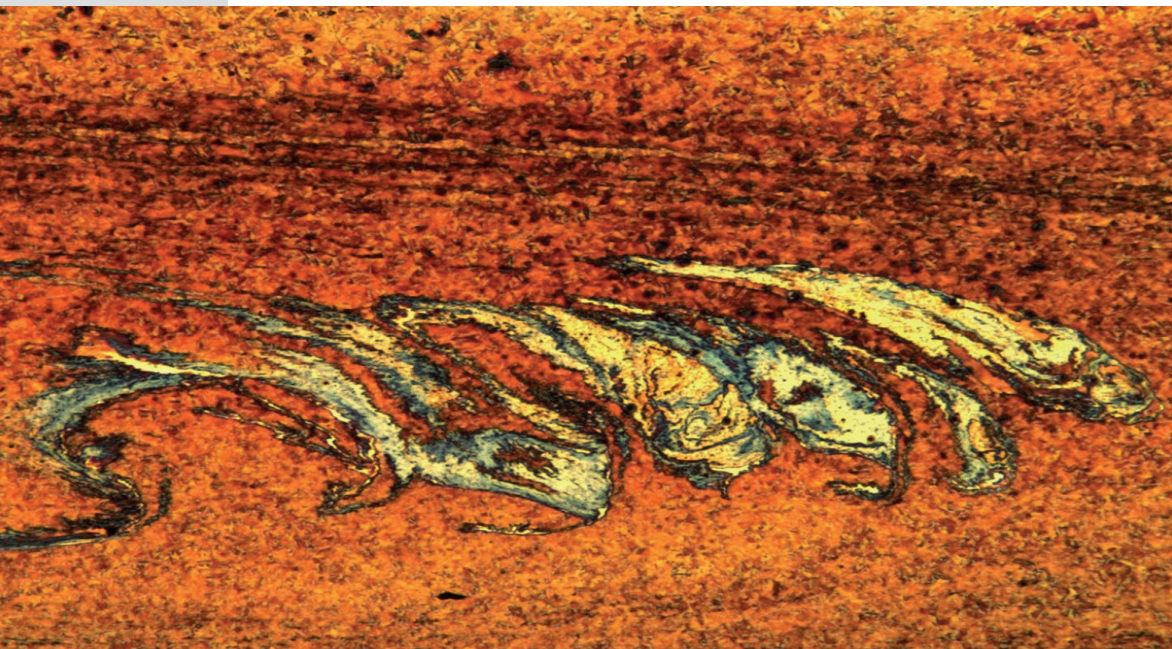
VERLAG DER TECHNISCHEN UNIVERSITÄT GRAZ

Thomas Forstner

Induktionsfügen von thermoplastischen Faserverbundwerkstoffen

AMS 7

MONOGRAPHIC SERIES TU GRAZ
ADVANCED MATERIALS SCIENCE



Thomas Forstner

Induktionsfügen von thermoplastischen Faserverbundwerkstoffen

Monographic Series TU Graz

Advanced Materials Science

Herausgeber:

Christof Sommitsch	Institut für Werkstoffkunde und Schweißtechnik
Klaus Reichmann	Institut für Chemische Technologie von Materialien
Ferdinand Hofer	Institut für Elektronenmikroskopie und Nanoanalytik

Monographic Series TU Graz

Advanced Materials Science Volume 7

Thomas Forstner

Induktionsfügen von thermoplastischen Faserverbundwerkstoffen

---

Diese Schrift wurde im Oktober 2019 unter dem Titel “Induktionsfügen von thermoplastischen Faserverbundwerkstoffen” als Dissertation am Instituts für Werkstoffkunde, Fügetechnik und Umformtechnik an der Technischen Universität Graz eingereicht.

Betreuung / Beurteilung:
Christof Sommitsch (Technische Universität Graz)
Niels Modler (Technische Universität Dresden)

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

Coverbild	Wolframkarbid Einschlüsse in der Rührzone eines austenitischen Stahls Mit freundlicher Genehmigung der TU Graz Institut für Werkstoffkunde und Schweißtechnik
Cover Layout	Verlag der Technischen Universität Graz
Druck	DATAFORM Media Ges.m.b.H.

© 2020 Verlag der Technischen Universität Graz
www.tugraz-verlag.at

Print
ISBN 978-3-85125-769-4

E-Book
ISBN 978-3-85125-770-0
DOI 10.3217/978-3-85125-769-4



https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/

Achte auf Deine Gedanken, denn sie werden Worte.
Achte auf Deine Worte, denn sie werden Handlungen.
Achte auf Deine Handlungen, denn sie werden Gewohnheiten.
Achte auf Deine Gewohnheiten, denn sie werden Dein Charakter.
Achte auf Deinen Charakter, denn er wird Dein Schicksal.

nach freien Überlieferungen aus China und dem Talmud

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Doktorand und Mitarbeiter der BMW AG in München, sowie als wissenschaftlicher Mitarbeiter des Instituts für Werkstoffkunde, Fügetechnik und Umformtechnik der TU Graz von 2014 bis 2019.

Mein herzlichster Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Christof Sommitsch, Leiter des Instituts für Werkstoffkunde, Fügetechnik und Umformtechnik für die hervorragende Betreuung und Erstellung des Erstgutachtens. Ihr großes entgegengebrachtes Vertrauen, Ihre konsequente Förderung und die vielen fachlichen Diskussionen haben diese Arbeiter erst ermöglicht.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Niels Modler, Leiter des Instituts für Leichtbau und Kunststofftechnik an der TU Dresden danke ich für die engagierte Übernahme des Korreferates und die Möglichkeit der experimentellen Unterstützung bei der Durchführung der in-situ-Prüfungen mittels Computertomographen. Besonderen Dank möchte ich den beiden Mitarbeitern Dr.-Ing. Eike Dohmen und Dipl.-Ing. Vinzenz Geske aussprechen, die mich bei der Durchführung tatkräftigt unterstützten.

Herrn Dr.-Ing. Fabian Fischer, BMW AG, danke ich in ganz besonderer Weise. Als stetiger Unterstützer des wissenschaftlichen Vorhabens und den vielen Stunden des freundschaftlichen Diskurses an dieser Arbeit. Dem leider viel zu früh verstorbenen Dipl.-Ing. Ingo Mantei bin ich zu tiefsten Dank für seine Förderung in der frühen Stunde verpflichtet. Er konnte den Weg für dieses Vorhaben mit bereiten. Herzlichen Dank!

Meinen Kollegen bei der BMW AG sowie am Institut des IMAT danke ich für die freundschaftliche, hilfsbereite und abwechslungsreiche Zusammenarbeit. Durch Euren Beitrag habt Ihr mir ein sehr positives und unvergesslich kollegiales Arbeitsumfeld geschaffen in welchem es mir möglich war den wissenschaftlichen Diskurs und die Erstellung einer interdisziplinären wissenschaftlichen Arbeit durchzuführen. Besonders möchte ich den Studenten für Ihre wertvolle und hochqualitative Arbeit in diesem Themenfeld danken.

Neben den direkten Unterstützern an der Arbeit möchte ich meinen Freunden und Bergkameraden danken. Mit Ihnen konnte ich bei den Bergtouren Luftholen und Kraft für die nächsten Schritte sammeln.

Meiner Familie und besonders meinen Großeltern gilt mein liebevoller und ganz besonderer Dank für die bedingungslose Unterstützung während meiner gesamten Ausbildung. Von den ersten Worten die ich sprechen konnte über meine handwerklichen Arbeiten bis zum heutigen Tag am Ende dieser akademischen Arbeit. Ihnen möchte ich nicht nur für die Unterstützung sondern auch für die aufgebrachte Geduld danken.

Oberlaindern, Mai 2020 Thomas Forstner

Kurzfassung

Der Einsatz von hochperformanten Faser-Kunststoff-Verbunden in der Fahrzeugkarosserie stellt ein großes Potential für die Reduzierung des Karosseriegewichtes dar und liefert somit einen wichtigen Beitrag bei der Reduktion von Emissionen und fossiler Treibstoffe. Hierbei stellt die Verfügbarkeit des werkstoffgerechten Fügeverfahrens immer öfter die Grenze der Einsatzmöglichkeit des Werkstoffes dar. Neben der technischen Möglichkeit eine Verbindung zwischen zwei oder auch mehr Bauteilen innerhalb eines Tragwerkes herzustellen, ist eine Fähigkeitsbetrachtung sowie der ökonomisch sinnvolle Einsatz des Verfahrens notwendig. In dieser Arbeit wird das Induktionsschweißen von carbonfaserverstärkten Thermoplasten untersucht. Der Thermoplast wird in dieser Anwendung durch die induzierten Wirbelströme in der Carbonfaser plastifiziert. Die Möglichkeit das Verfahren in der automobilen Karosseriefertigung einzusetzen ist von der Reproduzierbarkeit der Prozesse abhängig. Hierzu wird in der vorliegenden Arbeit die Möglichkeit der Prozessüberwachung und der temperaturgeregelten Plastifizierung betrachtet. Der zweite Prozessschritt des kontinuierlich ausgeführten Induktionsschweißprozesses ist die Rekonsolidierung des plastifizierten Fügeflansches. Hierbei handelt es sich um den festigkeitsbildenden Teilprozess. Die Verbesserung der mechanischen Kennwerte sowie der Reproduzierbarkeit, wird durch die aktive Beeinflussung des Abkühlgradienten und des Konsolidierungsdrucks herbeigeführt. Hierzu wird der Teilprozess in die Phasen der aktiven und passiven Konsolidierung unterteilt und eine Optimierung durchgeführt. Für die zeit- und kostenoptimierte Schweißbarkeitsanalyse und Erstparametrierung des vorliegenden Werkstoffes, wird eine semi-analytische Methode entworfen und zur Parameterfindung verwendet. Unter Berücksichtigung der durchgeführten Effektanalysen wird eine industriell verwendbare automatisierte Schweißstation an einem 6-Achsen-Industrieroboter realisiert. Im zweiten Teil der Arbeit werden hiermit Schweißnähte in unterschiedlichen Raumlagen hergestellt und untersucht. Mit zerstörenden Prüfmethoden sowie den bildgebenden Untersuchungsmethoden, Computertomografie und Rasterelektronenmikroskopie, wird das Versagen der Schweißverbindung analysiert. Die mechanischen wie auch optischen Schweißnahteigenschaften werden neben der Zug-Scher-Prüfung durch eine adaptierte Anwendung des Compression-Shear-Tests verwendet um die interlaminare Scherfestigkeit zu ermitteln. Abschließend erfolgt die Betrachtung der konstruktiven Rahmenbedingungen und Einflüsse auf die Schweißnahteigenschaften. Die Prozessfähigkeitsbetrachtung sowie die Wirtschaftlichkeitsbetrachtung zeigen das Potential und die Grenzen der industriellen Anwendung in der aktuellen Serienfertigung von Fahrzeugkarossen auf.

Abstract

The use of high-performance fiber-reinforced plastics in automotive chassis shows a high potential for the emission reduction and the conservation of fossil fuels through lightweight design. The availability of a material specific joining technique sets the limit of material use case in the car body. In addition to the technical capacities of a method to create a bond between two or more parts in the car body, the technical opportunities, the capability check and the economic aspects have to be fulfilled. The study investigated the induction welding of carbon-fiber-reinforced thermoplastics. With the induced eddy currents in the carbon fibers the thermoplastic matrix was melted by thermal loss. The proof of the process capability was necessary for the industrial use of the induction welding in the body shop. One aspect at the study was the analysis of the process monitoring and the temperature controlled plasticizing as the first process step of the continuous welding. The second goal of the study was to investigate and optimize the strength related re-consolidation of the locally melted fusion zone. The major scope of the investigation, for the improvement of the mechanical values of the weld seam was laid on the active controlled cooling and the designated applied local pressure. For the optimization the consolidation process was split in active and passive parts. A semi-analytic method was used for a fast and economic weldability investigation and the weld parameter prediction. An industrial automated weld system with a standardized body shop robot system was designed. The requirements for the design were defined after an effect analysis of the induction weld process. In the second part of the study the influence of the weld head position was evaluated. The failure of the fusion zone was investigated by x-ray computer tomography and scanning electron microscopy. To determine the static mechanical properties the Single-Lap-Shear-Test was used. The inter laminar shear strength value was determined by the modified Compression-Shear-Test. Based on the investigations the guidelines for the parts and joint design were defined. The capability study and economic evaluation prove the possibility of the current industrial application at the body shop.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungen XIV
Symbolverzeichnis XVI

1 Einleitung **1**
1.1 Faserverbund-Werkstoffe im Leichtbau 1
1.2 Potential thermoplastischer Faser-Kunststoff-Verbunde 2
1.3 Faserverbundgerechte Verbindungstechnik 5

2 Stand der Technik **11**
2.1 Thermoplastische Kunststoffe 11
2.1.1 Grundlagen und Einteilung der Kunststoffe 11
2.1.2 Werkstoffeigenschaften von Thermoplasten 12
2.1.3 Faserverstärkte Thermoplaste 16
2.1.4 Herstellverfahren von Halbzeugen und Bauteilen mit thermoplastischer Matrix 21
2.1.5 Konsolidierung von Thermoplasten 22
2.1.6 Betrachtung des Schmelzschweißprozesses bei Thermoplasten 23
2.1.7 Prüfmethoden 23
2.1.8 Ermüdungsverhalten 29
2.1.9 Thermische Kunststoffkennwerte 31
2.1.10 Bildgebende Analyseverfahren 32
2.1.11 Schadensanalyse 33
2.2 Grundlagen der induktiven Erwärmung 33
2.2.1 Erzeugung des elektromagnetischen Feldes 33
2.2.2 Magnetismus 37
2.2.3 Anlagentechnik 38
2.2.4 Physikalische Prozessbeschreibung 42
2.3 Erwärmung carbonfaserverstärkter Kunststoffe 44
2.3.1 Faserspezifische Erwärmungsmechanismen 45
2.3.2 Anwendung 47
2.4 Schweißbarkeit 48
2.5 Modelle zur mathematischen Beschreibung 51
2.5.1 Numerische Berechnungs- und Simulationsmodelle 51
2.5.2 Analytische Berechnungsmodelle 51

3 Aufgabenstellung **53**
3.1 Problembeschreibung 53
3.2 Zielsetzung und Lösungsansatz 53

4 Systemtechnik und Versuchsaufbau **55**
4.1 Messtechnik . . . 55
4.1.1 Taktile Temperaturmessung . . . 55
4.1.2 Thermografie . . . 57
4.1.3 Pyrometer . . . 63
4.1.4 Kraft- und Geschwindigkeitsmessung . . . 63
4.2 Prozessanalyse . . . 63
4.3 Auslegung der Systemkomponenten . . . 65
4.3.1 Systemtechnik zur induktiven Erwärmung . . . 67
4.3.2 Systemtechnik zur Rekonsolidierung . . . 70
4.3.3 Geregelte Prozessführung . . . 82
4.3.4 Prozessdatenerfassung . . . 87
4.3.5 Versuchsaufbau . . . 87
4.4 Diskussion . . . 96

5 Plastifizierung der Matrix **97**
5.1 Funktionsweise der Erwärmung . . . 97
5.2 Experimentelle Untersuchung . . . 98
5.2.1 Pyrometrische Temperaturmessung . . . 98
5.2.2 Einfluss der Systemparameter . . . 106
5.2.3 Einfluss der Prozessparameter . . . 125
5.2.4 Wärmetransportverhalten . . . 131
5.2.5 Erwärmungsverhalten während des kontinuierlichen Schweißprozesses . . . 133
5.3 Optimierung der Prozessparameter . . . 139
5.3.1 Modelle zur Beschreibung der Energieeinbringung . . . 139
5.3.2 Verwendetes Lösungsverfahren . . . 141
5.3.3 Durchführung der Optimierung . . . 144
5.3.4 Validierung des Optimierungsmodells . . . 144
5.3.5 Dynamisches Berechnungsmodell . . . 145
5.4 Prozessfenster . . . 145
5.5 Diskussion . . . 149

6 Rekonsolidierung und Schweißnahteigenschaften **151**
6.1 Rekonsolidierung teilkristalliner Polyamide . . . 151
6.1.1 Wärmetransportmechanismen während der Rekonsolidierung . . . 151
6.1.2 Experimentelle Untersuchung der Konsolidierungsparameter . . . 152
6.1.3 Ablauf der Rekonsolidierung . . . 153
6.2 Eigenschaften der Schweißverbindung . . . 155
6.2.1 Oberflächeneigenschaften . . . 155
6.2.2 Bruchflächen . . . 155
6.2.3 Analyse der Verbindungsfestigkeit . . . 157
6.2.4 Eigenschaften des Grundwerkstoffs . . . 158
6.2.5 Einfluss der Schweißrichtung . . . 163
6.2.6 Schadensanalyse der Induktionsschweißnaht . . . 163
6.3 Diskussion . . . 169

7 Fertigungstechnische Umsetzung **171**
7.1 Fügeaufgabe . . . 171
7.1.1 Zugänglichkeitsuntersuchung . . . 172
7.1.2 Qualität der Schweißverbindung . . . 172
7.2 Bewertung der Gerätetechnik . . . 173
7.3 Bewertung der Prozesseignung und Fähigkeit . . . 173
7.4 Wirtschaftlichkeitsbetrachtung . . . 174

8 Zusammenfassung **177**

Literaturverzeichnis **178**

Abbildungsverzeichnis **189**

Tabellenverzeichnis **197**

A Zeichnungen, Tabellen und Erklärungen **199**
A.1 Werkstoffeigenschaften und Datenblätter . . . 199
A.1.1 Zustandsbereiche Thermoplaste . . . 199
A.1.2 Probekörper mit In-Situ-Thermoelemente . . . 202
A.1.3 Kennzahlen zum Wärmetransport . . . 203
A.1.4 Prepreg . . . 204
A.1.5 Thermoplaste . . . 207
A.1.6 Vlieswerkstoffe . . . 209
A.1.7 Ermüdungsverhalten und dynamische Werkstoffauslegung . . . 211
A.1.8 Magnetisums . . . 211
A.2 Numerische Lösungsverfahren . . . 213
A.3 Datenblätter und Spezifikation der Anlagentechnik . . . 215
A.4 Berechnungen zu den Strömungszuständen in der Konsolidierungsrolle . . . 224
A.5 Komponenten und Programmumgebung der Versuchs-anlage . . . 231
A.6 Optimierungsmethode . . . 234
A.7 Festigkeitsuntersuchung . . . 245
A.8 Prozessfenster . . . 246
A.9 Prozessfähigkeitsuntersuchung . . . 247

B Veröffentlichungen **249**

C Betreute studentische Arbeiten **251**

Abkürzungen

BMW	Bayerische Motoren Werke
bzw.	beziehungsweise
ca.	circa
CAD	Computer Aided Design
CFK	Carbonfaserverstärkter Kunststoff
CFRTP	Carbonfaserverstärkter Thermoplast (engl. Carbon Fiber Reinforced Thermoplastics)
CST	Compression Shear Test
CT	Computertomographie
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DSC	Differential Scanning Calorimetry
DVS	Deutsche Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V.
etc.	et cetera, lt. und die übrigen
FEM	Finite Elemente Methode
FKV	Faser-Kunststoff-Verbunde
FRTP	Faserverstärkter Thermoplast (engl. Fiber Reinforced Thermoplastics)
FVW	Faser-Verbund-Werkstoffe
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
GMT	glasmattenverstärkter Thermoplaste
GUI	Grafische-Benutzeroberfläche
HF	Hochfrequenz
HMI	engl. Human Machine Interface
IFOV	engl. Instantaneous Field of View
ILK	Institut für Leichtbau und Kunststofftechnik
INI	Induktiver Näherungsschalter
IR	Infrarot
IVW	Institut für Verbundwerkstoffe
LFM	Light Flash-Methode
MF	Mittelfrequenz
NF	Niederfrequenz
OSG	Obereschwellgrenze
PAG	Programmiergerät
PBT	Polybutylenterephthalat
PFU	Prozessfähigkeitsuntersuchung

Pkw	Personenkraftwagen
POI	Messfleck, engl. Point of Interest
RBF	Radial Basis Funktion
REM	Rasterelektronenmikroskopie
SAN	Styrol-Acrylnitril-Copolymerisat
SLM	Selectiv Laser Melting
SLS	Single Lap Shear
SMC	Sheet Molding Compound
sog.	so genannt
TCP	Tool Center Point
u.a.	unter anderem
USG	Untereschwellgrenze
vgl.	vergleiche
WEZ	Wärmeeinflusszone
z.B.	zum Beispiel

Symbolverzeichnis

Lateinische Symbole

A_0	Ausgangsfläche
B	mag. Flussdichte
b	Probenbreite
B_M	Induktionsflussdichte
c	Lichtgeschwindigkeit
c_p	spezifische Wärmekapaztät
D_H	hydraulischer Durchmesser
E_1	Elastizitätsmodul in x-Richtung zur Faser
E_2	Elastizitätsmodul in y-Richtung zur Faser
E_3	Elastizitätsmodul in z-Richtung zur Faser
F	Kraft
f	Frequenz
F_B	Bruchkraft
F_{max}	Kraftmax
f_R	Resonanzfrequenz eines Schwingkreises
H	mag. Feldstärke
h	Koppelabstand
h	Planck'sches Wirkungsquantum
I	Stromstärke
J	mag. Polarisation
K	normierte Energiekonstante
k	Boltzmann Konstante
L	Induktivität einer Spule
ΔL	Längenäderung
L_0	Probenlänge
$l_{\ddot{u}}$	Überlappungslänge
M_B	Biegemoment
N	Lastspielzahl
N_P	Anzahl der Windungen einer Spule
P	Leistung
Q	Wärmemenge
$\dot{Q}$	Wärmestrom
R	el. Widerstand
s	Strecke

T_C	Curier-Temperatur
T_g	Glasübergangstemperatur.
T_{ist}	taktil gemessene Oberflächentemperatur am POI
T_{korr}	korrigierte Temperatur
T_m	Schmelztemperatur
T_{mess}	pyrometrisch gemessene Oberflächentemperatur am POI
T_Z	Zersetzungstemperatur
$\dot{V}$	Volumenstrom
v_w	Schweißgeschwindigkeit
X	Konstante der Systemparameter

Griechische Symbole

α	linearer Wärmeausdehnungskoefffizient
β	kubischer Wärmeausdehnungskoefffizient
ϵ	Emissionskoeffizient
ϵ_B	Bruchdehnung
ϵ	Dehnung in Proben Längsrichtung
ϵ_s	Streckdehnung
ϵ_{th}	berechneter Emissionskoeffizient
ϑ_{ist}	tatsächliche Oberflächentemperatur am POI
λ	Wärmeleitfähigkeit
μ	mag. Permeabilität
μ_r	relative Permeabilität
μ_{re}	relative Permeabilität des emittierenden Werkstoffs
μ_0	mag. Feldkonstante
π	Die Kreiszahl
ϕ	mag. Fluss
δp	Differenzdruck
ρ	spezifischer elekt. Widerstand
ρ	Reflexionskoeffizient
ρ_e	elektrischer spezifischer Widerstand
ϱ	Materialdichte
σ_B	Bruchspannung
σ_E	Stromeindringtiefe
σ_m	Mittelspannung
σ_m	Zugfestigkeit
σ_o	Oberspannung

σ_s	Streckspannung
σ_u	Unterspannung
σ_x	Zugspannung
τ	Transmissionskoeffizient
τ_D	interlaminare Scherfestigkeit
τ_{max}	maximale Schubspannung
τ_{xx}	Schubspannung in x-Richtung, verursacht durch Kraft in x-Richtung
τ_{xz}	Schubspannung in z-Richtung, verursacht durch Kraft in x-Richtung
χ_M	mag. Suszeptibilität

1 Einleitung

1.1 Faserverbund-Werkstoffe im Leichtbau

Der Leichtbau durch Faser-Verbund-Werkstoffe (FVW) ist zu Beginn des neuen Jahrtausends in der automobilen Serienproduktion angekommen. Durch den großvolumigen Einsatz von Carbonfaserverstärktem Kunstoff (CFK) in der primären Tragstruktur der Flugzeugkonstruktion [1] wie auch im strukturellen Karosseriebau von Kraftfahrzeugen hat sich die Verwendung von FVW als Leichtbauwerkstoff etabliert. Um das charakteristische Verhalten von FVW zu verstehen, soll ein kleines Gedankenspiel helfen. Hierbei wird der FVW in seine Einzelkomponenten – Faser und Matrix – zerlegt und deren Aufgaben im Verbund betrachtet. Bei einem Blick auf die für hohe Zugbelastungen geeignete Faser erschließt sich die starke Anisotopie dieser Werkstoffgruppe, wohingegen die Aufgabe der Matrix zu einem Großteil im Zusammenhalt der einzelnen Faserelmemte und der geometrischen Gestaltung dient. Die Eigenschaft der Anisotropie ist eine der größten Anforderungen an den gestaltenden Konstrukteur. Faserverbundgerechte Bauteilgestaltung und Produktion ist eine interdisziplinäre Herausforderung, die neben dem spezifischen Design und der Auslegung insbesondere die werkstoffgerechte Methodik und Fertigungstechniken in der gesamten Prozesskette fordert. Die Anisotropie und spezifischen Eigenschaften führen nicht nur zu erhöhtem Aufwand in der Produktion, sondern ermöglichen vor allem das hohe Leichtbaupotential [2] und die Designfreiheit des Werkstoffs. Der konsequente Einsatz dieser Werkstoffgruppe im Material-Mischbau der modernen Fahrzeugkarosserie fordert die Anbindung an Bauteile, die aus Materialien anderer Werkstoffgruppen bestehen. Um diese Anbindungen so zu gestalten, dass der FVW nicht geschädigt wird und das Potential der Kraftableitung und Steifigkeit bestmöglich ausgenutzt werden kann, muss eine geeignete Fügetechnik ausgewählt werden.

In vielen Fällen kann dies eine Einschränkung bei der Verwendung des Werkstoffs führen, wenn keine geeignete Fügetechnik vorliegt. In der Konsequenz bedeutet dies die Notwendigkeit, neue Technologien zu untersuchen und Fügetechniken zu entwickeln. Die Prämissen für eine faserverbundgerechte Fügetechnik lassen sich mit den Untersuchungen von Schürmann [2] zur Krafteinleitung bei FVW beschreiben:

- Eine flächige Krafteinleitung ist zu bevorzugen.
- Die Schädigung der Fasern, welche für die Kraftaufnahme hauptverantwortlich sind, sollte weitestgehend vermieden werden.
- Bauteilübergänge sind mit möglichst homogener Krafteinleitung zu gestalten.
- Spannungsspitzen sind zu vermeiden.
- Hohe thermische Beanspruchung schädigt den FVW und sollte vermieden werden.
- Chemische Einwirkung auf den FVW ist zu vermeiden.

Mit den geometrischen Einschränkungen und Vorgaben, die aus dem Fahrzeug-Package und der Zugänglichkeit hinzukommen, ergeben sich die Anforderungen an eine Fügetechnik für FVW.

Der industrielle Bedarf nach technologisch geeigneten und ökonomisch rentablen Technologien in der Verbindungstechnik für FVW zeigt sich bei der Betrachtung der Fügetechnikkosten bei Fahrzeugen mit und ohne FVW. In der Abbildung 1.1 werden die aktuellen Fahrzeuge der Bayerische Motoren Werke (BMW) 7er, 3er und i8 Baureihe verglichen. Diese zeigt die aktuellen Bauformen der Fahrzeugkarosserie der BMW. Die Karosserie des 7er stellt den Materialmix Stahl, Aluminium und Carbonfaserverstärkter Kunststoff (CFK) dar, die 3er Karosserie stellt die klassische Stahl-Schalenbauweise und der i8 die CFK-dominierte Bauweise dar. Der Abbildung ist zu entnehmen, dass mit zunehmender

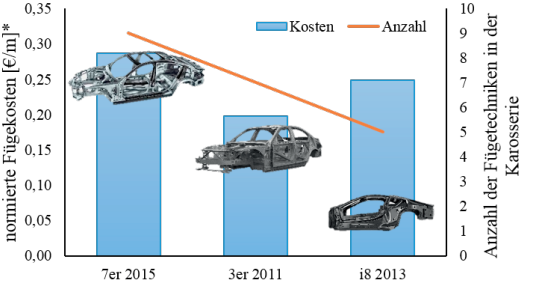


Abbildung 1.1: Normierte Fügekosten in Abhängigkeit der Karosseriebauweisen und der Anzahl an verwendeten Fügetechniken: *Die Normierung erfolgt durch die Gesamtlänge der Verbindungsstellen und der anfallenden Kosten, 20 punktuelle Verbindungsstellen entsprechen 1 m Fügenaht.

Anzahl an Werkstoffen die Fügekosten steigen. Der Materialmix bringt die Notwendigkeit mit sich, eine höhere Anzahl an Fügetechniken einzusetzen, was in vielen Fällen höhere Herstellkosten, höheres Anlageninvest und komplexere Produktionsabläufe bedeutet. Wird die Kostendarstellung der konsequent aus CFK gefertigten i8 Karosserie herangezogen, ist zu beobachten, dass die Fokusierung auf CFK und Aluminium eine geringere Anzahl an Fügetechniken bedarf. Diese sind jedoch mit einem erhöhten Kostensatz belegt. Bereits an diesem Beispiel zeigt sich das Spannungsfeld zwischen dem Einsatz von Leichtbau-Werkstoffen, um die Gewichtsreduzierung zu erreichen, und dem Anstieg an Kosten und der Prozesskomplexität der verwendeten Fügetechniken.

Die Werkstoffgruppe der FVW umfasst neben den Konstruktionswerkstoffen mit metallischem und keramischem Matrixwerkstoff die Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV). Diese Gruppe der Verbund-Werkstoffe verwendet als Matrixwerkstoff Kunststoff. Im folgenden Abschnitt werden die Verwendung von thermoplastischen FKV in der Fahrzeugkarosserie von Personenkraftwagen (Pkw) und sich daraus ergebenden Potentiale aufgezeigt.

1.2 Potential thermoplastischer Faser-Kunststoff-Verbunde

Composite und FKV mit einer duroplastischen Matrix, sind in der Luft- und Raumfahrt, in der Herstellung von Windkraftanlagen und in der Fahrzeugfertigung seit den 1960ern weit verbreitet. In der jüngeren Vergangenheit werden vermehrt thermoplastische Kunststoffe als Matrixwerkstoff in der Großserienproduktion eingesetzt. Als entscheidende Vorteile dieser Kunststoffgruppe können die charakteristische Eigenschaft der reversiblen Schmelzbarkeit wie auch die zur Verfügung stehenden Fertigungstechnologien angeführt werden. Diese Eigenschaften der thermoplastischen FKV ist für die Verbindungstechnik des Schweißens von großer Bedeutung. Neben den Werkstoffeigenschaften beeinflussen die gegenwärtigen Produktionsprozesse die Einsatzmöglichkeit von Fügetechniken. Um einen

Überblick zur Prozesskette bei der Herstellung eines Bauteils aus thermoplastischem FKV zu erhalten, ist in Abbildung 1.2 eine exemplarische Folge der Verarbeitungsschritte dargestellt. Einige weitere Varianten der Prozesskette zur Herstellung von thermoplastsichen FKV sind die Verarbeitung von Hybridgarnen [3], diverse Tapelegeverfahren [4] und In-Situ-Polymerisation [5]. Da sich die Forschung im Bereich der Hertsellungprozesse für thermoplastische Bauteile rasant voran bewegt, wird an dieser Stelle auf eine vollständige Auflistung der Verfahren verzichtet. Bei einem Blick auf die Fertigungs-

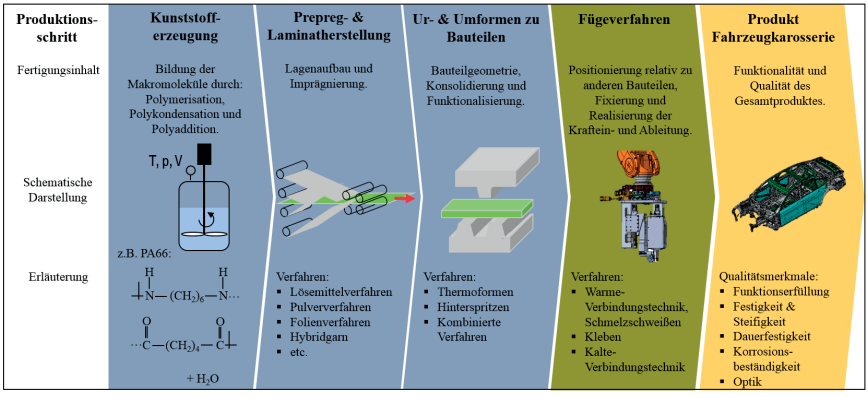


Abbildung 1.2: Exemplarische Prozesskette der Herstellung und Verarbeitung eines Karosseriebauteils aus thermoplastischem Faser-Kunststoff-Verbund mit Organoblechen.

technologien der Prozesskette zeigen sich Parallelen zur heutigen Stahl-Schalen-Bauweise in der Automobilindustrie. Neben Prozesszeiten von wenigen Sekunden und einer Minute ergibt sich hierdurch die Möglichkeit der Erhöhung des Ausbringungsvolumens durch die Skalierbarkeit der Herstellprozesse. Als Beispiel soll hier der Spritzgussprozess genannt werden, welcher bereits in der aktuellen Serienfertigung der Automobilindustrie eingesetzt wird. Ebenso stellen sich neuere Fertigungstechnologien wie das SpriFormen als sehr geeignete Verfahren für die Großserienfertigung dar [6]. Dies wirkt sich wiederum günstig auf die Wirtschaftlichkeit der Fertigungstechnologien und somit der Stückzahlpreise aus. Richtet sich der Blick auf die Herstelldauer und Prozesszeit, so bestätigt sich das hohe Potential für die automobile Serienfertigung bei der Kombination des Spritzgussprozess und des Thermoformprozesses in den Untersuchungen im Rahmen des BMBF-Verbundprojektes zum SpriFormen [6].

Neben der Betrachtung der Prozessoptimierung und der Verbesserung der ökonomischen Kennzahlen nimmt mit dem Einsatz thermoplastischer Textile in der Farzeugtechnik die Bedeutung der simulative Abbildung der Prozesskette von der Faser bis zum fertige Fahrzeug ein wichtiges Entwicklungsfeld dar (Quelle Modler). Ist der Einsatz thermoplastsicher Textile mit Verstärkungsfasern aus Glas und Carbon zur Verbesserung der mechanischen Eigenschaften in der Luftfahrt und insbesondere in der Fahrzeugtechnik (vergleiche (vgl.) Abbildung 1.3) seit einigen Jahren zentrales Forschungsfeld des Leichtbaus, beschäftigen sich Forschungsprojekte wie etwa das SFB 639 der Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) [7] mit der Anwendung „smarter“ Textilien um hierdurch Sensorik und Connectivity nicht durch zusätzliche Komponenten, sondern durch eingebettete „smarte“ Fasern in die vorandenen Fahrzeugstruktur zu bringen. Die Gestaltung von Faserverstärkter Thermoplast (engl. Fiber Reinforced Thermoplastics) (FRTP)-Bauteilen als *Hybdird Yarn Textile Thermoplastic (HYTT)*, ermöglicht ebenso die situationsbedingte Veränderung der machanischen Eigenschaften der Bauteile wie auch eine bessere Überwachung der Belastungszustände und Lebensdauer [8]. In diesem Forschungsprojekt wurden an der TU Dresden hochautomatsierte Fertigunstechniken für die Großserienproduktion untersucht. Hierbei werden die klassiche Textilverarbeitungstechniken Flechten, Weben und Vernähen

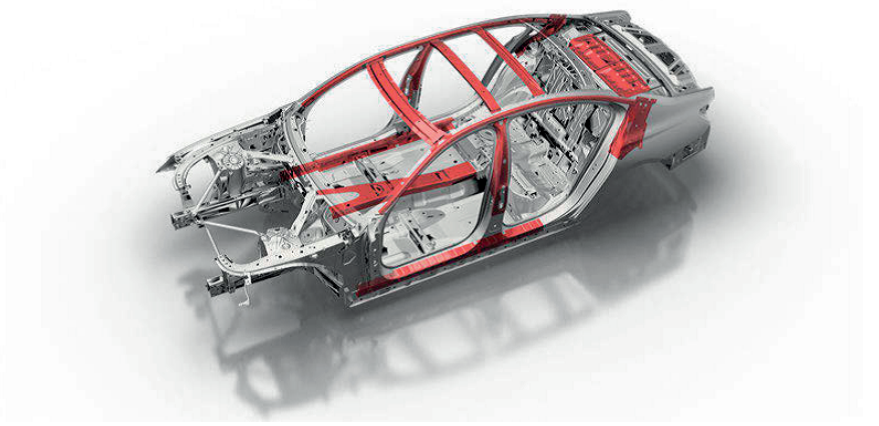


Abbildung 1.3: Einsatz von CFK (rot eingefärbte Bauteile) in der aktuellen Karosserie des 7er [10].

eingesetzt, um die Hybridgarnen zu Preforms zu verarbeiten [9]. Mit Blick auf die Verwertung der Werkstoffe nach der Primärlaufzeit ist auch hier ein Vorteil der thermoplastischen Kunststoffe zu verzeichnen. Die reversible Schmelzbarkeit des Kunststoffs ermöglicht die Lösung von Verbindungen mit anderen Bauteilen und die Trennung der Komponenten der Verbundwerkstoffe in die Einzelbestandteile Faser- und Matrixwerkstoff. Durch schonende Recycling-Prozesse können die Werkstoffe mit deren Ausgangseigenschaften hinsichtlich mechanischer Beanspruchbarkeit, chemischer Beständigkeit und optischer Eigenschaften für die Sekundärverwendung wiedergewonnen werden.

Im Vergleich mit derzeit in der Fahrzeugkonstruktion verwendeten duroplastischen FKV besitzt die Einzelkomponente-Matrix in thermoplastischer Ausführung geringere Festigkeit, eine stärkere Neigung zur Feuchtigkeitsaufnahme und eine niedrigere Temperaturbeständigkeit. Diese Nachteile, wie sie in der Gegenüberstellung in Tabelle 1.1 zu sehen sind, werden durch den Anwendungsbereich relativiert. Bei der Kostenbetrachtung wirkt sich der Rohstoffpreis eines Polyamid 66 Granulates mit aktuell 1,74 €/kg günstig im Vergleich zu üblichen Epoxidharzen aus. Hier ist aber darauf hinzuweisen, dass für eine gesamtheitliche Kostenbetrachtung die vollständige Bauteilherstellung berücksichtigt werden sollte. Die wirtschaftliche Großserienanwendung von hochperformante Thermoplaste (zum Beispiel (z.B.) PEEK-CF), die charaktristische Schwächen der Thermoplaste nur in sehr geringem Umfang besitzen, ist in der Regel nicht darstellbar. Zur Erfüllung von Sonderfunktionen in der Luftfahrt aber auch in der Humanmedizin wird auch das hochpreisige PEEK als Werkstoff für Implantate eingesetzt [11].

Ein entscheidender Vorteil des thermoplastischen Kunststoffs bei FKV ist seine charakteristische reversible Schmelzbarkeit ohne Beeinträchtigung der Werkstoffeigenschaften. Sie ist verantwortlich für die Anwendung von thermischen Umformprozessen, wie in Abbildung 1.2 dargestellt. Gleichzeitig ermöglicht sie die Anwendung von klassischen Kunststoffschweißverfahren nach DIN 1910. Die bekannten kalten Verbindungstechniken und das Kleben von duroplastischen CFK-Bauteilen wird durch Press- und Schmelzschweißverfahren nach DIN 8593-0 erweitert. In vielen Fällen liegt bei dieser Art des Fügens eine lösbare Verbindung vor.

Tabelle 1.1: Vergleich der charakteristischen Eigenschaften von Epoxidharz und Polyamid 66;
* mechanische Eigenschaften im trockenen Zustand,
** im August 2018 [12]

Eigenschaft	**EP - Epoxidharz**	**PA66 - Polyamid 66***	**Quelle**
Gefüge	amorph, vernetzt	teilkristallin (35 - 45%)	[13]
Dichte ϱ $[g/cm^3]$	1,17 - 1,25	1,13 - 1,16	[13]
E-Modul $[MPa]$	bis 4200	bis 3000	[13]
Zugfestigkeit σ_m $[MPa]$	bis 100	-	[13]
Streckspannung σ_s $[MPa]$	-	85	[13]
Bruchdehnung ϵ_B [%]	1,5 - 20	25	[13]
Streckdehnung ϵ_s [%]	-	5	[13]
Glasübergangstemperatur T_g [°C]	70 - 200	90	[13]
Schmelztemperatur T_m [°C]	-	225 - 265	[13]
Feuchteaufnahme ASTM D570 [%] (23°C/50% rel. Feuchte/24h)	0,04 bis 0,2	2,6 bis 3	[14]
Rohstoffpreis [€/kg]	7,00 - 10,00	3,10 - 3,40 / 1,74**	[13]

1.3 Faserverbundgerechte Verbindungstechnik

Bevor im Rahmen dieser Arbeit das Induktionsfügen von faserverstärkten und insbesondere von carbonfaserverstärkten Thermoplasten untersucht wird, erfolgt an dieser Stelle ein Überblick zur derzeitigen Verwendung von Verbindungstechniken und Fügeverfahren von CFK-Bauteilen. Nach Schürmann [2] ist bei der Verarbeitung besonders auf die faserverbundgerechte Gestaltung und Bearbeitung im Bereich der Krafteinleitungsstellen zwischen den Bauteilen zu achten. Dieser Aspekt nimmt bei der hier vorgenommenen Auswahl entscheidenden Einfluss.

Wird die Einteilung der Fügeverfahren nach DIN 8593-0 (vgl. Abbildung 1.4) herangezogen, so handelt es sich hierbei um eine allgemeine Auflistung ohne Berücksichtigung der Werkstoffart und der prozesstechnischen Anwendbarkeit auf Bauteile aus FKV. Letztendlich ist die Aufgabe einer jeden hergestell-

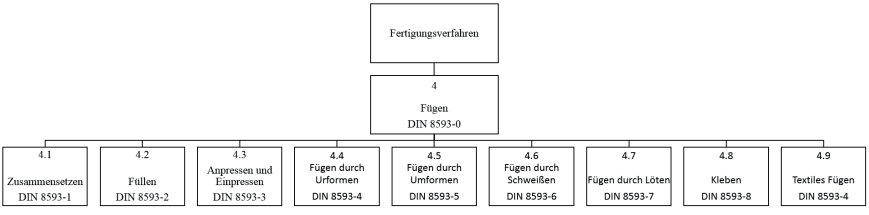


Abbildung 1.4: Einordnung der verschiedenen Fügeverfahren nach DIN 8593-0 [15].

ten Verbindung zwischen zwei Bauteilen die Übertragung von Kräften. Die bereits von Schürmann [2] zusammengefassten und erläuterten Möglichkeiten, Krafteinleitungselemente zu gestalten, können in drei Arten von Verbindungen unterteilt werden:

- Stoffschlüssige Verbindung (Klebeverbindung, Press- und Schmelzschweißung)
- Kraftschlüssige Verbindung (Press- und Klemmverbindungen)
- Formschlüssige Verbindung (Schraub- und Nietverbindung, Bolzenverbindung, Schlaufenanschluss)

Eine schematische Darstellung der verschiedenen Funktionsweisen sind in Abbildung 1.5 zu sehen. Aus dieser Darstellung geht bereits hervor, dass eine Verbindung bei dünnwandigen Bauteilen durch

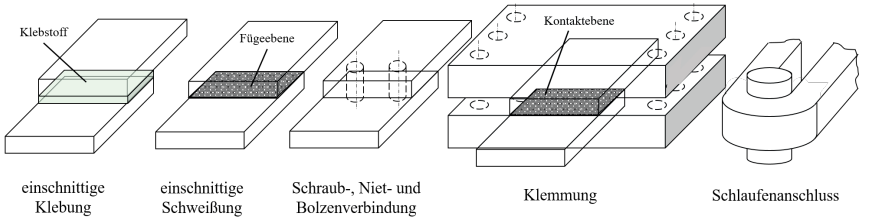


Abbildung 1.5: Schematische Darstellung der verschiedenen Arten von Verbindungen nach [2].

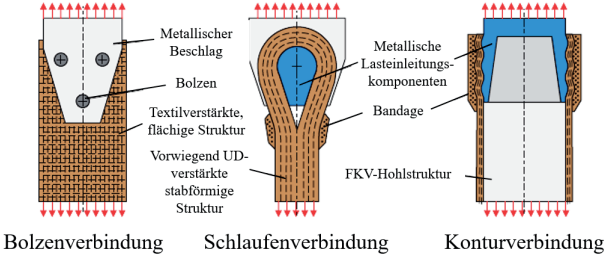


Abbildung 1.6: Beispiele von grundlegenden Konzepten für die beanspruchungsgerechte formschlüssige Lasteinleitung bei flächigen, stab- und rohrförmigen FKV-Strukturen [16].

die Verfahren Kleben, Schweißen und Schrauben/Nieten hergestellt werden kann und diese Verfahren konkurrierend wie auch ergänzend verwendet werden. Schürmann [2] nennt als mögliche Fügeverfahren zur Herstellung von Krafteinleitungsmöglichkeiten den Schlaufenanschluss, die Bolzenverbindung und die Klebeverbindung. Die Klebeverbindung ist der Verfahrensgrupe 4.4 zu zuordnen und kann sowohl bei thermoplastischen wie auch duroplastischen Bauteilen realisiert werden. Die Bolzenverbindung kann der Gruppe 4.1 und 4.3 zugeordnet werden, wobei nach Schürmann [2] hier besonders auf die Gestaltung der Flächenpressung im Bereich der Lochleibung zu achten ist. Dies stellt eine Einschränkung der Eignung für die Verwendung bei FVW dar. Durch eine entsprechende Einhaltung der Konstruktionsrichtlinien von Schürmann [2] können diese Nachteile jedoch reduziert werden.

Helms [16] untersucht in seiner Arbeit die Krafteinleitungsmöglichkeiten bei thermoplastischen FKV und deren angepasste Anwendung (vgl. Abbildung 1.6). Hierbei zeigt er Lösungen durch die Konturverbindung, die Profilierung, die umfortechnische Vergrößerung des Durchmessers am Anschlussstück (Aufspreizung, Torsionsstauchen, Axialstauchen) und die Integralefertigungsmethode durch Schlauchblasen [16]. Demzufolge ist eine Einteilung in die Gruppe 4.1, im Sinne der faserverbundgerechten Fügeverfahren, zu bevorzugen. Die Klebeverbindung ist hingegen eindeutig der Gruppe 4.8 zuzuordnen. Ergänzt werden diese Fügeverfahren im Saechtling-Kunststoff-Taschenbuch [14] um die klassischen kalten Verbindungstechniken – Schrauben und Nieten – der Verfahrensgruppe 4.1, Schnappverbindungen der Gruppe 4.4 und Kunststoff-Schweißverfahren der Gruppe 4.6. Eine Betrachtung der Verfahrenseignung für die Anwendung an Bauteilen aus FKV erfolgt unter Berücksichtigung der üblichen Schadensursachen bei FKV und der spezifischen Eigenschaften von duroplastischen und thermoplastischen Kunststoffen, die direkten Einfluss auf die Möglichkeit der Verfahrensanwendung haben.

Klebeverbindung

Die Klebeverbindung ist die derzeit im automobilen Einsatz von FKV meist verwendetste Verbindungstechnik. Sie wird sowohl als alleiniges Fügeverfahren wie auch in Kombination mit einem weiteren meist kalten Fügeverfahren verwendet. Es handelt sich hierbei um ein flächiges Fügeverfahren, welches nach Schürmann [2] hinsichtlich der Krafteinleitung und der Spannungsverteilung für FKV als sehr geeignet gilt. Durch den Klebstoff können auch Dichtfunktion und Korrosionsschutz erfolgen. Ebenso von großem Vorteil ist, dass bei der Verklebung weder mit einer faserschädigenden mechanischen Bearbeitung (Bohren oder Stanzen) noch mit einer Kerbwirkung auf die FKV zu rechnen ist [2]. Klebeverbindungen sind neben artgleichen Verbindungen zwischen Duroplasten, Elastomeren und Thermoplasten auch für die Verbindung artfremder Werkstoffe geeignet. Als Beispiele können hier Verklebungen zwischen Duroplasten und Elastomeren wie auch zwischen metallischen Bauteilen und Duroplasten (Verklebung Life-Drive-Module des i3 der BMW) genannt werden.

Nachteilig gestaltet sich ein meist hoher Aufwand, um die Oberflächen der zu verklebenden Bauteile vorzubereiten und mit einer klebstoffspezifischen Oberflächenvorbehandlung zu versehen. Dies ist besonders bei unpolaren und amorphen Oberflächen der Thermoplaste zu berücksichtigen [14]. Zur Verklebung von FKV werden häufig Klebstoffsysteme mit zwei Komponenten verwendet. Aus prozesstechnischer Sicht ergibt sich hieraus wegen der einzuhaltenden Offenzeiten und Aushärtezeiten eine deutliche Einschränkung. Hinzu kommen Störgrößen wie Schmutz, Öl-, Fettrückstände und Temperaturschwankungen im Fertigungsumfeld, welche den Prozess nachteilig beeinflussen. Einige dieser Nachteile erhofft man sich durch die Entwicklung und Verwendung von Drei-Komponenten-Klebstoffsystemen in der Fahrzeugfertigung zu ersparen. Bei den heißaushärtenden Klebstoffen, die meist aus einer Klebstoffkomponente bestehen, ist auf eine entsprechende Temperaturbeständigkeit der Werkstoffe und die werkstoffspezifische thermisch induzierte Materialausdehnung zu achten. Für alle Klebstoffsysteme gilt bei der Verarbeitung, dass eine Scherbelastung des Klebstoffs zu vermeiden ist. Dies ist bei Verklebungen von geschlossenen Profilen und Knotenelementen zu berücksichtigen. Dies führt wiederum zu Problemstellungen in der Bauraumgestaltung [16].

Eine Klebeverbindung, wie in Abbildung 1.5 dargestellt, ist nur bei Schubbelastungen geeignet, hohe Kräfte zu übertragen [2]. Kopfzug und Schälbelastung wirken sich meist in einem spontan eintretendem Totalversagen der Klebstoffverbindung aus. Die für die Festigkeit und Belastbarkeit relevanten Parameter sind die Überlappungslänge, die Verklebungsbreite, die Größe des Klebstoffspalts und die Klebstoffeigenschaften (E-Modul, Dehnung) selbst [2].

Das Institut für Füge- und Schweißtechnik (IFS) der TU Braunschweig untersucht das Schmelzkleben von thermoplastischen Werkstoffen [17]. Hierbei handelt es sich um ein Fügeverfahren das dem Kleben zugeordnet werden kann. Die Energie zum Aufschmelzen der Thermoplaste kann durch Wärmeeinleitung (z.B. Heizelement oder Heißgas) realisiert werden, ist jedoch auch durch mechanische Energieeinbringung möglich, wie dies in der Arbeit von Vluggen [17] untersucht wurde.

Schraub- und Nietverbindungen

Eine weitere Gruppe der Fügeverfahren, die für die Verwendung mit FKV geeignet und deren Anwendung bereits industrialisiert ist, lässt sich übergreifend als Bolzenverbindung beschreiben [2]. Die wichtigsten Anwendungen sind die Schraub- und Nietverbindungen, die sowohl in der Luft- & Raumfahrt, aber auch für Strukturbauteile in der Fahrzeugtechnik verwendet werden. Eine weitere Form der Bolzenverbindung stellt der Stehbolzen dar, der direkt in das Laminat mit eingearbeitet wird [2], aber auch die Variante eines aufgeklebten Bolzens [17]. Neben Bolzenverbindungen und aufgeklebten Bolzen kommen auch Dirketverschraubungen und Gewindeeinsätze für die Verbindung von thermoplastischen Bauteilen zum Einsatz [16].

Die Varianten der Schraub-, Niet- und Stehbolzen sind vor allem durch ihre Anwendungsfelder zu trennen. Bei den Schraub- und Nietverbindungen handelt es sich meist um hochbelastete Strukturanwendungen, die durch einen definierten Lastpfad und eine Krafteinleitung über flächige Vorspannkräfte und Reibkräfte realisiert werden. Bei den Stehbolzen werden geringe Kräfte übertragen. Sie dienen

meist der Funktionalisierung von Bauteilen (Montagehalter, Positionierfunktion, etc.).

Finkeldey beschreibt 2004 in seiner Dissertation zum Warmluftnieten, die Möglichkeit metallische Nieten in den FRTP-Werkstoff einzubringen [18]. Um bestehende Nachteile bei der Anwendung mit endlosfaserverstärkten Thermoplasten zu reduzieren, hat bereits Helmes 2006 in seiner Arbeit die Faserschädigung durch warmgeformte Nietlöcher reduziert [16]. Hierbei zeigen die durch Warmumformung gefertigten Löcher ein deutlich günstigeres Verhalten bei der Lochleibungsschädigung [16] als gebohrte Löcher. Neben den Nietverfahren werden auch textile Verarbeitungsmethoden wie etwa das *thermoaktiviertes Verstiften* am Institut für Leichtbau und Kunststofftechnik (ILK) der TU Dresden untersucht [19].

Nachteilig wirkt sich die Schädigung des Faser-Matrix-Verbundes durch Bohren oder der Unterbrechung bzw. Umleitung der Fasern durch das Einlaminieren der Funktionselemente (Stehbolzen) aus. Eine Ausnahme stellt hier der „Klebebolzen“ dar [20].

Schlaufenverbindungen

Eine weitere Möglichkeit, Kräfte in FKV einzuleiten, wird durch den u.a. von Schürmann [2] beschriebenen Schlaufenanschluss realisiert. Er kann die fasertypischen Anforderungen bei punktuellen und kleinräumigen Krafteinleitungen am besten darstellen. Die Eigenschaft, dass unidirektionale Faserbänder auf Zugbelastung in Längsrichtung der Faser ähnliches Verhalten wie ein Stab oder Seilelement besitzen, hat schon früh in der Verarbeitung von FKV dazu geführt, dass ein möglichst idealer Kraftanschluss durch einen umschlungenen Bolzen dargestellt werden kann. Für eine hohe Belastbarkeit bedarf es bereits bei der Auslegung und Konstruktion sorgfältiger Dimensionierung und Anordnung der Faserstränge. Auch bei der Herstellung ist eine sehr exakte Positionierung und sorgfältige Arbeitsweise bei der Laminierung der Schlaufenanschlüsse notwendig. Dies macht die Herstellung sehr aufwendig und ist neben der benötigten Designfreiheit ein weiterer Nachteil [16]. Als Beispiel hierfür sind die Fertigung von Fahrwerkskomponenten (z.B. Querlenker) aus CFK anzuführen [21], deren Anbindung an weitere Komponenten meist über Schlaufenanschlüsse und Metallbuchsen dargestellt werden.

Eine Variante des Schlaufenanschlusses sind Faserverbundzugstäbe, die in Tragwerken der Luftfahrt Anwendung finden. Hierfür werden meist durch Extrusion oder Pultrusion Fasern mit der entsprechenden Faserrichtung hergestellt. Auch hier gelten die anspruchvollen Arbeitsschritte wie bei den anderen Arten der Schlaufenanschlüsse, was zu einer deutlichen Eingrenzung der Anwendungsfelder auf hochbelastete Einsatzfälle in der Luftfahrt führt. [16]

Schweißverbindungen

Die in der industriellen Fertigung für thermoplastische Kunststoffbauteile am meisten verwendete Verbindungstechnik ist das Press-, Reib- und Schmelzschweißen. Es handelt sich hierbei um eine homogene stoffschlüssige Verbindung, die dem metallischen Verfahren am nächsten steht. Es kann sowohl mit und ohne Schweißzusatzwerkstoff gearbeitet werden. Diese Verfahren zeichnen sich im Allgemeinen durch eine hohe Robustheit und Zuverlässigkeit aus, was wiederum eine gute Industrialisierung ermöglicht. Die größte Einschränkung liegt hinsichtlich der Verarbeitbarkeit von Kunststoffarten vor. In der Regel sind nur Thermoplaste und *thermoplastische Elastomere* schweißbar, die aus dem gleichen Polymer bestehen oder deren Mindestkompatibilität gegeben ist [14]. Zur detailierten Erläuterung der Mindestkompatibilität wird hier auf die Kompatibilätsmatrix in den späteren Ausführungen zur Schweißbarkeit (vgl. Kapitel 2.4 verwiesen. Duroplaste oder vernetzte Elastomere weißen nicht die für das Schweißen notwendige Eigenschaft der reversiblen Schmelzbarkeit auf und sind daher nicht schweißbar.

Besonderer Vorteil dieser Verbindungstechnik ist der Entfall aufwendiger Oberflächenvorbereitungen und Behandlungen im Sinne der Reinigung und chemischen Aktivierung. Dies leistet ebenso einen Beitrag für die industrielle Anwendbarkeit in meist emissionsbelasteten Fertigungsumgebungen.

Die Anwendung der klassischen Kunststoffschweißverfahren, wie sie in der nachfolgenden Aufzählung genannt werden, auf faserverstärkte Halbzeuge (Laminat) und Bauteile ist in der Kunststoff- und Fer-

tigungstechnik ein aktuell intensiv bearbeitetes Forschungsfeld. Sind die Verfahren entsprechend der faserschonenden Bearbeitung adaptierbar, so können sie für einen weiteren Zuwachs der Verwendung von FKV im Materialmix der Fahrzeugkarosserie sorgen:

- Reibschweißen
- Vibrationsschweißen
- Ultraschallschweißen
- Warmgasschweißen
- Heizelementschweißen
- Widerstandselementschweißen
- Laserstrahlschweißen
- Hochfrequenzschweißen

Um einen Überblick zu den aktuell in der Forschung untersuchten Verfahren zu geben, werden in den folgenden Erläuterungen die Untersuchungsschwerpunkte aufgezeigt.

Das Reibschweißen und auch Rührreibschweißen wird neben der artgleichen Verbindung von FRTP als Möglichkeit zur artfremden Verbindung zwischen Alumiunium und thermoplastischen Textilen untersucht [22]. Aktuell läuft am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (iwb) der TU München das Projekt SPP1640 / A6 um die Bindemechanismen der artfemden Verbindungsart genauer zu untersuchen.

Das Ultraschallschweißen als übliches Kunstoffschweißverfahren wurde als punktförmiges Verfahren durch Wagner und Eifler [21] zum Fügen von Glasfasertextilen in artfremder Verbindung zwischen einem Metall und einem Probekörper aus porösen Glasfaserverstärktem Kunststoff GFK angewandt. Hierzu wird durch eine Sonotrode auf den metallischen Partner eine zur Fügeebene parallele Schwingung appliziert, die durch die mechanische Energie zur Plastifizierung des schmelzfähigen Werkstoffs führt und letztlich die Verbindug ermöglicht. Hierbei ist insbesonders auf die möglicherweise negative Einwirkung durch die mechanische Belastung der Faserrichtung und Filamente hinzuweisen [21],[4]. Weitere Entwicklungen zur Anwendung bei CFRTP Verbindungen wurden von Tutunijan durch numerische Simulation [23] untersucht und Lösungen zur Prozessregelung [24] erarbeitet.

Viele Erkentnisse von Potente [25] zum Heizelementschweißen sind bis heute als Grundlage für die korrekte Konsolidierung der Fügestellle anerkannt. Prozessuntersuchungen und Konzeptarbeiten zur Anwendung des Widerstandselementschweißens von Freudenberg am KLUB der TU Darmstadt [26], wie auch die Kehlnahtanwendung des Laserstrahlschweißens mit Zusatzwerkstoff wurde von Berger [27] am Lehrstuhl für Photonische Technologie (LPT) an der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg durchgeführt.

Die hier aufgezeigten Verbindungstechniken und deren Einordnung sollen einen Überblick der aktuell vorhandenen und sich in Entwicklung befindlichen Fügeverfahren darstellen. Das Induktionsfügen ist eines der Schmelzschweißverfahren bei thermoplastischen FKV, welches großes Potential für den Einsatz im industriellen Karosseriebau aufweist. Es ist geeignet für artgleiche Verbindungen und artfremden Verbindungen zwischen Thermoplasten und Metallen. Voraussetzung für die Anwendung ist die Verwendung eines elektrisch leitfähigen Fügepartners oder eines Thermoplasten, der mit entsprechendem Füllstoff oder Zusätzen versehen ist. Bei Strukturbauteilen wird oftmals zur Verstärkung eine Carbonfaser verwendet, um die geforderten Festigkeits- und Steifigkeitswerte zu erreichen. Diese besitzt die idealen elektrischen Eigenschaften für die induktive Erwärmung. In der folgenden wissenschaftlichen Arbeit werden das induktive Schweißen von carbonfaserverstärkten Thermoplasten betrachtet und Fragestellungen zur Verfahrensentwicklung und Verbindungsart untersucht.

2 Stand der Technik

2.1 Thermoplastische Kunststoffe

2.1.1 Grundlagen und Einteilung der Kunststoffe

Kunststoffe beschreiben neben den metallischen und keramischen Werkstoffen eine eigene Werkstoffgruppe mit hoher technologischer und ökonomischer Bedeutung. Sie sind eine Untergruppe der Polymere, liegen sowohl als organische wie auch halborganische Werkstoffe vor und besitzen signifikante Eigenschaften, die auf deren sehr großem Molekulargewicht beruhen. [14]

In den folgenden Ausführungen zur Beschreibung der Merkmale und Unterteilung der Kunststoffe werden des Öfteren die Begriffe Kunststoff und Polymer verwendet. Um Missverständnisse zu vermeiden, werden beide Begriffe definiert und deren Unterschiede festgehalten. Der Begriff Polymere benennt nach Saechtling [14] die Gruppe aller Stoffe, die sich aus Makromolekülen zusammensetzen. Der Begriff Kunststoffe beschreibt letztlich die Polymere, die chemisch synthetisiert wurden und als technologische Werkstoffe verwendet werden [14]. Wird der Begriff Polymere verwendet, so ist die gesamte Stoffgruppe gemeint, ohne eine Unterteilung in synthetisch oder natürlich zu bemühen. Bei der Verwendung des Begriffs Kunststoffe soll verstärkt auf die synthetische Herstellung und speziell eingestellten technologischen Eigenschaften hingewiesen werden [13].

Auf molekularer Betrachtungsebene stellen sich Polymere aus natürlichem oder synthetischem Vorkommen als Kettenstruktur dar. Einzelne Moleküle bilden durch kovalente Bindungen Molekülgruppen, die als Makromoleküle bezeichnet werden. Zwischen den einzelnen Makromolekülen können sowohl chemische wie auch physikalische Bindungen vorliegen. Diese beeinflussen den Charakter des vorliegenden Kunststoffs und lassen somit eine sinnvolle Einteilung nach dem Hauptkriterium der Kunststoffe zu. Dieses teilt Kunststoffe nach dem Verhalten bei der Einwirkung von Wärme und/oder Druck auf dessen plastisches Verhalten ein. Kunststoffe mit chemischen Bindungen zwischen den Makromolekülen werden als vernetzte Polymere bezeichnet, die sich nach einer ursprünglich chemischen Reaktion nicht wieder durch plastische Formgebung unter dem Einfluss von Wärme/Druck umgestalten lassen. Diese Gruppe der Kunststoffe wird als Duroplaste bezeichnet. Unvernetzte Polymere, auch als Thermoplaste bekannt, lassen sich hingegen durch Erwärmung reversibel plastisch verformen. [28]

Die Darstellung der Makromolekül-Topologie in Abbildung 2.1 verdeutlicht die unterschiedliche Bindungskraft zwischen den Makromolekülen. Die für den Zusammenhalt zwischen den Molekülen verantwortliche Kraft nimmt von linear zu vernetzt und verschlauft zu. Neben der Einteilung nach der Möglichkeit, reversible Gestaltänderungen an den Kunststoffen zu bewirken, soll hier eine weitere für die Verarbeitung von Kunststoffen wichtige Eigenschaft der Molekülordnung angeführt werden. Diese Einteilung bezieht sich nach Ehrenstein [13] auf den Grad der regelmäßigen Anordnung von Molekülen. Liegen die Moleküle in gleichmäßiger paralleler Weise zueinander, bilden diese Kristallite. Besteht die gesamte Anordnung der Moleküle in einem Werkstoff aus Kristalliten, so liegt ein kristalliner Kunststoff vor. Liegen die Makromoleküle in nicht geordneter Form vor, werden diese als amorphe Strukturen bezeichnet [13]. Ein Maß zur Bestimmung der Werkstoffeigenschaften kann durch die Kristallinität definiert werden. Neben amorphen und kristallinen Polymeren können auch

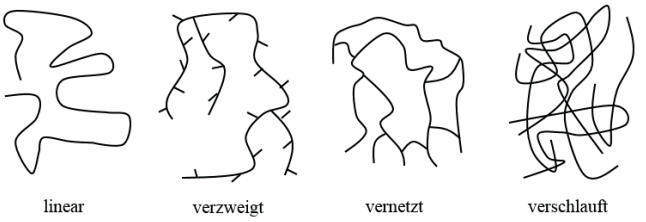


Abbildung 2.1: Verschiedene Topologien von Makromolekülen nach [13].

Mischformen vorliegen, welche als teilkristallin bezeichnet werden [13]. Die Kristallinität hat direkten Einfluss auf das plastische Werkstoffverhalten der Kunststoffe. Durch die unterschiedlich hohen Kräfte, die zwischen den Makromolekülen in amorphen und kristallinen Strukturen vorliegen, ergeben sich unterschiedliche thermisch-mechanische Eigenschaften der Werkstoffe. Da die Kristallinität direkten und indirekten Einfluss auf weitere Werkstoffeigenschaften der Thermoplaste hat, werden diese Zusammenhänge im nächsten Abschnitt vertieft.

Bevor nun auf die unterschiedlichen Zustandsbereiche der Kunststoffe eingegangen wird, erfolgt an dieser Stelle eine Einführung der wichtigsten mechanischen und thermischen Kenngrößen. Die beiden werkstoffspezifischen und für jeden Kunststoff charakteristischen Temperaturwerte bzw. Temperaturbereiche werden durch den Schmelzpunkt bzw. Schmelzbereich T_m und die Glasübergangstemperatur T_g beschrieben. Durch diese beiden Punkte werden Zustandsbereiche der Kunststoffe voneinander abgegrenzt, in denen sich die physikalischen Eigenschaften der Kunststoffe ändern und die zur Verarbeitung wesentlichen Bereiche durchlaufen werden. In der nachfolgenden Aufzählung sind die nach Ehrenstein [13] zu unterscheidenden Zustandsbereiche angeführt:

- energieelastischer oder fester Zustand, auch Glaszustand
- gummi- oder entropieelastischer Zustand
- Fließ- oder Schmelze-Zustand

2.1.2 Werkstoffeigenschaften von Thermoplasten

Die Werkstoffeigenschaften von Kunststoffen sind innerhalb der obigen Zustandsbereiche in Hinblick auf Verarbeitung und technische Einsatzbereiche konstant oder unterliegen nur leichten Abweichungen [13]. Ursachen und Art des Versagens von Werkstoffen und insbesondere der Fügbereiche stehen im direkten Zusammenhang mit den Verformungsverhalten. Hier lassen sich drei Arten von Verformungen beschreiben, die sich, wie Ehrenstein [13] beschreibt, in den meisten Fällen überlagern. Es handelt sich hierbei um die elastische Verformung, die viskoelastische oder auch relaxierende Verformung und die viskose Verformung.

Die charakteristischen Eigenschaften der Verformungsarten sind nachfolgend beschrieben. Sie lassen Rückschlüsse auf die Versagensformen und Mechanismen der Polymer-Matrix zu. Die elastische Verformung tritt spontan aber vollständig reversibel auf und lässt sich durch das Modell einer Feder mit charakteristischer Kennlinie vergleichen. Die irreversible und zeitabhängige viskose Verformung lässt sich durch das Ersatzmodell des mechanischen Dämpfers beschreiben. Die viskoelastische und relaxierende Verformung ist zeitabhängig und vollständig reversibel. An einem 4-Parameter-Modell kann dies durch ein Feder-Dämpfer-System dargestellt werden [13]. Die Modellierung sowie deren Sprungantwort ist in der Abbildung 2.2 zu sehen. In der Realität lassen sich die Versagensarten von Thermoplasten in drei Arten unterscheiden: sprödes Versagen, duktiles Versagen mit Streckgrenze, welches am ehesten dem Konstruktionswerkstoff Stahl entspricht, und dem duktilen Versagen ohne

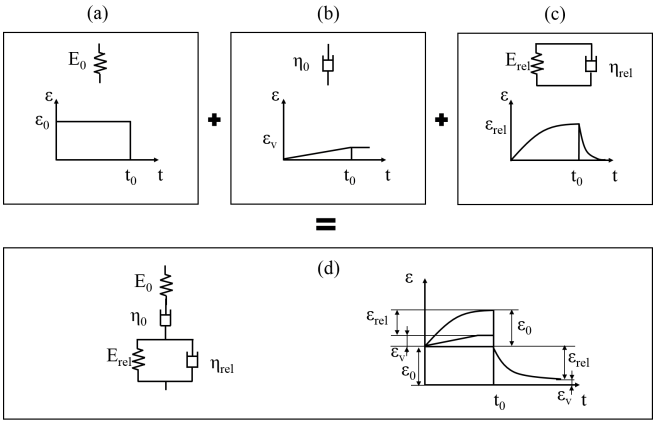


Abbildung 2.2: Beschreibung des Verformungsverhaltens von Kunststoffen mittels Ersatzmodellen nach [13]:
(a) elastisch, (b) viskos, (c) relaxierend/viskoelastisch und (d) viskoelastisch.

Streckgrenze, welches in einigen Fällen den Leichtmetallen Aluminium und Magnesium entspricht. In Abbildung 2.3 ist der Thermoplast Styrol-Acrylnitril-Copolymerisat (SAN) als Vertreter des spröden Versagens bei 20 °C und der Kunststoff Polybutylenterephthalat (PBT), der bei einer Belastung bei Raumtemperatur (23 °C) duktil mit Streckgrenze, und bei erhöhter Temperatur (40 °C) duktil ohne Streckgrenze versagt. Die Anordnung der Makromoleküle grenzt die Thermoplaste von den übrigen Polymer-Werkstoffen ab. Die charakteristische Eigenschaft des Kunststoffs, diesen reversibel bis zum plastifizierten Zustand zu erwärmen und wieder in den festen Aggregatszustand umzuwandeln, ist auf die Wirkung der physikalischen Kräfte zwischen den Makromolekülen zurückzuführen. Weiterhin ist eine Einteilung der Thermoplaste in zwei Kategorien möglich, die sich wiederum auf die Art der Anordnung der Makromoleküle bezieht:

- Lineare Anordnung mit oder ohne regelmäßige Anordnung der linearen Makromoleküle (vgl. Abbildung 2.1, 1. Bild)
- und die verzweigte Anordnung (vgl. Abbildung 2.1, 2. Bild)

Liegt eine gleichmäßige lineare Anordnung in einem Teil der Polymerstruktur vor, so handelt es sich um amorphe oder teilkristalline Thermoplaste. Neben den kristallinen Bereichen liegen immer auch Bereiche vor, in denen die Makromoleküle nicht geordnet sind. Diese werden amorphe Bereiche genannt [13]. Da der Umfang von kristallinen Bereichen nicht nur Auswirkung auf die thermischen Kennwerte (siehe Tabelle 2.1), sondern auch auf den Verzug und die mechanischen Kennwerte hat, wird der Begriff der Kristallinität diskutiert.

Die Kristallinität beschreibt einen Orientierungszustand der Makromoleküle. Nach Hellerich [29] handelt es sich dabei um ein Maß für den Anteil an parallel zueinander ausgerichteten Makromolekülen. Meist wird der Anteil durch eine prozentuale Angabe beschrieben. Die Information der Kristallinität lässt meist einen Rückschluss auf die thermischen Werkstoffeigenschaften wie auch auf physikalische und mechanische Kennwerte (Werkstoffdichte, Festigkeit, Steifigkeit) zu. Neben diesen ist aus der Kristallinität ein Rückschluss auf die Transparenz und das Verformungsverhalten möglich. [29]

Der Umfang der Kristallinität wird durch den Aufbau und die Länge der Makromoleküle, aber auch

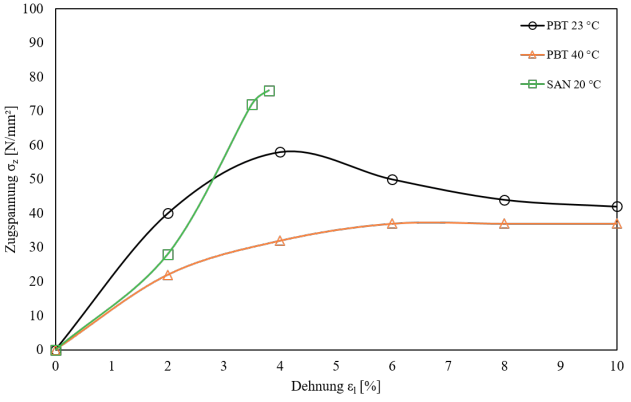


Abbildung 2.3: Spannungs-Dehnungs-Diagramm des PBT und SAN bei verschiedenen Temperaturen als Beispiel für charakteristische Versagensarten der Kunststoffe nach [13].

abhängig von der Kristallkeimbildungs- und Kristallwachstumsgeschwindigkeit bedingt [29]. Die Keimbildungsgeschwindigkeit und das Energieniveau der Schmelze in Abhängigkeit von der Massentemperatur, wie diese in Abbildung 2.4 dargestellt ist, beeinflussen die Kristallinität im erstarrten Zustand [13]. Eine langsame Abkühlung der Schmelze ermöglicht einen hohen Anteil an parallel ausgerichteten Makromolekülen (hohe Kristallinität), rasche Abkühlung bedingt das Gegenteil. Weitere Faktoren, wie etwa der Zusatz von Keimbildnern oder die Struktur der Makromoleküle (symmetrischer oder isotaktischer Aufbau), niedrige molare Masse und mechanische Verstreckung erhöhen die Kristallinität. Unsymmetrischer und ataktischer Aufbau der Makromoleküle, hohe molare Massen und die Vernetzung reduzieren die Kristallinität. [29]

Einige typische Vertreter der teilkristallinen und amorphen Thermoplaste sind in Tabelle 2.1 aufgelistet.

Tabelle 2.1: Übersicht und Vergleich amorpher und teilkristalliner Thermoplaste: als Datengrundlage dient Bottenbruch [30] [31].

Polymer	**Gefüge**	**Kristallinität [%]**	T_g **[°C]**	T_m **[°C]**
Polyamid 46 (PA 46)	teilkristallin	60 - 70	94	285 - 290
Polyamid 66 (PA 66)	teilkristallin	35 - 45	90	225 - 265
Polyamidimid (PAI)	amorph, vernetzt	-	250 - 275	-
Polycarbonat (PC)	amorph	-	145	-
Polyethylen (PE-LD)	teilkristallin	40 - 55	-100	100 - 110
Polyethylen (PE-HD)	teilkristallin	60 - 80	-100	125 - 135
Polyetheretherketon (PEEK)	amorph/teilkristallin	35	145	335
Polyetherimid (PEI)	amorph	-	215 - 230	-
Polyphenylensulfid (PPS)	teilkristallin	-	85 - 95	285 - 290

Der wohl bedeutenste Unterschied der beiden Arten von Thermoplasten liegt in deren thermischen Eigenschaften, wie sich aus der obigen Tabelle entnehmen lässt. Ebenso stellen sich durch die unterschiedliche temperaturinduzierte Zustandsänderung andere Herstellbedingungen und Parametrierungen der Konsolidierung ein. Bei teilkristallinen Thermoplaste müssen die Kristallbildung und deren

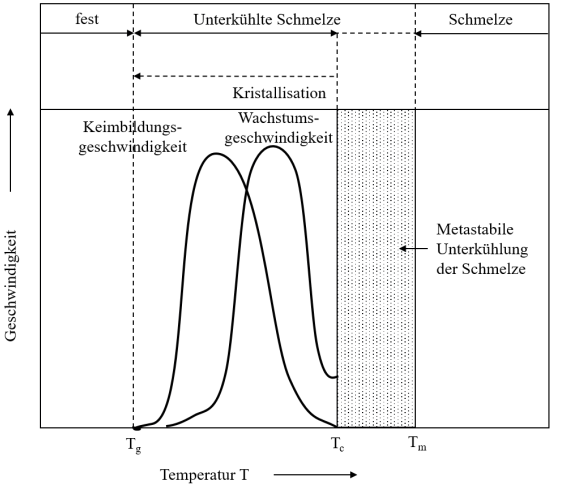


Abbildung 2.4: Temperaturabhängigkeit der Keimbildung und des Keimwachstums bei Polymeren [13].

Einflussgrößen mit in Betracht gezogen werden. Die Zustandsschaubider für amorphe, teilkristalline Thermoplasten und eines Duroplasten sind in den Abbildungen A.1 bis A.3 im Anhang zu finden.

Werden die Zustandsbereiche miteinander verglichen, ist festzustellen, dass neben unterschiedlichem Gebrauchs- und Verarbeitungsbereich auch die mechanischen Eigenschaften unterschiedliche Verläufe in Abhängigkeit der Temperatur besitzen. Diese sind charakteristisch für die jeweilige Polymerart. Der thermoelastisch-kristalline Bereich beinhaltet eine zeitliche Abhängigkeit der Temperaturführung, was sich anhand des Diagramm zum Kristallwachstum in Abbildung 2.4 erklären lässt.

Üblich für alle Thermoplaste ist Aufnahme von Feuchte aus der Umgebung. Die Neigung, Feuchtigkeit bzw. Wasser aus der Umgebung aufzunehmen, ist je nach Thermoplastart unterschiedlich ausgeprägt. Unpolare Polymere wie z.B. PE und PP, nehmen wenig Feuchte auf, wohingegen polare Polymere, wie etwa PA und auch PUR, eine sehr starke Neigung zur Feuchteaufnahme besitzen. Dies wirkt sich deutlich auf deren mechanische Eigenschaften aus, ist aber ebenso wie die Schmelzbarkeit ein reversibler Prozess, der als Konditionierung in der Kunststoffindustrie bekannt ist. Die Verarbeitung des Granulats, der Halbzeuge, aber auch der Bauteile wird bei einem trockenen oder speziell definierten Konditionierungszustand durchgeführt. Grund hierfür sind die vom Wassergehalt abhängigen Verarbeitungseigenschaften der Thermoplaste. [29]

2.1.3 Faserverstärkte Thermoplaste

Der Einsatz von Thermoplasten als Konstruktionswerkstoff bedeutet in vielen Fällen die Kombination mit Verstärkungsfasern. Je nach Anwendung und geforderten Eigenschaften kommen verschiedene Fasern zum Einsatz. Auch die unterschiedliche Anordnung der Fasern beeinflusst die Eigenschaften des Halbzeugs und Bauteils. In diesem Abschnitt wird eine Auswahl der wichtigsten Faserarten und Textilen Halbzeugen vorgestellt und die Weiterverarbeitung zu Bauteilen erläutert.

Verstärkungsfaser

Die Verstärkungsfaser lässt sich nach dem Werkstoff und deren Faserlänge einteilen. Als Verstärkungsfaser werden zu Rovings versponnene Filamente aus Carbon, Glas, Aramid, Keramik, Metall und Naturfasern verwendet. Am häufigsten werden derzeit Glasfasern als Verstärkungsfaser oder Füllstoff verwendet. Der wichtigste Grund hierfür ist das gute Verhältnis aus mechanischen Eigenschaften und dem Preis der Glasfaser [32]. Die Carbonfaser wird in der Regel für Bauteile und Strukturen mit hohen mechanischen Belastungen und angespannten Gewichtszielen verwendet. Im deutschen Sprachraum wird häufig der Begriff Kohlenstofffaser verwendet. Da bei der Herstellung eine organische Faser, der sog. Prekursor, nach dem Streck- und Oxidationsprozess carbonisiert wird, beschreibt der Begriff Carbonfaser die spezifischen Eigenschaften dieser Art von Faser sehr gut. Daher wird dieser Begriff auch im Rahmen dieser Arbeit verwendet. Die Verwendung von Keramik-, Metall- und Aramidfasern dienen meist der speziellen Funktionalisierung und spielen wie auch die weiteren synthetischen Fasern oder Naturfasern eine untergeordnete Rolle im Karosseriebau.

Bei der Herstellung der Carbonfaser bewirkt die starke Streckung und Ausrichtung der zweidimensionalen Graphitstrukturen eine Schichtung des Werkstoffs [33]. Die Schichtstruktur ist Grund für die hohe Festigkeit und die starke Anisotropie der Faser. Laut Flemming [33] ist in Längsrichtung der Faser ein theoretischer Modul E_1 von 1050 GPa zu erreichen, wohingegen senkrecht zur Faserachse lediglich ein Modul E_2 bzw. E_3 von 35,7 GPa vorliegt. Dies erklärt bei stark gerichteten FKV den großen Einfluss der mechanischen Eigenschaften des Matrixwerkstoffes senkrecht zur Faserlängsachse. Zur Beschreibung der Carbonfaser dient der Fasertyp, siehe Tabelle 2.2, mit einer Auswahl der technisch relevanten Fasern, die Tex-Zahl in g/1000m und die K-Zahl, welche die Anzahl an Faserelementen beschreibt. 1K bedeutet ein Faserroving mit 1000 Filamenten. Der Filamentedurchmesser kann sich wie auch die Bruchdehnung und Zugfestigkeit je nach Fasertyp unterscheiden, ist jedoch durch eine weitgehende Normung der aktuell verwendeten Fasertypen in der Spezifizierung der FKV zweitrangig.

Mit Blick auf den induktiven Schweißprozess besitzt die Faser eine essentielle Funktion für den Fügeprozess. Die Möglichkeit der induktiven Erwärmung sowie auch die erreichbare Erwärmungsleistung sind von dem Faserwerkstoff und dessen physikalische Materialeigenschaften abhängig. In diesem Zusammenhang sind die elektrische Leitfähigkeit wie auch die thermische Leitfähigkeit der Faser von großer Bedeutung. Auch die Wärmeabfuhr innerhalb des FKV und an dessen Randschichten ist von der Leitfähigkeit der Carbonfaser abhängig. Hinzu kommt die Eigenschaft der Grenzschicht zwischen Faser und Matrix. Diese wird als Schlichte bezeichnet und soll für eine möglichst gute Kraftübertragung zwischen Faser und Matrix sorgen. Sie dient aber auch dazu, die Faser für die Verarbeitungsprozesse flexibel zu machen und eine möglichst hohe Benetzung der Faser mit Matrix zu ermöglichen [33]. Auch die Infiltration des trockenen Rovings bzw. Gewebes mit dem Matrixpolymere soll durch die Schlichte auf der Faser verbessert werden. Aus der Konstruktionssicht sind die Information über die Faserdichte und das Fasergewicht ebenso wie die Zugfestigkeit und der E-Modul von Interesse.

Grundlegend für die Betrachtung eines thermischen Fügverfahrens ist die Information über das thermische Verhalten der Werkstoffe. Hierzu sind in der folgenden Tabelle die thermischen Längenausdehnungen von Glas- und Carbonfasern sowie deren Temperaturbeständigkeit beschrieben.

Tabelle 2.2: Typen und Eigenschaften von Carbonfasern nach [33] [34], **[35].

Fasertyp	Zug-festigkeit [MPa]	Zug-modul [GPa]	Bruch-dehnung [%]	Dichte $[g/cm^3]$	Fila-mente-durch-messer [μm]	Fila-mente-anzahl	Tex $[g/1000m]$
Toray T300	3530	230	1,5	1,76	7	1000	66
						3000	198
						6000	396
Toray T300J	4210	230	1,8	1,78	7	3000	198
						6000	396
Toray T400H	4410	250	1,8	1,80	7	3000	198
						6000	396
Toray T700S	4900	230	2,1	1,80	7	12000	800
Toray T800H	5490	294	1,9	1,81	5	6000	223
						12000	445
Toho Tenax HTS45*	4500	240	1,9	1,77	5	12000	800
SG CT50-4.0**	4000	240	1,7	1,80	7	50000	3300

Tabelle 2.3: Thermische Eigenschaften der Carbon- und Glasfaser.

Faser	Carbonfaser Toray T700S	Glasfaser Typ E	Glasfaser Typ S
therm. Längenausdehnung α $[10^{-6}K^{-1}]$	-0,38	5-6	4
Wärmeleitfähigkeit λ $[W/mK]$	9,37	1,0-1,3	1,3
elekt. spez. Widerstand $\rho_e \Omega cm$	$1{,}6 \cdot 10^{-3}$	10^{15}	10^{15}
spez. Wärmekapazität c_p $[J/kgK]$	735,6	807	810

Die thermische Beständigkeit der Faser ist meist sehr viel höher als die der Schlichte. Somit ist die thermische Beständigkeit der Schlichte die Grenze der thermischen Belastbarkeit der Fasern. Üblicherweise liegt diese in Verbindung mit thermoplastischen Matrixpolymeren bei ca. 400 °C.

Textile Halbzeuge

Die Herstellung von FKV gliedert sich in drei Herstellungsschritte:

- Herstellung der Carbonfaser
- Herstellung des Textilen Halbzeugs
- Fertigstellung des FKV

Nachdem ein zur Weiterverarbeitung hergestelltes Garn beziehungsweise (bzw.) Roving vorliegt (vgl. vorherigen Abschnitt 2.1.3), wird ein *Textiles Halbzeug* hergestellt [21]. Eine Übersicht der *Textilen Halbzeuge*, die in der Forschung und der produzierenden Industrie behandelt werden ist in Abbildung 2.5 dargestellt. Die Einteilung erfolgte nach der Definition von Hufenbach [21] in Anlehnung an *Büsgen* von 1995.

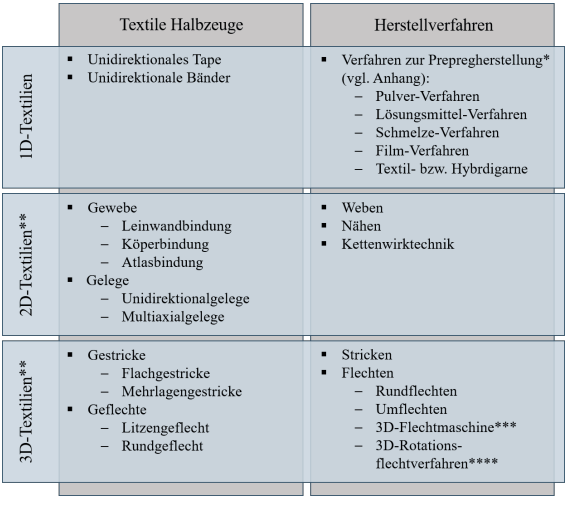


Abbildung 2.5: Übersicht zu Textilen Halbzeugen und Herstellverfahren aus der aktuellen Forschung und Produktion:
*nach Neitzel [32]; **nach Hufenbach [21];
**Entwicklung des Institut für Textiltechnik an der RWTH Aachen [21];
****Entwicklung der Firma 3TEX, Cary, USA [21].

Das vorliegende Halbzeug wird im nächsten Schritt durch Direktimprägnierung [32], In-Situ Polymerisation [5] und der Konsolidierung [1]zu einem endkonturnahem FKV-Bauteil verarbeitet. Bei der Herstellung von Spritzgussbauteilen mit Kurz- und Langfasern, sowie von Extrusions- und Pultrosionsbauteilen wird der Schritt des Textilen Halbzeugs übersprungen und direkt ein endkonturnahes infiltriertes und ausgehärtetes/konsolidiertes FKV-Bauteil hergestellt [36], [6].

GMT- und SMC-Halbzeuge sind typische Vertreter der Wirrfasermatten, die nicht eindeutig der textilen Verarbeitungsweise zugeordnet werden können. Diese Art von Halbzeugen eignet sich sehr gut für die Verwendung von Rezyklatfasern, da sowohl Kurz- wie Langfasern in den Halbzeugen verwendet werden können. Nach Neitzel [32] hat diese Art der Verstärkungsfaser gute Eigenschaften der Infiltrierbarkeit und ermöglicht einen Fasergewichtsanteil von 30 bis 40 %. Als Verstärkungsfaser werden

sowohl Glas- wie auch Carbonfasern verwendet. Als Matrixwerkstoffe werden sowohl thermoplastische wie auch duroplastische Polymere verwendet. In Abbildung 2.6 sind die üblichen Arten von Wirrfasermatten und Vliesen schematisch dargestellt. In der weiteren Beschreibung werden die *Textilen*

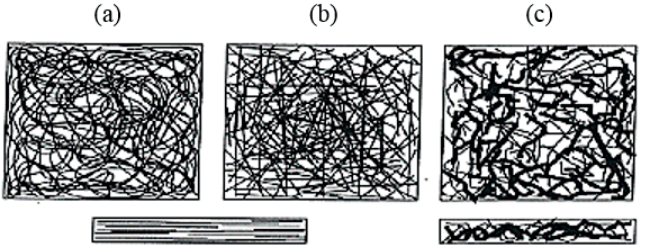


Abbildung 2.6: Verschiedene Arten von Vliese nach [32]: (a) Endlos-Fasermatte, (b) Schnitt-Fasermatte, (c) Vernadelte-Fasermatte.

Halbzeuge genauer betrachtet, die in den Untersuchungen dieser Arbeit als Probekörper verwendet werden.

Gelege

Gelege können aus Fasermatten (Prepregs) bestehen, die je nach konstruktiven Anforderungen gestaltet werden können. Variationen sind insbesondere durch die Anzahl der Prepreglagen und die Orientierung der Faserlängsrichtung möglich. Ein schematisches Beispiel eines Geleges mit 0 und 90° Lagen ist in Abbildung 2.7 dargestellt. Durch eine Reihe von manuellen und automatisierten Ablegeverfahren sind somit die Gestaltung und Herstellung von anwendungsoptimierten Faserverbundlaminaten möglich. Aus diesem Grund zeichnet sich diese Art von Verbundhalbzeug besonders für die Verwendung in lastorientierten Strukturbauteilen aus. Neitzel [32] beschreibt als weiteren Vorteil, die stark gerichteten Fasern, welche das mechanische Potential der Fasern verstärkt. Neben unidirektionalen Gelegen sind auch multiaxiale Gelege mit und ohne Vorzugsrichtung möglich. Als Verstärkungsfasern können alle üblichen Arten verwendet werden. Die Positionierung der Faserlagen zueinander erfolgt in den meisten Fällen durch Vernähen oder in seltenen Fällen durch thermoplastische Klebstoffsysteme, die zwischen den Lagen eingebracht werden und durch Erwärmung oder Ultraschallschweißen aufgeschmolzen werden. Dies führt ebenso zu einer Vorfixierung der Faserlagen. Weitere Verarbeitungsmethoden beschreibt Hufenbach [21] durch die Herstellung eines *Textilen Halbzeugs* (vgl. Abbildung 2.5 und der Weiterverarbeitung zu einem mit Thermoplaste versehenen FKV.

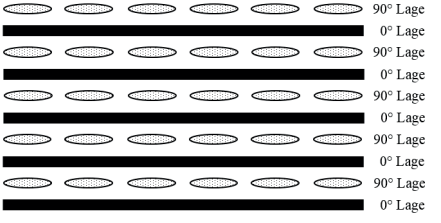


Abbildung 2.7: Schematische Darstellung eines Geleges mit 0 und 90° Lagen.

Gewebe

Werden kontinuierliche Fasern als Verstärkung verwendet, können Gewebe hergestellt werden. Gewebe lassen sich hinsichtlich der Bindungsarten – Leinwand-, Köper- und Atlasbindung – einordnen (vgl. Abbildung 2.8).

Die zweidimensionalen Gewebearten in Abbildung 2.8 unterscheiden sich hinsichtlich der Webpunkte und der hiermit zusammenhängenden Drappierbarkeit und Balancierung der Verstärkungsrichtung [32]. Die Webpunkte stellen Überkreuzungspunkte der Faserrovings dar. Wie zu Beginn des Abschnitts beschrieben, hat dies direkten Einfluss auf die elektrischen Eigenschaften der Halbzeuge und wird in der weiteren Betrachtung der Erwärmbarkeit der Werkstoffe eine wichtige Rolle spielen. Nach Hufenbach besitzt die Leinwandbindung die dichtesten Verkreuzungen und somit die schlechteste Drapierbarkeit. Mit der Abnahme der Verkreuzungsdichte nimmt von der Leinwandbindung über die Köper zur Atlasbindung die Verschiebefestigkeit ab und die Drapierbarkeit zu [21]. Die Atlasbindung zeichnet sich

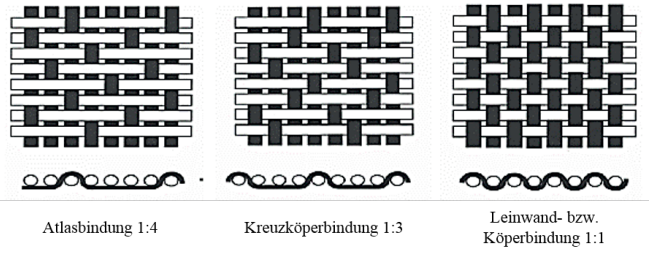


Abbildung 2.8: Zweidimensionale Gewebearten von Verstärkungsfasern für FKV [32].

durch geringe Ondulation der Faserrovings aus. Dies reduziert nach Neitzel [32] die Drapierbarkeit des Gewebes, lässt aber durch die gleichzeitig geringe Anzahl an Schussfäden eine sehr starke Ausbildung von Vorzugsrichtung der Faser zu. Dies ermöglicht die Herstellung von nahezu unidirektionalen Geweben [32].

Den Kontrast zur Atlasbindung stellt die Leinwandbindung dar. Hohe Drapierbarkeit durch eine hohe Anzahl an Webpunkten. Hierdurch erhöht sich die Ondulation der Rovings bei reduzierten mechanischen Eigenschaften. Ebenso stellt sich eine biaxiale Faserorientierung ein [32].

Die dritte Art der Gewebebindung ist die Köperbindung. Sie stellt nach Neitzel [32] einen Kompromiss zwischen den guten Handhabungs- und Drapiereigenschaften der Leinwandbindung und den hohen mechanischen Kennwerten der Atlasbindung dar. Die Webpunkte liegen in regelmäßiger Anordnung nebeneinander. Einen direkten Einfluss der Imprägnierbarkeit und Durchdringung des Fasergewebes mit Harz oder Thermoplasteplastifikat steht nach Rieber [37] nicht in direkten Zusammenhang mit der verwendeten Gewebeart. Die Faserspannung, das Sizing und weitere Prozessparameter beeinflussen die Imprägnierbarkeit in selbiger Weise. Die Erzeugung von Geweben ist mit allen Arten von endlosen Fasern möglich, welche ausreichende Festigkeit und Beweglichkeit besitzen, um im Webverfahren textil verarbeitet zu werden. Hauptanwendung finden Carbon-, Glas- und Aramidfasern.

Neben den zweidimensionalen Gewebearten sind auch dreidimensionale Gewebe möglich. Sie werden als Mehrlagen-Webverfahren bezeichnet. Es können dreidimensionale Faserstrukturen hergestellt werden. Hierdurch ist neben der Verstärkung in der Ebene auch eine Verstärkung in z-Richtung möglich.

2.1.4 Herstellverfahren von Halbzeugen und Bauteilen mit thermoplastischer Matrix

Die Herstellverfahren von Halbzeugen und Bauteilen mit einem thermoplastischen Matrixsystem lassen sich in zwei Gruppen unterteilen: Die Gruppe der urformenden Verfahren und die Gruppe der umformenden Fertigungsverfahren. Beide sind in unterschiedlicher Ausprägung des Automatisierungsgrades und der Produktionsverkettung in der industriellen Anwendung vertreten.

Die im Rahmen der Untersuchungen wichtigen und für eine industrielle Großserienfertigung relevanten Verfahren sind nachfolgend aufgezeigt. Zur Herstellung der Formmasse wird in den meisten Fällen ein Schneckenextruder verwendet, der aus dem vorliegenden Thermoplastegranulat und der Beimischung der Verstärkungsfaser das Plastifikat für die weitere Verarbeitung herstellt[29]. Die im zuvor angeführten Abschnitt erwähnten bereits imprägnierten Prepregs werden meist direkt in Thermoformwerkzeugen oder Spritzgussmaschinen mit oder ohne Zugabe von Plastifikat verarbeitet.

Das Spritzgussverfahren mit Kurz- und Langfasern ist in der Herstellung von automobilen Bauteilen, wie etwa dem Ansaugtrakt und Verkleidungsteilen im Motorraum, seit vielen Jahren Stand der Technik. Durch fortwährende Entwicklungen und Verbesserungen von Spritzguss und Compoundierungsmaschinen wird die Verwendung von immer längeren und in der Handhabung komplexeren Fasern möglich. So etwa die Herstellung von Bauteilen des Frontends, der I-Tafel und des Fahrzeugunterbodens mit Langglasfasern [38]. Neben dem klassischen Spritzgießen werden als weitere wichtige Verfahren für die Großserienfertigung das Hinterspritzen wie auch das Thermoplastschaumspritzgießen für Sandwich und Leichtbauanwendungen angeführt [29].

Das Thermoformverfahren [29] zur Erzeugung von endkonturnahen und finalisierten Bauteilen mit Langfaserverstärkung und endlosen Verstärkungsfasern ist für die Herstellung von hochperformanten FKV in der Fahrzeugkarosserie unabdingbar. Die niedrigen Prozesszeiten, die deutlich unter einer Minute liegen und die dem klassischen automobilen Produktherstellungsverfahren sehr ähnlich sind, gelten als eine der Schlüsseltechnologien, um FKV in der Großserie herzustellen. Unterverfahren wie das SpriFormen der Fa. Krauss Maffei [6] werden seit einigen Jahren hinsichtlich der Ausbringungsmenge sowie der Funktionalisierung von Bauteilen entwickelt. Neben dem Thermoformen soll hier das Fließpressen von plastifizierten, mit Kurz- und Langfasern verstärkten Thermoplaste-Vorformlingen genannt werden. Dieses Verfahren stellt eine Zwischenform des Spritzgießens und des Thermoformens dar und ermöglicht die Herstellung von werkzeugfallenden Bauteilen mit keinem oder nur geringen Nachbearbeitungsanteilen. Neben der Erreichung von sehr guten mechanischen Eigenschaften des Polymers durch die Reduzierung der Erwärmungs- und Aufschmelzphasen auf die Plastifizierung des Granulates ist die homogene Verteilung der Verstärkungsfasern im Bauteil als verfahrensspezifischer Vorteil zu nennen. Ein Herstellungsverfahren mit verbesserten Imprägniereigenschaften ist die In-Situpolymerisation, die es ermöglicht den Preform mit einer niederviskosen Matrix zu imprägnieren und erst während der Formgebung des Bauteils das Polymer auszubilden [5].

Neben dem Thermoformen als wichtigstes Umformverfahren von Thermoplastehalbzeugen werden das Streckformen, das Saugformen und das Biegen zur Endkonturerzeugung verwendet [29]. Ausgangsprodukt für diese Art der Weiterverarbeitung sind die in Abschnitt 2.1.3 aufgezeigten *Textilen Halbzeuge*. Eine umfangreiche Darstellung der Herstellungsverfahren und der anzuwendenden Auslegungsmethoden werden von Cherif [39] beschrieben. In diesem Zusammenhang wird auf die Möglichkeit der Verwendung von Hybridgarnen [3] hingewiesen. Als weitere Verfahren zur Herstellung von Hohlprofilen und Halbzeugen insbesondere mit Endlosfasern werden Extrusions- und Pultrosionsverfahren verwendet. Das von der Fa. Stueckertec patentierte PAZ-Verfahren wird mit der Anwendung von Fahrzeugstrukturen aus Profilen und Knoten immer wichtiger[4]. Hervorzuheben ist bei diesen Verfahren die quasi endlose Herstellung von Profilen.

Bei all diesen Verfahren sind die für die Thermoplasteverarbeitung wichtigen Verarbeitungsschritte einzuhalten. Beim Erstarren der Formmasse ist auf den materialspezifischen Konsolidierungsdruck zu achten. Die Faserlängen sind neben den konstruktiven Anforderungen von dem Herstellverfahren abhängig. Das Einbringen und die Positionierung der Fasern und Preformstücke ist von besonderer

Bedeutung für die Bauteilqualität[33]. Insbesondere die Vorkehrungen zur Positionierung der Verstärkungsfasern in deren konstruktiv bestimmte Lage und Orientierung ist oftmals mit großem anlagentechnischem Aufwand verbunden.

2.1.5 Konsolidierung von Thermoplasten

Die charakteristischen Prozessgrößen bei der Herstellung der Laminate sind der Druck, die Temperatur und die in Verweildauer bis zum Erreichen der vollständigen Plastifizierung bzw. der Erstarrung. Diese drei Prozessgrößen sind entscheidend für die zu erreichenden Materialeigenschaften im Endzustand des Bauteils. Die Prozessführung wird mit dem Begriff der Konsolidierung zusammengefasst. [1]

Bei der Konsolidierung soll ein möglichst gutes Durchdringen der Prepregs und Faserformteile durch das Plastifikat, ein niedriger Porenanteil sowie eine gute Faser-Matrix-Haftung über das gesamte Laminat erreicht werden. Hierbei sind die Herausforderungen eine homogene Druckbeaufschlagung und gleichmäßige Temperaturführung über das gesamte Bauteil. Die flächig homogene Abkühlung ist für die Herstellung verzugsarmer Laminate notwendig. Werden teilkristalline Polymere als Matrix verwendet, beeinflusst die Gestaltung der Abkühlgradienten die Anteile der amorphen und kristallinen Zustandsbereiche. Auf eine entsprechende Parametrierung ist hier zu achten. Wird ein Laminat während

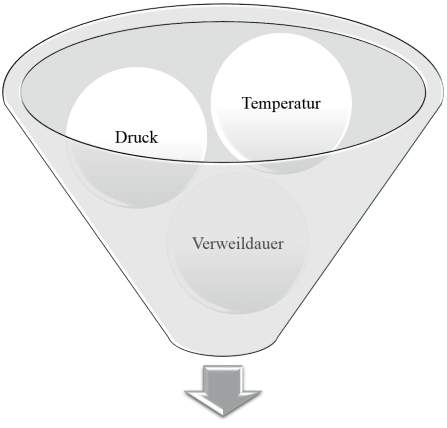


Abbildung 2.9: Parameter der Konsolidierung und durch diese beeinflusste Materialeigenschaften:
* nur bei teilkristallinen Thermoplasten.

des Thermoformens oder während des Fügevorgangs bis zum Schmelzpunkt der Thermoplaste-Matrix erwärmt, lösen sich die kristallinen Bereiche auf und die Materialeigenschaften ändern sich hinsichtlich Festigkeit, Dehnung und Viskosität deutlich. Es wird ein anderer Werkstoffzustand erreicht und die definierte Bauteilgeometrie geht verloren. Wird während des Wiedererstarrens auf die werkstoffspezifischen Konsolidierungsparameter geachtet, werden die ursprünglichen Materialeigenschaften wieder erreicht. Auch bei wiederholter Durchführung der Aufschmelzung und Wiedererstarrung bleiben die

Konsolidierungsparameter gleich und eine gleichbleibende Polymereigenschaft liegt vor. Dies ist der für thermoplastische Polymere charakteristische reversible Vorgang des Plastifizierens und Wiedererstarrens und wird in der vorliegenden Arbeit als Schmelzen bzw. Plastifizierung und Konsolidieren bezeichnet. [1]

Die Begriffsvariante Rekonsolidierung ist mit dem Begriff der Konsolidierung weitestgehend identisch, er hebt jedoch hervor, dass es sich nicht um den erstmaligen Vorgang der gezielt herbeigeführten Erstarrung und Abkühlung unter die Glasübergangstemperatur handelt.

Die üblichen Verfahren zur Konsolidierung von Faserverbund-Laminaten mit thermoplastischer Matrix sind die statische Heizpresse, die Intervall-Heizpresse und das Doppelbandverfahren [14].

2.1.6 Betrachtung des Schmelzschweißprozesses bei Thermoplasten

Somit soll hier als weitere Theorie der festigkeitsgebenden Mechanismen die Mindestfließgeschwindigkeit nach Potente [40] Anwendung finden. Diese besagt, dass durch das Vorliegen einer entsprechenden Intensität an Stofftransport in der Fügeebene eine Verbindungskraft entsteht, die annähernd den Haupt- und Nebenvalenzkräften entspricht. Da es sich bei dem plastifiziertem PA 66 um ein annähernd newtonsches Fluid handelt, sind die folgenden Aussagen zur Mindestfließgeschwindigkeit gültig.

Im Folgendem werden der Fügedruck und die Abrollgeschwindigkeit der Konsolidierungsrolle betrachtet. Das theoretische Zusammenspiel dieser beiden Prozessparameter lässt sich durch die Untersuchungen von Potente [25] hinsichtlich der Verbindungsfestigkeit in der Gegenüberstellung des Fügedrucks und der Scher- bzw. Strömungsgeschwindigkeit ermitteln. In Abbildung 2.10 ist zu sehen, dass bei stetig zunehmender Strömungsgeschwindigkeit und somit ansteigendem Stofftransport die Bruchspannung in der Fügezone nach der Überschreitung eines Optimums abfällt. Diese Erkenntnisse

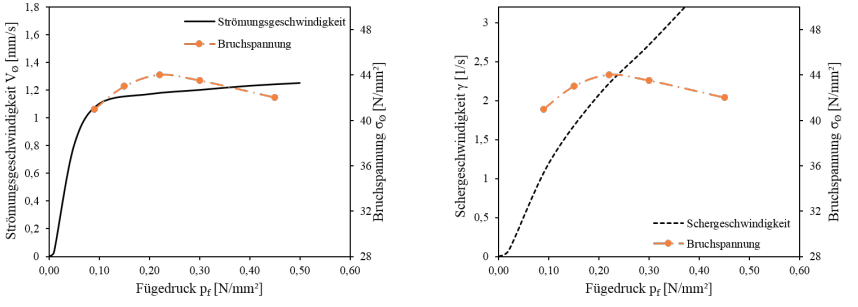


Abbildung 2.10: Abhängigkeit der Fließ- und Schergeschwindigkeit vom Fügedruck und deren Einfluss auf die Bruchspannung beim Heizelement-Stumpfschweißen [41].

lassen darauf schließen, dass ein Optimum der Verbindungsfestigkeit durch die Einstellung des Abkühlgradienten, des lokalen Konsolidierungsdruckes und der Abrollgeschwindigkeit der Rolle erreicht werden kann. Ebenso lässt dies vermuten, dass die Orientierung der Schweißnaht im Raum (Steignaht, Fallnaht, Überkopfnaht, etc.) einen Einfluss auf die Festigkeit hat.

2.1.7 Prüfmethoden

Die Eigenschaften von Kunststoffen sind spezifisch für eine Polymerart und können somit zur eindeutigen Materialbeschreibung, aber auch zur Identifizierung verwendet werden. Die Werkstoffkennwerte lassen sich in die Gruppen chemische, physikalische und mechanische Kennwerte einordnen.

Bei der Prüfung von Kunststoffkennwerten ist zu berücksichtigen, dass die Verarbeitung der Formmasse einen wesentlichen Einfluss auf die Strukturbildung und die resultierenden Eigenschaften hat [42]. Nach Grellmann [42] beschreibt der Begriff Formmasse ungeformte oder vorgeformte Stoffe, die durch mechanische und thermische Verarbeitung zu Halbzeugen oder Fertigteilen gestaltet werden. Neben dem Einfluss des Verarbeitungsverfahrens auf die Strukturbildung hat auch die Probenkörperform und Entnahmestelle Auswirkung auf die resultierenden Eigenschaften. Dieser Zusammenhang ist bei der Übertragbarkeit der Ergebnisse von Prüfungen an Werkstoffprüfkörpern zu berücksichtigen. Kurzglasfaserverstärkte (30 M-%) PA6-Proben, die durch Spritzgussverfahren in Probenendgeometrie hergestellt werden, zeigen deutlich höhere Zugfestigkeit bei deutlich niedrigerer Bruchdehnung als Proben gleichen Werkstoffs und Geometrie, die durch spanende Bearbeitung aus spritzgegossenen Platten entnommen werden [42]. Nach Grellmann [42] sind die wichtigsten Kriterien:

- Strukturparameter (Kettenchemie des Kunststoffs und das Molekulargewicht, Morphologie, Orientierung des Kunststoffes der Verstärkungsstoffe, Eigenspannungen, Zusatz- und Verstärkungsstoffe, Kristallinität)
- Geometrieparameter (Gestalt und Abmessung, Kerben und Einfallstellen, Fließ- und Bindenähte, Inhomogenitäten)
- Beanspruchungsparameter (Art, Dauer und Geschwindigkeit, Häufigkeit, Temperatur, Umwelteinflüsse)

Zur Prüfung der Eigenschaftskennwerte von Kunststoffen stehen zerstörungsfreie und zerstörende Werkstoffprüfungen zur Verfügung. Eine Reihe von Kriterien können zur Unterteilung der zerstörenden Prüfverfahren herangezogen werden. In der folgenden Übersicht sind die in dieser Arbeit relevanten Kriterien zusammengestellt. Für die Untersuchungen in dieser Arbeit werden die Prüfmethoden zur

Geschwindigkeit der Versuchsdurchführung	Art der Beanspruchung	Art des zu untersuchenden Werkstoffs	Art der physikalischen Eigenschaft
❖ statische Prüfverfahren ❖ quasistatische Prüfverfahren ❖ dynamische Prüfverfahren (stoß- und schlagartig, Ermüdung)	❖ Zugversuch ❖ Druckversuch ❖ Biegeversuch ❖ Scherversuch	❖ Kunststoffe ❖ Faserverbundwerkstoffe	❖ thermische Eigenschaften ❖ optische Eigenschaften ❖ elektrische Eigenschaften ❖ dielektrische Eigenschaften

Abbildung 2.11: Prüfkriterien bei der Kennwertermittlung

Ermittlung der Grundwerkstoffeigenschaften im Anlieferzustand, im Zustand vor der schweißtechnischen Verarbeitung und nach durchgeführter Verschweißung verwendet. Zur Anwendung kommt die vergleichende Prüfungen der quasistatischen Prüfung und die Untersuchung des Ermüdungsverhaltens der Schweißnaht. Diese beiden Gruppen sind in den folgenden Abschnitten beschrieben und eine Auswahl an Prüfverfahren aufgeführt. Da die Materialkennwerte von Kunststoffen im Allgemeinen und von Polyamiden im Besonderen eine deutliche Abhängigkeit von Temperatur und Feuchtegehalt aufweisen, ist auf eine entsprechende Konditionierung der Probekörper vor und während der Prüfung zu achten.

Quasistatische Prüfung

Die durch quasistatische Verfahren ermittelten Werkstoffkennwerte dienen bei der Werkstoffauswahl wie auch bei der Qualifizierung von Verbindungstechniken als Informationsquelle für die Entscheidungsfindung. Der meist einfache Versuchsaufbau, die zeitsparende Versuchsdurchführung, die einfachen Probengeometrie und eine hohe Reproduzierbarkeit stellen die Vorteile dieser Prüfverfahren dar. Nach Grellmann [42] wird diese Art von Kennwertermittlung auch zur Qualitätssicherung und

Schadensanalyse verwendet.

Werden bei der Materialuntersuchung die Belastungsfälle in Abbildung 2.11 geprüft, kommt bei der Untersuchung von überlappenden Verbindungsstellen die Zug-Scher-Prüfung hinzu. Hierbei handelt es sich um eine Schubspannung τ_{xx} im Schweißbereich bzw. im Klebstoffspalt , die durch eine in die Fügepartner eingebrachte Zugbelastung verursacht wird (Abbildung 2.12). Je nach Einspannlänge, Werkstoffdicke und Überlappungslänge wird die Schubbelastung durch eine Biegebeanspruchung und somit resultierende Schubspannung τ_{xz} in z-Richtung überlagert. Eine ausführliche Betrachtung der einschnittigen Zug-Scherprobe mit Klebstoffspalt hat Rasche [43] durchgeführt. Schweiß- und

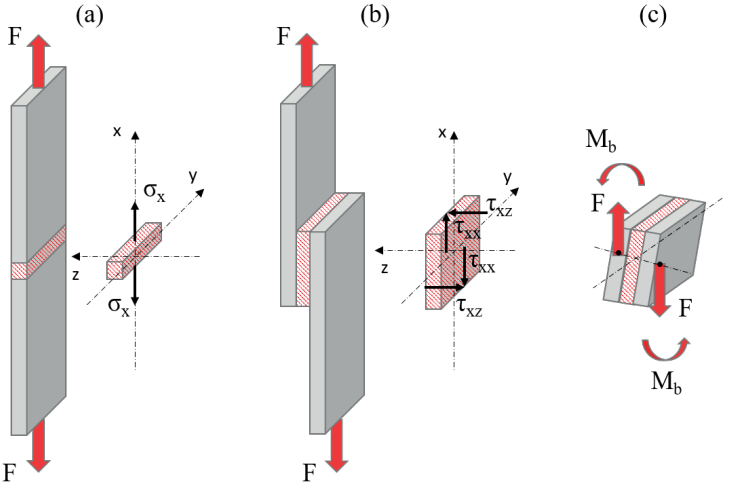


Abbildung 2.12: Probekörper und freigeschnittene Fügeebene mit den Spannungszuständen: (a) Zugprüfung mit einachsiger Kraft F führt zur Zugspannung σ_x, (b) Zug-Scher-Prüfung führt zur Schubspannung τ_{xx} mit τ_{xz} und (c) Verstärkung der Spannungsspitze am Ende der Proben durch die aus dem Biegemoment M_b resultierende Krfat quer zur Zugrichtung.

Klebstoffverbindungen unterscheiden sich hinsichtlich des Einflusses auf den Grundwerkstoff. Bei Verklebungen wird der Grundwerkstoff im Bereich des Klebstoffauftrages nicht verändert. Bei dem Verschweißen von zwei Fügepartnern wird der Grundwerkstoff in beiden Fügepartnern vollständig oder zumindest teilweise aufgeschmolzen und somit verändert. Wird eine quasistatische Zug-Scher-Prüfung durchgeführt, erfolgt die Belastung im gesamten Bereich des aufgeschmolzenen und wiedererstarrten Grundwerkstoffs sowie der Wärmeeinflusszone (WEZ). Hier liegt eine reine Zugspannung σ_x vor. Dies kann anhand der Darstellungen (a) und (b) in Abbildung 2.12 rekonstruiert werden.

Die Zugspannung σ_x wird aus der Querschnittsfläche A_0 und der anliegenden Kraft F berechnet. Die Bruchspannung σ_B ergibt sich aus der Bruchlast F_B und der ursprünglichen Querschnittsfläche [42]. In der realen Zug-Scher-Prüfung von einschnittig überlappenden Probekörpern wirkt das Biegemoment M_B.

$$\sigma_x = \frac{F}{A_0} \tag{2.1}$$

Die Schubspannung τ_{xx} ergibt sich aus der Überlappungslänge $l_{ü}$, der Probenbreite b und der anliegenden Last F. Die maximal ertragbare Spannung τ_{max} liegt bei F_{max} vor.

$$\tau_{xx} = \frac{F}{l_{ü} \cdot b} \tag{2.2}$$

Bei der axialen quasistatischen Zugprüfung von Kunststoffen zur Beschreibung der Grundwerkstoffeigenschaften liegt ein ebener Spannungszustand vor. Durch die axiale Zugbelastung ergibt sich in der Zugprobe eine Längsdehnung der Probe und eine Querkontraktion in y- und z-Richtung. Dies führt somit zu einem dreidimensionalen Dehnungszustand. [42]

Die Dehnung ϵ_l in Probenlängsrichtung ergibt sich aus der Anfangslänge des Probekörpers L_0 und der resultierenden Längenänderung ΔL:

$$\epsilon_l = \frac{\Delta L}{L_0} \cdot 100\,\% \tag{2.3}$$

Die Ermittlung der Dehnung erfolgt durch Ansetzdehnungsaufnehmer oder aus dem Traversenverfahrweg. Der Vergleich von Werten, die aus der Messung mit Ansetzdehnungsaufnehmer ermittelt werden, mit Werten aus dem Traversenverfahrweg ist nicht zulässig [42].

Der Zugversuch zur Kunststoffprüfung ist in der Norm ISO 527-4 [44] geregelt. Die Zug-Scher-Prüfung ist für Verklebungen in der DIN EN 1465 [45] geregelt. Die Durchführung der Prüfung von Klebeverbindungen an Polymerwerkstoffen ist in der DVS Richtlinie DVS 2203-6 Beiblatt 2 [46] beschrieben. Hier wird bei der Anwendung der Zug-Scher-Prüfung an einfach überlappten Proben auf das entstehende Biegemoment und die hierdurch verursachten Randschälkräfte hingewiesen [46]. Dies ist neben der oben beschriebenen Überlagerung der Spannungszustände bei der Auswertung mitzuberücksichtigen.

Die Besonderheit der quasistatischen Prüfmethoden liegt in der Bedingung, dass eine Dehngeschwindigkeit von 10^{-5} bis $10^{-1}\ s^{-1}$ nicht überschritten wird [42]. In den Prüfabläufen muss dies durch die Wahl der entsprechenden Zuggeschwindigkeit berücksichtigt werden. Hierbei soll laut Grellmann [42] dennoch eine ökonomische Bearbeitungszeit vorliegen. In der DIN EN 1465 wird dies durch die Vorschrift einer Belastungszeit bis zum Versagen von 65 $\pm$ 20 s gefordert. Die Krafterhöhung muss stetig erfolgen. Die Fähigkeit der Zug-Prüfmaschine muss nach ISO 527-1 [47] entsprechend der Normen ISO 7500-1 [48] und ISO 9513 [49] nachgewiesen sein [42].

Der Standardprüfkörper für die Durchführung der Zug-Scher-Prüfung von Verklebungen nach DIN EN 1465 [45] ist in Abbildung 2.13 zu sehen. Derzeit liegen keine gesonderten Normen oder Richtlinien für die Prüfung von Schmelzschweißverbindungen an Thermoplasten in Überlappausführung vor. Bereits durchgeführte Untersuchungen zu Schmelzschweißverbindungen, hergestellt durch Induktionsfügen, wurden von Mitschang ([50]; [51]) und Velthuis [52] angelehnt an die Prüfung von Klebstoffverbindungen durchgeführt. Auf gleiche Weise wurden Verbindungen durch Widerstandselementschweißen von Stavrov [53] und bei dem Verfahrensvergleich von Fügeverfahren für FRTP von Ageorges [54] geprüft.

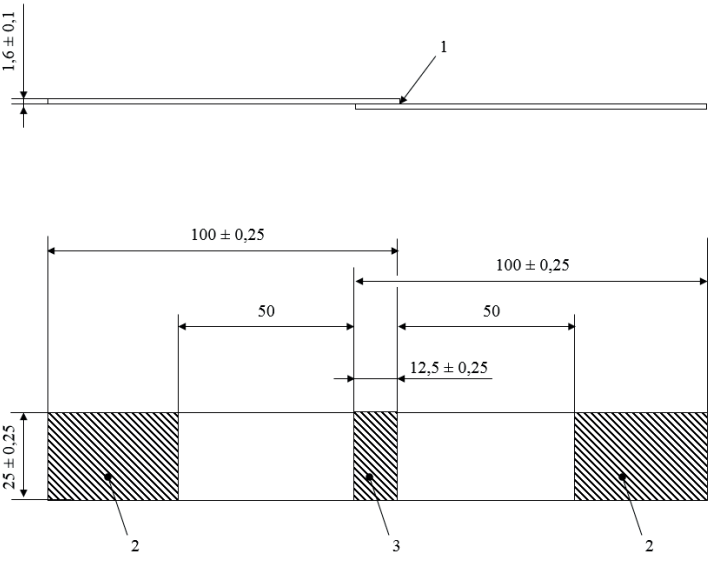


Abbildung 2.13: Standardprobekörper nach DIN EN 1465 [45] für die Zug-Scher-Prüfung: (1) Klebefuge, (2) Einspannfläche und (3) Klebefläche.

Interlaminare Scherfestigkeit

Ein weiterer für FKV spezifischer mechanischer Kennwert ist die interlaminare Scherfestigkeit. Diese kann durch Prüfverfahren mit quasistatischer Beanspruchung ermittelt werden. Hierfür stehen nach Schneider [55] folgende Verfahren zur Verfügung:

- Zug-Scher-Prüfung mit einseitiger oder beidseitiger Kerbe nach DIN EN 14869-2 [56]
- Druck-Scher-Prüfung nach ASTM D 3846 [57]
- Achsialer-Zug-Versuch in ±45°-Richtung des Laminats
- 3-Punkt-Biege-Versuch am kurzen Balken nach DIN EN 2563 [58]
- Scherversuch nach *Iosipescu* ASTM D 5379 [59]

Ein weiters Verfahren wurde am Leibniz-Institut für Polymerforschung Dresden e.V. von Schneider [60] im Detail untersucht und beschrieben. Es verwendet das Wirkprinzip des Schubversuches bei FKV. In der Arbeit von Schneider [60] werden verschiedene Arten des Schubversuchs verglichen. Sie alle versuchen mit unterschiedlichen Probekörpern und Vorbedingungen zum Werkstoff, eine möglichst planare Belastung in einem repräsentativen Bereich der Probe zu erreichen. Die verschiedenen Ausführungen sind in Abbildung 2.14 dargestellt. Die Geometrie des Probekörpers wie auch die Anordnung und Funktionsweise der Vorrichtung für die Compression Shear Test (CST)-Prüfung ist in Abbildung 2.15 zu sehen. Nach Schneider [60], stellt der Schubversuch nach *Iosipescu* ASTM D 5379 [59] die weit besten Ergebnisse dar. 1992[55] und 1994 [61] stellte Lauke den CST vor. Durch Reduktion der Probengröße wird der Einfluss durch die bei Zug- und Druckversuchen übliche S-förmige

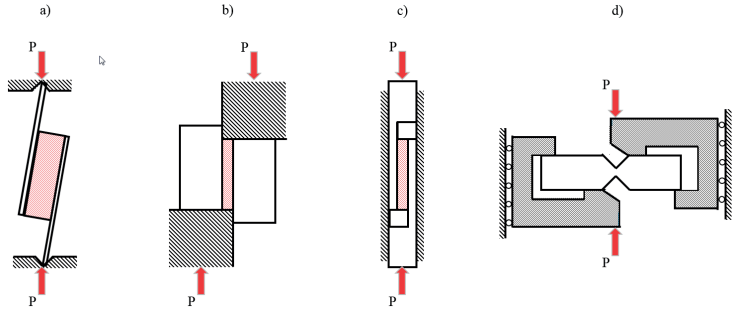


Abbildung 2.14: Übersicht verschiedener Anordnungen von Schubversuchen nach [60]: (a) Scherversuch von verklebten Blechen, (b) Scherversuch in Blockanordnung, (c) Scherversuch mit einfacher Überlappung und (d) Scherversuch nach Iosipescu.

Probenverformung vermieden, dies führt zu weniger Überlagerungen der gemessenen Kräfte und zu einem gleichmäßigeren Schubfeld [60]. Die Testvorrichtung wird seit 1992 am Leibniz-Institut entwickelt und verbessert. Durch sehr detaillierte Beschreibungen des Versuchsaufbaus konnte diese Prüfvorrichtung an verschiedensten Instituten und Unternehmen bereits nachgebaut und zur Materialprüfung von FKV mit unidirektionaler Verstärkungsrichtung verwendet werden. In Abbildung 2.16 ist die im Labor bei der BMW verwendete Vorrichtung zu sehen. Dies kann mit einer handelsüblichen Materialprüfmaschine betrieben werden.

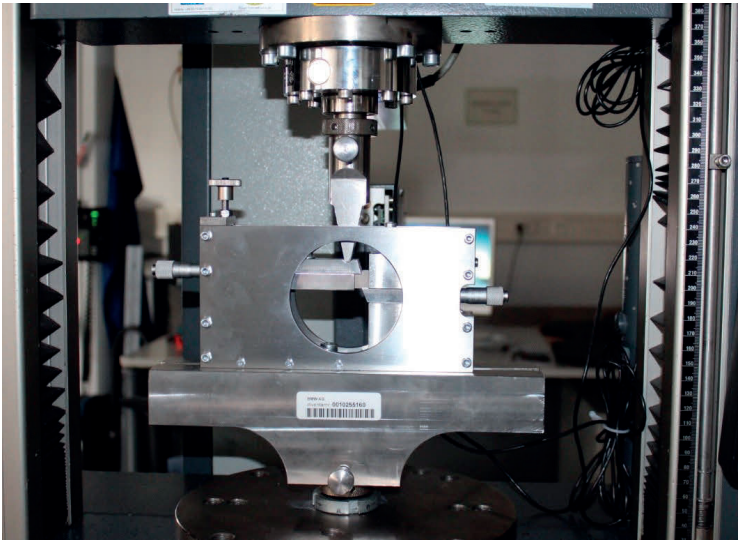
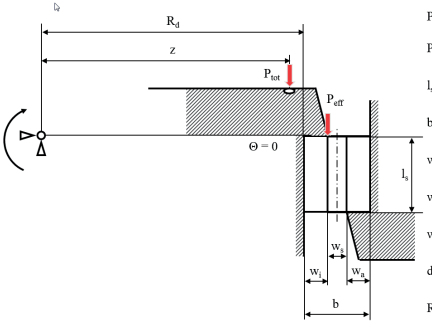


Abbildung 2.16: CST-Prüfvorrichtung im Labor der BMW.



Formelzeichen	Wert	Einheit	Bezeichnung
τ_D	-	MPa	Druck-Scherspannung
P_{eff}	-	N	Effektive Druckkraft
P_{tot}	-	N	Gemessene Druckkraft
l_s	10 ± 0,2	mm	Länge des Probekörpers
b	4 ± 0,2	mm	Breite des Probekörpers
w_i	1,8	mm	Breite des inneren Stützlagers
w_s	0,4	mm	Breite des Scherspaltes
w_a	1,8	mm	Breite des äußeren Stützlagers
d	10 ± 0,2	mm	Tiefe (Dicke) des Probekörpers
R_d	100	mm	Radius des beweglichen Arms
z	94	mm	horizontaler Abstand zwischen dem Drehpunkt des beweglichen Armes und dem Lastangriffspunkt

Abbildung 2.15: Anordnung und Parameter der Prüfvorrichtung und des Probekörpers für den CST nach [60].

Der Probekörper sollte vorzugsweise eine Länge l_s zwischen 5 und 25 mm besitzen. In diesem Bereich ist eine repräsentative Messung der Scherfestigkeit gewährleistet. Diesen und weitere Einflüsse der Probengröße und des Auslenkwinkels des beweglichen Armes hat Schneider [60] untersucht. Die Dicke des zu testenden Laminates sollte zwischen 3 und 5 mm betragen. Werden Proben mit diesen Abmessungen verwendet, kann eine Positionierung des Prüflings gewährleistet werden. In den bereits erwähnten Untersuchungen zum CST wurden bislang unidirektional verstärkte FKV untersucht. Für die Auswertung der Ergebnisse und der interlaminaren Scherfestigkeit ist die Art des Versagens ein wichtiges Kriterium. Hierbei ist auf ein entsprechend planares und interlaminares Versagensbild zu achten, um eine hohe Qualität des Ergebnisses sicherzustellen. Proben, die ein abweichendes Schadensbild nach Prüfung aufzeigen, sind von der Auswertung auszuschließen.

Die Berechnung der interlaminaren Scherfestigkeit τ_D erfolgt durch die beiden folgenden Gleichungen 2.4 und 2.5.

$$\tau_D = \frac{P_{eff}}{l_s d} \tag{2.4}$$

$$P_{eff} = P_{tot} \frac{z}{R_d + w_i} \tag{2.5}$$

Schneider [60] berichtet auch über die Untersuchung der Scherfestigkeit von adhäsiven Klebstoffverbindungen durch den CST. Hierbei werden dem Verfahren vor allem Vorteile hinsichtlich der homogenen Spannungsverteilung zugesprochen [60]. Durch die Möglichkeit eine kurze Probe mit 10 mm Länge zu verwenden, kann im Vergleich zur Single Lap Shear (SLS) Prüfung eine wesentlich höhere Steifigkeit der Probe im belasteten und zu untersuchenden Bereich gewährleistet werden.

2.1.8 Ermüdungsverhalten

Neben den quasistatischen Prüfmethoden zur Ermittlung der Materialkennwerte und zur Bestimmung der Festigkeit von Fügeverbindungen sind Methoden zur Untersuchung des Ermüdungsverhaltens notwendig. Grellmann [42] unterscheidet hier zwei Arten von Werkstoffverhalten von Kunststoffen: Die statische Langzeitbeanspruchung und die dynamische Beanspruchung. Beide kommen in der Realität

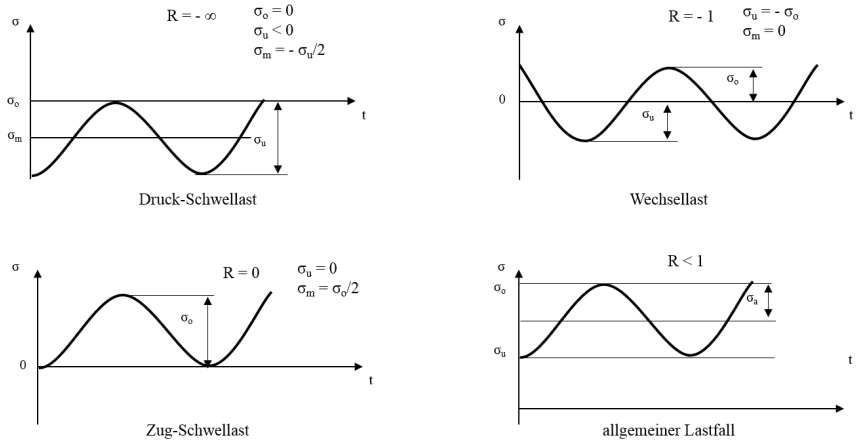


Abbildung 2.17: Unterschiedliche Lastfälle der Schwingbeanspruchung nach [62].

im Einsatz des Konstruktionswerkstoffs Kunststoff vor. Der Schadenseintritt bei dynamischer Belastung tritt in der Regel bei sehr viel niedrigerer Beanspruchung ein, als dies bei statischer Belastung der Fall ist [42]. Auch Faserverbundwerkstoffe und im Speziellen die FKV sind hiervon betroffen.

Nach Flemming [62] wird das Ermüdungsverhalten von CFK durch Wöhlerlinien bzw. den Einstufenversuch beurteilt. Entscheidenden Einfluss auf die Widerstandsfähigkeit des Testobjekts hat die Belastungsart, die durch den R-Faktor in Gleichung 2.6 beschrieben wird [62].

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} \tag{2.6}$$

Hierbei bezeichnen σ_u undσ_o die Unter- und Oberspannung während der Belastung. Wichtige Schwingformen sind $R = -1$ und $R = 0$, wobei $R = 0$ eine Schwellbeanspruchung mit

$$\sigma_m = \frac{\sigma_o}{2} \tag{2.7}$$

ist [62]. Eine reine Wechselbeanspruchung wird mit $R = -1$ beschrieben, wobei $\sigma_m = 0$ ist. In Abbildung 2.17 sind die vier Arten von Schwingformen dargestellt. Die Schwingfestigkeit wird in der Regel durch die maximal ertragbare Spannung bei 10^6 Lastwechsel ermittelt und als Dauerfestigkeit bezeichnet [62]. Die Erstellung der Wöhlerlinien erfolgt nach DIN 50100 [63]. In den meisten Fällen wird die Probe mit einer sinusförmigen Kraft-Zeit-Belastung beaufschlagt, die Mittelspannung σ_m und die Amplitude bleiben bis zum Erreichen der definierten Lastwechsel oder dem Bruch der Probe konstant [62]. Das Versagen durch dynamische Belastungen tritt durch Risse im FKV auf, welche durch Gefügeversetzungen ausgelöst werden. Eine Vorhersage der ertragbaren Lastwechsel und somit der Lebensdauer von CFK-Bauteilen ist im Vergleich mit den dynamischen Verhalten metallischer Werkstoffe nicht möglich. Die genaue Beanspruchungsform, die zur Schädigung führt ist weniger gut vorhersagbar. Der kritische Belastungsfall bei CFK-Laminaten wird durch dynamische Zug-Druck-Belastungen mit $R = -1$ und $\sigma_m = 0$ erreicht. Nach Flemming [62] entstehen die Risse, die zum Versagen führen, initiiert an lokalen Defekten im Laminat. Dies können Poren, Lunker, Delaminieren, aber auch andere bei der Herstellung oder bei der Belastung entstehende Fehler sein. Diese Fehler führen zu Spannungsüberhöhungen und somit zu einem kritischen Risswachstum. Laminate mit multiaxialem und balanciertem Aufbau zeichnen sich durch ein hohes Maß an dynamischer Belastbarkeit

aus. Bei der Untersuchung von unterschiedlichen Spannungszuständen hat sich herausgestellt, dass bei der dynamischen Prüfung mit steigender Druckbelastung der FKV eher geschädigt wird. [62]

Die Art und der Zeitpunkt des Versagenseintritts hängt nach Flemming [62] von dem Verhältnis der Bruchdehnung zwischen Faser und Matrix ab. Liegt eine dynamische Belastung mit reinem Zuganteil vor, so tritt die Schädigung in allen Laminatlagen, ungleich der Belastungsrichtung, durch die Bildung von Querrissen ein. Diese wachsen von außen nach innen, bis letztlich durch den Rissanteil die kritische Spannung im Material erreicht wird. Zu diesem Zeitpunkt erfolgt gleichzeitig Delamination zwischen den einzelnen Laminatlagen. Durch die kritische Spannung im Material kommt es zu Brüchen in den Faserrovings. Liegt eine Zug-Druck-Wechselbelastung vor, so kommt es bei der Delamination von Einzellagen zum Ausbeulen, wenn eine ausreichend große Fläche mit Delamination vorliegt. Kriterien für die dynamische Auslegung und Versagensbeurteilung von FKV sind im Anhang A.1.7 aufgeführt. [62]

Neben den Wöhlerlinien lassen sich Aussagen über die dynamische Belastbarkeit von FKV durch so genannt (sog.) Haighdiagramme und den Einstufenversuch ermitteln. Hierbei werden Spannungsamplituden über der Mittelspannung und in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses aufgetragen. [62]

2.1.9 Thermische Kunststoffkennwerte

Wie der Name Thermoplaste schon durch den Wortteil „Thermo“ ausdrückt, sind temperaturspezifische Eigenschaften dieser Polymere charakteristisch für die Kunststoffgruppe. Nach Grellmann [42] wird dieses Verhalten durch den makromolekularen Aufbau der Polymerstruktur und die damit zusammenhängenden chemischen und physikalischen Bindungen geprägt.

Die materialspezifischen Kennwerte der Glasübergangstemperatur T_g, der Schmelztemperatur T_m sowie die spezifische Wärmekapazität c_p und morphologische Größen wie etwa die Kritallinität oder der Kristallinitätsgrad wird durch thermische Analyseverfahren ermittelt. Die Differential Scanning Calorimetry (DSC) beschreibt ein Verfahren der Kalorimetrie, bei der die Wärmemenge gemessen wird, die durch einen physikalischen oder chemischen Vorgang freigesetzt oder benötigt wird. Es werden somit Wärmeströme $\dot{Q}$=dQ/dt gemessen, die je nach Vorzeichen charakteristischen Reaktionen und Kennwerten in dem Kunststoff zugeordnet werden können (vgl. Abbildung 2.18) [64]. Die zu Grunde liegenden Prüfvorschriften und Normen nach DIN EN ISO 11357 [65] sowie den detaillierten Ablauf dieses Prüfverfahrens beschreibt Ehrenstein in [64]. Da Polymere keine frei beweglichen Elektronen besitzen, findet der Wärmetransport nur über elastische Wellen im Festkörper und den Energieaustausch bei Molekülzusammenstößen statt. Dies geschieht nach der *Debye-Beziehung* und führt zu einer empirischen Beschreibung der Wärmeleitung in Gleichung 2.8 [42]. Hierbei beschreibt Q die Wärmemenge, t die Zeit und x die Länge in Wärmetransportrichtung:

$$\frac{Q}{t} = -\lambda A_0 \frac{\partial T}{\partial x} \tag{2.8}$$

Das negative Vorzeichen beschreibt die dem Temperaturgradienten entgegengesetzte Wärmeflussrichtung. Nach Grellmann [42] lässt sich aus der Differenz der in das Kontrollvolumen $A_0 dx$ hineinfließenden und herausfließenden Wärmemenge die Wärmeleitungsgleichung 2.9 beschreiben:

$$dQ_1 - dQ_2 = \lambda A_0 dx \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} dt \tag{2.9}$$

Bei instationären Vorgängen, z.B. Aufheizen und Abkühlen, gilt:

$$\frac{\partial T}{\partial x} \neq 0 \tag{2.10}$$

Werden alle drei Raumrichtungen mitberücksichtigt, so ergibt sich die vollständige Wärmeleitungsgleichung:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{c_p \rho} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \tag{2.11}$$

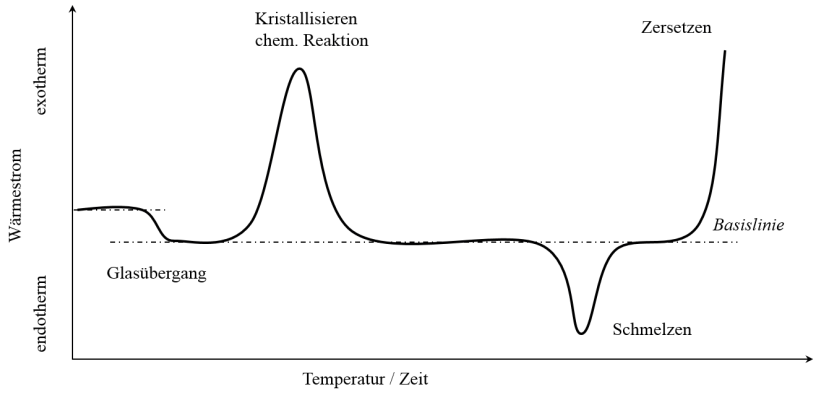


Abbildung 2.18: Schematische Darstellung einer DSC-Kurve mit den möglichen Effekten nach [64].

Eine wichtige Kennzahl im Zusammenhang mit den Wärmetransportvorgängen ist die Temperaturleitzahl, die auch als Temperaturleitfähigkeit bezeichnet wird.

$$a = \frac{\lambda}{c_p \rho} \tag{2.12}$$

Ebenso typisch ist die Wärmeausdehnung für thermoplastische Polymere. Kunststoffe dehnen sich bei Temperaturerhöhung aus. Eine Ausnahme stellen die Elastomere dar. Diese ziehen sich bei Wärmeeinwirkung zusammen. Das Verhalten wird durch die linearen α und kubischen β Wärmeausdehnungskoeffizienten beschrieben:

$$L_1 = L_0 + \alpha L_0 (T_1 - T_0) \tag{2.13}$$

$$V_1 = V_0 + \beta V_0 (T_1 - T_0) \tag{2.14}$$

Hierbei beschreibt L_1 die Lägenänderung und V_1 die Volumenänderung. [42]

2.1.10 Bildgebende Analyseverfahren

Als bildgebende Analyseverfahren sollen an dieser Stelle die Mikroskopie, Röntgenverfahren und die Computertomographie (CT) angeführt werden. Als weiteres Beurteilungsverfahren in der Fügetechnik ist die Sichtprüfung zu erwähnen [66].

Die Sichtprüfung stellt nach DVS-Richtlinie [46] ein zulässiges Verfahren zur Beurteilung von Maß-, Oberflächen- und Ausführungsgüte dar. Entsprechend der Norm DIN EN ISO 10365 [67] zur Prüfung von Klebstoffverbindungen kann über die Beurteilung durch das menschliche Auge die Art des Klebstoffversagens beurteilt werden. Hierbei werden die Bruchflächen nach DIN EN ISO 10365 [67] betrachtet und beurteilt.

Die Mikroskopie kann nach Ehrenstein ([13]; [68]) zur Gefügeanalyse und zur Analyse von mikroskopischen Schadensbildern genutzt werden. Hierbei wird in erster Linie die Auflichtmikroskopie mit entsprechender Beleuchtung des präparierten Probekörpers und der Verwendung von Filtern angewandt. Für die Betrachtung mit höherer Auflösung ist die Aufnahmen mittels Rasterelektronenmikroskopie (REM) geeignet [42]. Für die Betrachtung der nicht-elektrischleitfähigen Thermoplaste kann eine Goldbedampfung stattfinden.

Als hochtechnologisches Verfahren der zerstörungsfreien Prüfverfahren nach Bösch [69] wird die CT

verwendet. Hierbei wird ein dreidimensionales Modell des untersuchten Probekörpers erstellt. Mittels Röntgenstrahlung wird das Untersuchungsobjekt durchleuchtet. Jeder Punkt im 3-D-Modell repräsentiert den Röntgenschwächungskoeffizienten im Untersuchungsobjekt an der entsprechenden Stelle. Somit können Aussagen über unterschiedliche Materialien und Medien innerhalb des Prüflings erfolgen. Grund hierfür ist die unterschiedliche Eigenschaft von Materialien und deren Atome, Röntgenstrahlung zu absorbieren. [69]

Eine wesentliche Eigenschaft der Faserverbundwerkstoffe ist die homogenen Verteilung der Faser und Matrix im Laminat. Durch hochauflösenden CT-Aufnahmen können über eine enstprechende Bildverarbeitung nicht nur der Porengehalt sondern auch die Homogeniät ermittelt werden. Nachteilig ist die hohe Messzeit. Für hochauflösende Aufnahmen sind zudem kleine Probekörper notwendig. Dies erschwert eine großflächige Betrachtung. Schadhauser untersucht in seinem Bericht zur Verbesserung der Homogentität von langfaserverstärktem Spritzguss, die Möglichkeit eine Homogenitätskennzahl durch die optischen Grauwerte von farblosen FRTP Probekörpern abzuleiten [70].

Unter Verwendung der obigen Methoden ist es auch in FKV möglich, Fasern, Matrixwerkstoff, Fremdkörper und Defekte bildgebend darzustellen. Ebenso ist es möglich diese zu lokalisieren und spezifische Auswertungen zur Faserorientierung oder dem Porengehalt im Prüfkörper nachzuweisen [32].

2.1.11 Schadensanalyse

Aus der quasistatischen Zug- und Zug-Scher-Prüfung können einige Aussagen zur Schadensart abgeleitet werden. Neben der Bestimmung der Bruchdehnung kann durch die Auswertung des Spannungs-Dehnungs-Diagramms die Versagensart hinsichtlich duktilem oder sprödem Materialversagen erfolgen. In Abbildung 2.19 sind die für Kunststoffe typischen Kurvenverläufe mit den Kennwerten der Zugfestigkeit σ_m, Bruchspannung σ_B, Streckspannung σ_s, Bruchdehnung ϵ_B, und Streckdehnung ϵ_s dargestellt. Grellmann [42] schildert die Möglichkeit, Makroschädigungsgrenzen, wie beispielsweise die Streckspannung und Zugfestigkeit, abzuleiten. Eine Aussage hinsichtlich der Schadensindikation kann jedoch nicht erfolgen. Die nach Grellmann [42] für das Versagen verantwortlichen irreversiblen Werkstoff- und Mikroschädigungen, treten bereits zu einem frühen Zeitpunkt der Belastung ein und können nicht aus den Spannungs-Dehnungs-Kurven nachgewiesen werden. Die verwendete Prüfgeschwindigkeit und somit ermittelten Kennwerte bzw. Schadensbilder können im Vergleich mit Schädigungen an Bauteilen zur Schadensanalyse herangezogen werden.

Wegen der Auswertemechanismen und Methoden kommt es bei der Betrachtung der Bruchspannung σ_B und Bruchdehnung ϵ_B zu einer verhältnismäßig großen Streuung, dies ist bei der Auswertung der Bruchlast und besonders der Bruchspannung zu berücksichtigen. Bei der Ableitung von Schadensursachen durch Erkenntnisse aus mechanischen Prüfverfahren ist jedoch immer zu beachten, dass die ermittelten Kunststoffkennwerte abhängig von Probengeometrie, Prüfbedingungen, Probenherstellungs- und Probenbearbeitungsverfahren sind. [42]

2.2 Grundlagen der induktiven Erwärmung

2.2.1 Erzeugung des elektromagnetischen Feldes

Der physikalische Effekt der Induktion beruht auf der Grundlage, dass jede sich bewegende elektrische Ladung ein Magnetfeld erzeugt [71]. Wird ein gerades Stück Kupferdraht betrachtet an dem eine elektrische Wechsel-Spannung anliegt, so ist in dessen Umgebung ein Magnetfeld zu beobachten. Ein Magnetfeld wird durch die so genannten magnetischen Flusslinien, auch Feldlinien genannt, beschrieben. Dabei handelt es sich um geschlossene Linien, deren Flussrichtung vom Nordpol zum Südpol zeigt. Je dichter diese Linien gedrängt sind, desto stärker ist das an diesem Ort vorherrschende Magnetfeld. Die Intensität des Magnetfeldes wird durch die Feldstärke H beschrieben. Diese ist definiert als ein Maß für das auf eine Magnetnadel wirkende Drehmoment. Unter Zuhilfenahme einer Magnetnadel können die Feldstärke und auch deren Feldlinienverlauf sichtbar gemacht werden. Dabei

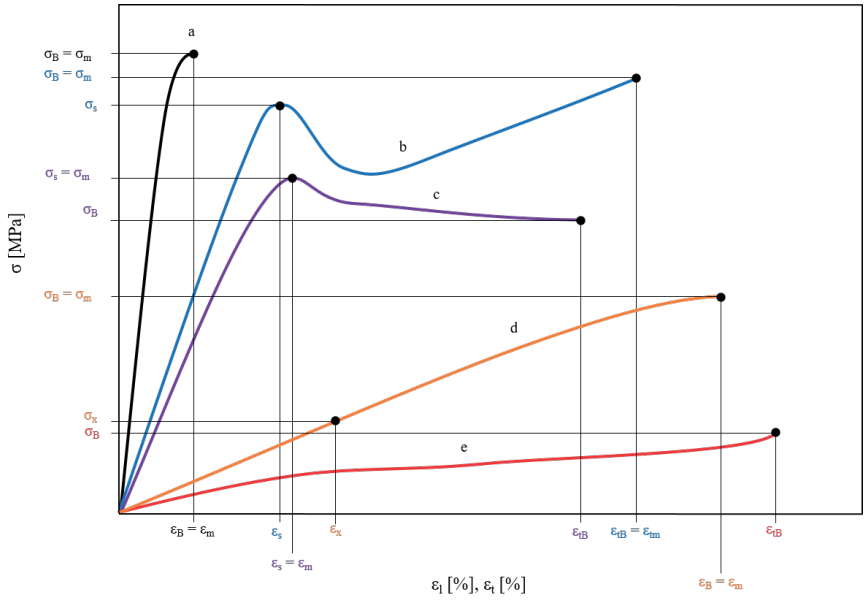


Abbildung 2.19: Spannungs-Dehnungs-Diagramm und Kenngrößen verschiedener Kunststoffe: (a) spröde Werkstoffe, (b) und (c) zähe Werkstoffe mit Streckpunkt, (d) zähe Werkstoffe ohne Streckpunkt und (e) elastomere Werkstoffe nach [42].

richtet sich die Magnetlinie tangential zur Feldlinie aus. Der geometrisch einfachste Verlauf magnetischer Feldlinien wird durch den oben beschriebenen geraden elektrischen Leiter verursacht. In diesem Fall bilden sich um die Leiterlängsachse konzentrische Kreise aus. Die Richtung der Feldlinien lässt sich durch die Rechte-Hand-Regel bestimmen. Dabei zeigt der Daumen der rechten Hand in Richtung der technischen Stromrichtung. Die gekrümmten Finger weisen in die Richtung des Drehsinns der Feldlinien. Bei der Untersuchung dieser physikalischen Erscheinung wird belegt, dass die Feldstärke H direkt proportional zur Stromstärke I ist. Die Feldstärke um einen elektrischen Leiter lässt sich in Abhängigkeit von Radius r durch die Gleichung 2.15 berechnen. [71]

$$H = \frac{I}{2\pi r} \tag{2.15}$$

Aus dieser Gleichung ist zu entnehmen, dass die Feldstärke mit zunehmender Entfernung vom Leiter abnimmt. Sind mehrere gerade Leiter nebeneinander angeordnet, so wird die Feldstärke durch die Summe der einzelnen Ströme berechnet [71]. Überlagern sich die magnetischen Felder der einzelnen Leiter, so ergeben sich je nach Stromflussrichtung verschiedene Ausprägungen. In Abbildung 2.20 sind die Feldlinienverläufe der gleichsinnig und gegensinnig durchflossenen elektrischen Leiter dargestellt. Eine weitere Größe, der im Kontext der induktiven Erwärmung große Bedeutung zukommt, ist die in Gleichung 2.16 beschriebene magnetische Flussdichte B. Sie ist definiert durch den Quotienten aus magnetischem Fluss ϕ und vom Magnetfeld senkrecht durchflossener Fläche A_n.

$$B = \frac{\phi}{A_n} \tag{2.16}$$

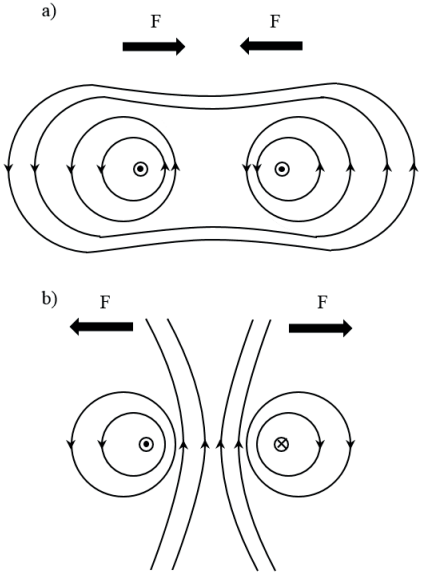


Abbildung 2.20: Überlagerte Magnetfelder: Feldlinienverlauf bei (a) gleichsinnig durchflossenen Leitern und (b) gegensinnig durchflossenen Leitern nach [71].

Sie gibt die quantitative Größe des Magnetfeldes an und ist direkt proportional zur Stromstärke im durchflossenen elektrischen Leiter. Dabei wird μ_0 als magnetische Feldkonstante bezeichnet. Wird die Gleichung 2.15 in die Gleichung zur magnetischen Flussdichte eingesetzt, so ergibt sich Gleichung 2.17:

$$B = \mu_0 \cdot H = \mu_0 \cdot \frac{N}{l} \cdot I \tag{2.17}$$

$$\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \frac{Vs}{Am} \tag{2.18}$$

Die Umkehrung des hier beschriebenen Entstehungsprinzips eines magnetischen Feldes ist als Induktion bekannt. Dabei wird durch den Einfluss eines alternierenden magnetischen Feldes in einem elektrisch leitenden Körper eine Spannung induziert. Die zur Erzeugung eines Magnetfeldes notwendige magnetische Flussänderung wird durch eine Wechselspannung erzeugt. Das sich ausbildende Spannungspotential führt zu einem Stromfluss [72]. Dieser Strom fließt in geschlossenen Bahnen und wird als Wirbelstrom bezeichnet. Die Flussrichtung ist entsprechend der *Lenz'schen-Regel* dem Magnetfeld erzeugenden Stromfluss entgegengesetzt. Auf der Grundlage des *Joule'schen Gesetzes* wird durch die Wirbelströme eine Erwärmung des elektrisch leitenden Körpers hervorgerufen. Dieser in allen elektrisch leitfähigen Materialien auftretende Erwärmungseffekt wird durch den Verlust an elektrischem Widerstand R des Werkstoffes beschrieben. Durch das *Ohm'sche Gesetz* in Gleichung 2.19 wird der quadratische Einfluss der Stromstärke I auf die elektrische Leistung P und die damit einhergehende Erwärmung beschrieben.

$$P = I^2 \cdot R \tag{2.19}$$

Um die weiteren Einflussgrößen der induktiven Erwärmung zu verstehen, muss das physikalische System aus anregendem Magnetfeld und im Werkstück induziertem Wirbelstrom betrachtet werden. Es

handelt sich dabei um ein elektrotechnisches System, welches durch die Transformationsgleichung 2.19 beschrieben wird. Aus dieser lässt sich die Energiemenge E_W, die in das Werkstück eingebracht wird, abschätzen.

$$E_W = P_W \cdot t = I_W^2 \cdot R_W \cdot t = N_P^2 \cdot I_P^2 \cdot R_W \cdot t \tag{2.20}$$

Dabei beschreibt R_W den ohmschen Widerstand des Werkstückes, I_W die Stromstärke der gesamten Wirbelströme im Werkstück, N_P die Anzahl der Primärspulen-Windungen und I_P die Stromstärke in der Primärspule. Die das Magnetfeld aktiv erzeugende Primärspule wird als Induktor bezeichnet. Das Werkstück, welches in den Wirkungsbereich des Induktors gebracht wird, beschreibt in dem Transformator-Modell die Sekundärspule. Die Induktivität des Induktors wird mit L_P und die Induktivität des Werkstückes mit L_S beschrieben. Neben der Leistung P im Transformator-Modell sind für die Intensität der induktiven Erwärmung im Werkstück der Abstand zwischen Induktor und Werkstück sowie die Frequenz der Wechselspannung verantwortlich. Der Einfluss des Induktorabstandes lässt sich auf die mit zunehmendem Abstand kleiner werdende Feldstärke zurückführen. Da die Entstehung von Wirbelströmen von dem alternierenden Magnetfeld induziert wird, kommt der Frequenz des magnetischen Flusses eine große Bedeutung zu [73]. Jedes System, das aus einem Werkstück und einem Induktor besteht, hat eine charakteristische Resonanzfrequenz f_R. Diese ist identisch mit der Eigenfrequenz des Schwingkreises, der aus einer Induktivität L und einer Kapazität C besteht [73]. Das Zusammenspiel des Induktors „I“ mit dem Werkstück „W“ und der Kapazität im Schwingkreis ist im Ersatzschaltbild in Abbildung 2.21 dargestellt. Die Gesamtinduktivität im Schwingkreis setzt

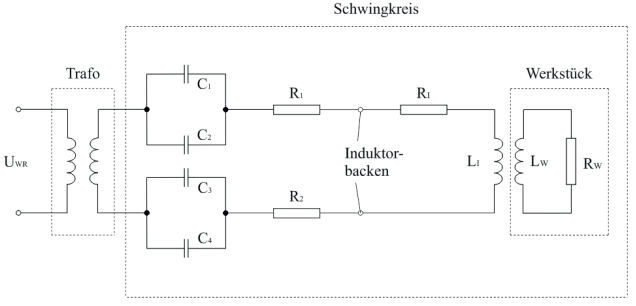


Abbildung 2.21: Ersatzschaltbild eines Schwingkrieses zur induktiven Erwärmung: Werkstück W, Induktor I und Transformator (Trafo)

sich aus den einzelnen Induktivitäten des Induktors L_I, des Werkstückes L_W und der Gegeninduktivität L_g, die entsprechend der *Lenz'schen Regel* im Induktor entsteht, zusammen. Die Kapazität des Serienschwingkreises setzt sich aus den parallel angeordneten Kondensatoren C_1 und C_2 bzw. C_3 und C_4 in beiden Leitungssträngen zusammen.

Durch die Änderung des Verhältnisses zwischen Induktivität und Kapazität im Schwingkreis kann die Resonanzfrequenz angepasst werden. Dabei gilt: Je niedriger die Induktivität im Schwingkreis, desto höher die Frequenz [71]. Der Schwingkreis kann als Serienschwingkreis gestaltet werden. Dabei sind die Kapazität und die Induktivität in Reihe geschaltet. Die zweite Anordnungsform stellt der Parallelschwingkreis dar. Hierbei ist der Kondensator parallel zur Spule geschaltet. Der Nachteil des Parallelschwingkreises ist die Veränderung der anliegenden Spannung bei der Anpassung des Schwingkreises durch die Veränderung der Kondensator-Kapazität [71].

Zur Anregung des Schwingkreises wird eine Startfrequenz verwendet, die durch einen Frequenzgenerator erzeugt wird. Der als Energiequelle verwendete Generator unterscheidet sich je nach Frequenzbereich. Bei der Induktionserwärmung werden die Frequenzbereiche Niederfrequenz (NF), Mittelfrequenz

(MF) und Hochfrequenz (HF) unterschieden. Der Arbeitsbereich der Niederfrequenz liegt zwischen 50 Hz und 500 Hz. In speziellen Anwendungsfällen wird dabei direkt auf die Netzfrequenz zurückgegriffen. Die Mittelfrequenz wird durch den Frequenzbereich zwischen 500 Hz und 50 kHz beschrieben und findet vor allem in der Metallgewinnung und -verarbeitung große Anwendungsbereiche.

Die in das Werkstück eingebrachte Energiemenge ist vom Kopplungsgrad abhängig. Dieser wird maßgeblich durch die Medien im Spalt zwischen Induktor und Werkstück beeinflusst. Durch den vergleichsweise großen Luftspalt und das große Streufeld wird der Kopplungsgrad negativ beeinflusst und liegt deutlich unter herkömmlichen Transformatoren [74]. Dennoch stellt die induktive Erwärmung eine der energetisch günstigsten und zeitlich schnellsten Erwärmungslösungen dar. Dies verdankt die induktive Erwärmung vor allem der unmittelbaren Erwärmung im Werkstück. Somit entfallen die Verluste zwischen der Energiequelle und dem Werkstoff sowie die zeitliche Verzögerung, wie dies bei einer Erwärmung durch Strahlung oder Konvektion der Fall ist.

Die Energieverteilung und die damit verbundene Erwärmungsverteilung in metallischen Werkstücken gleichen dem Verhalten des Stromflusses in elektrischen Leitern. Auf dieser Tatsache beruht der bei hohen Frequenzen zu beobachtende stark ausgeprägte Skineffekt. Nach Benkowsky [74] wird die Stromeindringtiefe σ_E, bei der die Stromdichte auf $1/e = 0,368$ abgesunken ist, mit Gleichung 2.21 berechnet.

$$\sigma = \frac{1}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{\rho \cdot 10^7}{f\mu}} \approx 503 \cdot \sqrt{\frac{\rho}{f\mu}} \tag{2.21}$$

Dabei lässt sich aus den Werten des spezifischen Widerstandes ρ und der Permeabilität μ die frequenzabhängige Eindringtiefe σ_E berechnen. Zwischen dem Rand des Werkstückes und der Tiefe werden 86 % der Gesamtenergie induziert. Um eine ideale Energieübertragung zu erreichen, ist es notwendig, die Frequenz auf die Werkstückgeometrie abzustimmen. Bei metallischen Werkstücken muss die gewählte Frequenz über der Frequenz f_{min} liegen, welche nach Benkowsky [74] durch die Gleichung 2.22 in Abhängigkeit des Werkstückdurchmessers d berechnet werden kann.

$$f_{min} = 16 \cdot 10^6 \cdot \frac{\rho}{\mu d^2} \tag{2.22}$$

In Abbildung 2.20 sind neben den Magnetfeldlinien, die um die stromdurchflossenen Leiter entstehen, auch die hervorgerufenen Lorenzkräfte F dargestellt. Nach [71] wirkt auf einen stromdurchflossenen Leiter, der in ein Magnetfeld geführt wird, eine Kraft, die je nach Flussrichtung des Stroms einander entgegen oder zusammenführt. Die Kraftrichtung lässt sich einfach durch die Rechte-Hand-Regel ermitteln [71]. Der Betrag der wirkenden Kraft lässt sich nach Gleichung 2.23 [71] ermitteln:

$$F_{12} = \mu_0 H_1 I_2 l \tag{2.23}$$

Der Index 1 bzw. 2 steht für den Leiter 1 und 2. l ist die Länge des Leiters.

2.2.2 Magnetismus

Die induktive Erwärmung ist nicht zuletzt vom Werkstoff und somit der Materie, die in das alternierende Magnetfeld gebracht werden, abhängig. Wird Materie in ein magnetisches Feld eingebracht, so ändert sich die Flussdichte entsprechend der eingebrachten Materie [71]. Die hierdurch eingebrachte zusätzliche Induktionsflussdichte B_M ergibt sich aus dem vorhandenem Magnetfeld B_0 und der relativen Permeabilität μ_r des eingebrachten Werkstoffes:

$$B_M = \mu_r B_0 \tag{2.24}$$

Die Differenz aus der sich ergebenden Induktionsflussdichte und der ursprünglichen Flussdichte wird als magnetische Polarisation J bezeichnet [71].

$$J = B_M - B_0 = (\mu_r - 1)B_0 \tag{2.25}$$

Der Faktor $\mu_r - 1$ wird als magnetische Suszeptibilität χ_M beschrieben. Materie, die eine positive Suszeptibilität besitzt, wird zu Orten mit möglichst hoher Flussdichte gezogen, wohingegen Materie mit negativem Vorzeichen sich entgegengesetzt verhält [71]. Anhand der magnetischen Suszeptibilität lassen sich die Werkstoffe in drei Hauptklassen einteilen, welche die magnetische Eigenschaft und deren Verhalten im Magnetfeld klassifizieren [71]:

- Diamagnetismus
- Paramagnetismus
- Ferromagnetismus

Die Einteilung erfolgt gewöhnlich nach den Werten der Suszeptibilität in Tabelle 2.4.

Tabelle 2.4: Einteilung magnetsicher Werkstoffe nach [71]

diamagnetisch	$\mu_r<1;\chi_M<0$	$-10^{-4}<\chi_M<-10^{-9}$
paramagnetisch	$\mu_r>1;\chi_M>0$	$10^{-6}<\chi_M<10^{-2}$
ferromagnetisch	$\mu_r\gg1;\chi_M\gg0$	$\mu_r>500$

Nach Böge [71] ist das unterschiedliche Verhalten der Werkstoffe auf die Bewegung der Elektronen und somit auf die Elektronenstruktur der Elemente zurück zu führen. Die detaillierten Abläufe und Mechanismen werden in der Quantenphysik beschrieben und werden hier nicht weiter vertieft. Wichtig für die spätere Anwendung der induktiven Erwärmung sind hingegen die Eigenschaften innerhalb der Hauptklassen des Magnetismus. Diese sind ausführlich im Anhang A.1.8 erläutert.

2.2.3 Anlagentechnik

In diesem Abschnitt werden die zur Erzeugung des alternierenden Magnetfeldes notwendige Anlagentechnik und deren aktueller Entwicklungsstand beschrieben.

Frequenzgenerator

Der Frequenzgenerator stellt die Energiequelle für den Schwingkreis dar, der das alternierende Magnetfeld als Quelle für die induzierten Wirbelströme speist. Seine Aufgabe ist es, gespeist aus dem Stromnetz, eine Erregerfrequenz zu erzeugen, mit der ein abgestimmter Schwingkreis angeregt werden kann. Um eine entsprechende Betriebssicherheit für die Produktionsumgebung gewährleisten zu können, ist es wichtig, durch eine entsprechende elektromechanische Schaltung eine Netzverschmutzung bzw. eine unzulässige Rückkopplung zu verhindern [75].

Mit zunehmend einfacher werdender Technik zur Erzeugung von hohen Frequenzen werden viele Niederfrequenzanwendungen durch Mittelfrequenz ersetzt, da diese eine wesentlich bessere Energieübertragung gewährleistet. Die Hochfrequenzgeneratoren erzeugen Spannungsschwingungen zwischen 50 kHz und einigen Megahertz und stellen somit die obere Grenze zur Mikrowelle dar ([71]; [74]). Diese Frequenzen werden durch Frequenzumwandler aus der Netzfrequenz erzeugt. Die derzeit üblichen Verfahren zur Frequenzwandlung sind im Folgenden aufgelistet:

- Frequenzvervielfacher (statischer Frequenz-Umformer)
- Thyristor- und Transistor-Umrichter

- Hochfrequenz Transistor-Umrichter
- Röhrengenerator

Durch den hohen Wirkungsgrad und die Bereitstellung hoher Leistungen bei gleichzeitig kleiner Bauform werden zur Erzeugung hoher Frequenzen Transistor-Umrichter verwendet [71].

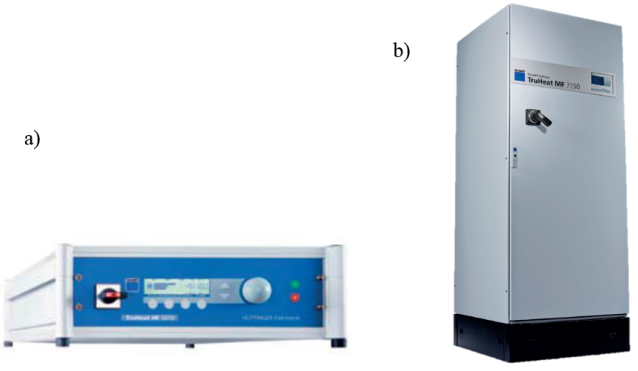


Abbildung 2.22: Frequenzgeneratoren: a) Hochfrequenzgenerator (450/800 kHz bei 5/10 kW) [76] (b) Mittelfrequenzgenerator (0,5 bis 200 kHz bei 60 bis 240 kW) [77]

Außenkreis

Der Außenkreis der Anlage zur Induktionserwärmung wird durch den Transformator und die Anschlussmöglichkeit des Induktors an den Transformator beschrieben. Der Teilbereich des gesamten Schwingkreises ist in Abbildung 2.23 markiert. Die Transformatorbausteine sind meist aus Kupfer mit einem auf die Leistungs- und Frequenzbereiche abgestimmten Dielektrikums ausgeführt. Eine Flüssigkeitskühlung der elektrischen Bauteile ist für den Dauerbetrieb notwendig. In Abbildung 2.24 ist ein entsprechender Außenkreis mit Kondensatorbaustein zur Abstimmung der Kapazität im Schwingkreis exemplarisch zu sehen. Die Kapazität kann je nach Anforderungen entsprechend eingestellt werden. Der Außenkreis kann Kapazitäten in serieller Schaltung besitzen. Dies reduziert das verbaute Volumen, bringt aber Einschränkungen in der flexiblen Einstellung der Kapazitäten und der Abstimmung des Schwingkreises bei wechselnden Induktivitäten mit sich. In Abbildung 2.23 ist ein Schaltbild eines Außenkreises mit paralleler Anordnung der Kapazitäten zu sehen. Dies ermöglicht hohe Flexibilität bei der Abstimmung des Schwingkreises. Die Größe des Außenkreises ist neben der Bauform auch von den Leistungsbereichen und der Beanspruchungsdauer abhängig. [74]
Wichtige Eigenschaften des Außenkreises sind dessen Übersetzungsverhältnis zwischen Primär- und Sekundär-Kreis, sowie die Gesamtkapazität C. Hieraus lassen sich die anliegenden Spannungen und die entsprechende Resonanzfrequenz berechnen.

Die Gesamtkapazität wird in einem parallel angeordneten Außenkreis nach Gleichung 2.26 berechnet:

$$C = \frac{1}{\frac{1}{C_1+C_2} + \frac{1}{C_3+C_4}} \tag{2.26}$$

Die Resonanzfrequenz f_R ergibt sich gemäß Gleichung 2.27:

$$f_R = \frac{1}{2\pi\sqrt{L \cdot C}} \tag{2.27}$$

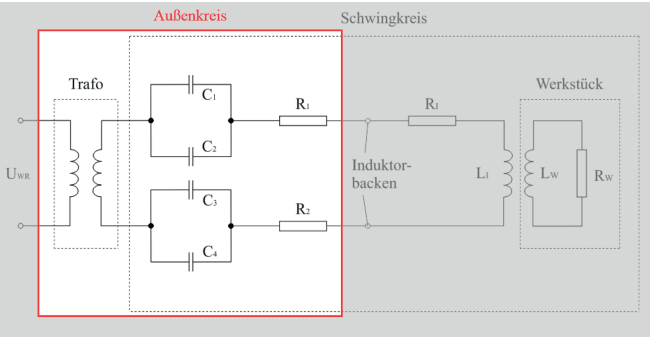


Abbildung 2.23: Anteil des Außenkreises am gesamten Schwingkreis der Anlage zur Induktionserwärmung.

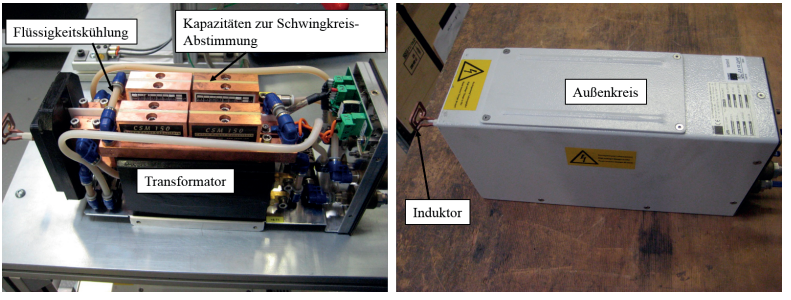


Abbildung 2.24: Außenkreis für Hochfrequenzanwendungen der Fa. TRUMPF Hüttinger Elektrotechnik GmbH + Co. KG.

L beschreibt die Induktivität des verwendeten Induktors. Der Anschluss zwischen Außenkreis und Induktor ist bei hohen Frequenz keineswegs trivial, da gerade hier mit sehr großen Dämpfungsverlusten zu rechnen ist [78]. Dies ist der Grund, weshalb in den meisten Fällen eine starre Anschlussleitung aus Kupfer verwendet wird [74]. In seltenen Fällen kann ein flexibles Koaxialkabel mit innengeführter Flüssigkeitskühlung verwendet werden. Die Länge der Leitung ist als zusätzlicher Anteil der Induktivität zu berücksichtigen und reduziert die erreichbare Frequenz [78], [76].

Induktor

Sehr bedeutend für die in das Werkstück eingebrachte Energiemenge und den Wirkungsgrad ist die Auslegung des Induktors. Dem Induktor kommt die Aufgabe zu, die im Generator erzeugte Energie durch das alternierende Magnetfeld in das zu erwärmende Werkstück zu übertragen. Um eine ideale Energieübertragung zu gewährleisten, muss die Form des Induktors auf das Werkstück und den zu erwärmenden Bereich abgestimmt sein. Des weiteren muss der Leitungsdurchmesser so dimensioniert werden, dass er die sehr hohen Stromdichten von bis zu 6000 A/mm^2 schadlos übersteht [74]. Aufgrund dieser Anforderungen werden zum Bau von Induktoren Kupferrohre mit rechteckigem oder rundem Querschnitt verwendet. Im Hochfrequenzbereich werden nach Benkowsky [74] rechteckige Rohrquerschnitte bevorzugt. Diese begünstigen durch ihre größere Leiteroberfläche den Fluss von

hochfrequenten Strömen. Somit kann auch bei HF-Anwendung eine entsprechend hohe Stromdichte gewährleistet werden. Der Werkstoff Kupfer eignet sich durch seine sehr gute elektrische Leitfähigkeit und gute mechanische Festigkeit hervorragend für den Induktorbau. Durch die Verwendung von Rohrprofilen kann eine Wasserkühlung des Induktors erfolgen, wodurch die Erwärmung des stromdurchflossenen Kupferrohres verhindert wird.

In Abbildung 2.25 sind eine Reihe von verschiedenen Induktor- und deren Anschlussformen dargestellt. Jeder hat ein individuell emittierendes Magnetfeld. Wesentlichen Einfluss auf das entstehende Magnetfeld und die damit verbundene Heizzone haben jedoch nur die drei unterschiedlichen Anordnungen des Ring-, Spulen- und Flächeninduktors. Im Weiteren werden die Induktoren nach der Art des damit

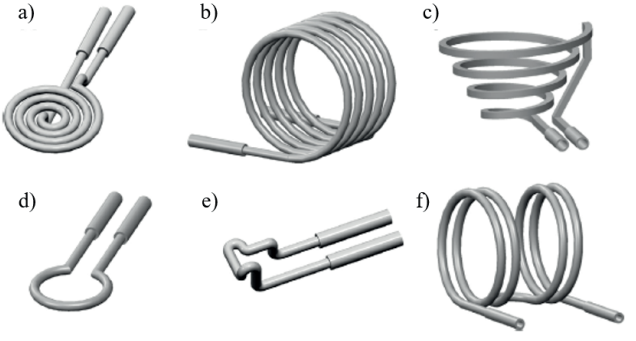


Abbildung 2.25: Auswahl an Induktor- und Anschlussformen für die Anwendung zur Platinen- und Laminaterwärmung [79]: (a) Flächeninduktor, (b) Spuleninduktor, (c) koaxialer Spuleninduktor, (d) Ringinduktor, (e) speziell angepasste Induktor- und Anschlussleitung und (f) Helmholtz-Spule.

erzeugten Magnetfeldes und der Position des Werkstückes relativ zum Induktor unterschieden. Befindet sich das Werkstück innerhalb des Induktors, so wird von einem Innenfeldinduktor gesprochen. Diese Art, die meist durch Spuleninduktoren dargestellt wird, zeichnet sich durch einen hohen Wirkungsgrad von 0,5 bis 0,9 und ein homogenes Magnetfeld aus [74]. Liegt das Werkstück außerhalb des Induktors, so handelt es sich um einen Außenfeldinduktor. Der Flächeninduktor stellt eine Sonderform dar, dessen Wirkungsgrad zwischen 0,3 und 0,6 liegt. Der Wirkungsgrad wird neben der Magnetfeldlage von dem Induktorabstand zum Werkstück beeinflusst. Die Ausbildung des genauen Magnetfeldes ist jedoch durch die Anordnung der flächigen Spule zum Werkstück und die Anzahl kooperierender Flächeninduktoren (vgl. Abbildung 2.26) geprägt. Die Auslegung und Konstruktion von Induktoren ist nicht zuletzt wegen derzeit mangelnder Simulationsverfahren, stark von der Erfahrung des jeweiligen Entwicklers abhängig. Speziell im Hochfrequenzbereich ist ergänzend zur exakten Auslegung auf die sorgfältige handwerkliche Anfertigung mit geringer Form- und Maßabweichung zu achten. Ebenso muss der Anwendungsfall für die erfolgreiche Auslegung eines Induktors und den damit verbundenen Frequenzgenerator genau bekannt sein. [74]

Neben den Auswirkungen hochfrequenter Anwendungen auf die Form des Leiterquerschnittes und der Fertigungsqualität ist zu beachten, dass die hochfrequenten Wirbelströme im Werkstück zur Bildung von Randeffekten neigen [74]. Dies ist auf die sehr hohe Stromdichte im Bereich von Kanten zurückzuführen und kann zu einer raschen Überhitzung an diesen Stellen führen. Eine schematische Darstellung des Effektes ist in Abbildung 2.27 beschrieben. Einen weiteren Unterschied der Hochfrequenzinduktion zur Mittelfrequenzanwendung stellen die kleineren Strombelegungen im Induktor dar [74]. Diese verursachen kleinere Verlustleistungen und ermöglichen die Verwendung von kleineren In-

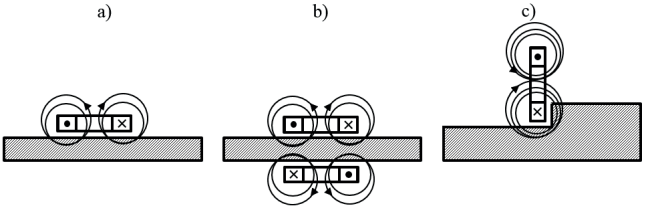


Abbildung 2.26: Anordnungsformen eines Flächeninduktors: (a) einseitiger Flächeninduktor, (b) beidseitiger Flächeninduktor, (c) Flächeninduktor an Werkstückkante nach [74].

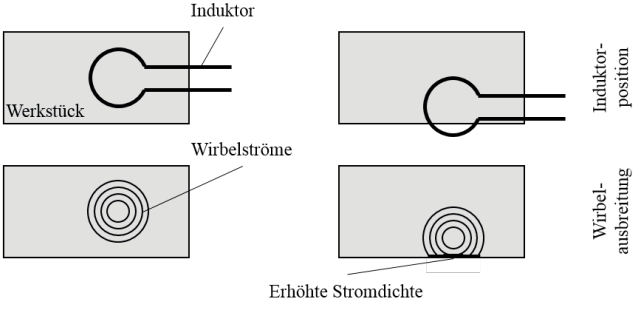


Abbildung 2.27: Erhöhte Stromdichte im Bereich der Bauteilkante als Ursache des Randeffektes [32].

.

duktoren. Durch diese wird eine stark lokalisierte Erwärmung im Werkstück ermöglicht. Ebenso kann der Abstand zwischen Induktor und Werkstück bei hohen Frequenzen sehr klein gewählt werden. Nach Benkowsky [74] können zur Verstärkung und zur Ausrichtung des Magnetfeldes diverse ferritische Materialien verwendet werden. Diese können entweder im Innenfeld eines Induktors oder zwischen dem Induktor und dem Werkstück platziert werden. Im zweiten Fall handelt es sich meist um ferritische bzw. ferromagnetische oder paramagnetische Partikel, die in einem Epoxidharz eingebettet werden.

2.2.4 Physikalische Prozessbeschreibung

Als Ursache für die induktive Energieeinbringung in ein Werkstück gilt das entstehende Magnetfeld um eine elektrisch leitende Spule. Dieses Magnetfeld muss zeitlich und/oder örtlich veränderlich sein, um ein alternierendes Magnetfeld darzustellen, das durch seine Änderung der Flussdichte Wirbelströme in einem elektrisch leitenden Werkstoff induziert. Für die Untersuchung und Formulierung des ausgebildeten Magnetfeldes stehen die Gleichungen nach *Maxwell* [78] und *Biot & Savart* [80] zur Verfügung.

Das elektromagnetische Feld und seine Quellen werden durch die Gesetze von Maxwell beschrieben [78]. Zunächst wird das sog. *Durchflutungsgesetz*, die *1. Maxwell-Gleichung* 2.28 und 2.29 beschrieben. Diese stellt in mathematischer Form dar, dass jedes zeitlich veränderliche elektrische Feld Wirbelströme in einem elektrisch leitenden Körper verursacht [78].

$$\nabla \times H = \dot{D} + j \tag{2.28}$$

$$\nabla \times E = -\dot{B} \tag{2.29}$$

$\dot{D}$ wird als Verschiebungsstromanteil bezeichnet und kann bei niedrigen Vorschubgeschwindigkeiten vernachlässigt werden [81]. Die zweite wichtige Beziehung ist die *2. Maxwell-Gleichung* oder auch als *Induktionsgesetz* bekannt [78]:

$$\nabla \times E = -\nabla \dot{\times} A \tag{2.30}$$

A beschreibt das magnetische Vektorpotential, welches eine Aussage über die Wirkrichtung des Magnetfeldes liefert.

Zur Beschreibung des Temperaturfeldes müssen drei Arten von Wärmeübertragung berücksichtigt werden: Die Wärmeleitung, die Wärmestrahlung und die Wärmeübertragung durch Konvektion[82]. Die Beschreibung des Temperaturfeldes kann durch die Anwendung des Wärmetransportgesetzes 2.31 nach Fourier und der Kontinuitätsgleichung erfolgen [82]. Diese Form der Modellierung verwendet bereits Nacke [81] in seiner Simulation der Banderwärmung und gilt auch unter Anwendung der Finite Elemente Methode (FEM) als geeignete Feldbeschreibung [20].

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z}\right) + \dot{\omega} \tag{2.31}$$

Für die Lösung der Gleichungssysteme werden seit vielen Jahren sowohl numerische wie auch analytische Verfahren eingesetzt [81]. Waren in den 80er- und 90er-Jahren die zur Verfügung stehende Rechenleistung und Speicherkapazität der Computer der limitierende Faktor [81], so beschäftigen sich die aktuellen Problemstellungen mit der Erstellung mehrfach physikalisch gekoppelter Systeme. Genau diese werden im Bereich der FEM zur Analyse von elektromagnetischen Erwärmungsverfahren eingesetzt ([78]; [82]). Am Beispiel der homogenen Erwärmung von Stahlbändern berichtet bereits Nacke [81] von der Verwendung thermisch und magnetisch gekoppelten Systeme, die durch Integralgleichungen und Differentialgleichungen beschrieben werden und deren Lösung durch FEM-Verfahren erleichtert wird. Die Lösung eines technischen Problems beginnt jedoch bei der physikalischen Beschreibung der Zusammenhänge [81]. Ein mathematischer Lösungsansatz soll an dieser Stelle jedoch hervorgehoben werden. Es handelt sich hierbei um den *Gauß'schen Integralsatz* Gleichung 2.32. Dieser besagt, dass der gesamte Fluss eines Vektorfeldes durch die zugehörige Oberfläche eines Volumens dem

Volumenintegral über der Divergenz eines Vektorfeldes entspricht [82]:

$$\int_V \frac{\partial g_i}{\partial x_i} = \int_{\partial V} g_i dA_j \tag{2.32}$$

Für die Anwendung dieses Satzes müssen folgende Voraussetzungen erfüllt sein: Das Vektorfeld $\vec{g}$ muss stetig differenzierbar sein und ein kompaktes Volumens V mit stückweise glattem Rand ∂V muss vorliegen. Eine analytische Betrachtung, welche die Leistung bei der induktiven Erwärmung von dünnen Fasern ermittelt, wurde von Ahmed [73] erarbeitet. Die durch thermische Verluste in das Werkstück eingebrachte Leistung P_W, wird nach Gleichung 2.33 berechnet:

$$P_W = \frac{(2\pi f \mu_r H(I) A)^2}{R_W} \tag{2.33}$$

R_W ist der ohmsche Widerstand des im Magnetfeld befindlichen Werkstücks, welches durch das alternierende Magnetfeld erwärmt werden soll. Eine Anordnung ist schematisch in Abbildung 2.28 zu sehen. Aus der Gleichung 2.33 wird ersichtlich, welche Einflussgrößen bei der induktiven Erwärmung

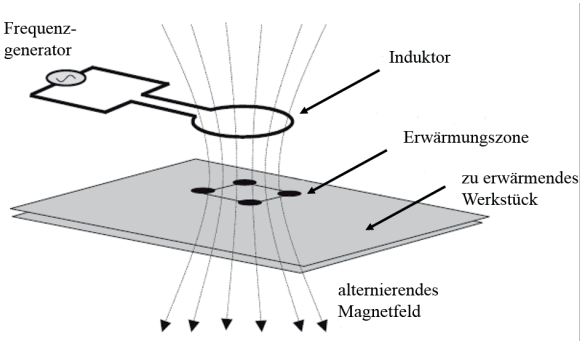


Abbildung 2.28: Schematische Darstellung der Anordnung Induktor, Werkstück und des alternierenden Magnetfeldes [83].

zu berücksichtigen sind und mit welchem Anteil diese auf die Erwärmung einwirken. In der folgenden Aufzählung sind diese zusammen mit dem Faktor der Gleichung zusammengefasst.

- Stromstärke $H(I)$, proportional, quadratisch
- Koppelabstand $H(I)$, ind. proportional, quadratisch
- Induktorform $H(I)$, proportional, quadratisch
- Frequenz f, proportional, quadratisch
- mag. Permeabilität des Werkstoffs μ_r, proportional, quadratisch
- dem Magnetfeld ausgesetzte Fläche A, quadratisch
- der ohmsche Widerstand des Werkstoffs R_W, ind. proportional, linear
- Kreiszahl π

Analog zur beschleunigten Klebung nach Nagel [20] haben auch hier der Koppelabstand, die Stromstärke und die Induktorform den technologisch größten Einfluss. Wird die Gleichung 2.17 in die Gleichung 2.33 eingesetzt und um die vom emittierenden Induktor vorliegende Permeabilität μ_{re} ergänzt, so ergibt sich die Gleichung 2.34. Sie stellt den direkten Einfluss der Stromstärke auf die im Werkstück absorbierte Leistung dar.

$$P_W = \frac{\left(2\pi f \mu_r \mu_{re} \frac{N}{l} I A\right)^2}{R_W} \tag{2.34}$$

Der Einfluss der Frequenz auf die Eindringtiefe und somit die Erwärmung ist in den Gleichungen 2.21, 2.22 dargestellt. Nach Nagel [20] führt eine Unterschreitung der minimalen Frequenz zu einem starken Abfall des Wirkungsgrades.

2.3 Erwärmung carbonfaserverstärkter Kunststoffe

Die Erwärmung von homogenen metallischen Werkstoffen ist in der Stahlherstellung, wie auch in der Verarbeitung im Schmiedewerk und Presswerk, als klassisches Verfahren zu sehen. Seit vielen Jahren erfolgen diese Anwendungen zum Schmelzen, Glühen, Schmieden, Schweißen und Entfestigen. Die Anwendung an dünnen Filamenten bei FKV ist hingegen erst in den letzten Jahren in das Blickfeld der Forschung und Industrie gelangt. Als ein möglicher Grund lässt sich hier die heterogene Zusammenstellung des Werkstoffes hinsichtlich der Permeabiliät und elektrischen Leitfähigkeit anführen. [75]

Im folgenden Abschnitt werden die aktuellen Erkenntnisse zur induktiven Erwärmung von Carbonfasern vorgestellt und bereits untersuchte Anwendungen wie auch laufende Forschungsaktivitäten aufgezeigt.

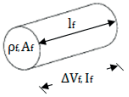
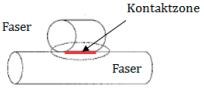
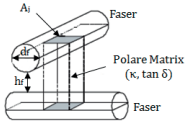
2.3.1 Faserspezifische Erwärmungsmechanismen

Eine der ersten Nennungen zur Untersuchung der induktiven Erwärmung von Textilen und Laminaten mit Kohlenstofffasern ist 1987 von Sanders [84] erschienen. Auf diese Untersuchungen bezieht sich Ageorges ([54]; [85]) in seinen Studien über mögliche Schweiß- und Fügeverfahren für thermoplastische Composite-Werkstoffe. Yarlagadda [83] untersucht in seiner Studie die spezifischen Mechanismen und Wirkungsweisen der induktiven Erwärmung von dünnen Kohlenstofffilamenten in einer textilen Anordnung. Zunächst erstellt er eine Aufteilung der zur Erwärmung beitragenden elektrischen Verlustarten, die sich auf die unterschiedlichen Anordnungsformen von Fasern zueinander und Faser zu Matrix darstellen. Die Unterscheidung der verschiedenen Konfigurationen begründet sich auf der Tatsache, dass ein hinsichtlich magnetischer Permeabilität und elektrischer Leitfähigkeit heterogener Werkstoff vorliegt, der sich in die zwei Phasen – Faser und Matrix – unterteilen lässt. Hierbei wird zwischen folgenden Anordnungen der Faser unterschieden: Faser mit direktem Kontakt zu einer benachbarten Faser und durch die umschließende Matrix ideal isolierte Faser (vgl. Tabelle 2.5). Der Index f steht für Faser, d für dielektrisch und j für Kontakt (engl. junction). [83]

Aus diesen Anordnungen ergeben sich die drei aufgeführten Arten zur Erwärmung der Fasern:

- Ohm‘sche Leitungsverluste
- Verluste durch Übergangswiderstand
- Dielektrische Hysterese

Tabelle 2.5: Arten der induktiven Fasererwärmung nach [83].

Ohm'sche Verluste		$R_f = \rho_f \cdot \frac{l_f}{A_f}$
Übergangswiderstand		$R_j = R_{jc}$
Dielektrische Verluste		$R_{jd} = \frac{h}{w \cdot e_0 \cdot \kappa \cdot (\tan \alpha) \cdot d_f^2}$

An Prepregs hat Miller [86] bereits Untersuchungen hinsichtlich der Auswirkung des Übergangswiderstandes durchgeführt und abgeleitet, dass eine gute elektrische Kontaktierung zwischen den Faserrovings die Voraussetzung für eine gute induktive Erwärmung darstellen. Bei Studien an gut konsolidierten Laminaten mit Kohlenstofffasern hat Fink [87] festgestellt, dass trotz isolierter Fasern, durch dielektrischen Verluste eine Erwärmung durch Induktion möglich ist. Hierfür ist ein polares Polymere als Isolator notwendig. Aus diesen Ergebnissen und den eigenen Untersuchungen an bewusst erzeugten Laminaten mit guter und weniger guter elektrischer Kontaktierung zwischen den Faserrovings hat Yarlagadda [83] ein gesamtheitliches Modell zur induktiven Erwärmung von überkreuzenden Faserrovings in Thermoplastelaminaten hergestellt. Dieses wird durch die in Tabelle 2.5 formulierten Gleichungen für die Einzelwiderstände beschrieben. Die Zusammenführung dieser erfolgt nach Gleichung 2.35, die wiederum für die Leistungsberechnung in Gleichung 2.34 eingesetzt werden kann. Der schematische Zusammenhang ist in Abbildung 2.29 zu sehen.

$$R_W = R_f + R_j + R_{jd} \tag{2.35}$$

Aus der Annahme, dass der Einfluss der Menge an Kontaktstellen durch Faserkreuzungen wesentlichen Einfluss auf die induktive Erwärmbarkeit und Leistungseinbringung hat, lässt sich ein Einfluss der Faseranordnung und des Faservolumengehaltes im labortechnischen Umfeld vermuten. Ferner betrachtet Yarlagadda in seinen Untersuchungen den Einfluss der einzelnen Erwärmungsmechanismen an normierten Kenngrößen. Hierbei kommt er zu dem Schluss, dass der Anteil der Heizleistung an den Faserkreuzungspunkten höher ist als durch die *Ohm'schen Verluste* entlang der elektrisch leitenden Fasern. Hierbei werden der Einfluss durch dielektrische Verluste und Verluste aufgrund des Übergangswiderstandes zusammengefasst. Ebenso kommt diese Studie zu dem Schluss, dass eine Änderung an den elektrischen und magnetischen Eigenschaften den Einfluss der Faserkreuzungspunkte

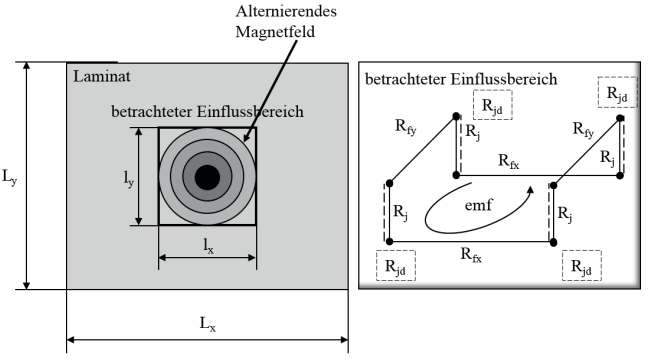


Abbildung 2.29: Schematische Darstellung der Erwärmungsarten bei einem Laminat mit Carbonfasern nach [83]: die strichlierte Linie stellt den Fall der idealen Isolierung durch ein polares Polymere dar.

nicht ausgleichen kann. [83]

Duhovic [88] und Moser [89] verwenden zur Simulation der induktiven Erwärmung sowie des Fügevorgangs bei carbonfaserverstärkten PEEK und PPS ein dreidimensionales FEM-Modell. Hierbei werden folgende Vereinfachungen bezüglich der Kontaktierung zwischen den Laminaten aus Carbonfaserverstärkter Thermoplast (engl. Carbon Fiber Reinforced Thermoplastics) (CFRTP) und der Struktureigenschaften verwendet:

- Die Oberflächenrauheit der Laminate kann vernachlässigt werden. Hier konnte kein Einfluss auf die Wärmeleitung festgestellt werden.
- Als Erwärmungsmechanismen werden die Anteile durch den *Ohm'schen Verlust* und der Verluste durch den Übergangswiderstand verwendet. Hierbei ist jedoch auf eintretende Veränderung durch mögliche Delamination während der Erwärmung zu achten.
- Die untersuchten Gewebelaminate werden als anisotrope Materialien mit homogenen Materialeigenschaften hinsichtlich thermischer, elektrischer und magnetischer Eigenschaften betrachtet.

In randfernen Gebieten kann unter diesen Annahmen eine gute Korrelation mit den experimentellen Untersuchungsergebnissen in dieser Arbeit nachgewesen werden [89]. Eine Untersuchung des Erwärmungsverhaltens im Randbereich der Laminate bzw. um Ausschnitte und Bohrungen, an welchen eine lokal abweichende Faserorientierung und Faservolumengehalt vorliegen, ist durch diese Annahmen erschwert. Dies lässt sich aus den Einschränkungen der Berechnung von elektromagnetischen Feldern [78] und der induktiven Erwärmung [74] ableiten.

2.3.2 Anwendung

Die induktive Fasererwärmung stellt vor allem in den Bereichen der Faser-Halbzeugherstellung, dem Thermoformen und im Bereich der Fügetechnik ein sinnvolles Erwärmungsverfahren dar. Insbesondere bei den Fügeverfahren können sowohl Aktivitäten im Bereich der Forschung wie auch in der industriellen Anwendung aufgezählt werden.

Die beschleunigte Aushärtung von Klebstoffen bei der Verklebung von metallischen Werkstoffen, aber auch bei der Verklebung von duroplastischen FKV wird bereits in der Serienfertigung in der Automobilbranche wie auch im Luft- und Raumfahrtbereich genutzt ([20]; [90]). Hierbei erfolgt die Erwärmung

der Fügepartner wie auch der Klebstoffe. Bei den Klebstoffen besteht dann jedoch die Anforderung, dass diese mit entsprechenden elektrisch leitfähigen Additiven (z.B. mit Graphit) versehen sind.

Im Bereich der thermoplastischen FKV wird die induktive Erwärmung seit einigen Jahren als effektives und schnelles Verfahren zum lokalen Schmelzen der thermoplastischen Matrix untersucht und bereits in Kleinserien in der Luft- und Raumfahrt angewandt ([73]; [52]). Bei der Anwendung des Induktionsfügens ist jedoch auf die Art der eingebrachten Energie zu achten. Es lassen sich drei Arten von Induktionsfügen unterscheiden:

- **Induktionsfügen von artfremden Verbindungen**, mindestens ein Fügepartner muss aus einem elektrisch leitenden Metall bestehen, die übrigen aus einem schmelzbaren Thermoplasten.
- **Direktes Induktionsfügen** von artgleichen CFRTP-Laminaten.
- **Indirektes Induktionsfügen** von artgleichen FRTP-Laminaten durch die Erwärmung eines metallischen Schweißzusatzwerkstoffs.

Bei dem indirekten Induktionsfügen erfolgt die Energieeinbringung über einen elektrisch leitenden und verlustbehafteten Schweißzusatzwerkstoff in Form von Partikeln oder metallischen Netzeinlegern ([91]; [85]). Dieser muss sich in der Fügeebene befinden und durch Wärmeübergang den Thermoplasten der Laminate aufschmelzen. Bei einer industrialisierten Anwendung muss hier ein zusätzlicher Prozessschritt zum Einbringen des Zusatzwerkstoffes erfolgen.

Das Induktionsfügen ohne Schweißzusatzwerkstoff verwendet die Mechanismen der induktiven Erwärmung der Carbonfasern, welche durch Wärmeübertragung das umgebende Polymere aufschmilzt. Untersuchungen zu diesem stationär, aber auch bahnförmig Verfahren haben, wie bereits erwähnt, durch Ahmed [73] und Yarlagadda [83] in den USA und am Institut für Verbundwerkstoffe (IVW) in Kaiserslautern [50] stattgefunden. Wegen der hohen Prozessgeschwindigkeit und des Verzichtes auf Schweißzusatzwerkstoffe wird bereits in diesen Studien ein hohes Potential für die industrielle Anwendung zugesprochen. Die Untersuchungen beziehen sich hierbei auf die Analyse der Schweißprozesse bei Mitschang [50] und deren Simulation bei Duhovic [88]. Konkret werden bei Moser [89] die Optimierungen durch eine gleichzeitige Druckluftkühlung der Oberseite des Fügepartners und der Temperaturführung bei Mitschang [51] untersucht.

Die Anwendung der induktiven Erwärmung bei der Herstellung von artfremden Verbindungen wurde in den letzten Jahren unter anderem (u.a.) durch die Studie von Velthuis [52] untersucht. Diese Arbeit weist hierbei auf den festigkeitsbestimmenden Einfluss der Oberflächengestaltung des metallischen Fügepartners hin. Eine simulative Betrachtung ist in der Arbeit von Schmeer [92] zu finden.

2.4 Schweißbarkeit

Im Umgang mit den Schweißverfahren wird zwangsläufig der Begriff der Schweißbarkeit erwähnt. Diese setzt sich aus den drei Kategorien Schweißeignung, Schweißsicherheit und Schweißmöglichkeit zusammen [93]. Deren Zusammenspiel ist in Abbildung 2.30 dargestellt. Die Schweißeignung bezieht sich vor allem auf die werkstoffspezifischen Eigenschaften. Nach Fritz [93] ist ein Werkstoff für das Schweißen geeignet, wenn bei dessen Fertigung durch die chemischen, physikalischen und strukturellen Eigenschaften eine den Anforderungen entsprechende Schweißverbindung hergestellt werden kann. Bei Kunststoffen steht diese im direkten Zusammenhang mit der Schmelzbarkeit und der Kompatibilität der Polymere. Dies ist abhängig von der Molekülstruktur, der Molekülmasse und der Viskosität des aufgeschmolzenen Thermoplastes. In der Regel sind aber nur gleichartige Thermoplaste miteinander verschweißbar. Einige Ausnahmen liegen jedoch vor. Diese sind der Abbildung 2.31 zu entnehmen. In diesen Fällen liegt eine Kompatibilität durch eine ähnliche Molekülstruktur (PA6 zu PA66) oder Polymerblends (z.B. ABS zu PBT) vor. Generell kann davon ausgegangen werden, dass Thermoplaste mit einer Molekularmasse von mehr als 1.000.000 g/mol nicht schweißbar sind [94]. Die physikalischen Eigenschaften beschreiben das Wärmeleitungsverhalten des Werkstoffes und das thermisch bedingte

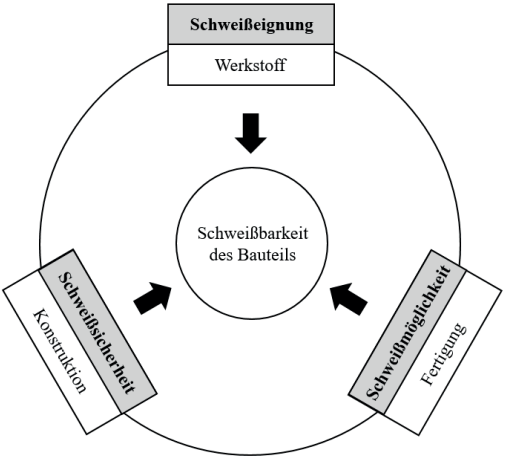


Abbildung 2.30: Die Schweißbarkeit eines Bauteils: Schweißeignung, Schweißsicherheit, Schweißmöglichkeit nach [93].

Ausdehnungsverhalten. Bei den metallischen wie auch bei den polymeren Werkstoffen spielt die Ausbildung der Erstarrungsstruktur eine Schlüsselrolle ([93]; [31]). Während die Schweißeignung durch die stofflichen Eigenschaften bestimmt wird, ist die Schweißsicherheit von der konstruktiven Gestaltung und Auslegung abhängig. Neben einer geeigneten Auslegung der Kraftpfade und der Wandstärken spielen hierbei der Beanspruchungszustand während des Betriebes und die Bedingungen während der Schweißnahtfertigung eine wichtige Rolle. [93]

Als dritter und letzter Einflussfaktor für die Schweißbarkeit eines Bauteils wird die Schweißmöglichkeit genannt. Dieser Begriff bezieht sich auf die Möglichkeit, einen ausgewählten Werkstoff oder eine Werkstoffpaarung in fachgerechter Ausführung durch zur Verfügung stehende Verfahren und Technologien zu verschweißen. Dabei werden die Schweißnahtvorbereitung und die Ausführung der Schweißung mit einbezogen. [93]

Wichtige Merkmale einer Schweißkonstruktion und der auszuführenden Schweißnähte sind die Stoßart und die Fugenvorbereitung. Im Wesentlichen werden diese nach Hoischen [95] von der Werkstückdicke, dem Werkstoff, dem Schweißverfahren und der Schweißposition bestimmt. Diese sind in der Norm DIN EN ISO 17659 [96] eingeteilt. Die wichtigsten Formen der Schweißnaht sind in diesem Zusammenhang der Stumpfstoß, der Überlappstoß und der T-Stoß. Die Formen der Schweißnähte sind in Abbildung 2.32 zu sehen.

	PP	POM	PBT	PBT/ ASA	PA6	PA66	PES	PSU	ABS	ASA	SAN	MABS
PP	++											
POM		++										
PBT			++	++			+	+	++	++		
PBT/ ASA			++	++			+	+	+	++		
PA6					++	++						
PA66					++	++						
PES			+	+			++	++	+			
PSU			+	+			++	++	+			
ABS			++	+			+	+	++	++	++	++
ASA			++	++					++	++	++	
SAN									++	+	++	
MABS									++			++
ABS-PA			+	+	++	++	+	+	+	++	++	
PS												

Abbildung 2.31: Kompatibilitätsmatrix einer Auswahl an Kunststoffen hinsichtlich der Schweißeignung ungleicher Polymere nach [94].

Zur Überprüfung der Schweißeignung eines Thermoplastes und einer Kombination von verschiedenen Thermoplasten sieht der Deutsche Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V. (DVS) eine Auswahl an Verfahren vor. Diese dienen in erster Linie der Überprüfung, wenn eine eindeutige Zuordnung nicht mehr möglich ist. Diese sind in der Richtlinie DVS 2201 Teil 2 aufgeführt [46]. Bei den ersten beiden Verfahren handelt es sich um Möglichkeiten zur Ermittlung, ob ein Schweißzusatzwerkstoff geeignet ist. Die beiden anderen Verfahren können auch für Halbzeuge und Bauteile verwendet werden.

- Abreißversuch beim Warmgasschweißen
- Reckversuch beim Warmgasschweißen
- Haftversuch beim Heizelementstumpfschweißen
- Haftversuch beim Extrusionsschweißen

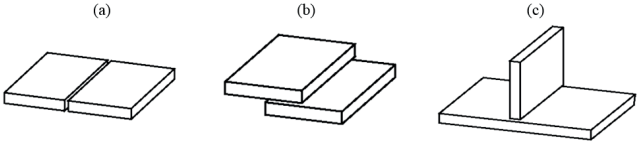


Abbildung 2.32: Schweißstoßarten nach DIN EN ISO 17659 [96]: (a) Strumpfstoß, (b) Überlappstoß, (c) T-Stoß.

2.5 Modelle zur mathematischen Beschreibung

Ausgehend von der physikalischen Prozessbeschreibung kann ein mathematisches Modell aufgebaut und durch übliche Verfahren der FEM oder der Analytik gelöst werden. Im folgenden Abschnitt sind die Lösungsverfahren beschrieben und einige Vor- und Nachteile aufgezeigt.

2.5.1 Numerische Berechnungs- und Simulationsmodelle

Die FEM wurde im Wesentlichen in den letzten 60 Jahren entwickelt. Erste Mechanik-Modelle, wie z.B. das Stabmodell von Hrenikoff (1941) und Lösungsansätze, die auf Matrizenrechnungen basieren, waren der Beginn für die Entwicklung der heutigen FEM-Berechnungsverfahren. Deutlichen Aufschwung erfuhr diese Art der Modellierung von komplexen Fragestellungen. In jüngerer Vergangenheit spielen immer mehr physikalisch gekoppelte Berechnungen eine wichtige Rolle in der ingenieurstechnischen Anwendung. [97]

Nach Klein [97] wird zur Abstraktion der Realität durch ein mathematisches Gleichungssystem die Expertise des Berechnungsingenieurs benötigt. Die korrekte Verwendung der physikalischen und mathematischen Beziehungen bedarf fundiert abgesicherter Zusammenhänge und Ergebnisse im Bezug auf die vorliegenden Aufgabe. Nach Klein [97] wird mit der Generierung eines Elementarmodells begonnen. Hierzu wird meist mittels Prä-Prozessoren in oder auf einem bereits vorhandenen Computer Aided Design (CAD) Modells ein Netz erzeugt welches je nach Anwendung durch Knoten verbundenen Stäben, Schalen oder Volumenelementen besteht. Die durch Knoten verbundenen Ecken stellen die Schnittstelle zwischen den einzelnen Elementen dar, und geben die Reaktionseigenschaften (Kräfte, Verschiebungen, Kontaktbedingungen für Wärmeleitung oder elektromagnetische Wechselwirkungen) an die benachbarten Elemente weiter [97].

Mit den stark zunehmenden Rechenleistungen heutiger Simulationsrechner ist die Anzahl der finiten Elemente nicht mehr der größte limitierende Faktor. Vielmehr ist die Auswahl der getroffenen Vereinfachungen hinsichtlich des Modells für die Qualität des Berechnungsaussage entscheidend. Die Auswahl der Elementeform und die weitestgehend homogene Beschreibung der elektromagnetischen Werkstoffeigenschaften innerhalb der Laminate stellen den derzeitigen Stand der Technik da. [92]

2.5.2 Analytische Berechnungsmodelle

Analytische Berechnungsmodelle bieten im Umgang mit elektromagnetischen und thermischen Feldern die Chance, sehr exakte Aussagen zu treffen, jedoch sind diese nicht für alle Modellierungen von Feldern anwendbar [78]. Wichtige Voraussetzung zur Erstellung einer analytischen Beschreibung eines Feldzustandes und im Besonderen der induktiven Erwärmung ist die gezielte und richtige Anwendung von Vereinfachungen, welche vor allem die Expertise des entwickelnden Berechnungsingenieurs fordert [78].

Zur Erstellung der physikalischen Modelle werden die entsprechenden Gleichungssysteme verwendet. Im Fall der elektromagnetischen Felder werden die Gleichungen nach *Maxwell* und *Biot & Savart* aus

Kapitel 2.2.4 verwendet. Für die thermischen Modelle gilt als Grundgleichung für die Wärmeleitung in einem Körper das *Fourier'sche Gesetz* und die daraus abgeleitete Differentialgleichung 2.31. Für die Wärmeübertragung durch Strahlung dient die Strahlungsaustauschbeziehung für schwarze und diffusgraue Strahler [82], die Wärmeübertragung durch Konvektion wird durch die Wärmestromdichte nach *Newton* und die *Nußelt-Korrelationen* beschrieben [82].

Seit den Berechnungen der homogenen Banderwärmung bei der Stahlerzeugung von Nacke [81] werden zur gekoppelten Berechnung von elektromagnetischen Feldern die Differentialgleichungssysteme verwendet. Zur Berechnung von inhomogenen Werkstoffen, wie dies bei FKV der Fall ist, sind bisslang nur wenige analytische Ansätze verfolgt worden. Diese sind hauptsächlich in den Anwendungen der Induktorauslegung [75] zu finden. Hier steht jedoch die Ausbreitung des elektromagnetischen Feldes im Vordergrund und nicht die induzierte Erwärmung im Werkstück.

3 Aufgabenstellung

3.1 Problembeschreibung

Die Ausnutzung des Potentials von Faserverbundwerkstoffen in einer Struktur mit komplexen Lastpfaden ist stark von der Leistungsfähigkeit der eingesetzten Grundwerkstoffe sowie der Bauteilauslegung abhängig. Durch die ständige Erhöhung der Komplexität der Faserverbundbauteile steigt das Niveau der erreichbaren Betriebsfestigkeit sowie der Belastbarkeit im Crashfall an. Dies führt zu einem Bauteilversagen, welches zunehmend im Bereich der Verbindungsstelle zu anderen Faserverbund- bzw. metallischen Bauteilen anzusiedeln ist.

Durch die aktuellen Erfolge im Bereich der Entwicklung von faserverstärkten Bauteilen auf Basis eines thermoplastischen Matrixwerkstoffes werden im Automobilbereich vermehrt hochperformante Carbonfaserverstärkte Thermoplaste (CFRTP) für den Einsatz in der Karosseriestruktur in Erwägung gezogen. Bei der Verwendung von teilkristallinen oder amorphen Thermoplasten ergibt sich eine schlechte Klebeeignung dieser Werkstoffe. Die Verwendung der kalten Verbindungstechnologien stellt in allen Fällen eine starke Schädigung des FV Laminates dar. Aufgrund der Schmelz- und Fügeeigenschaften des Matrixwerkstoffes können Schmelzschweißverfahren angewandt werden. In Forschungsprojekten der Technischen Universität Kaiserslautern [50] sowie Arbeiten von Yarlagadda [83] und Ahmed [73] wird dem Verschweißen von Faserverbundwerkstoffen sowohl in artgleichen wie auch artfremden Verbindungen ein hohes Potential zur industriellen Anwendung bescheinigt.

Für den Einsatz des Induktionsfügens in der automobilen Fertigung liegen gegenwärtig keine Konzepte mit hinreichender Flexibilität, Prozesssicherheit und fügetechnischer Bewertung der Verbindungsstelle vor. Insbesondere stellt bislang die automatisierte induktive Erwärmung der Carbonfaser einen ungenügenden Prozess dar. Ebenso ist die für die Verbindungsfestigkeit relevante Rekonsolidierung der plastifizierten Matrix nicht ausreichend weit betrachtet, um einen stabilen automatisierten Prozess zu gestalten.

3.2 Zielsetzung und Lösungsansatz

Zielsetzung dieser Arbeit ist es, ein kontinuierliches bahnförmiges Verbindungsverfahren zur Herstellung hochperformanter Verbindungen für Bauteile aus thermoplastischen Faser-Verbund-Werkstoffen zu entwickeln. Das Verfahren soll die aktuellen Anforderungen der industriellen Produktion im Premiumsegment der Personenkraftfahrzeuge erfüllen. Die Prämissen der Prozesssicherheit, der gehobenen Qualitätsanforderung und des flexiblen Einsatzes bei gleichzeitig durch die Taktzeit der PKW-Fertigung limitierter Prozesszeit dienen hierbei als die Anforderungen an das zu entwickelnde Verfahren.

Maßgeblich für ein stabiles und sicheres Verbindungsverfahren ist zunächst ein bekannter Erwärmungsprozess über die gesamte Fügestelle hinweg. Hierzu wird im Rahmen dieser Arbeit ein semi-analytisches Optimierungsverfahren der induktiven Wärmeeinbringung entwickelt, welches eine geometrische und qualitative Aussage in Abhängigkeit des Werkstoffes und der Prozessparameter liefert.

Im zweiten Schritt soll in dieser Arbeit eine umfangreiche fügetechnische Analyse, der durch das Induktionsschweißen hergestellten Verbindung durchgeführt werden. Hierzu werden empirische wie auch theoretische Untersuchungsmethoden verwendet. Im Mittelpunkt der Betrachtung soll die Verbindunsgfestigkeit und die festigkeitsbildenden Mechanismen sowie deren Versagensformen stehen.

Letztlich soll anhand eines Demonstratorbauteils die wirtschaftliche und technische Umsetzbarkeit in der automobilen Serienproduktion bewertet werden.

4 Systemtechnik und Versuchsaufbau

Die für Untersuchung des Induktionsschweißprozesses notwendige Anlagentechnik wird im Rahmen der Dissertation angefertigt und in einer automatisierten Anlage aufgebaut. Die anstehenden Untersuchungen im Rahmen des Erwärmungsverhaltens und der Verbindungsfestigkeit werden mit dieser Anlage durchgeführt. Ebenso werden die zur Analyse notwendigen Messtechniken und Messmethoden vorgestellt.

4.1 Messtechnik

Im Rahmen der Untersuchungen zur Prozess- und Anlagenentwicklung werden die Temperaturmessungen durch zwei physikalische Messprinzipien getätigt: die Temperaturmessung mittels taktilen Thermoelemente und die Thermografie mittels Langwellen-Thermografiekamera und Mittelwellen-Pyrometer.

4.1.1 Taktile Temperaturmessung

Die taktile Temperaturmessung erfolgt mittels Typ K Thermoelementen. Durch Verschweißen der Enden der Thermoleitung GG-KI-36 der Fa. Omega werden diese hergestellt. Die Einzeldrähten der Thermoleitungen besitzen einen Durchmesser von 0,13 mm, was zu einem Durchmesser des verschweißten Elements von ca. 0,3 mm führt. Für die Verarbeitung der Thermoelemente in den Laminaten wird eine Thermoleitung TG-KI-40 der Fa. Omega verwendet. Diese hat einen Drahtdurchmesser von 0,08 mm und ergibt somit einem Gesamtdurchmesser der Thermoelemente von 0,2 mm. Zusätzlich sind die Thermolemente mit einem elektrisch isolierenden Klebstoff beschichtet (vgl. Abbildung 4.1). Eine Verlängerung der Leitung auf maximal 5 m erfolgt durch Steckverbindungen und einer geschirmten Ausgleichsleitung mit PVC-Isolierung des Typs IEC-EXPP-K-24S-TCB-JU der Fa. Omega.

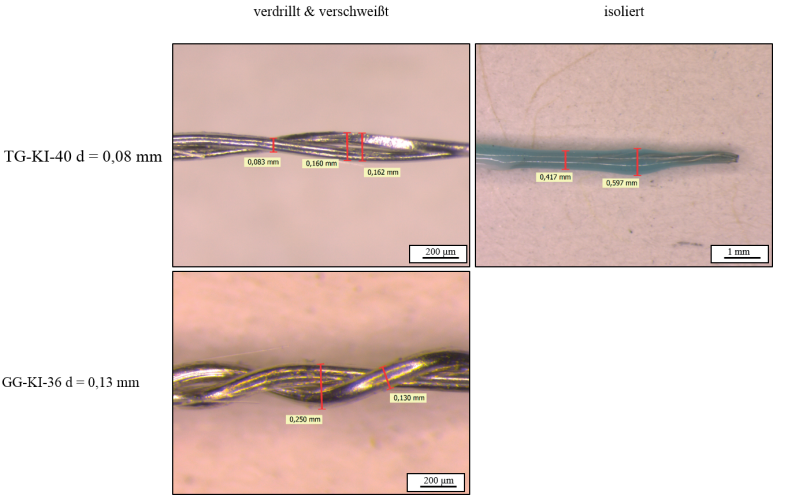


Abbildung 4.1: Mikroskopaufnahmen mit Maßen der Thermoelemente.

Als Messverstärker wird der MX1609KB der Fa. HBM verwendet. Dieser ermöglicht den Anschluss von 16 Thermoelementen bei einer Messrate von 300 Hz. Die Aufzeichnung und Auswertung der Messungen erfolgt mittels CX22W-Modul mit der Auswertesoftware catman®AP.

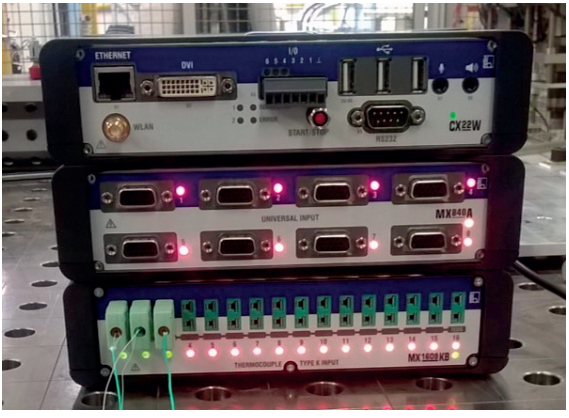


Abbildung 4.2: Messverstärker MX1609KB und Aufzeichnungsrechner CX22W der Fa. HBM.

4.1.2 Thermografie

In einigen Fällen ist eine taktile Temperaturmessung nicht möglich. In diesem Fall wird in den folgenden Untersuchungen auf die berührungslose Temperaturmessung mittels Thermografie zurückgegriffen. Hierbei wird im Allgemeinen die temperaturabhängige Emission von Strahlung im Wellenlängenbereich von $\lambda = 0,1\,\mu$m bis 1 mm betrachtet, die auch als Wärme- bzw. Temperaturstrahlung bezeichnet wird [82]. Essentiell für die Anwendung der Thermografie sind die physikalischen Beziehungen der

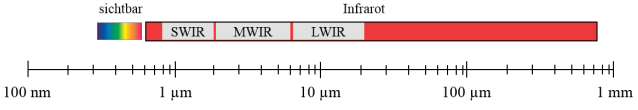


Abbildung 4.3: Einordnung des Wellenlängenbereiches im IR-Bereich nach [98].

Wärmestrahlung. Diese werden hier in den Grundzügen zusammengefasst, um die Wirkmechanismen und Einflussgrößen darzustellen. In Abbildung 4.4 sind die Strahlungsanteile eines Körpers dargestellt. Die Gesamtstrahlung $\dot{Q}$ eines Körpers wird nach Polifke [82] in absorbierte $\dot{Q}_A$, reflektierte $\dot{Q}_R$, transmittierte $\dot{Q}_T$ und vom Körper emittierte $\dot{Q}_E$ Strahlung unterteilt.

$$\dot{Q} = \dot{Q}_E + \dot{Q}_R + \dot{Q}_T \tag{4.1}$$

Die Anteile der jeweiligen Strahlungsart werden durch den Quotienten aus Strahlungsart und Gesamtstrahlung beschrieben:

$$\alpha = \frac{\dot{Q}_A}{\dot{Q}};\ \text{Absorptionsgrad} \tag{4.2}$$

$$\rho = \frac{\dot{Q}_R}{\dot{Q}};\ \text{Reflexionsgrad} \tag{4.3}$$

$$\tau = \frac{\dot{Q}_T}{\dot{Q}};\ \text{Transmissionsgrad} \tag{4.4}$$

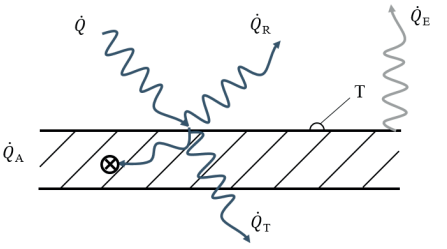


Abbildung 4.4: Anteile der Strahlungsenergie $\dot{Q}$ die auf einen Körper trifft oder emittiert wird [82].

Die Summe aller drei Anteile ergibt zu jeder Zeit 1.

Die Temperaturmessung über die Wärmestrahlung eines Körpers ist erst durch die Beziehung zwischen der Strahlungsenergie und der Temperatur des Körpers möglich. Diese lässt sich über die Beziehungen der *spektralen Intensität* definiert in Gleichung 4.5 und des *Emissionsvermögens* in Gleichung 4.6 beschreiben [82].

$$e_\lambda(T,\lambda) = \frac{\text{emittierte Energie}}{\text{Zeit}\times\text{Oberfläche}\times\text{Wellenlänge}} \tag{4.5}$$

Nach Polifke [82] handelt es sich bei der *spektralen Intensität* um einen werkstoffspezifischen Wert, der neben dem Spektrum λ und der Temperatur T von der Materialart und Oberflächenbeschaffenheit abhängt. Unter Vernachlässigung der spektralen Verteilung gilt Gleichung 4.6 als Analogie zum Wärmefluss.

$$e(T) = \int_0^\infty e_\lambda(T,\lambda)d\lambda \tag{4.6}$$

Bei der praktischen Durchführung der Thermografie ist es notwendig, die Zusammenhänge der spektralen Verteilung im vereinfachten Fall des schwarzen Strahlers nach Planck 4.7 sowie die wellenlängenspezifische maximale Strahlungsenergie aus dem *Wien'schen Verschiebungsgesetz* 4.8 zu kennen [82].

$$e_{\lambda,S}(T,\lambda) = \frac{c_1}{\lambda^5\left[\exp\left(\frac{c_2}{\lambda T}\right)-1\right]} \tag{4.7}$$

$$\lambda_{max}T = 2898\mu mK \tag{4.8}$$

Die beiden Variablen c_1 und c_2 sind Konstanten, welche sich aus den Naturkonstanten Lichtgeschwindigkeit c, Boltzmann-Konstante k und Plank'sches Wirkungsquantum h ergeben:

$$c_1 = 2\pi c^2 h = 3,741\cdot 10^{-16} Wm^2 \tag{4.9}$$

$$c_2 = \frac{ch}{k} = 1,438\cdot 10^{-2} mK \tag{4.10}$$

In Abbildung 4.5 ist die Fläche unter der 500 K Kurve schraffiert. Dieser Bereich stellt das gesamte Emissionsvermögen eines schwarzen Körpers bei der Körpertemperatur von 500 K dar. Die analytische Beschreibung ist nach *Stefan Boltzmann* in Gleichung 4.11 zu sehen.

$$e_S(T) = \int_\infty^0 = e_{\lambda,S}(\lambda,T)d\lambda = \sigma T^4, \sigma = 5,67\cdot 10^{-8}\frac{W}{m^2K^4} \tag{4.11}$$

Aus diesen Zusammenhängen sind für die Anwendung der Thermografie drei Fragen für die kritische Bewertung der gemessenen Temperaturwerte notwendig: Welche Art von Körper/Strahler liegt vor, welcher Temperaturbereich wird gemessen und welcher Wellenlängenbereich wird mit der verwendeten

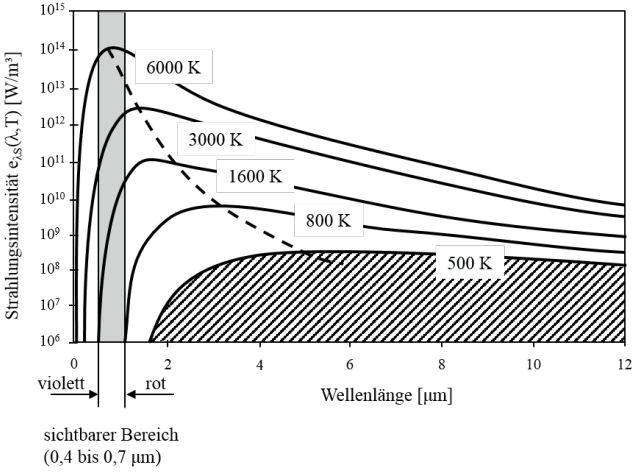


Abbildung 4.5: Spektrale Verteilung der Strahlungsintensität des schwarzen Körpers bei unterschiedlichen Temperaturen T nach dem Planck'schen Strahlungsgesetz nach [82]: Das *Wien'sche Verschiebungsgesetz* ist mit der gestrichelten Linie dargestellt.

Thermografiekamera erfasst.

Besondere Konstellationen der Strahlungsanteile beschreiben charakteristische Arten von strahlenden Körpern. Diese werden je nach zulässigen Vereinfachungen für die Betrachtung realer Problemstellungen herangezogen. So gilt für den

- Schwarzen Körper: $\alpha = 1$; $\rho = \tau = 0$
- Weißen Körper: $\rho = 1$; $\alpha = \tau = 0$
- Diatherme (strahlungsdurchlässige) Körper: $\tau = 1$; $\alpha = \rho = 0$
- Oberflächenstrahler: $\tau = 0$; $\alpha + \rho = 1$

In der Realität liegen meist keine idealen Bedingungen vor. Daher werden bei Messaufbauten *nichtschwarze Strahler* betrachtet. Diese werden nach Polifke [82] durch die reduzierte spektrale Intensität $e_\lambda(\lambda, T)$ beschrieben. Die Beschreibung der realen Verteilung stellt sich, wie in Abbildung 4.6 zu sehen ist, nicht idealtypisch dar. Durch den empirisch für jeden Werkstoff zu ermittelnden Emissionsgrad ϵ_T kann eine formale Beschreibung für *graue Strahler* (Gleichung 4.12 und Gleichung 4.13) und *reale Strahler* erfolgen.

$$e_\lambda(T, \lambda) = \epsilon(T) = e_{\lambda,S}(\lambda, T) \tag{4.12}$$

$$e(T) = \epsilon(T)\sigma T^4 \tag{4.13}$$

Werden *nicht-schwarze Strahler* im Messaufbau betrachtet, muss zunächst der Emissionsgrad ermittelt werden. Hierbei handelt es sich um einen Kennwert, welcher vom Werkstoff, der Oberflächenbeschaffenheit, dem Betrachtungswinkel und der Körpertemperatur beeinflusst wird [82]. Neben dem Emissionskoeffizienten beschreiben der Transmissionskoeffizient τ und der Reflexionskoeffizient ρ die optischen Eigenschaften eines Werkstoffes.

Für die technische Nutzung zur Temperaturmessung ist der Infrarot (IR)-Wellenlängenbereich von

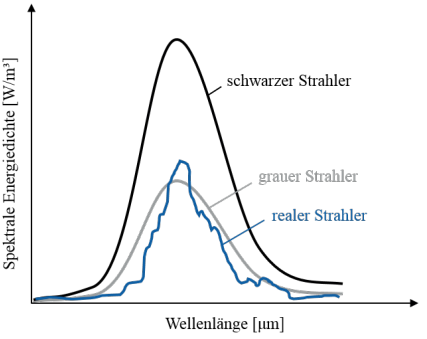


Abbildung 4.6: Verteilung der spektralen Energiedichte eines schwarzen, grauen und realen Strahlers nach [82].

0,8 μm bis 12 μm von Bedeutung. Eine Unterteilung erfolgt in die drei folgenden Bereiche, wie diese auch in Abbildung 4.4 zu sehen sind ([98]; [99]):

- 0,8 bis 2 μm: Kurzwellen-Infrarot (SWIR, engl. short wave infrared)
- 2 bis 5 μm: Mittelwellen-Infrarot (MWIR, engl. middle wave infrared)
- 8 bis 12 μm: Langwellen-Infrarot (LWIR, engl. long wave infrared)

Für die Auswahl des richtigen Messbereiches in der praktischen Anwendung sind im Wesentlichen folgende beiden Merkmale zu unterscheiden ([98]; [99]):

Mittelwellen-Infrarot:

- Dunkle und helle Nichtmetalle haben nahezu identische Emissionsgrade.
- Farbliche Unterschiede haben somit keinen bedeutenden Einfluss auf das Messergebnis.

Langwellen-Infrarot:

- Dunkle und helle Nichtmetalle haben deutlichen Einfluss auf den Emissionsgrade.
- Somit ist der Einfluss auf das Messergebnis bei farblichen Unterschieden deutlich.

Bei der Messaufgabe ist neben dem erfassten Spektralbereich vor allem auf den Emissionskoeffizient ϵ und dessen Einflussfaktoren zu achten. Diese sind bedeutend für die Qualität einer Messung, aber auch für die richtige Interpretation im Anschluss.

Hierzu zählen die Oberflächenbeschaffenheit, wie etwa die Rauheit und Beschichtung des Messobjektes, der Betrachtungswinkel, die Messstrecke und die Störstrahlung.

Neben den Überlegungen zur Strahlungsintensität, dem Messbereich und den Störgrößen sind die photometrischen Rahmenbedingungen zu beachten, die den Betrachtungswinkel und die minimale wie auch maximale Entfernung des Detektors vom Messobjekt beschreibt. Wird vereinfacht ein *Lambert'scher Strahler* verwendet, so gilt nach [98] folgendes *photometrisches Grundgesetz*:

$$\Theta = L \cdot \frac{A_E \cdot \cos\epsilon_E \cdot A_S \cdot \cos\epsilon_S}{r^2} \cdot \Omega_0 \tag{4.14}$$

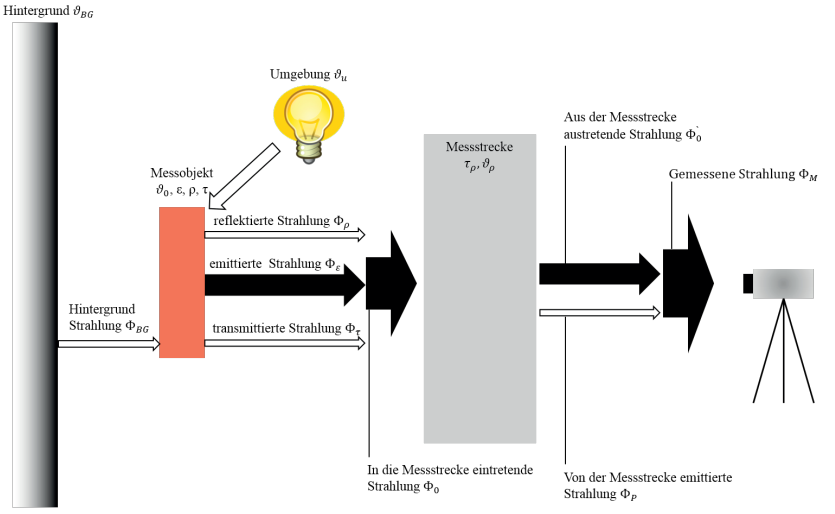


Abbildung 4.7: Modell zur pyrometrischen bzw. thermografischen Temperaturmessung mit den Strahlungsanteilen nach [98].

Hierbei werden der Strahlungsfluss Θ, der konstante Empfänger Raumwinkel Ω_0, der Abstand r und die effektive sendende/empfangende Fläche $\cos \epsilon_{S/E} \cdot A_{S/E}$ verwendet. Die Indizes S und E beschreiben die Zugehörigkeit zum Sender bzw. Empfänger. Aus dieser Beziehung geht hervor, dass sich die Reduktion des Strahlflusses mit der Vergrößerung des Abstandes, bei gleichzeitiger Vergrößerung der effektiven Empfänger- und Sender-Fläche aufhebt. Somit liegt aus Sicht der Strahlungsintensität und dem Abstand eine konstante Bedingung vor. Die Auflösung ist jedoch sehr wohl vom Abstand und dem verwendeten Objektiv abhängig. Hier muss bei der Anwendung darauf geachtet werden, dass die entsprechende zu betrachtende Fläche von einer repräsentativen Anzahl an Pixeln beschrieben wird. Eine schematische Darstellung sowie ein Richtwert zur Auswahl des Messabstandes und des verwendeten Objektives ist in der Abbildung 4.8 dargestellt. In den Untersuchungen dieser Arbeit wird die Thermografiekamera VarioCam®high resolution der Fa. infratec verwendet. Das Messspektrum liegt im langwelligen IR-Bereich. Dies ermöglicht eine Anwendung bei einem großen Temperaturbereich. Nachteilig ist jedoch der große Messfehler bei falschem, temperatur- und oberflächenveränderlichen Emissionsgrad.

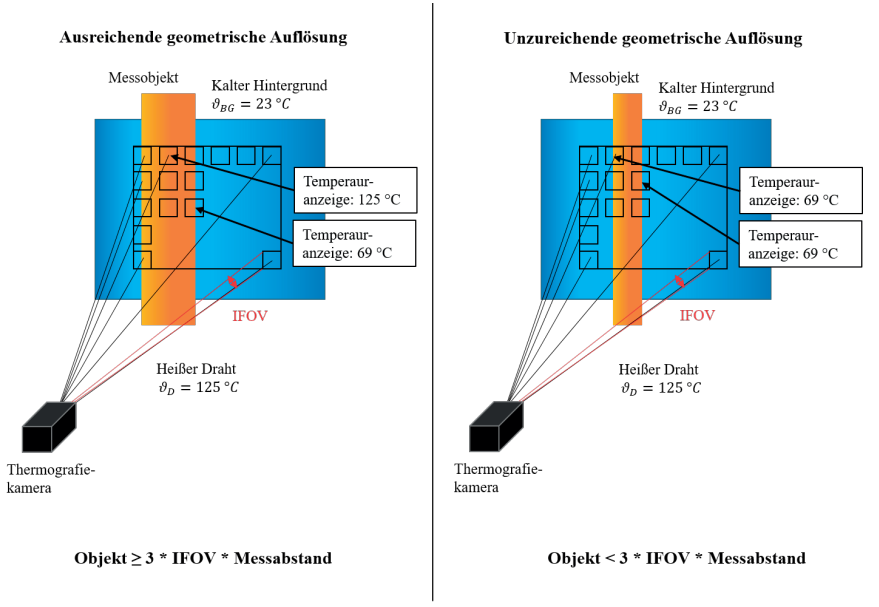


Abbildung 4.8: Einfluss der geoemtrischen Auflösung auf das Messergebnis nach [98].

Die Erfassung der IR-Strahlung erfolgt durch einen ungekühlten Mikrobolometer-FPA-Detektor (Focal Plane Array) mit der Detektorauflösung 640 x 480 Pixel. Zur Stabilisierung des thermischen Drifts wird ein Peltier-Element verwendet. Die Auswertung des Detektors erfolgt durch zeilen- und spaltenweises Auslesen und Auswerten der temperaturabhängigen Spannungen der Array-Elemente. Ein sog. „Shutter“ wird zur Onlinekorrektur des Temperaturdrifts während der Messung verwendet. Hierbei handelt es sich um eine Blende, die einen schwarzen Strahler mit bekannter Temperatur beschreibt. Diese Blende wird je nach Einstellung in der Software in regelmäßigen Abständen zwischen Objektiv und Detektor geschwenkt. Dieser Vorgang kann für die Dauer der Messung unterdrückt werden, dann muss jedoch ein mit der Dauer der Messung zunehmender Messfehler berücksichtigt werden. [100]

Zur Erfassung der IR-Strahlung wird ein Objektiv verwendet, welches direkt im Gehäuse der Thermografiekamera verbaut und wechselbar ist. Die optischen Daten des verwendeten Normalobjektives 30 x 23° sind der Tabelle 4.1 zu entnehmen.

Tabelle 4.1: Optische Kennwerte des für die Messung verwendeten Objektivs mit der Detektorauflösung 640 x 480 Pixel [100].

Optik	Brennweite [mm]	min. Fokus [mm]	IFOV [mrad]	FOV [°]
Normalobjektiv	30	0,3	0,8	30 x 23

Mit dem engl. Instantaneous Field of View (IFOV) von 0,8 mrad ergibt sich bei einem Messabstand von 0,50 m die kleinste geometrische Auflösung von 0,4 x0,4 mm.
Die Aufzeichnung und Auswertung der Messungen erfolgt über einen Linux-Messrechner. Als Softwarepaket wird das Produkt der Fa. Infratec IRBIS®3 professional verwendet.



Abbildung 4.9: VarioCam®high resolution [100].

4.1.3 Pyrometer

Das zweite Messmittel, das in dieser Arbeit zur berührungslosen Temperaturmessung verwendet wird, ist das Metis 318 Kurzwelle-IR-Pyrometer der Fa. Sensortherm. Gemessen wird in einem kalibrierten Temperaturbereich zwischen 100 und 700 °C mit dem Objektiv OL12-A0 in einem Messabstand von 100 mm und einem resultierenden Messfelddurchmesser von 2 mm, bei einer Apertur D=7 mm. [101] Die umfangreichen Möglichkeiten, dieses Messsystem in ein Analgensteuerung einzubinden, wird



Abbildung 4.10: Exemplarische Darstellung des Sensortherm Metis M318 mit Lichtleitfaser (hier mit OL25 Objektiv) [102].

im Verlauf der Untersuchungen und Prozessoptimierung für eine geregelte Oberflächentemperatur genutzt.

4.1.4 Kraft- und Geschwindigkeitsmessung

Die Schweißkraftverläufe wie auch die Prozessgeschwindigkeit, werden durch integrierte Messsysteme erfasst und visualisiert. Diese sind in Abschnitt 4.3.4 beschrieben.

4.2 Prozessanalyse

Zunächst wird eine Prozessanalyse des Induktionsfügens durchgeführt. Hierzu werden die beiden Hauptprozessschritte ermittelt und in einem Prozessschaubild zusammen mit den System- und Pro-

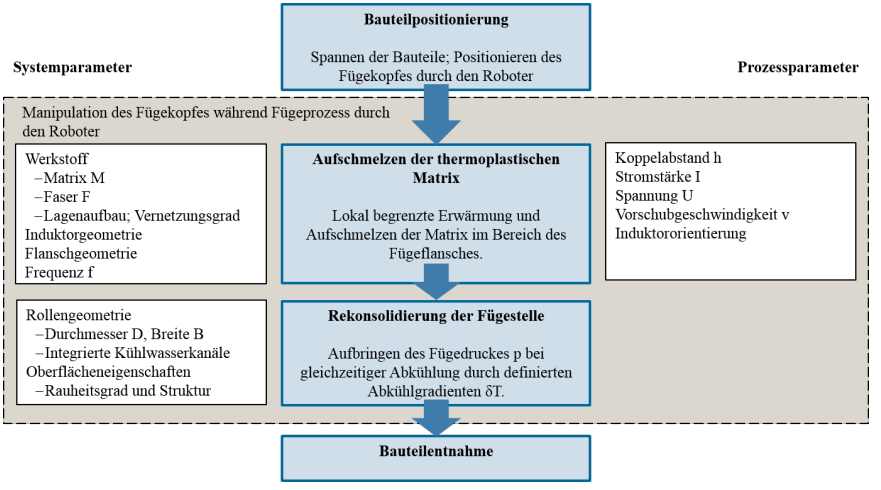


Abbildung 4.11: Prozessschaubild Induktionsfügen von carbonfaserverstärkten Thermoplasten [104].

zessparametern [103] dargestellt. Die Unterteilung in die beiden Hauptprozesse erfolgt analog der maßgeblich beteiligten physikalischen und werkstoffspezifischen Abläufe. Dies beschreibt den Sequenzablauf, um eine stoffschlüssige Verbindung zwischen den thermoplastischen Matrixpolymeren herzustellen. In der Mitte der Abbildung 4.11 ist das Flussdiagramm mit den Hauptschritten – „Aufschmelzen der thermoplastischen Matrix“ und „Rekonsolidierung der Fügestelle“ – und den beteiligten Nebenoperationen (außerhalb des grauen Bereiches) – der Bauteilpositionierung und Bauteilentnahme – dargestellt. Das Flussdiagramm beschreibt die Notwendigkeit des sequentiellen Ablaufs in der vorgegebenen Reihenfolge. Seitlich des Ablaufplans sind die Einflussfaktoren auf die Anlagentechnik, aber auch auf die Qualität der Schweißnahtausführung zu finden.

Zunächst wird auf die Einflussfaktoren, welche auch als Anforderungen an die verwendete Anlagentechnik zu verstehen sind, eingegangen. Hierbei kommt der Einteilung in System- und Prozessparameter eine wichtige Rolle zu. Die systemtechnischen Einflussgrößen sind Parameter, die während des Betriebs der Anlage bzw. während einer Schweißung nicht verändert werden können [103]. Sie sind verantwortlich für die Auslegung einer Schweißanlage, die den Anforderungen hinsichtlich Funktion, Robustheit und Verfügbarkeit gerecht werden soll. Hierzu gehören auch die Anforderungen an die Zugänglichkeit und Prozessgeschwindigkeit. Die Prozessparameter hingegen beschreiben Einflussgrößen, die sich während des Schweißvorganges verändern können oder auch angepasst werden [103]. Diese Größen stellen zum einen die Möglichkeit dar, gezielt auf den Prozess hinsichtlich Geschwindigkeit und Qualität Einfluss zu nehmen. Auf diese fällt jedoch auch der Betrachtungsschwerpunkt bei der Auswahl und Umsetzung einer Prozessregelung. Grund hierfür ist die anlagentechnisch einfache Veränderung dieser Parameterwerte. Eine genaue Betrachtung, welche Parameter besonders gut geeignet sind, erfolgt zu einem späteren Zeitpunkt, zu dem bereits die Erkenntnisse hinsichtlich Einflusspotential vorliegen.

Werden die prozessbeschreibenden Gleichungen von *Maxwell* für elektromagnetische Felder (vgl. Gleichung 2.28 bis 2.30) und die *Fourier-Gleichung* für Temperaturfelder (vgl. Gleichung 2.31 in Kapitel 2.2.4) betrachtet, so lassen sich die Zeit und die Energie als beschreibende Variablen ableiten. Ein entsprechender experimenteller Nachweis ist in Abbildung 4.12 zu sehen. Hierbei wurden mit Thermoelementen, die in der Fügeebene der zu verschweißenden Probekörper installiert sind, der Temperaturverlauf an zwei Positionen während der Überfahrt gemessen. Hieraus lässt sich die Tempe-

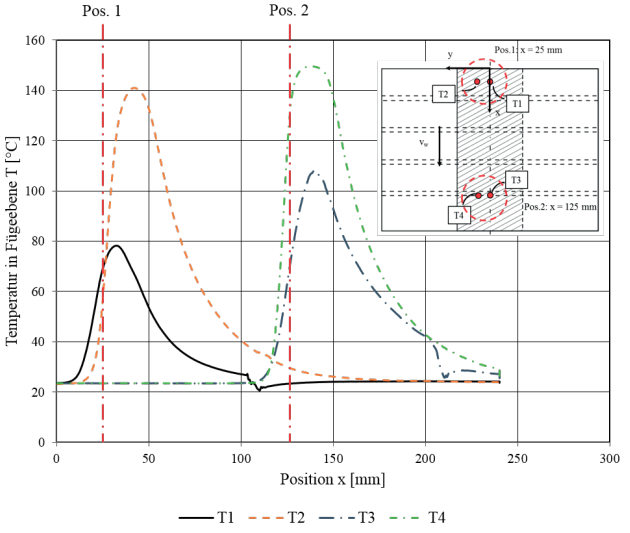


Abbildung 4.12: Temperaturverlauf T über dem Ort x in der Fügeebene bei der Überfahrt des Schweißkopfes.

raturverlaufskurve und eine entsprechende Einteilung in Prozessbereiche in Abbildung 4.13 darstellen. Die Zeit und der Ort sind über die Bedingung einer konstanten Schweißgeschwindigkeit v_w verknüpft. Der Prozessschritt der Erwärmung wird in folgendem Gebrauch als Plastifizierungsprozess beschrieben, der Abkühlprozess als Rekonsolidierungsprozess. Beide Prozessschritte zusammen beschreiben das Induktionsschweißen. Abgeleitet aus diesen Untersuchungen und den Prämissen, die eine Anwendung im flexiblen automobilen Karosseriebau mit sich bringt wird ein automatisierter robotergeführter Induktionsschweißkopf entwickelt und aufgebaut.

4.3 Auslegung der Systemkomponenten

Basierend auf der Prozessbeschreibung in Abschnitt 4.2, den physikalischen Zusammenhängen aus der physikalischen Prozessbeschreibung der elektromagnetischen und thermischen Felder in Abschnitt 2.2.4 und den Anforderungen zur Prozessgeschwindigkeit, Flexibilität und Zugänglichkeit im automobilen Karosseriebau werden in den folgenden beiden Abschnitten eine Auslegung und Auswahl an Systemtechnik durchgeführt.

Einige Vorgaben sind für beide Prozessschritte gleichermaßen gültig. Um diese zu identifizieren, sind in der Abbildung 4.14 die Komponenten der Systemtechnik schematisch beschrieben und deren Systemgrenzen definiert. Aus dieser Abbildung geht hervor, dass der Schweißkopf als in sich abgeschlossene und vom Manipulator abgeschlossene Einheit zu betrachten ist.

Für die Durchführung der Prozess- und Schweißnahtuntersuchung unter Berücksichtigung der geforderten dreidimensionalen Schweißzugänglichkeit wird ein standardisierter Industrieroboter als Systemträger verwendet. Hierdurch kann gleichzeitig eine seriennahe Umsetzung des Schweißsystems realisiert und untersucht werden. Die Schnittstellen der Versorgungsmedien sowie der mechanischen Anschlüsse

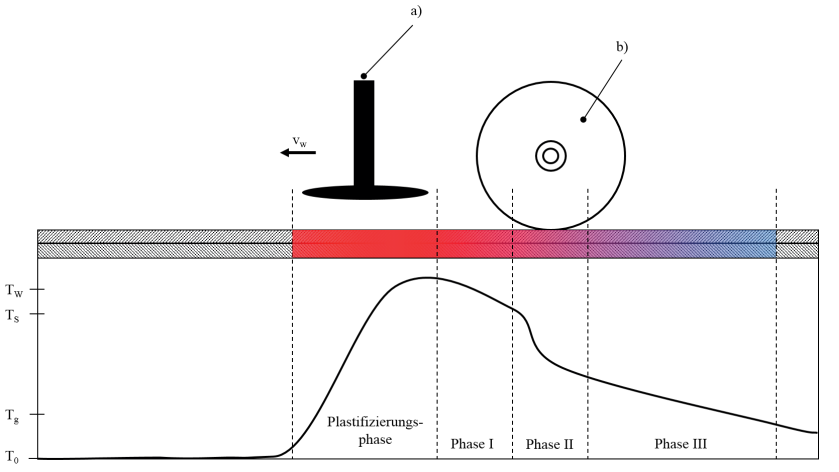


Abbildung 4.13: Schematischer Temperaturverlauf T über der Zeit t während des Schweißvorganges: (a) Induktor und (b) flüssigkeitsgekühlte Konsolidierungsrolle [104].

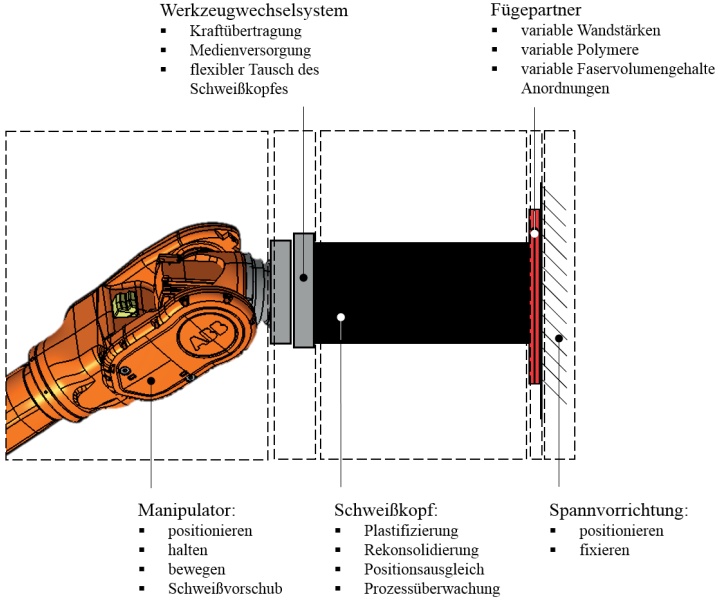


Abbildung 4.14: Darstellung der Systemkomponenten mit den Systemgrenzen (gestrichelte Linie).

werden so gewählt, dass eine einfache Umrüstung auf verschiedenen Handhabungssystemen möglich ist.

Die Anforderungen an die Spannvorrichtung leiten sich zunächst aus den Anforderungen des elektromagnetischen Feldes und der Festlegung einer thermisch isolierten Betrachtung des Schweißprozesses ab. Hieraus ergibt sich, dass ein Material als Spannplatte notwendig ist, in welches das elektromagnetische Feld nicht einkoppelt und sich somit nicht aktiv durch das emittierte Magnetfeld erwärmt. Die Anforderung an ein thermisch isolierendes Material, zusammen mit der notwendigen Widerstandsfähigkeit gegenüber Beschädigungen durch Fehlfunktionen und Verschleiß, führen zu der Verwendung einer Grundplatte aus verstärktem Zement bzw. Keramik. Weiterhin soll eine möglichst flexible und reproduzierbare Positionierung des Versuchsmaterials mit unterschiedlichen Wandstärken und Schmelzpunkten des Matrixpolymeres möglich sein.

4.3.1 Systemtechnik zur induktiven Erwärmung

Für die gezielte Auslegung der Systemtechnik zur kontinuierlichen induktiven Erwärmung und Plastifizierung des CFRTP-Laminates sind einige Vorversuche mit einer einfachen Anordnugn auf einer servoelektrischen Linearachse notwendig. Für weitere Auslegungsuntersuchungen zu einem späteren Zeitpunkt wird der robotergeführte Schweißkopf verwendet.Betrachtet werden die Komponenten, die zur Erwärmung notwendig sind: Frequenzgenerator, Außenkreis und Induktor.

Durch einen teilfaktoriellen Versuchsplan werden die im Prozessschaubild in Abbildung 4.11 dargestellten Einflussgrößen des Prozessschrittes zum - Aufschmelzen der thermoplastischen Matrix - betrachtet. Hierzu ist zunächst eine Festlegung des zu untersuchenden Materials notwendig.

Abgeleitet aus den aktuellen Anforderungen, die aus dem Bereich der Fahrzeugentwicklung kommen, beschränken sich die Untersuchungen auf CFRTP-Laminate mit Gelege und Gewebeanordnungen der Faser in 0/90°. Als Matrixpolymere werden die technischen Polyamide PA6 und PA66 herangezogen. Da PA66 mit 262 °C den höheren Schmelzpunkt als PA6 besitzt, wird dieser für die Auslegungsuntersuchung verwendet. Hinzu kommt, dass der Thermoplast PA66 zu den teilkristallinen Polymeren zählt und somit auf eine gesteuerte Konsolidierung zu achten ist (vgl. Abschnitt 2.1).

Somit lässt sich bereits eine Anforderung ableiten. Es muss eine kontinuierliche Plastifizierung des Laminates mit Schmelzpunkten bis zu 300 °C möglich sein. Anforderungen aus den Prozessgeschwindigkeiten für Sonderfügeanwendungen im Karosseriebau belaufen sich beim Schutzgasschweißen zwischen 0,3 und 1,5 m/min [105]. Dies wird als Zielbild für die Schweißgeschwindigkeit beim Induktionsschweißen herangezogen.

Die Erwärmung und Plastifizierung zum Verschweißen von CFRTP-Laminaten muss stark lokalisiert im Bereich des Fügeflansches erfolgen, um die verbleibende Steifigkeit im Probekörper bzw. Bauteil möglichst hoch zu halten. Ein großer Bereich des Wärmeeinflusses ist auch wegen der Gefahr der thermischen Beeinflussung und Schädigung des Laminates zu vermeiden. Um dies zu erreichen, wurden statische Erwärmungsversuche mit verschiedenen Induktoren durchgeführt. In Abbildung 4.15 ist der Erwärmungsfleck eines rechteckigen Flächeninduktors mit zwei Leitungswindungen zu sehen. Aus dieser Untersuchung ergibt sich, dass die sich erwärmende Zone als Umriss der Induktorfläche zeigt. Der „kalte“ Fleck in der Mitte der Flächenspule erklärt sich aus der Feldausbreitung des magnetischen Feldes und kann durch Reduktion des Induktordurchmessers oder durch die Erhöhung der Windungszahl N verringert werden. Mit dieser Vermutung wurde eine Versuchsreihe mit drei unterschiedlichen Induktoren durchgeführt. Hierbei wird der Induktor in einem Koppelabstand h von 2 mm über dem eingespannten Laminates in Köperbindung [0°/90°] positioniert. Die qualitative Erwärmung des Werkstücks wird durch eine orthogonal auf der Rückseite des Laminats angebrachte Thermografiekamera erfasst. Die Versuchsanordnung ist in Abbildung 5.12 zu sehen. Die Thermogramme zu den Erwärmungszeiten 0, 2, und 15 sind in Abbildung 4.16 zu finden. Die exakte Beschreibung des Versuchsequipments ist in Abschnitt 4.1 beschrieben. Aus den Anwendungen zur Verklebung von CFK-Laminaten in der Fahrzeugreihe des i3 und i8 sowie zahlreichen Anwendungen von Klebstoffverbindungen in der konventionellen Stahl-Schale-Bauweise lassen sich Überlappungsbedingungen ableiten. Um

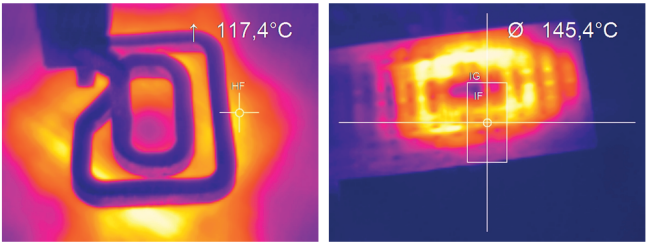


Abbildung 4.15: Lokale Erwärmungszone mit PA66-CF Gewebe in Köperbindung und Flächeninduktor (rechteckig, 2 Wdg.) bei der statischen Erwärmung: Induktorseite (li.) und Laminatrückseite (re.).

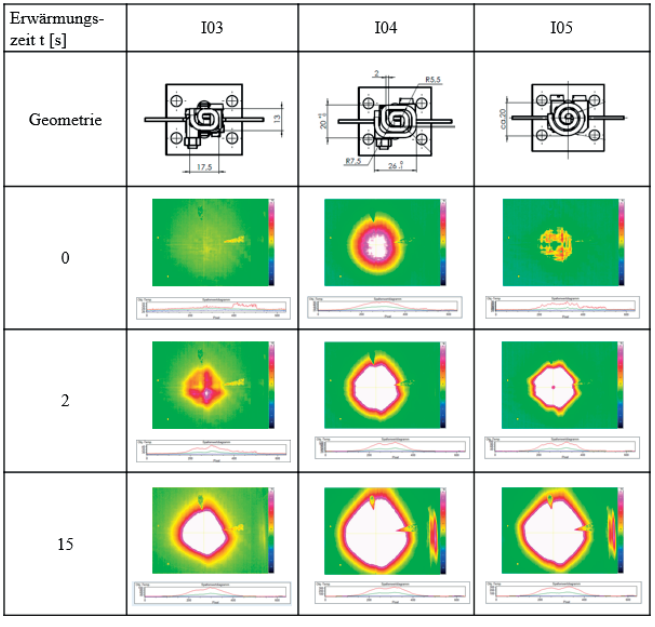


Abbildung 4.16: Vergleich von drei unterschiedlichen Flächeninduktoren anhand der Erwärmungsform und Geschwindigkeit des PA66-CF-Laminats in Köperbindung mit t=2,0 mm.

Tabelle 4.2: Teilfaktorieller Versuchsplan für die Effektanalyse zur Auslegung der Grenzwerte der Prozessparameter.

A: Stromstärke I [A]		B: Frequenz f [kHz]		C: Koppelabstand h [mm]		D: Schweißgesch. v_w $[m/min]$	
-	+	-	+	-	+	-	+
196	252	651	838	3	2	0,36	0,24

Tabelle 4.3: Ergebnisse der Effektanalyse anhand des Bewertungskriteriums Bruchkraft F_B.

Faktor	A BCD	B ACD	C ABD	D ABC
MW+	7.719	12.946	17.189	7.802
MW-	15.109	9.882	5.639	15.026
Effekt	-7.390	3.064	11.550	-7.224

eine möglichst werkstoffgerechte Verbindung bei kleinstmöglichem Fügeflansch darzustellen wird eine Schweißnahtbreite von 20 mm gewählt. Diese Nahtbreite soll während der Untersuchungen in dieser Arbeit konstant bleiben. Angepasst an die Schweißnahtbreite wird ein spiralförmiger Flächeninduktor mit dem Durchmesser 20 mm verwendet. Durch die spiralförmige Leiterführung ergibt sich ein nahezu homogenes Erwärmungsfeld im statischen Zustand. Die Leistungsdichten im Bereich der Anschlüsse sind wegen der Leitungsführung nicht zu vermeiden, durch eine dynamische Überlagerung und einer Positionierung der Anschlüsse vorauslaufend erfolgt eine Homogenisierung der Erwärmungszone im Schweißbereich. Eine Einschränkung bringt der Randeffekt bei zu geringem Abstand zu Werkstückkanten.

Aus der Betrachtung der Leistungsgleichung der induktiven Erwärmung in Gleichung 2.34 ergeben sich die Anforderungen an die weiteren Prozessparameter. Der Koppelabstand h muss für eine hohe Leistungseinbringung und einen guten Wirkungsgrad möglichst klein gewählt werden. Gleichzeitig ist jedoch auf eine Gewährleistung eines isolierenden Luftspaltes zwischen der Induktorfläche und dem Werkstück zu achten. Andernfalls besteht bei freiliegenden elektrisch leitenden Fasern Kurzschluss-Gefahr und der frühzeitige Verschleiß des Induktors. Auch für die Stromstärke lässt sich aus der physikalischen Beschreibung ein Leistungsoptimum ableiten. Die Frequenz des Schwingkreises beeinflusst neben der abgegebennen Leistung die Eindringtiefe des elektromagnetischen Feldes und den Wirkungsgrad. Es ist jedoch zu beachten, dass eine hohe Frequenz zu hohen Spannungen im Schwingkreis führt. Dies bedingt eine Reduktion der Stromstärke, um nicht an die Leistungsgrenzen der elektronischen Bauteile im Schwingkreis zu gelangen. Somit ergibt sich eine konkurrierende Beziehung, dessen Optimum in der nachfolgende Untersuchung ermittelt wird.

Die Effektanalyse wird anhand eines teilfaktoriellen Versuchsplans mit zwei Faktorstufen durchgeführt. Als Faktoren werden die zu untersuchenden Prozessparameter Schweißgeschwindigkeit v_w, der Koppelabstand h, die Stromstärke I und die Frequenz f definiert. Der Versuchsplan ist der Tabelle 4.2 zu entnehmen. Die Bewertung der Versuche erfolgt mit den in der quasistatischen Zug-Scher-Prüfung (vgl. 2.1.7) ermittelten Bruchkräften an den Standardproben. Die Proben werden aus Schweißnähten von sieben Wiederholungen herausgetrennt. Je Wiederholung wird der Mittelwert der Bruchkraft gebildet, anschließend werden durch Aufsummieren der jeweils positiven bzw. negativen Faktorstufen die Effekte abgeleitet (siehe Tabelle 4.3). Aus der Effektanalyse lässt sich ableiten, dass eine möglichst hohe Frequenz und ein geringer Koppelabstand zu wählen sind. Ebenso zeigt sich, dass mit einer zu hohen Stromstärke auch ein Rückgang der Bruchkraft eintreten kann. Hier ist ein Optimum zwischen Stromstärke und Schweißgeschwindigkeit zu wählen. Eine Abstimmung zwischen Energieeinbringung und Abkühlung, sodass sich eine stationäre Energiebilanz einstellt, erweist sich als zielführend. Zusam-

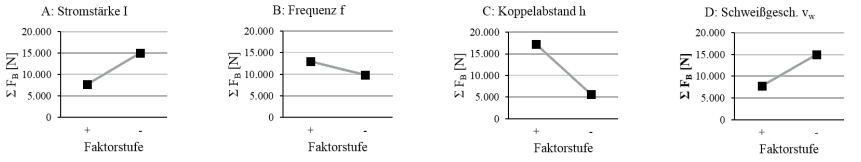


Abbildung 4.17: Darstellung der Faktor-Effekte aus Tabelle 4.3.

mengefasst ergeben sich folgende Anforderungen an die Systemtechnik für die induktive Erwärmung:

- Frequenzgenerator: Frequenzbereich größer 800 kHz, Stromstärken größer 15 A müssen bei der entsprechenden Frequenz möglich sein.
- Außenkreis: auf Frequenz- und Leistungsbereich abgestimmter Außenkreis-Transformator, flexible Abstimmung der Schwingkreisfrequenz zwischen 500 und 850 kHz.
- Induktorgeometrie: spiralförmiger Flächeninduktor, der Durchmesser entspricht der Schweißnahtbreite, stechende Ausführung um Zugänglichkeit zu gewährleisten.
- Koppelabstand: Wegen des sensitiven Einflusses des Koppelabstandes auf die Leistungseinbringung ist ein entsprechender Ausgleich während der Schweißung notwendig.

Als Standardinduktor für die Untersuchung des Schweißprozesses und der Schweißnaht wird der Induktor I05 verwendet. Er bietet mit dem Flächenradius r_I von 10 mm und der spiralförmigen Anordnung eine homogene Erwärmung des Fügeflansches. Durch die 2-fache Windung ist eine ausreichend hohe Erwärmungsleistung möglich. Die Geometrie des Induktors sowie die Anschlussmaße und das Stichmaß von 120 mm sind in Abbildung 4.18 dargestellt.

4.3.2 Systemtechnik zur Rekonsolidierung

Die Rekonsolidierung ist der zweite Prozessschritt des Fügeverfahrens. In diesem Prozessschritt erfolgt die Wiedererstarrung des plastifizierten Thermoplastes und Konsolidierung des Laminates. Wie im Abschnitt zur Konsolidierung von Thermoplasten (vgl. Kapitel 2.1.5) beschrieben ist, muss während dieses Prozessschrittes die Abkühlung des Plastifikates so gestaltet werden, dass eine Vernetzung sowie Kristallisierung des Polymers ermöglicht wird. Ebenso müssen die durch die Plastifizierung entstandenen Lufteinschlüsse bis zur vollständigen Erstarrung beseitigt werden und ein vollständig infiltriertes Laminat mit möglichst wenigen Trockenstellen erzeugt werden. Hierbei darf die Faserorientierung nicht beeinflusst werden. Die Oberfläche im Bereich der Fügstelle soll möglichst hochwertig gestaltet werden. Ziel soll hier eine gleichmäßige mit Thermoplasten geschlossene Oberfläche sein, die keine Porosität gegenüber Flüssigkeiten darstellt.

Um diese Funktion zu erfüllen, muss ein definierter Konsolidierungsdruck eingestellt werden. Dieser wird in diesem Zusammenhang als Fügedruck bezeichnet. Zeitgleich erfolgt eine Abkühlung im Bereich der Fügezone durch einen laminatspezifischen Abkühlgradienten.

Die Applikation, die notwendig ist um diesen Prozessschritt durchzuführen ist abhängig von der Art des Fügverfahrens. Bei einem statischen Verfahren kann dies durch einen Stempel stattfinden, welcher über die flächige Kontaktierung mit dem plastifizierten Bereich den entsprechenden Konsoliderungsdruck und die Abkühlung wie bei einem Thermoformwerkzeug zur statischen Konsolidierung ermöglicht [4]. In der Ausführung eines kontinuierlichen und bahnförmigen Fügeverfahrens muss die Funktion des statischen Stempels durch eine Rolle oder Kugel dargestellt werden, die ständigen Kontakt mit der Fügefläche realisieren kann, aber dennoch eine bahnförmige Kontur abfahren kann. Aus den Erkenntnissen der Konsolidierung in Abschnitt 2.1.5 muss ein gleichmäßiger Druck p in ausreichender

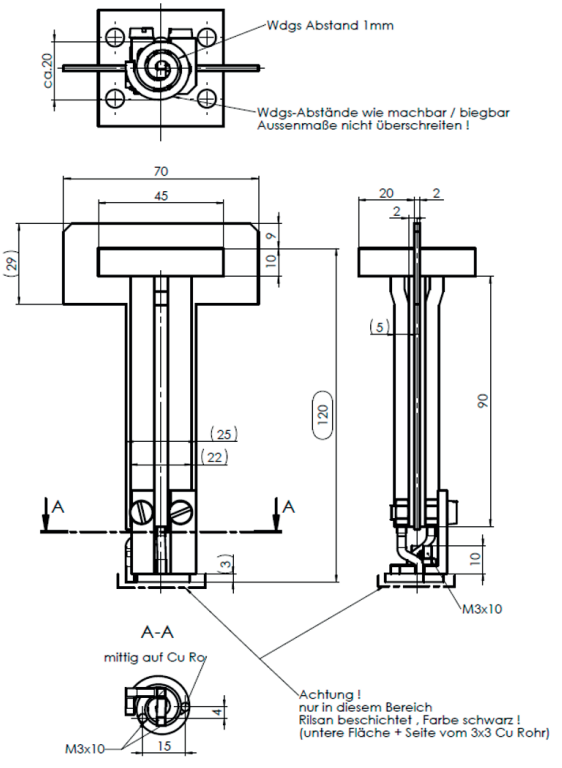


Abbildung 4.18: Zeichnung des Induktors I05: $r_I = 10\,mm$, 2 Wdg., Stichmaß $120\,mm$, Leitungsdurchmesser $\square\, 3\,mm$.

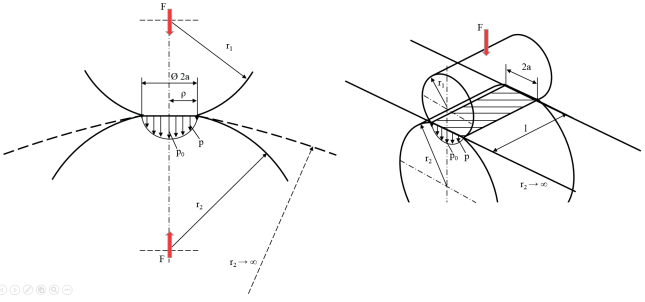


Abbildung 4.19: Darstellung der elastischen Deformation bei der Hertz'schen Pressung: Kugel (li.) und Zylinder (re.) nach [106].

Höhe aufgebracht werden, der jedoch die Lage der Fasern und die Geometrie des Laminates nicht verändert. Des Weiteren muss ein über die Bahnlänge gleichbleibender Abkühlgradient δT erreicht werden. In den Untersuchungen zur Rekonsolidierung (vgl. 2.1.5) wird der Einfluss der Parametervariation untersucht. In diesem Abschnitt werden die anlagentechnischen Vorkehrungen beschrieben, um eine funktionsfähige Anlage zu gestalten, mit der die Untersuchungen durchgeführt werden. Die Überlegung zur Art des Kontaktierungselementes ist geprägt durch folgende Anforderungen:

- Abfahren einer 3D-förmigen Kontur und ein hoher Grad an Zugänglichkeit.
- Aufbringen des Fügedrucks auf einer ausreichenden Breite.
- Aufbringen eines ausreichend hohen Fügedrucks.
- Realisierung einer Abkühlrate, die eine Prozessgeschwindigkeit bis zu $1,5\,m/min$ ermöglicht.
- Zur Realisierung der Handlingsfestigkeit nach der Schweißung ist eine Temperatur nach der Konsolidierung unter der Glasübergangstemperatur T_g nötig.
- geringer Verschleiß
- Die Oberfläche des Kontaktelements soll eine gleichmäßige und geschlossene Oberfläche hinterlassen.
- Die unmittelbare Nähe zum elektromagnetischen Feld bedarf eines Materials mit geringer magnetischer Permeabilität.

Werden die geometrischen Körper hinsichtlich ihrer Freiheitsgrade beurteilt, stellt sich die Kugel als vielseitigster Körper dar. Die Berührung erfolgt nach der Theorie der *Hertz'schen Pressung* [106] nur in einem Punkt (vgl. Abbildung 4.19). Die Rolle als geometrische Form eines Zylinders kann im Gegensatz zur Kugel ohne Schlupf nur um seine Längsachse rotieren, jedoch kann nach Hertz eine linienförmige oder bei plastischer Deformation eine quaderförmige Kontaktfläche realisiert werden. Über die Rollenbreite kann die Fügeflanschbreite eingestellt werden. Eine gleichzeitige Kontaktierung über die gesamte Breite ist somit möglich. Da eine Lagerung wie auch eine Versorgung mit dem zur Kühlung notwendigen Fluid bei der Rollenausführung technisch umsetzbar sind, wird dieser Körper als Konsolidierungselement verwendet. Eine weitere wichtige Anforderung an die Konsolidierungseinheit ist der roboterunabhängige Positions- und Kraftausgleich, wodurch ein konstanter Fügedruck p_i eingestellt werden soll. Dies wird durch einen servoelektrischen Linearantrieb umgesetzt, der die gelagerte Rolle in z-Richtung positioniert.

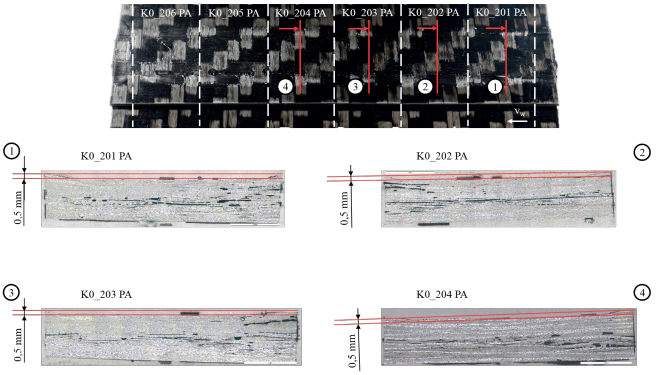


Abbildung 4.20: Deformation im Bereich der Schweißnaht durch die Konsolidierungsrolle.

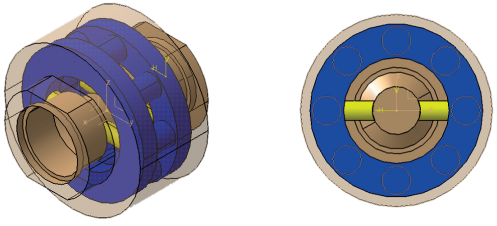


Abbildung 4.21: CAD-Modell der Konsolidierungsrolle D = 40 mm, B = 20 mm; blau dargestellt sind die innenliegenden Kühlwasserkanäle.

Aus der Durchführung erster Schweißversuche an einer Schweißanlage mit einem einachsigen Vorschub mittels servoelektrischen Linearantrieb leitet sich der Einstellbereich des Fügedruckes ab. Aus den Beschreibungen des Heizelementschweißens nach Potente [40] und Kazmirzak [94] ergibt sich ein idealer Konsolidierungsdruck im Bereich zwischen 0,1 und 3 MPa. Um den tatsächlich anliegenden Druck in der Kontaktfläche zu ermitteln, ist eine Betrachtung der Druckverhältnisse nötig.

Wird ein Starkörpermodell ohne elastischer/plastischer Deformation ausgegangen, sind entsprechend der *Hertz'schen Pressung* sehr geringe Kräfte für den entsprechenden Fügedruckausreichend. Tatsächlich ist jedoch durch die zuvor erfolgte Plastifizierung des CFRTP-Laminates eine plastische Verformung vorhanden. Aus Abbildung 4.20 ist die Verdrängungstiefe 0,5 mm einer typischen Schweißnaht zu entnehmen. In den Untersuchungen hat sich ebenso durch die Verstellung des Abstandes zwischen Induktor und Konsolidierungsrolle gezeigt, dass ein möglichst geringer Abstand x zwischen Induktor und Konsolidierungsrolle anzustreben ist. Hierdurch kann die freie Weglänge, auf der die unkontrollierte Delamination der Laminatlagen eintritt, so gering wie möglich gehalten werden. Diese Bedingung sowie der Bauraum und die Anschlussmaße führen zu einem Rollendurchmesser von 40 mm. Die Rollenbreite ergibt sich aus der Fügeflanschbreite zu 20 mm. Die Geometrie der Konsolidierungsrolle ist in Abbildung 4.21 und 4.22 zu sehen. Mit der Kreisfunktion in Gleichung 4.15 und der Berechnung

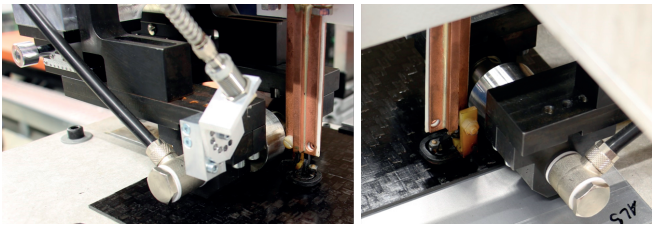
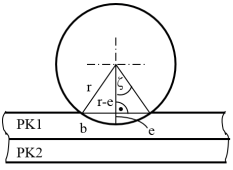


Abbildung 4.22: Lagerung und Anordnung der Konsolidierungsrolle am Induktionsschweißkopf.



Parameter	Wert	Einheit
Rollen Radius r	20	mm
Deformation e	0,5	mm

Abbildung 4.23: Berechnung der realen Kontaktfläche A_{real} aus der Bogenlänge b.

der Bogenlänge 4.16 ergibt sich eine mit dem plastifizierten Laminat in Kontakt stehende Bogelänge b = 8,9 mm. Dies führt mit der Rollenbreite von 20 mm zu der tatsächlichen Kontaktfläche A_{real} von 178 mm^2 und somit zu einem Fügekraftbereich von 17,8 bis 534 N.

$$\cos\zeta = \frac{r-e}{r} \tag{4.15}$$

$$b = \pi \cdot r \cdot \frac{2 \cdot \zeta}{180°} \tag{4.16}$$

Die Kühlung der Rolle erfolgt durch eine innengeführte Flüssigkeitskühlung. Die Versorgung mit dem zur Kühlung notwendigen Fluid erfolgt über einen Radialwellendichtring, der auf geschraubte Achsadapter aufsetzt. Ein externer Umluftkühler ermöglicht eine geregelte Vorlauftemperatur zwischen 16 und 22 °C bei einem Differenzdruck δp von 0,1 bis 3,5 bar. Die Durchflussmenge kann über ein Ventil eingestellt werden. Somit lässt sich ein definierter und konstanter Wärmestrom aus dem Bereich der Fügezone in das Fluid einstellen.

Die Wärmeableitung aus dem Fügeflansch erfolgt durch den Wärmeübergang vom Thermoplast in die Wand der Konsolidierungsrolle und von dort in Form eines Wärmeübertragers auf das Kühlfluid. Als Fluid wird deionisiertes Wasser verwendet. Dies reduziert die Korrosionsneigung in den flüssigkeitsführenden Komponenten. Ebenso reduziert es die elektrische Leitfähigkeit und somit die elektromagnetischen Verluste des einkoppelnden alternierenden Magnetfeldes. Für die Konsolidierungsrolle sollte daher ein Werkstoff mit geringer magnetischer Permeabilität verwendet werden. Gleichzeitig sollte jedoch eine hohe thermische Leitfähigkeit vorliegen, um den Wärmetransport so effektiv wie möglich zu gestalten. Zuletzt fiel wegen der guten Verarbeitbarkeit durch Selectiv Laser Melting (SLM) die Wahl auf den X1.4404. Hierbei handelt es sich um einen Edelstahl mit hohem austenitischen Anteil.

Die Auslegung des Kühlsystems der Konsolidierungsrolle ist in Abstimmung mit dem Abkühlgradienten zu realisieren. Hierfür sind zwei getrennte Systeme zu betrachten: zum einen die Auslegung des Volumenstroms und der Vorlauftemperatur T_1 in der Wärmestrombetrachtung, zum anderen die globale Wärmeabfuhr durch das Kühlwasser. Schematisch sind die Zusammenhänge und die notwendigen Parameter in Abbildung 4.24 dargestellt.

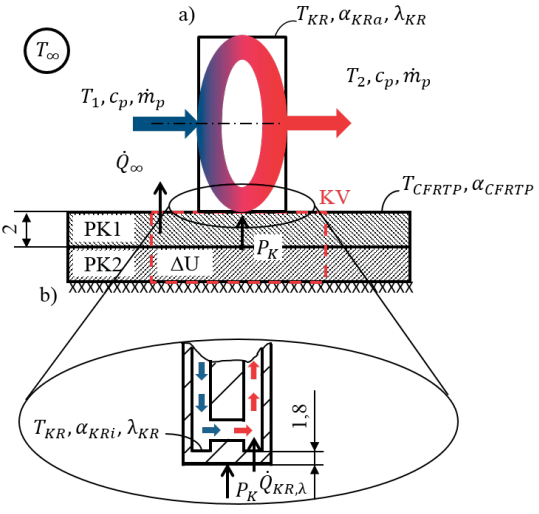


Abbildung 4.24: Stationäre Wärmestrombetrachtung der Konsolidierungsrolle: (a) Konsolidierungsrolle und (b) thermisch isolierende Keramikplatte.

Globale Wärmeabfuhr durch die Konsolidierungsrolle

Der maximal mögliche Differenzdruck und die maximal mögliche Kühlleistung stellen in diesem Fall die Rahmenbedingungen dar. Für die Betrachtung der globalen Wärmeabfuhr sind bei einem Wärmeübertrager das Durchflussvolumen $\dot{V}$ des Kühlwassers und die Vorlauf- T_1 wie auch Rücklauftemperatur T_2 ausschlaggebend. Der Volumenstrom ergibt sich aus dem anliegenden Differenzdruck δp und dem Rohrleitungsquerschnitt A. Nach dem Gesetz von *Hagen-Poiseuille* in Gleichung 4.17 kann aus der Druckdifferenz und dem kleinsten Querschnitt im offenen Kühlkreislauf der Konsolidierungsrolle der maximale und minimale Volumenstrom berechnet werden:

$$\dot{V} = \frac{dV}{dt} = -\frac{\pi \cdot r^4}{8 \cdot \eta} \frac{\partial p}{\partial z} \tag{4.17}$$

Der geringste Querschnitt im System befindet sich in den radialen Bohrungen der Konsolidierungsrolle und beträgt 3 mm. So ergibt sich ein maximaler Volumenstrom von 41,7 l/min und ein minimaler Volumenstrom von 0,1 l/min.

Der hier betrachtete Abkühlprozess wird wegen der niedrigen Prozessgeschwindigkeiten (bis max. 1,5 m/min) als quasistationär angenommen. Als Laminat für die Probekörper PK1 und PK2 wird das Gewebe in Köperbindung PA66-CF verwendet. Dieser Werkstoff besitzt eine Glasübergangstemperatur T_g von 69 °C und eine Schmelzpunkt T_m von 262 °C. Die Spannplatte auf der Unterseite der beiden Probekörper wird als thermisch ideal isolierend angenommen. Hierdurch kann eine Wärmeleitung über die Spannvorrichtung ausgeschlossen werden. Weiterhin wird angenommen, dass zu Beginn der Abkühlung das gesamte Kontrollvolumen KV die Schmelztemperatur besitzt. Bei dem späteren Schweißprozess wird eine Plastifizierung des PK2 nur bis etwa zur Hälfte der Dicke angestrebt, um die Rückseite nicht aufzuschmelzen und eine Restfestigkeit des Laminates während des Schweißvorganges zu gewährleisten. Das Kontrollvolumen KV erstreckt sich über beide Probekörper der Dicke t = 2 mm auf einer Grundfläche mit der Breite b = 20 mm.

Aus Abbildung 4.24 gehen die Anteile des Wärmestroms hervor. In Gleichung 4.15 ist deren Beziehung dargestellt, wobei ΔU die sich ändernde Energie im Kontrollvolumen KV beschreibt, die Kühlleistung P_K die durch die Konsolidierungsrolle abgeführte Wärmemenge und $\dot{Q}_\infty$ die Wärmeverluste an die Umgebung darstellt. Die auftretenden Wärmeverluste (vgl. Abbildung 4.25) an die Umgebung be-

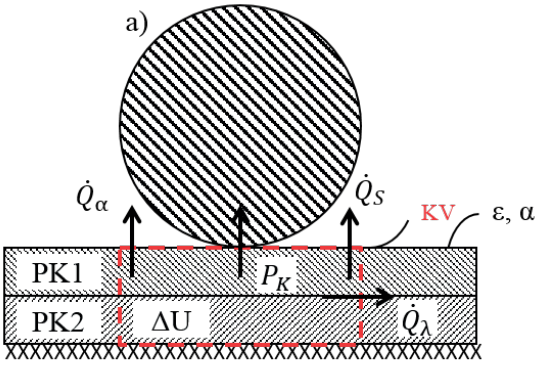


Abbildung 4.25: Anteil der Wärmeströme und Umgebungsverluste: Konsolidierungsrolle (a) und Probekörper PK1 und PK 2.

stehen aus dem Wärmestrom $\dot{Q}_\lambda$, der durch die Wärmeleitung innerhalb der Probekörper verursacht wird, den konvektiven Wärmeverlusten durch die Umgebungsluft $\dot{Q}_\alpha$ und den Strahlungsverlusten $\dot{Q}_S$. Aufgrund des sehr viel kleineren Wärmeleitungskoeffizienten der Matrix λ_M wird nur die Wärmeleitung durch die Carbonfaser λ_F berücksichtigt. Da die Wärmeleitung in Richtung der x-Achse durch die Vorschubgeschwindigkeit v_w überlagert wird, wird nur die Wärmeleitung in Richtung der y-Achse berücksichtigt. Bei der Betrachtung der konvektiven Wärmeübertragung wird von einer ruhenden Umgebungsluft ausgegangen und ein möglichst hoher Wärmeübergangskoeffizient α_{Luft} angenommen. Da es sich bei den Probekörpern um nahezu schwarze Körper handelt, wird der Emissionsgrad $\epsilon = 1$ angenommen.

$$\Delta U = P_K + \dot{Q}_\infty \tag{4.18}$$

mit

$$\Delta U = [(1-\varsigma)\cdot\rho_M c_M + \varsigma\cdot\rho_M c_M]\cdot\Delta V\,(T_m - T_g) \;=\; 345,4\,[J] \tag{4.19}$$

und

$$\dot{Q}_\infty = \dot{Q}_\lambda + \dot{Q}_\alpha + \dot{Q}_S \tag{4.20}$$

Die für die Berechnung in der Gleichung 4.22 verwendeten Parameter sind der Tabelle 4.4 entnommen. In der Berechnung wird der Faservolumengehalt ς des CFRTP-Laminates berücksichtigt. Insbesondere wirkt sich dieser auf die spezifische Wärmekapazität, die Wärmeleitung und die Werkstoffdichte im Material und Kontrollvolumen aus. Das Kontrollvolumen ΔV ergibt sich aus der realen Kontaktfläche und den Dicken der beiden Laminate. Es wird von einer idealen Kontaktbedingung zwischen den beiden Probekörpern PK1 und PK2 ausgegangen.

$$P_k = \Delta U - \dot{Q}_\lambda - \dot{Q}_\alpha - \dot{Q}_S \tag{4.21}$$

Die Abkühlung im Kontrollvolumen durch Wärmeabstrahlung und freie Konvektion ist wegen der geringen, von der Konsolidierungsrolle nicht bedeckten, Oberfläche zu vernachlässigen. Somit ergibt

Tabelle 4.4: Materialkennwerte zur Berechnung der Abkühlleistung durch die Konsolidierungsrolle: Datengrundlage ([106]; [107]; [31]), *bei T = 20 °C und p = 1 bar.

Komponente	Parameter	Wert	Einheit
Faser	λ_F	9,37	W/mK
	c_F	735,6	J/kgK
	ρ_F	1800	kg/m^3
	ς	0,52	-
Matrix	$\lambda_M = \lambda_{PA66}$	0,33	W/mK
	$c_M = c_{PA66}$	1700	J/kgK
	$\rho_M = \rho_{PA66}$	1130	kg/m^3
Kühlwasser/Wasser	λ_{Wasser}*	0,597	W/mK
	c_{Wasser}*	4190	J/kgK
	ρ_{Wasser}*	998	kg/m^3
	η_{Wasser}*	1,002	$mPas$
	ν_{Wasser}*	$1,004 \cdot 10^{-6}$	m^2/s
Konsolidierungsrolle	λ_{KR}	15	W/mK
X1.4404	c_{KR}*	500	J/kgK
	ρ_{KR}	8000	kg/m^3
Luft	α_{Luft}	30	W/m^2K
Laminatdicke	t	2	mm
Querschnitt KV	A_{quer}	$(2 \cdot t \cdot B + 2 \cdot t \cdot b) \cdot 2 = 231,2$	mm^2
Kontrollvolumen	ΔV	$A_{real} \cdot 2 \cdot t = 712$	mm^3
Emissionsgrad	ϵ	1	-
Schmelzpunkt	T_m	535	K
Glasübergang	T_g	342	K
Umgebungstemperaur	T_∞	293	K
Temperatur nicht erwärmtes Laminat	T_0	293	K

sich Gleichung 4.22:

$$\dot{Q}_\lambda = [\varsigma \cdot \lambda_F + (1-\varsigma) \cdot \lambda_M] \cdot \frac{A_{quer}}{2 \cdot t} \cdot (T_m - T_0) = 70,4\,W \tag{4.22}$$

Dies führt zu einer Wärmeableitung von 70,4 W an das umgebende Laminat. Wird dieser Wert von der Gesamtenergiemenge ΔU, die zum Erreichen der Glasübergangstemperatur notwendig ist, abgezogen, so ergibt sich in die Gleichung 4.23 die noch abzuführende Energiemenge im gleichen Zeitabschnitt.

$$P_K = [(1-\varsigma) \cdot \rho_M c_M + \varsigma \cdot \rho_M c_M] \cdot \Delta V\,(T_m - T_g) - [\varsigma \cdot \lambda_F + (1-\varsigma) \cdot \lambda_M] \cdot \frac{A_{quer}}{2 \cdot t} \cdot (T_m - T_0)\,;[W] \tag{4.23}$$

Die Kühlleistung, die durch die Konsolidierungsrolle abgeführt werden muss, beträgt 284,0 W.

Wärmestrombetrachtung Konsolidierungsrolle

Wird die Kühlwasserführung in der Konsolidierungsrolle betrachtet, so liegt ein erzwungener konvektiver Wärmeübergang im Form einer Rohr- bzw. Kanalströmung vor. Die Wärmeleitung von festen Körpern in das vorbeiströmende Fluid ist von der Strömungsgeschwindigkeit abhängig. Aufgrund der Rauheit von realen Rohrleitungsoberflächen stellt sich direkt an der Wand eine Strömungsgeschwindigkeit mit Wert 0 ein. In der Mitte des Rohres stellt sich durch die Druckdifferenz Δp die maximale Strömungsgeschwindigkeit ein. Wie auch bei der Anströmung von Platten stellt sich eine thermische und hydraulische Grenzschicht im Bereich der Rohrleitungswand ein. Diese ist jedoch durch den hydraulischen Durchmesser D_H beschränkt, welcher bei kreisrunden Rohren dem geometrischen Innendurchmesser entspricht und sich bei allen anderen Geometrien nach Gleichung 4.24 ergibt. Somit ist die Wärmeleitung nicht nur von der Wärmeleitfähigkeit λ, sondern auch vom Wärmeübergangskoeffizienten α abhängig. Dieser ist indirekt proportional zur Grenzschichtdicke. [82]

$$D_H = 4 * \frac{A}{U} \tag{4.24}$$

Hierbei ist A der durchströmte Querschnitt und U der benetzte Umfang.

Eine Möglichkeit, den Wärmeübergangskoeffizienten analytisch wie auch numerisch zu bestimmen, ist die Korrelation nach *Nußelt*. Hierbei handelt es sich um eine dimensionslose Kennzahl mit den Abhängigkeiten zur Wärmeleitung λ des Fluides und dem Wärmeübergangskoeffizienten α:

$$Nu = \frac{\alpha D_H}{\lambda} \tag{4.25}$$

Eine Berechnung der *Nußelt-Zahl* erfolgt über die dimensionslosen Kennzahlen nach *Reynolds Re*, *Prantl Pr* und der *Péclet- Zahl* in Gleichung 4.26 bis 4.28.

$$Re = \frac{u \cdot D_H}{\nu} \tag{4.26}$$

$$Pr = \frac{\nu \cdot \rho \cdot c_p}{\lambda} \tag{4.27}$$

$$\tilde{Pe} = Re \cdot Pr \cdot \frac{D_H}{L} \tag{4.28}$$

ν ist die kinematische Viskosität, ρ die Dichte und c_p die spezifische Wärmekapazität des Fluids. L ist die Leitungslänge.

In der folgenden Betrachtung zur Abhängigkeit der Kühlleistung durch die Konsolidierungsrolle in Abhängigkeit der Durchflussmenge und der Vorlauftemperatur werden folgende Annahmen getroffen:

- In der Rohr- bzw. Kanalleitung stellt sich nach der Einlauflänge L sowohl die hydraulische wie auch thermisch voll ausgebildete Grenzschicht ein.

- Hieraus folgt, dass ein konstanter mittlerer Wärmeübergangskoeffizient vorliegt.
- Temperatureinflüsse auf die Stoffwerte des Fluides werden vernachlässigt. Aus empirischen Erhebungen liegt keine nennenswerte Änderung der Fluidtemperatur während der Durchströmung und den Schweißprozesses vor.
- Für die Wandtemperatur der Konsolidierungsrolle gilt wegen der geringen Wandstärke von 1,8 mm $T_W = T_m = \text{konst.}$
- Aufgrund der geringen Kontaktzeit und eines geringen Wärmestromes durch die Wandstärke der Konsolidierungsrolle $Q_{KR,\lambda} = 6{,}6\,\text{W}$ wird die Wärmeleitung durch das Rollenmaterial vernachlässigt.

Bei der Ermittlung der *Nußelt-Zahl* spielt die Art der Strömung eine entscheidende Rolle. Hierbei wird zwischen einer laminaren und einer turbulenten Strömung unterschieden. In Abbildung 4.26 sind die beiden Pfade zur Ermittlung des mittleren Wärmeübergangskoeffizienten $\bar{\alpha}$ aus der *Nußelt-Zahl* dargestellt. Die Bedingung für eine laminare Strömung ist:

- $Re < 2.300$
- $Re\frac{D_H}{L} < 20$
- $\tilde{P}e < 0,1$

Der Übergang zwischen laminarer und turbulenter Strömung liegt bei Rohr- und Kanalströmungen im Bereich von $2.300 < Re < 10^4$. Für die Berechnung der turbulenten Strömung nach *Gnielinski* in Gleichung 4.29 müssen folgende Bedingungen vorliegen [82]:

- $2.300 < Re < 10^6$
- $0,5 < Pr < 500$
- $0 < \frac{D_H}{L} < 1$

$$Nu = \frac{\frac{\xi}{8}\,(Re - 1000)\,Pr}{1 + 12,7\sqrt{\frac{\xi}{8}}\left(Pr^{2/3} - 1\right)}\,(K_{Pr} \cdot K_L) \tag{4.29}$$

mit den Druckverlusten durch den Reibungsbeiwert nach *Petukhov*

$$\xi = (0,790ln\,(Re) - 1,64)^{-2}. \tag{4.30}$$

K_{Pr} ist ein Korrekturfaktor für Temperatureinflüsse auf die Stoffwerte und in diesem Fall 1. Der Koeffizient K_L kann zur Korrektur des thermischen und hydraulischen Einlaufs verwendet werden und ergibt sich aus der Gleichung 4.30.

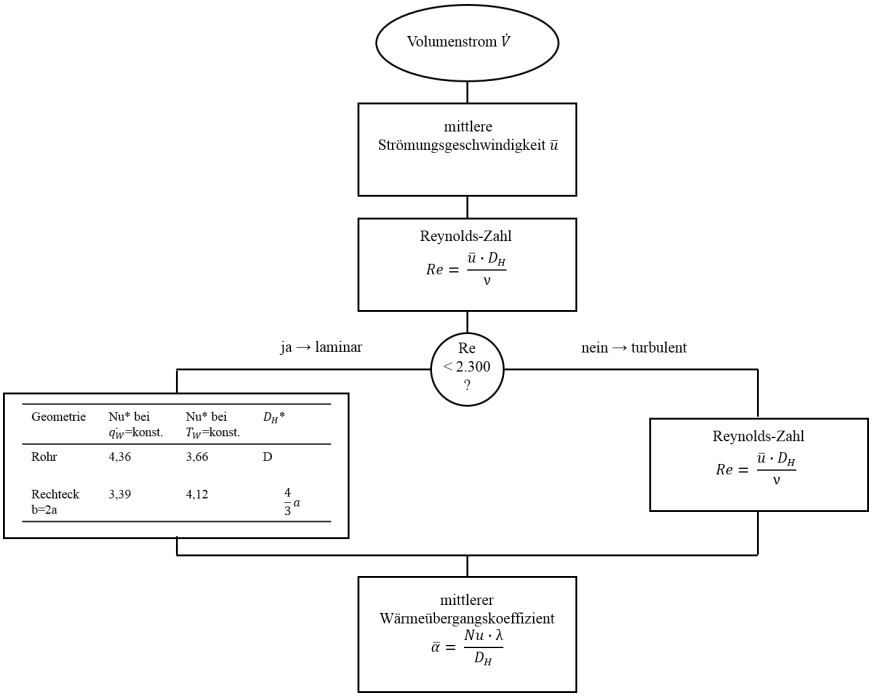
$$K_L = 1 + \left(\frac{D_H}{L}\right)^{2/3} \tag{4.31}$$

Aus dem nach Abbildung 4.26 ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten wird über die Beziehung in Gleichung 4.32 der Wärmestrom $\dot{Q}_K$ durch erzwungene Konvektion und somit die mögliche Kühlleistung P_K berechnet.

$$P_K = \dot{Q}_K = \bar{\alpha_n} \cdot A_n\,(T_W - T_1) \tag{4.32}$$

α_n und A_n sind jeweils der Wärmeübergangskoeffizient und die benetzte Fläche des jeweiligen Leitungsabschnitts.

In Abbildung 4.27 ist die Zeichnung der Konsolidierungsrolle zu sehen. Im Detail sind die Strömungsbereiche, die der Zuleitung und der Wärmeableitung zugeordnet werden, in Abbildung 4.28 dargestellt.



Geometrie	Nu* bei q_W=konst.	Nu* bei T_W=konst.	D_H*
Rohr	4,36	3,66	D
Rechteck b=2a	3,39	4,12	$\frac{4}{3}a$

Abbildung 4.26: Berechnungsschema des Wärmeübergangskoeffizienten bei Rohr- und Kanalströmungen: *Werte sind Polifke [82] entnommen.

Hieraus ergibt sich die Möglichkeit, die Kühlleistung je nach Strömungsbedingung und Vorlauftemperatur zu berechnen. Dies erfolgt über eine iterative Berechnung mittels Excel-Programm (vgl. Anhang A.4). Die Ergebnisse sind den Tabellen 4.5, 4.6 und der Kurvenverlauf der Abbildung 4.29 zu entnehmen. Bei der Berechnung der *Rynolds-Zahl*, aus welcher sich der Strömungszustand bestimmen lässt, ist festzustellen, dass die Strömung sowohl im Kühlkanal (b) wie auch in den Verbindungsbohrungen (c) bei der annähernd gleichen Durchflussmenge umschlägt. Für diese Betrachtung wird die Leitungslänge L der Bohrungen mit l_B und des Kanals mit der Strecke zwischen den Zuleitungsbohrungen (a) verwendet. Im Bereich der laminaren Strömung liegt ein konstanter Wärmeübergangskoeffizient und somit auch eine konstante Kühlleistung P_K vor. Mit dem Umschlag der Strömung von laminar zu turbulent nimmt die Kühlleistung P_K erheblich zu. Eine ausreichend hohe Kühlleistung ist bereits bei dem geringen Durchfluss von $0{,}1\,l/min$ gewährleistet. Die Vorlauftemperatur, wie in Abbildung 4.29 und Tabelle 4.6 zu sehen, hat nur einen geringen Einfluss. Mit den Werten aus Tabelle 4.5 und 4.6 können während der Untersuchung des Konsolidierungsprozesses Rückschlüsse auf die im Rollenkontakt stattfindende Kühlleistung gezogen werden. Durch die Auslegung des Induktors und der Konsolidierungsrolle mit den notwendigen Freiheitsgraden, um den Schweißprozess einzustellen und zu untersuchen, geht eine Anordnung innerhalb des Schweißkopfes nach Abbildung 4.30 hervor. Es sind die Komponenten Induktor (a), Pyrometer (b) und Konsolidierungsrolle (c) wie auch die Geometrieparameter mit Wertebereich in Tabelle 4.7 angegeben.

Tabelle 4.5: Kühlleistung durch die Konsolidierungsrolle in Abhängigkeit der Durchflussmenge $\dot{V}$ bei T_1=16 °C.

Durchfluss $\dot{V}$ [l/min]	Re_{Kanal}	Strömungs-zustand Kanal	Wärme-strom $\dot{Q}_{Kanal}$ [kW]	$Re_{Bohrung}$	Strömungs-zustand Bohrung	Wärme-strom $\dot{Q}_{Bohrung}$ [kW]	Kühl-leistung P_K [kW]
0,1	342	laminar	0,60	354	laminar	0,11	0,71
0,2	684	laminar	0,60	707	laminar	0,11	0,71
0,3	1.025	laminar	0,60	1.061	laminar	0,11	0,71
0,4	1.367	laminar	0,60	1.414	laminar	0,11	0,71
0,5	1.709	laminar	0,60	1.768	laminar	0,11	0,71
0,6	2.051	laminar	0,60	2.121	laminar	0,11	0,71
0,7	2.392	turbulent	2,86	2.475	trubulent	0,77	3,63
0,8	2.734	turbulent	3,46	2.828	trubulent	0,92	4,38
0,9	3.076	turbulent	4,04	3.182	trubulent	1,07	5,11
1,0	3.417	turbulent	4,60	3.535	trubulent	1,22	5,82
5,0	17.087	turbulent	22,49	17.677	trubulent	5,90	28,39
10,0	34.171	turbulent	41,29	35.354	trubulent	10,83	52,12
20,0	68.349	turbulent	75,19	70.77	trubulent	19,71	94,90
30,0	102.523	turbulent	106,70	106.061	trubulent	27,97	134,67
40,0	136.698	turbulent	136,81	141.415	trubulent	35,87	172,68

Tabelle 4.6: Kühlleistung durch die Konsolidierungsrolle in Abhängigkeit der Vorlauftemperatur T_1 bei $\dot{V} = 0,1\ l/min$.

Vorlauf-temperatur T_1 [°C]	Re_{Kanal}	Strömungs-zustand Kanal	$\dot{Q}_{Kanal}$ [W]	$Re_{Bohrung}$	Strömungs-zustand Bohrung	$\dot{Q}_{Bohrung}$ [W]	Kühl-leistung P_K [W]
16	342	laminar	597	354	laminar	112	709
18	342	laminar	593	354	laminar	111	704
20	342	laminar	588	354	laminar	110	698
22	342	laminar	583	354	laminar	110	693

Tabelle 4.7: Geometrieparameter der Prozesskomponenten im Induktionsschweißkopf.

Beschreibung	Parameter	Wert	Einheit
Durchmesser Konsolidierungsrolle	d_{KR}	40 / 80	mm
Koppelabstand	h	0 - 30	mm
Abstand Induktor zu Konsolidierungsrolle	l_{KR}	0,1 - 35,0	mm
Abstand Pyrometer-messfleck zu Induktor	l_{POI}	3	mm
Radius Induktor	r_I	8 - 17,5	mm
Schweißgeschwindigkeit	v_w	0,30 - 1,5	m/min
Betrachtungswinkel Pyrometer	β	30 - 90	°
Fügekraft	F_{KR}	0,1 - 1000	N

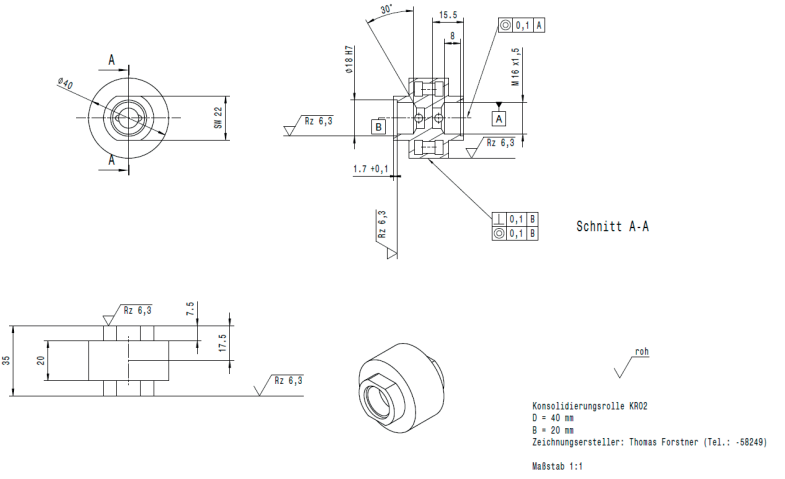
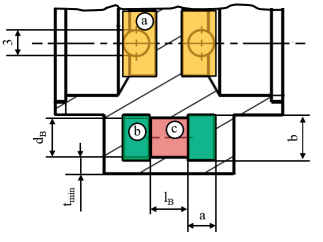


Abbildung 4.27: Zeichnung der Konsolidierungsrolle mit innenliegenden Kühlwasserkanälen.



Parameter	Wert	Einheit
a	3,25	mm
b = 2·a	6,5	mm
l_B	6	mm
d_B	6	mm
t_{min}	1,8	mm

Abbildung 4.28: Detaillierte Geometrie des Kühlkanals: a) Zuleitungsbohrung, b) Kühlkanal und c) Verbindungsbohrung.

4.3.3 Geregelte Prozessführung

Die Herstellung einer qualitativ hochwertigen Schweißnaht ist von

a) einem gleichmäßigen Aufschmelzen der Matrix,

b) einem konstanten Füge-/Konsolidierungsdruck,

c) einem konstanten Abkühlgradienten

abhängig. Die Umsetzung dieser Bedingungen in der Anlagentechnik und der Prozessführung ist im folgenden Abschnitt zusammengefasst.

a) Gleichmäßiges Aufschmelzen der Matrix

Eine qualitativ ansprechende Schweißnaht besitzt einen homogen aufgeschmolzenen Schweißflansch, eine gleichmäßig wiedererstarrte Oberfläche und keinen Durchbrand auf der Nahtrückseite. Die Kriterien sind mit jeweils einem positiven und negativen Beispiel in Abbildung 4.31 dargestellt. Um dies

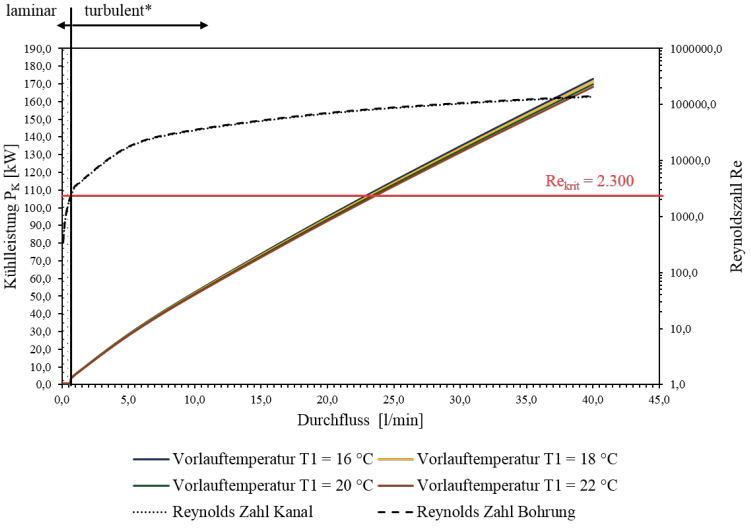


Abbildung 4.29: Kühlleistung der Konsolidierungsrolle in Abhängigkeit von Durchfluss $\dot{V}$ und Vorlauftemperatur T_1: *Das turbulente Regime ist durch die *Gnielinski-Korrelation* gelöst.

jederzeit auf der gesamten Schweißnahtlänge und bei verschiedenen Werkstoff- und Laminatpaarungen zu gewährleisten, ist eine temperaturgeregelte Plastifizierung in der vorliegenden Anlagentechnik implementiert. Hierzu wird die Oberflächentemperatur als Regelgröße definiert, da diese zu jeder Zeit während des Schweißprozesses am Bauteil ermittelt werden kann und in direktem Zusammenhang mit der Plastifizierung der Matrix steht. Der Zusammenhang der Kerntemperatur mit der Oberflächentemperatur ergibt sich entsprechend der Differentialgleichung für die Wärmeleitung. In Gleichung 4.33 ist diese für ein inhomogenes Material mit innerer Wärmequelle dargestellt. Die thermische Leitfähigkeit ist vom Faservolumengehalt ς und der Faserorientierung abhängig.

$$\rho\left(\vec{r}\right) \cdot \; c\left(\vec{r}\right) \cdot \; \frac{\partial\, T\left(\vec{r}, t\right)}{\partial\, t} = \nabla \cdot \left[\lambda\left(\vec{r}\right) \cdot \nabla\, T\left(\vec{r}, t\right)\right] + q\left(\vec{r}\right) \tag{4.33}$$

Bei den hier verwendeten Werkstoffen handelt es sich um balancierte Faserausrichtungen. Zusammen mit dem sehr kleinen Abstand l_{POI} des Messfleck, engl. Point of Interest (POI) von der Wärmequelle kann der streckenbedingte Verlust vernachlässigt werden, und es gilt die Bedingung

$$\frac{\partial\, E_{POI}}{\partial\, t} = \frac{\partial\, E_{2Wdg}}{\partial\, t}. \tag{4.34}$$

Somit kann angenommen werden, dass die vorliegende Oberflächentemperatur ϑ_{ist} am POI der Oberflächentemperatur direkt am hinteren Induktorende entspricht. Zugleich ist dies die maximal vorliegende Temperatur während der Schweißung.

Die Oberflächentempertur wird berührungslos über das Mittelwellenpyromter (vgl. Kapitel 4.1) erfasst. Hierbei sind jedoch zwei Zusammenhänge zu beachten. Zunächst ist die Auswahl des POI so gewählt, dass er während der fortlaufenden Erwärmung stets den Punkt der höchsten Temperatur repräsentiert. Dies ist durch die Studie der Geoemtrie und vorschubabhängigen Temperaturverteilung bei der induktiven Laminaterwärmung geschehen (vgl. Kapitel 4.3.1). Durch die Veränderung des Abstandes l_{POI} zwischen Messfleck und äußerster Induktorwindung lässt sich das Totzeit-Glied T_t der

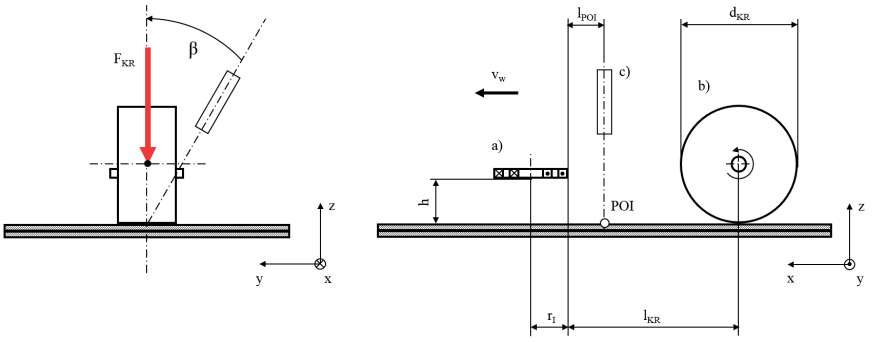


Abbildung 4.30: Anordnung der Systemkomponenten im Induktionsschweißkopf mit den geometrischen Bedingungen: Draufsicht in Schweißrichtung (li.) und Seitenansicht (re.) [104].

Regelung mit den Verstärkerparametern einstellen. Der zweite wichtige Zusammenhang ergibt sich aus der thermografiespezifischen Winkelabhängigkeit des Emmissionsgrades. Dieser wird in Kapitel 4.3.4 untersucht und für die Anwendung festgelegt.

In Abbildung 4.32 sind die Regelstruktur und der Regelkreis dargestellt. Neben der vorliegenden Oberflächentemperatur ϑ_{ist} als Regelgröße, der Rückführgröße i_I des analogen Signals des Pyrometers und der Führungsgröße des Generatorstroms I_G ist darin die Regelstrecke dargestellt. Die Störgrößen werden durch die Variation des Koppelabstandes h, der abweichenden Vorschubgeschwindigkeit v_W und der veränderlichen magnetischen Permeabilität μ dargestellt. Die Variation der Schweißgeschwindigkeit ergibt sich durch starke Umorientierungen der Roboterachsen. Dies führt zu starken Abweichungen der Geschwindigkeit am Tool Center Point (TCP). Die Beschreibung der Regelglieder ist in Gleichung 4.35 bis 4.38 dargestellt:

$$\text{Regelgröße } i_I = K_I \cdot \vartheta_{ist}; K_I : \ Pyrometerkonstanten\epsilon, \Theta, T_t \tag{4.35}$$

$$\text{Rückführgröße } i_I \tag{4.36}$$

$$\text{Regelglied } i_D = I_G - i_I \tag{4.37}$$

$$\text{Regelglied } i_D = K_I \cdot \vartheta_{soll} - K_I \cdot \vartheta_{ist} = K_I \cdot (\vartheta_{soll} - \vartheta_{ist}) \tag{4.38}$$

Die Wahl der Führungsgröße ist unter den Überlegungen der technischen Umsetzbarkeit und dem Ansprechverhalten auf den Prozess erfolgt. Durch eine stufenlose Einstellung des analogen Steuersignals kann direkt Einfluss auf den Generatorstrom und somit auf den über die Transfomatorgleichung gekoppelten Spulenstrom zugegriffen werden. Eine Variation des Koppelabstandes oder der Vorschubgeschwindigkeit beeinflussen zwar auch die Energieeinbringung, bedürfen aber einer Übersetzung der Führungsgröße in eine mechanische Bewegung, dessen Ansteuerung über das geschlossenen System des Schweißkopfes hinausgeht. Es wäre ein entsprechend hoher Aufwand nötig, um die Signallaufzeiten zum Roboter oder den Linearantrieb darzustellen, welches ein erhöhtes Risiko bedeutet. Die Regelung über den Koppelabstand hat einen weiteren Nachteil, da eine entsprechende Bewegung im Bereich von 1/10 und 1/100 mm mechanisch schwer darstellbar ist, eine solche Änderung jedoch bereits großen Einfluss auf die Energieeinbringung hat. Eine Veränderung der Frequenz ist aus anlagentechnischen Gründen nicht möglich. Das Einflussverhalten wird durch eine umfassende Versuchsreihe bestätigt. Hierbei wurden durch einen teilfaktoriellen Versuchsplan mit der Vermengung der anderen Faktoren die Beeinflussung des Schweißergebnises durch Änderung jeweils eines Faktors untersucht. Die verwendeten Faktoren und jeweiligen Faktorstufen sind in Tabelle 4.2 aufgezeigt. Die Konsolidierungsparameter

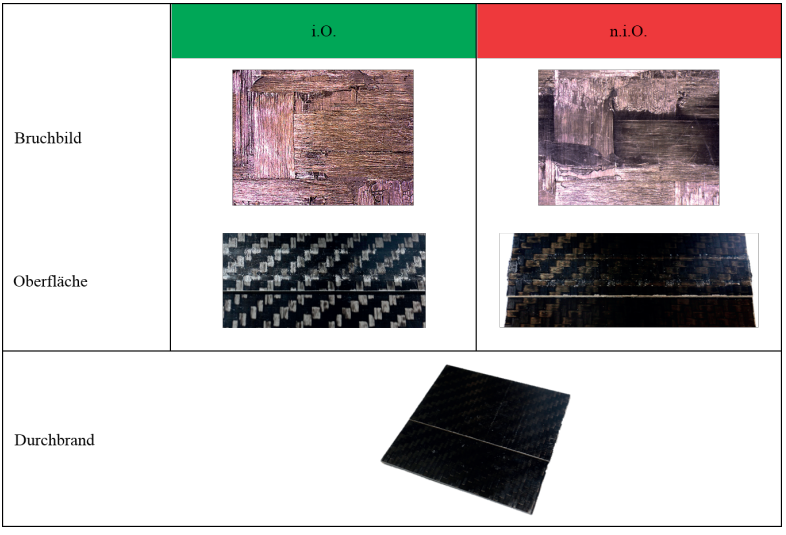


Abbildung 4.31: Visuelle Qualitätskriterien der Schweißnaht: Bruchbild, Oberfläche und Durchbrand.

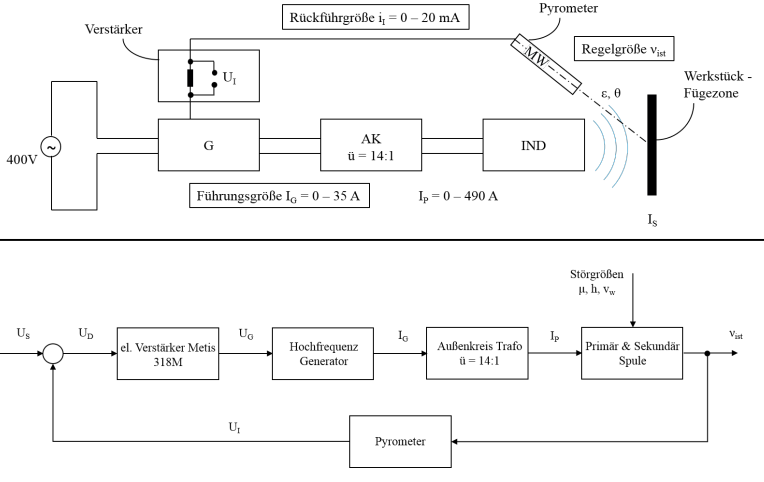


Abbildung 4.32: Regelstrecke in schematischer (oben) und Modell-Darstellung (unten) [104].

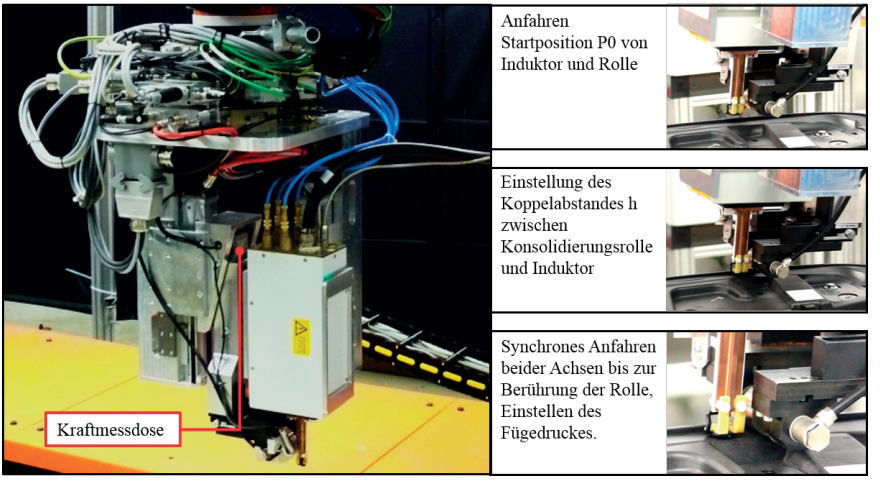


Abbildung 4.33: Ablauf der Rollenpositionierung und z-Ausgleich.

waren hierbei unverändert bei einer Fügekraft von 120 N und einer Kühlwasservorlauftemperatur von 18 °C/0,6 l/min.

Die Aufstellung in Tabelle 4.3 zeigt die ausgewertete Effektanalyse und einen großen Einfluss aller Faktoren auf die Schweißqualität. Hierbei kann die Frequenz noch mit dem vergleichsweise geringsten Einfluss benannt werden. Somit treten die Überlegungen zur mechanischen und regelungstechnischen Umsetzbarkeit in den Vordergrund.

b) Konstanter Füge-/Konsolidierungsdruck

Um eine entsprechende Verbindungsfestigkeit unabhängig der Laminatdicke und der Faserarchitektur zu gewährleisten, ist ein Konsolidierungssystem gefordert, welches selbstständig die Position des oberen Fügepartners ermittelt, einen eingestellten Fügekraftwert erreicht und diesen konstant über die gesamte Schweißnahtlänge einhält. Die Umsetzung dieser Forderung erfolgt durch ein iteratives Anfahren der Oberblechposition, welche automatisiert durch den Programmaufruf durch die Roboterroutine im Applikationsprogramm geschieht. Als Regelgröße dient die Reaktionskraft zwischen Konsolidierungsrolle und Fügepartner. Diese wird durch eine 2 kN DMS-Kraftmessdose erfasst, welche in jeder Raumlage kalibriert werden kann. Der Kraftwert wird in einem Soll-Ist-Wert-Abgleich verarbeitet und durch die Stellgröße der Linearachsposition angepasst. Die Regelung ist in der Applikationslogik durch eine Iterationschleife dargestellt. Ein Weginkrement enstpricht 0,01 mm. Die Position der Kraftmessdose ist in Abbildung 4.33 zu sehen. Ebenso ist in der Abbildung die taktile Positionierung und das Führungsverhalten zu sehen. Neben der so geregelten Fügekraft kann hiermit auch ein stets konstanter Koppelspalt h zwischen dem Induktor und dem Fügepartner realisiert werden. Hierzu werden die Linearachsen nach der Ermittlung der Oberblechposition synchron geschaltet, wobei ein definierter z-Offset zwischen der Kontaktlinie der Konsolidierungsrolle und dem Induktor eingestellt werden kann. Dies ist dem Koppelabstand h gleichzusetzen. Die Regelstrecke für die Kraft und der taktilen Abstandsführung des Induktors zur Bauteiloberfläche ist in folgender Abbildung dargestellt.

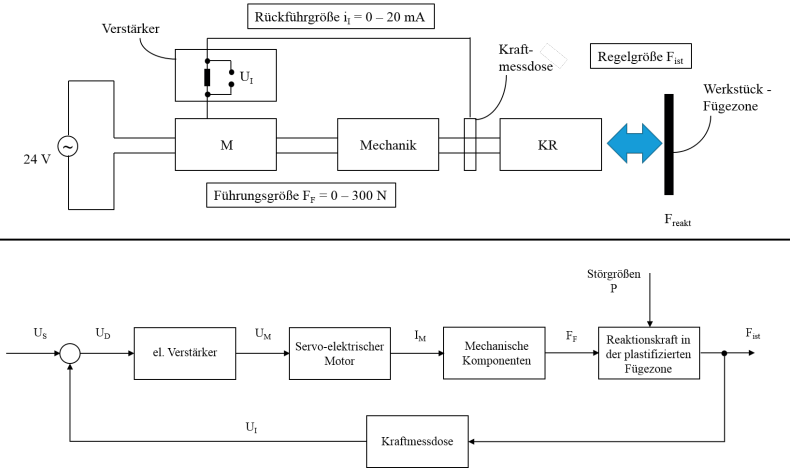


Abbildung 4.34: Regelstrecke des Kraftausgleiches in schematischer (oben) und Modelldarstellung (unten) [104].

c) Konstanter Abkühlgradient

Die aktive Konsolidierung teilt sich in zwei Bereiche: die Abkühlung durch die fluidgekühlte Konsolidierungsrolle und die oberflächliche Druckluftkühlung. Durch eine konstante Vorlauftemperatur und einen konstanten Durchfluss der Flüssigkeitskühlung kann ein konstanter Abkühlgradient bestimmt werden. Die Oberflächenkühlung erfolgt mittels Druckluft, die eine stationäre erzwungene Konvektion im Bereich des Induktors und im Zwischenraum zur Konsolidierungsrolle realisiert.

4.3.4 Prozessdatenerfassung

Ein fähiger und robuster Prozess beinhaltet neben der Regelung der qualitätsrelevanten Prozessgrößen deren Aufzeichnung und Auswertung. Die Prozessgrößen Fügekraft und Oberflächentemperatur werden durch das Messinterface HBM PX401 der PMX-Reihe aufgezeichnet. Anhand der aufgezeichneten Temperatur- und Kraftverläufe können sog. Masterkurven erstellt werden, zu welchen ein entsprechender Prozesskorridor festgelegt werden kann. Liegt der gemessene Wert innerhalb des Korridors, kann ein qualitativ positiver Prozess abgeleitet werden. Eine entsprechende „i.O.“ Meldung wird ausgegeben. Durch die im Rahmen der Prozessabsicherung durchgeführten Untersuchungen wird die Qualitätsanalyse validiert.

4.3.5 Versuchsaufbau

Der folgende Abschnitt beschreibt die Systemtechnik, die für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit verwendet wird. In Abbildung 4.35 sind die Komponenten der Schweißanlage und deren Anordnung dargestellt. Die weitere Beschreibung erfolgt nach funktionaler Zuordnung in Roboter, Applikations-SPS, Anlagen-SPS, Werkzeugwechselsystem, Schweißkopf und Spannvorrichtung.

Roboter

Es wird ein 6-Achs-Roboter der Fa. ABB mit der Bezeichnung IRB 6640-205/2.75 mit zugehörigem Bediengerät und Steuerung verwendet. Der lastabhängige Arbeitsbereich ist in Abbildung 4.36 dar-

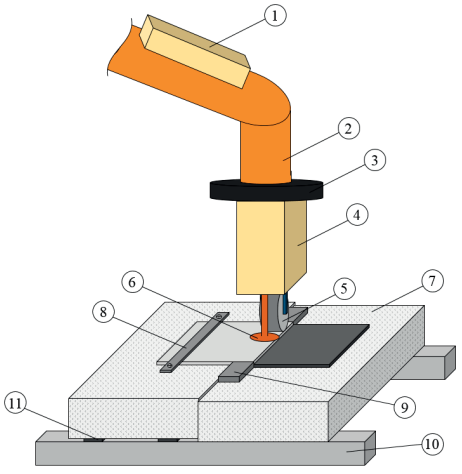


Abbildung 4.35: Versuchsanordnung der Anlagenkomponenten zur Durchführung der Prozess- und Schweißnahtanalyse:
(1) Hochfrequenzgenerator Truheat HF 1010
(2) Industrieroboter
(3) Werkzeugwechselsystem Stäubli
(4) HF-Außenkreis-Transformator
(5) Konsolidierungsrolle
(6) Flächeninduktor
(7) Werkstückauflage aus glasfaserverstärkter Keramik
(8) Klemmleiste
(9) Werkstückanschlag
(10) Auflagerleisten
(11) verstellbarer Werkstückausgleich

gestellt. Die maximale Arbeitslast des Roboters mit verlängertem Arbeitsarm beträgt 205 kg. Der Handhabungsroboter führt die Haltefunktion des Schweißkopfes und die Grobpositionierung aus. Das Abfahren der Schweißbahn erfolgt durch eine überlagerte Bewegung des Roboters und der Linearantriebe am Schweißkopf. Die Schweißgeschwindigkeit v_w ergibt sich aus der Vorschubgeschwindigkeit in Naht-Längsrichtung, welche der positiven x-Achsen-Richtung entspricht. Erfolgt die Positionierung und Orientierung des Schweißkopfes in der aufgespannten x-y-Ebene durch den Roboter, so findet der Ausgleich in der z-Richtung, sowie das Aufbringen der Fügkraft durch den Ausgleich im Schweißkopf statt.

Es ergeben sich zwei Koordinatensysteme, die in Abbildung 4.37 dargestellt sind. Die Orientierung ist wie folgt festgelegt:

- Koordinatensystem im Roboterflansch (Werkzeugwechselsystem) $KOSY_{TCH}$: positive x-Richtung von Konsolidierungsrolle zu Induktor, positive z-Richtung von Roboterflansch zu TCP.
- Koordinatensystem der Schweißbahn im TCP des Schweißkopfes $KOSY_{TCP}$: positive x-Richtung von Konsolidierungsrolle zu Induktor, positive y-Richtung zum Oberblech.

Die Programmierung der Roboterbahn erfolgt durch die „Teach-Funktion“ und die Erstellung der

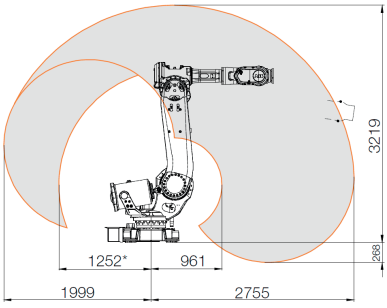


Abbildung 4.36: Arbeitsbereich des verwendeten Roboters ABB IRB 6640-205/2.75 [108].

Fahr-, Aktions- und Abfragebefehle im Roboter-Programmiergerät (PAG) und der RobotStudio Software der Fa. ABB. Die Eingabegeräte sowie ein Programmierbeispiel sind in Anhang A.5 zu sehen. Die Ausgleichsfunktion des Schweißkopfes ist Teil des Schweißrezeptes, welches im Speicher auf der Applikations-SPS hinterlegt ist. Diese werden dort angelegt und können dort modifizert werden.

Schweißsteuerung

Die Schweißsteuerung beinhaltet alle Funktionen der Applikations-SPS und wird durch eine Mitsubishi CPU und Steuerkarte für die Ansteuerung der Antriebsservos und des NF-Generators verwendet. Die engl. Human Machine Interface (HMI), SPS-Programmierung und Visualisierung wird durch die MOVICON 11.4 Software realisiert. Die Applikations-SPS ist die Mastereinheit der Einzelkomponenten (Linearantriebe, Kühlung, HF-Generator und Temperaturregelung) und ist zugleich die Slave-SPS im Gesamtanlagenverbund. Über diese werden die Schweißrezepte erstellt und verwaltet, die Bedienung des Schweißkopfes im Automatik- und Hand-Modus sowie die Statusübersicht dargestellt. Per „Hand-Shake“-Logik zwischen Roboter und Applikations-SPS werden aus dem Roboterprogramm heraus die Schweißbefehle und die Rezeptauswahl durchgeführt. Im Schweißrezept können folgende Prozessparameter eingestellt werden (vgl. Abbildung A.39 in Anhang A.5):

a) Vorposition P_1 (hier wird der maximale Verfahrweg der Linearantrieb festgelegt, innerhalb welchem das Werkstück erwartet wird und die Fügekraft aufgebaut werden muss)

b) Fügekraft (Soll-Wert für die Kraftregelung)

c) Vorschubgeschwindigkeit der Linearantriebe

d) Koppelabstand h (Differenzwert in z-Richtung zwischen der Kontaktlinie der Konsolidierungsrolle und x-y-Ebene des Flächeninduktors)

e) Oberflächentemperatur (Soll-Wert der Temperaturregelung)

f) Druckluftkühlung (Ein/Aus)

g) Temperaturregelung (Ein/Aus)

h) Kraftregelung (Ein/Aus)

i) Konfiguration Konsolidierungsrollen (Durchmesser)

j) Konfiguration Induktor/TCP (Stichmass)

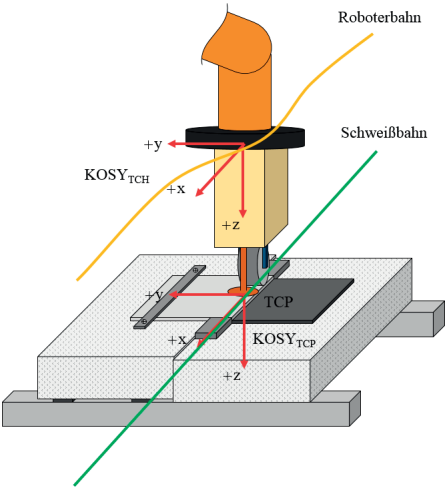


Abbildung 4.37: Darstellung der Schweiß- und Roboterbahn mit der Beschreibung der Koordinatensysteme.

Die Programmoberfläche ist in vier Ebenen unterteilt. Hier kann der Gesamtstatus der Schweißanlage eingesehen werden und die Eingabe aller notwendigen Schweißparamter und Regelungseinstellungen durchgeführt werden. Die Konfiguration zur Erstinbetriebnahme der Komponeneten muss jedoch in den jeweiligen Geräteschnittstellen erfolgen. Eine Übersicht der HMI ist im Anhang A.5 in Abbildung A.40 zu finden.

Anlagen-SPS

Die Anlagen- und Master-SPS ist eine Siemens S7 CPU und Steuerkarteneinheit. Sie ist in dem Bedien- und Einspeiseschrank der Gesamtanlage verbaut. Über diese werden auch die sicherheitsrelevanten Komponenten des Not-Aus und der Schutzkreise überwacht. Eine Unterbrechung dieser führt zur sofortigen Notabschaltung der gesamten Anlage. Im Detail bedeutet dies das unmittelbare Halten des Roboters und das blockieren der Roboterachsen durch mechanische Bremsen sowie die Stromabschaltung der Leistungsversorgung des HF-Generators sowie der Linearantriebe. Dies entspricht den Industriestandards der Fertigung und ist analog dem Serienstandard der Karosseriebauanlage ausgeführt. Die Gesamtanlage hat eine entsprechende CE-Zertifizierung erhalten. Neben den Sicherheitsfunktionen ist die Anlagen-SPS die Master-Steuereinheit im Anlagenverbund aus Roboter (inkl. 7. Achse und Werkzeugwechselsystem), Applikations-SPS und Prozessdatenerfassung. Die Netzwerk-Architektur ist in Abbildung 4.38 dargestellt.

Werkzeugwechselsystem

Der Induktionsschweißkopf ist mittels automatisiertem Werkzeugwechselsystem der Fa. Stäubli an den Roboter angeschlossen. Das Wechselsystem besteht aus einer roboterfesten und einer werkzeugfesten Komponente. Des Weiteren beinhaltet das System eine mechanisch selbsthemmende Kupplung, um die geometrische Positionierung und eine kraftschlüssige Verbindung herzustellen. Die Medienversorgung (Druckluft, Kühlwasser, Leistungselektronik, Ansteuersignale und Sensorik) erfolgt durch

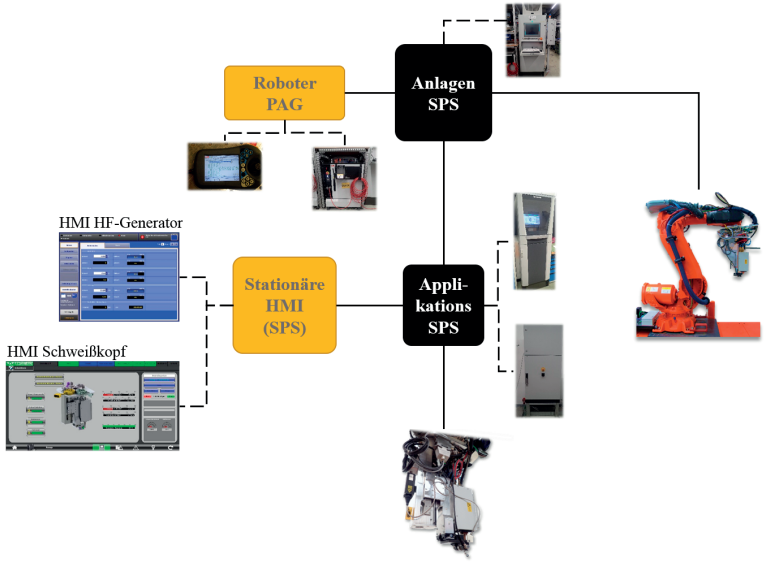


Abbildung 4.38: Anlagen-Netzwerk zwischen Anlagen-SPS, Applikations-SPS, Roboter und Schweißkopf.

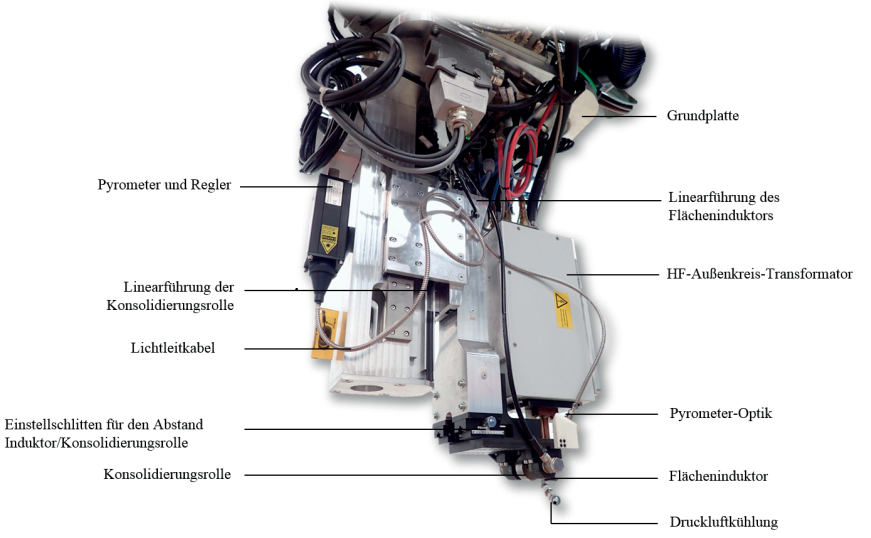


Abbildung 4.39: Automatisierter Induktionsschweißkopf zur Versuchsdurchführung.

genormte Module. Die detailierte Beschreibung ist in Abbildung A.41 im Anhang A.5 zu finden. Der MPS 630 Roboter-Werkzeugwechsler ist über eine direkte Anbindung am Roboterflansch bzw. Induktionsschweißkopf verschraubt. Die Ansteuerung der Druckluftventile zur aktiven Entriegelung des Werkzeugwechslers, um das Werkzeug aufzunehmen oder abzulegen, sowie das Abschalten der Leistungsversorgung erfolgen über eine Roboterapplikation. Zur Inbetriebnahme wurden die Aufnahme- und Ablageroutinen programmiert.

Neben der Verbindung der mechanischen Komponenten zur Versorgung des Induktionsschweißkopfes ist eine Auswahl des angekoppelten Werkzeuges über den Roboter und die Schweißsteuerung notwendig, um die Schweißkopfansteuerung zu ermöglichen. Die eindeutige Identifikation des Schweißkopfes erfolgt über eine Codierung an der werkzeugseitigen Wechslerkomponente. Um die Entriegelung der mechanischen Anbindung zu aktivieren, ist die Freigabe über einen Induktiven-Näherungsschalter (INI) notwendig. Das Freigabe-Bit wird gesendet, sobald der an der Werkzeugablage fest montierte Indikator sich im Sensorbereich des aktiven INIs an der Roboterseite befindet.

Das Werkzeugwechselsystem ermöglicht in der Versuchsanlage die platzsparende und kostengünstige Untersuchung und Absicherung verschiedener Schweißeinheiten.

Schweißkopf

Der Induktionsschweißkopf, wie er in Abbildung 4.39 zu sehen ist, besteht aus drei Grundelementen: der zentralen Grundplatte, auf welcher das Werkzeugwechselsystem angeflanscht ist, die Linearführung sowie der Montagesockel des Transformator-Außenkreises und die Linearführung der Konsolidierungsrolle. Zum Betrieb des Schweißkopfes sind folgende Medien notwendig, die über das Werkzeugwechselsystem automatisiert gekoppelt und getrennt werden:

- 24 V DC Versorgung für Antriebe, Sensoren und Kommunikationsmodule

- Profibusanbindung über CC-Link
- Sensor-Datenleitungen: Kraftmessdose, Druckluftdurchflussmenge, INIs, Pyrometer und Regelung
- 6 bar Druckluft zur Oberflächenkühlung: Durchflussmenge ist über ein Proportionalventil einstellbar, der Wert ist über eine Digitalanzeige abzulesen. Über ein Magnetventil kann die Druckluftkühlung je nach Schweißrezept geschaltet werden.
- Kühlwasserversorgung für Konsolidierungsrolle

Die Kühlwasserkreisläufe für die Versorgung des HF-Generators, des Außenkreis-Transformators und des Induktors werden im Rahmen der Laboruntersuchungen durch einen manuellen 4-fach-Stecker dargestellt. Der Anschluss des Hochfrequenz-Leistungs-Kabels erfolgt ebenfalls über eine direkte Anschlussklemme, welche manuell zu versorgen ist. Im Rahmen der Untersuchungen wird ein automatisiertes steckbares System entwickelt und der Arbeitsbereich festgelegt. Der HF-Generator wird wegen seiner Baugröße und seines Gewichtes aus dem Schweißkopf herausgenommen. Da die Leitungslänge des HF-Leistungskabels jedoch der maximalen Frequenz entgegenwirkt, wird eine maximale Leitungslänge von 3 m verwendet. Dies erlaubt eine Positionierung des HF-Generators auf der 4. Achse des Industrieroboters.

Durch diese Positionierung wird auch die Möglichkeit geschaffen, über einen Generator verschiedene Induktionsschweißköpfe mit unterschiedlichen Induktoren und Außenkreisen zu betreiben. Die Position des HF-Generators ist in der folgenden Abbildung zu sehen. Die Kabelführung erfolgt über eine Leoni-Zugentlastung und Kabelreserve mit Schlauchpaket.

Die Bereitstellung des Kühlwassers erfolgt durch einen externen Luft-Wasser-Kühler, der über eine Verteilerplatte zwei offene Hauptkreisläufe zur Verfügung stellt. Der Durchfluss ist in beide Kreisläufe unabhängig über ein Proportionalventil einstellbar. Die Vorlauftemperatur ist für beide Kreisläufe gemeinsam einstellbar und kann zwischen 16 und 26 °C betragen. Für Temperaturen über 22 °C wird ein dem Kühler vorgeschalteter Durchlauferhitzer verwendet. Der Hauptkreislauf 1 versorgt über die Roboterverteilung die Konsolidierungsrolle, der Hauptkreislauf 2 versorgt den HF-Generator, über welchen der Außenkrei-Transformator und der Induktor versorgt werden.

Spannvorrichtung

Als Spannvorrichtung für die Untersuchungen in dieser Arbeit wird eine Auflageplatte mit einem Anschlag zur Positionierung in x- und y-Richtung verwendet. Die Auflageplatte besteht aus einer mineralfaserverstärkten Keramik der Bezeichnung DOTHERM 700. Hierdurch kann die Schlag- und Druckbeständigkeit für die Dauer der durchzuführenden Versuche gewährleistet werden. Die niedrige thermische Leitfähigkeit von 0,37 W/mK stellt eine möglichst hohe thermische Isolation und somit thermisch reproduzierbare Bedingungen dar. Gleichzeitig besitzt dieser Werkstoff eine Temperaturbeständigkeit bis 700 °C, um sichere Arbeitsbedingungen im Rahmen der Schweißversuche zu ermöglichen. Das Datenblatt der Spannplatte ist im Anhang A.3 zu finden.

Durch die Teilung der Auflageplatten in den Bereich Oberblech und Unterblech wird eine Ausgleichsmöglichkeit geschaffen, um verschiedene Laminatdicken zu verschweißen und einen gezielten Fügespalt einzustellen. Hierdurch wird ein Anschlag zur reproduzierbaren Positionierung des Unterblechs in y-Richtung erreicht. Die Positionierung des Oberblechs und das Einrichten der Überlappungslänge $l_{ü}$ erfolgt über einen mobilen Anschlag. Die verwendete Vorrichtung ist in Abbildung 4.41 zu sehen.

Aus den Vorversuchen zeigt sich, dass lediglich das Laminat, welches das Oberblech darstellt, durch eine Klemmleiste gegen Verrutschen gesichert werden muss. Die Ausführung der Klemmleiste ist in der Abbildung 4.35 zu sehen.

Um den Ein- und Auslaufbereich der Schweißnaht zu reduzieren, wird eine Ausgleichsplatte 4.41 aus einem Aluminiumblech verwendet. So kann eine Konsolidierung vom Anfang des Laminates bis zum

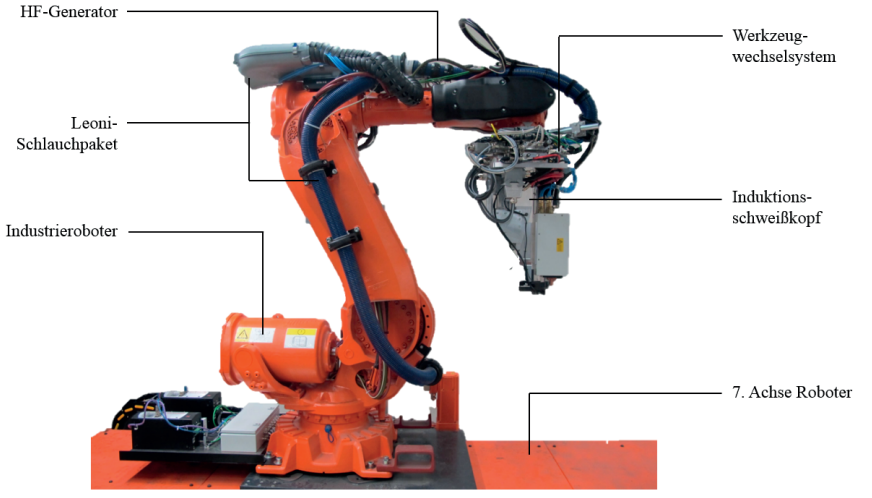


Abbildung 4.40: Induktionsschweißkopf an Industrieroboter mit HF-Generator und 7. Achse zur lienaren Positionierung des Roboters.

Ende in gleichbleibender Form gewährleistet werden. Durch die Spannvorrichtung können Schweißnähte mit einer Länge von 180 mm und eine Überlappungslänge von 5 bis 80 mm dargestellt werden. Es können Laminate mit einer Dicke von 1 bis 6 mm verarbeitet werden.

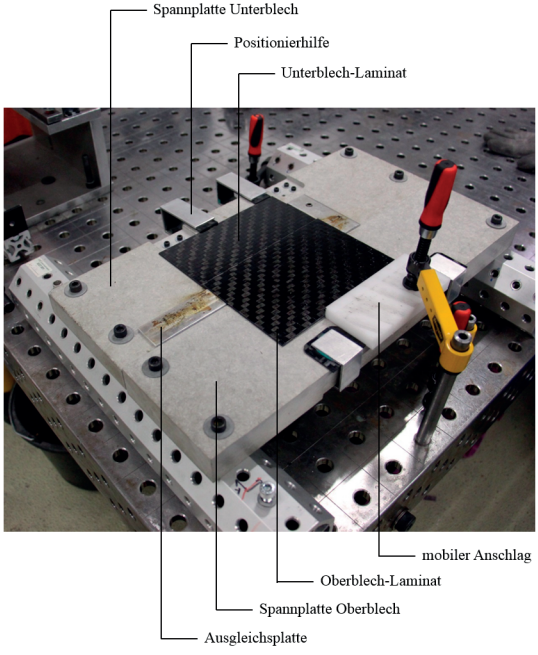


Abbildung 4.41: Spannvorrichtung zur Durchführung der Schweißversuche.

4.4 Diskussion

Im Abschnitt 4 wurden die beteiligten Systemkomponenten und deren anwendungsspezifische Auslegung vorgestellt. Hierzu wurde zunächst eine detaillierte Analyse der notwendigen Teilprozesse angefertigt, um eine funktionale Auslegung des Schweißkopfes zu ermöglichen. Für die Prozessdarstellung werden die beiden Teilprozesse Plastifizierung und Konsolidierung erläutert und deren Einflussgrößen hinsichtlich der Veränderlichkeit während des aktiven Schweißprozesses in Prozess- und Systemparameter unterteilt. Als Ergebnis lässt sich ein integrierter Bearbeitungskopf für die kontinuierliche Schweißnahtherstellung mit klar definierten Funktionszuordnungen festhalten (vgl. Abbildung 4.13 und 4.39). Eine erste Einteilung hinsichtlich des Temperaturverlaufs wie in Abbildung 4.13 hat 2007 bereits Velthuis [52] als Grundlage für seine Untersuchungen der Mischverbindung erstellt. Diese wurde ab 2012 am IVW an der TU Kaiserslautern durch Moser [89] und Hümbert [109] weiterentwickelt. Das numerische Simulationsmodell nach Duhovic [88] verwendet diese Prozesseinteilung und qualitativen Temperaturverlauf als Grundlage für die Systemmodellierung.

In umfangreichen Voruntersuchungen an den Gewebewerkstoffen PA66/CF wurde in diesem Abschnitt die Erwärmung von Carbonfasern empirisch untersucht, um die Erkenntnisse von Yarlagadda [83] nachzustellen. Hierbei konnte durch im Köpergewebe In-Situ installierter Thermoelemente durch empirische Untersuchungen belegt werden, dass eine höhere Schwingkreisfrequenz zu einer homogeneren Erwärmung führt, die gleichzeitig höhere Schweißgeschwindigkeiten ermöglicht (vgl. Tabelle 4.2, 4.3). Die Ergebnisse der Effektanalyse sind in Abbildung 4.17 dargestellt. Der Randeffekt hingegen tritt deutlich stärker auf. Dies ist auf den frequenzabhängigen Skin-Effekt zurückzuführen, welcher bereits aus der metallischen Induktionserwärmung bekannt ist [74].

Das Resultat der empirischen Untersuchungen im Abschnitt 4 führt zu der Entscheidung ein HF-System für die induktive Plastifizierung zu verwenden. Die Anpassung dieser Gerätetechnik für eine industrielle Applikation an einem Industrieroboter des Karosseriebaustandards wurde in dieser Arbeit entwickelt. Insbesondere die Anpassung des HF-Generators für die Montage an der 4. Achse auf dem Roboter, sowie die Verwendung von flexiblen Kabelpaketen mit einer Länge von mehr als 3 m, die eine standardisierte Steckverbindung verwenden, stellen gegenüber bisherigen Untersuchungen an der TU Kaiserlautern von Velthuis [52], Moser [89] und Mitschang [51] eine Neuerung des Equipments dar. In der applikationsnahen Untersuchungen zur beschleunigten Klebstoffaushärtung von Nagel [20] wurde ein MF-System verwendet, um die notwendigen Zugänglichkeiten in den Werkzeugen zu ermöglichen.

Die geregelte Prozessführung der Plastifizierung von CFRTP-Gewebematerial in einer Schweißanwendung stellt eine neue Facette dar. Hierzu wurde unter Zuhilfenahme von Simulationswerkzeugen ein PID Regler gestaltet, der die Oberflächentemperatur auf dem CFRTP Gewebe durch ein Pyrometer ermittelt und diese als Regelgröße verwendet. Hümbert [109] verwendet die taktile Temperaturmessung im Fügespalt zur Prozessoptimierung bei der Mischverbindung zwischen PA6/GF mit einem Stahlblech DC01. Diese wurden vor der Schweißung manuell aufgebracht. Die pyrometrische Messung der Oberflächentemperatur nutzte Moser [89] und Becker [110] am Institut für Verbundwerkstoffe zur Messung der Oberflächentemperatur an der Ober- und Unterseite der Probekörper.

Der zweite Untersuchungsschwerpunkt des zurückliegenden Abschnitts befasst sich mit der Optimierung der Systemtechnik und Prozessführung der Rekonsolidierung. Hierzu wurde eine durch Selektives Laser Sintern gefertigte Konsolidierungsrolle gefertigt, die über randnahe Kühlkanäle verfügt. Die Dimensionierung der Kanäle (vgl. Kapitel 4.3.2) sowie der Kühlwasserversorgung wurde mittels thermodynamischer Energiebetrachtung innerhalb eines stationär betrachteten Kontrollvolumens durchgeführt (vgl. Abbildung 4.24 und 4.25). Die Optimierung der Wärmeableitung wurde unter zu Hilfenahme des strömungsabhängigen Wärmeübergangs (vgl. Abbildung 4.26) durchgeführt. Bislang wurden in den Studien von Velthuis [52] in statische Applikationsausführung und von Hümbert [109] in kontinuierlicher Ausführung, jedoch ohne gekühlter Konsolidierungsrolle verwendet. Eine Kühlung der Oberfläche erfolgt in diesen Fällen durch Druckluft.

5 Plastifizierung der Matrix

Der Vorgang der Plastifizierung beschreibt den Übergang von elastischen Werkstoffen aus dem festen in den fließfähigen/dauerhaft weichen Zustand und hat seinen Ursprung in dem Verb plastifizieren [111]. Im Fachbereich des Schmelzschweißens von Polymeren wird das Überschreiten der Schmelztemperatur T_m und das Erreichen eines viskosen Zustandes der Polymermasse als solches beschrieben. In diesem Zustand ist der Stoffaustausch für eine stoffschlüssigen Verbindung möglich.

5.1 Funktionsweise der Erwärmung

Von der Plastifizierung ist beim Induktionsschweißen von CFRTP lediglich die thermoplastische Matrix betroffen, die Carbonfaser bleibt hierbei unverändert. Der Einfluss auf die vorhandene Schlichte soll so gering wie möglich gehalten werden, um das Faser-Matrix-Interface nicht zu schädigen. Die notwendige Energie zum Erreichen des plastifizierten Zustandes wird beim Induktionsschweißen durch die thermische Leistung eingebracht. Dies geschieht durch die in der Carbonfaser induzierten Wirbelströme und die hiermit sich einstellenden thermischen Verluste. Dies ist detailliert im Abschnitt zur „Erwärmung carbonfaserverstärkter Kunststoffe“ (vgl.2.3) beschrieben. Die erwärmte Carbonfaser gibt durch Wärmeleitung die thermische Energie an die Thermoplastematrix ab, welche sich durch den thermischen Eintrag zu erweichen beginnt.

Entscheidend für den Vorgang ist, dass sich eine Verstärkungsfaser mit sehr guter elektrischer Leitfähigkeit im FKV befindet. Des Weiteren muss eine ausreichend gute Imprägnierung vorhanden sein, um einen Wärmeübergang durch Kontaktierung zu ermöglichen, und das verwendete Polymere muss aus der Gruppe der Thermoplaste stammen. Sind diese Voraussetzungen erfüllt, kann durch die Anordnung in Abbildung 5.1 ein stark gerichtetes alternierendes Magnetfeld, emittiert durch eine mit hochfrequenter Wechselspannung beaufschlagte Flächenspule, genutzt werden, um die Wirbelströme in den Verstärkungsfasern des Werkstückes einzubringen. In der Folge stellt sich im Bereich der lokalen Energieeinbringung ein schmelzflüssiger Zustand der thermoplastischen Matrix ein.

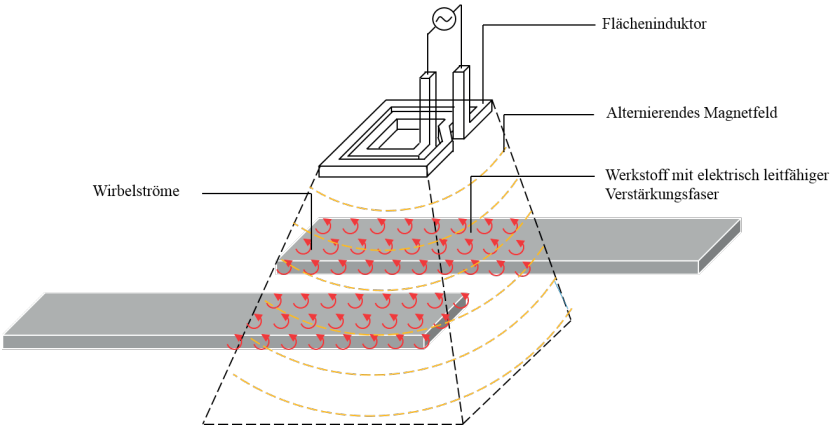


Abbildung 5.1: Darstellung des Wirkmechanismus der induktiven Plastifizierung der thermoplastischen Matrix.

5.2 Experimentelle Untersuchung

Die Prozessanalyse der Plastifizierung greift das Prozessschaubild aus Abbildung 4.11 auf. Hier wird in System- und Prozessparameter unterschieden. Da diese Einteilung wesentlich für die Prozessauslegung ist, wird auch die folgende experimentelle Untersuchung derart unterteilt. Zu den Systemparametern gehören die Werkstoffeigenschaften und die festgelegten geometrischen Maße und Systemkomponenten der Schweißapplikation. Diese sind zum Zeitpunkt der Schweißoperation nicht veränderbar. Deren Einfluss auf den Plastifizierungsprozess muss durch die Schweißappliaktion über geeignete Eingriffsgrößen beherrscht werden.

Als Bewertungsgrößen der Erwärmung und somit herbeigeführten Plastifizierung wird die qualitative und quantitative Betrachtung des Temperaturfeldes herangezogen. Hierfür werden, die in Abschnitt 4.1 vorgestellten Methoden zur taktilen und pyrometrischen Temperaturmessung verwendet. Für eine abschließende Bewertung der Plastifizierungseigenschaft werden Schweißproben hergestellt, deren Bruchfläche qualitativ und quantitativ bewertet werden. Zur qualitativen Bewertung wird die Bruchfläche auf die Kriterien der Homogenität und der Versagensart (kohäsives oder adhäsives Bruchverhalten) betrachtet. Die quantitative Bewertung erfolgt durch die Ermittlung der Zugscherfestigkeit.

Vor den Ausführungen zu den Experimenten der induktiven Erwärmung der CFK-Laminate werden die Untersuchungen zur pyrometrischen Temperaturmessung vorgestellt, da diese in den weiteren Untersuchungen zum Temperaturfeld als Voraussetzung gelten.

5.2.1 Pyrometrische Temperaturmessung

Die pyrometrische Temperaturmessung ermöglicht eine Betrachtung der Oberflächentemperatur und eines Temperaturfeldes in berührungsloser Form und somit ohne Beeinflussung der betrachteten Erwärmung bzw. Abkühlung. Dies wird durch die Messung der vom Betrachtungsobjekt emittierten Strahlung möglich. In einer Literaturstudie von Orth, zur Strahlungserwärmung bei der automatisierten Tapeablage, wird festgestellt, dass die optischen Eigenschaften der CFRTP Laminate hauptsächlich von der stark absorbierenden Carbonfaser beinflusst werden [112]. Um eine sorgfältige Messung zu gewährleisten sind eine Reihe von Einflussgrößen zu bestimmen und zu berücksichtigen. Für den Fall

der Betrachtung der induktiven Erwärmung des Faserverbundes mit dem dargestellten Schweißkopf sind der in Abbildung 5.2 zusammengefasst.

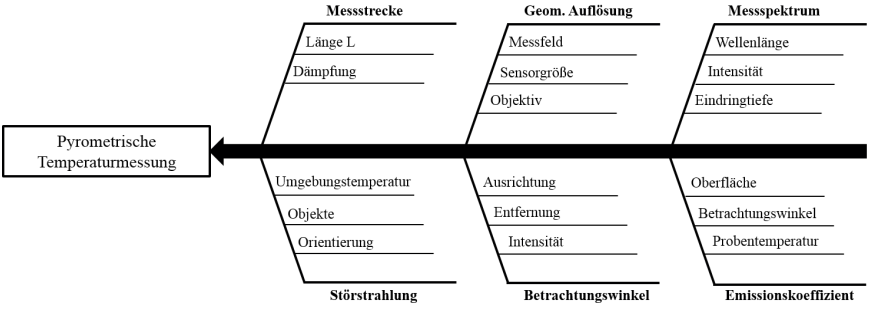


Abbildung 5.2: Ishikawa-Diagramm der pyrometrischen Temperaturmessung.

Störstrahlung

Störstrahlung kann von Lichtquellen, Heizungsrohren oder anderen betriebenen Aggregaten emittiert werden und auf das Messobjekt Einfluss haben. Ebenso sind Spiegelungen im Messbereich der Probeplatten zu beobachten. Um diese Störgrößen zu eliminieren, wird der Messbereich während der Messung durch ein schwarzes Tuch abgedeckt. Somit liegen hinsichtlich der IR-Strahlung isolierte Bedingungen vor.

Messstrecke

Der Abstand zwischen Objektiv und Probekörper wird als Messstrecke L bezeichnet. Der Mindestabstand ergibt sich aus der Brennweite des Objektives und beträgt 30 mm (vgl.Tabelle 4.1). Der maximale Abstand ergibt sich aus der notwendigen Messfeldgröße und der Auflösung. Hier ist es wichtig, die Bedingung zur geometrischen Auflösung in Abschnitt 4.1 zu berücksichtigen. Um einen Messfleck von 1 mm Durchmesser geometrisch auflösen zu können, muss ein Pixel ein Einzelelement von $\leq 0{,}33$ mm auf der Probenoberfläche repräsentieren. Hieraus ergibt sich ein Mindestabstand des Objketives von der Messoberfläche von 250 mm. Aus dem Versuchsaufbau ergibt sich eine Messstrecke von 290 mm. Dies bedeutet, 1 Pixel entspricht 0,23 mm auf dem Messobjekt. Der Messabstand zum Messfleck neben dem Thermoelement wird unter allen Winkeln konstant gehalten. Somit sind die Störeinflüsse aus der Messstrecke zwischen den Messungen als konstant anzunehmen. Die Anordnung der Messpositionen ist der Abbildung 5.5 zu entnehmen.

Emissionsgrad

Der Emissionsgrad ist neben dem Werkstoff von der Oberflächenbeschaffenheit abhängig. Daher werden die Untersuchungen am CFRTP-Laminat (PA66-CF, Köperbindung) und an dem TiZr-passivierten 5xxxer Aluminiumblech (Al5) im lackierten und unlackierten Zustand durchgeführt. Der verwendete Lack ist temperaturbeständig bis 600 °C und besitzt bei 20 °C und einem Betrachtungswinkel von 0° einen Emissionskoeffizienten ϵ von 0,96. Die Probenvarianten sind in folgender Abbildung zu sehen. Der angegebene Betrachtungswinkel ist relativ zu dem idealen Betrachtungswinkel von 90° zur Probenoberfläche zu verstehen. Die Messungen werden mit dem in Abbildung 5.4 gezeigten Versuchsaufbau durchgeführt. Als Messgerät wird die in Abschnitt 4.1 beschriebene VarioCam®hr Thermografiekamera mit dem Normalobjektiv und ein Thermoelement zur Messung der Umgebungs- und

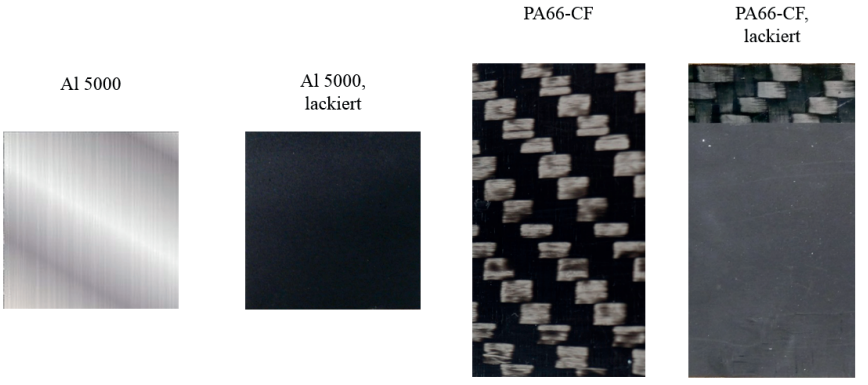


Abbildung 5.3: Probematerial zur Ermittlung des Emissionskoeffizienten: Al5 lackiert/unlackiert, PA66-CF Gewebe in Köperbindung, lackiert/unlackiert.

Probentemperatur verwendet. Das aufgeklebte Thermoelement erfasst die Oberflächentemperatur T_{ist} im gemeinsamen Messbereich von Thermoelement und Pyrometer und dient als IST-Wert zur späteren rechnerischen Ermittlung des ϵ_{th}, nach der Gleichung 5.1. Der durch das Pyrometer ermittelte Temperaturwert wird mit T_{mess} bezeichnet.

$$\epsilon_{th} = \frac{T_{mess}}{T_{ist}} \tag{5.1}$$

Um den Strahlungseinfluss aus gerichteter und diffuser Störstrahlung aus der Umgebung zu verhindern, wird der Messbereich durch ein schwarzes Tuch abgedeckt. Die Messung erfolgt nach dem folgenden Ablauf:

1. Induktive Erwärmung der Probe auf die Temperatur $T = T_{mess} + 10\ K$.
2. Abschalten der Erwärmung, zeitsynchrone und getriggerte Aufzeichnung der taktilen und pyrometrischen Messung beim Erreichen der Temperatur $T = T_{mess} + 10\ K$.
3. Abkühlen der Probe bis zur Umgebungstemperatur 22 °C.
4. Nach der Messung: Ermittlung der Temperatur-Vergleichswerte: Zu einer festgelegten, vom Pyrometer gemessenen, Temperatur x (z.B. 40 °C) wird der Zeitpunkt ermittelt. Diesem wird der zeitsynchrone Temperaturwert des Thermoelementes zugeordnet.

Der Start der Messaufzeichnung des Pyrometers erfolgt durch einen zuvor bestimmten Temperaturwert im Messfeld. Der Aufzeichnungsstart wird zugleich als Trigger für die Aufzeichnung der taktilen Probentemperatur über den HBM-Messverstärker verwendet. Als Trigger-Signal wird ein vom Pyrometer bei Aufzeichnung ausgegebener digitaler High-Wert verwendet. Durch die Messung während des Abkühlens stellt sich durch die vergleichsweise träge Wärmeleitung ein homogenes Temperaturfeld (vgl. Abbildung 5.5) im Messbereich von Thermoelement und Pyrometer ein. Dies reduziert den Messfehler durch ein inhomogenes Temperaturfeld zwischen dem Messpunkt zur taktilen und pyrometrischen Messung. Je Probentemperatur und Betrachtungswinkel werden je 6 Messungen durchgeführt und der rechnerische Emissionskoeffizienten ermittelt. Hieraus wird der Mittelwert gebildet, der zur Auswertung verwendet wird. Im ersten Schritt werden die Emissionskoeffizienten in Abhängigkeit der Probentemperatur und des Betrachtungswinkels an unbeschichteten CFRTP-Laminaten durchgeführt.

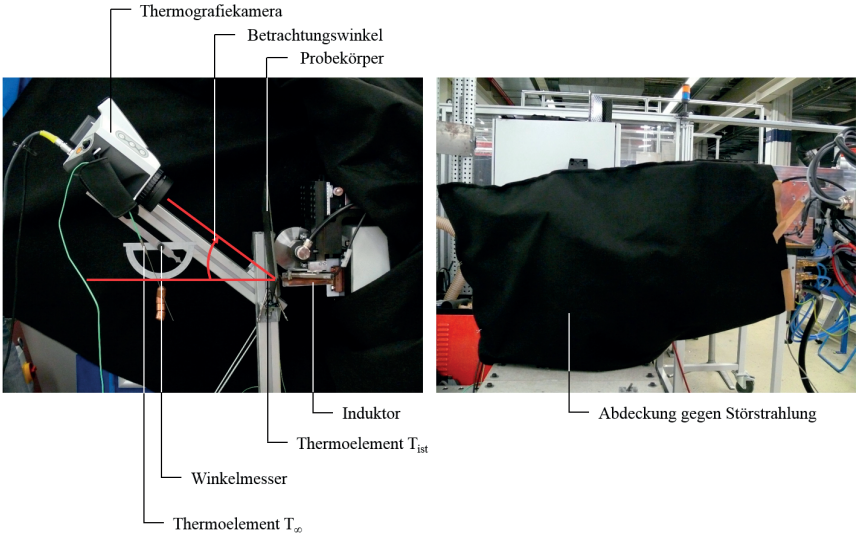


Abbildung 5.4: Versuchsaufbau zur Ermittlung des Emissionskoeffizienten und dessen Einflussgrößen: Anordnung (li.) und im abgedeckten Zustand während der Messung (re.).

Das Ergebnis ist im ϵ-T-Diagramm in Abbildung 5.6 dargestellt. Dem Diagramm ist zu entnehmen, dass die Probentemperatur und der Betrachtungswinkel deutlichen Einfluss auf den Emissionskoeffizienten der PA66-Oberfläche im unlackierten Zustand haben. Es ist auch zu erkennen, dass sich mit zunehmender Probentemperatur ein asymptotisches Verhalten des Emissionskoeffizienten einstellt. Für einen Betrachtungswinkel von maximal 20° ergibt sich bei einer Temperatur von 90 °C eine Steigung von $m_{90°} = 0$. Bei einem Betrachtungswinkel von 40° und 60° ergibt sich bei 90 °C eine Steigung $m_{90°} = 0{,}09$. Wird der Unterschied zwischen den Kurven bei einem Betrachtungswinkel von 0°/20° und 40°/60° betrachtet, so kann festgestellt werden, dass ein Betrachtungswinkel bis 20° zu einem konstanten Verhalten des Emissionskoeffizienten führt. Zwischen 20° und 60° ist wegen der geringen Reststeigung von m = 0,09 ein asymptotisches Verhalten zu bestätigen. Dies lässt für die Betrachtung von Probetemperaturen um 200 °C und höher ein konstantes Verhalten des Emissionskoeffizienten annehmen.

Bestätigt wird dies durch die Messung der Oberflächentemperatur mit einem Betrachtungswinkel von 0° bis zu einer Probentemperatur von 210 °C in Abbildung 5.8. Bei der Betrachtung des Verhaltens des Emissionskoeffizienten, ist eine auffällige Änderung im Bereich zwischen 80 und 100 °C zu beobachten. Der Wert fällt zunächst stark ab, bis er bei 100 °C in einen nahezu konstanten Wert übergeht. Der Temperaturbereich stimmt mit dem Temperaturbereich des Glasübergangs des PA66 überein. Wird das Verhalten des Emissionskoeffizienten mit dem charkteristischen Verhalten des Wärmestromes einer DSC-Kurve (vgl. Abbildung 2.18) verglichen, kann die Absenkung des Emissionskoeffizienten auf die endotherme Reaktion des teilkristallinen Thermoplasten zurückgeführt werden. Hierbei ändert sich mit dem Energiezustand der Polymereketten auch die Sruktur und somit die Eigenschaften des Thermoplasten. Aus den Untersuchungen zum Emissionskoeffizienten lässt sich ableiten, das im Temperaturbereich des Glasübergangs nicht nur die mechanischen Eigenschaften sondern auch das Emissionseverhalten des PA66 ändert. Im direkten Vergleich der lackierten und unlackierten Proben in Abbildung 5.9 zeigt sich, dass sich hinsichtlich der ansteigenden Probentemperatur schneller ein

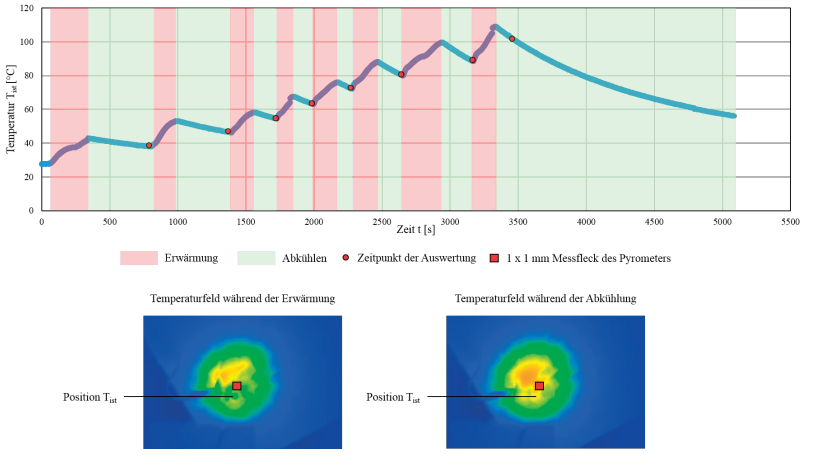


Abbildung 5.5: Temperaturverlauf über den gesamten Messverlauf mit den definierten Messzeitpunkten zur Ermittlung des Emissionskoeffizienten ϵ_{th}.

asymptotischer Zustand des Emissionkoeffizienten einstellt. Im Weiteren ist eine geringere Veränderung des Emissionkoeffizienten mit steigender Probentemperatur zu beobachten. Aus den Messungen geht hervor, dass ein reproduzierbarer Emissionskoeffizient auf den vorliegendem PA66-CF Laminat in Köperbindung vorliegt. Dies ermöglicht eine reproduzierbare berührungslose Temperaturmessung und qualifiziert die pyrometrische Temperaturmessung für die folgenden Untersuchungen. Neben dem generellen Nachweis, die Temperatur auf der unlackierten PA66-CF Oberfläche pyrometrisch zu messen, ermöglicht das reproduzierbare Verhalten des Emissionskoeffizienten, in Abhängigkeit vom Betrachtungswinkel, die Anwendung einer Korrekturfunktion für die Oberflächentemperatur T_{korr}. Dies stabilisiert die spätere Regelung durch die höhere Güte der Messgröße. Die Korrekturfunktion ist in Gleichung 5.2 beschrieben und wird aus den empirisch ermittelten Kurven der Emissionskoeffizienten abgeleitet (vgl. Abbildung 5.10).

$$T_{korr} = \frac{T_{mess}}{2 \cdot 10^{-5} \cdot T_{mess}^2 - 0,0029 \cdot T_{mess} + 1,0426} \tag{5.2}$$

Die Messungen werden auf identische Weise bei dem TiZr-passivierten und lackierten Al5 Blech durchgeführt. Auf die Versuchsdurchführung auf unlackierten Proben wird verzichtet, da diese Ergebnisse in der Literatur zu finden sind. In Abbildung 5.11 sind die Versuchsergebnisse in einem Diagramm dargestellt. Es ist ein Einfluss des Betrachtungswinkels auf den Betrag des Emissionskoeffizienten festzustellen. Der Kurvenverlauf über der Probentemperatur ist bei allen verwendeten Betrachtungswinkeln linear und konstant. Dies bestätigt die Plausibilität der durchgeführten Messungen, da es dem typischen Verhalten pyrometrischer Messungen auf metallischen schwarzen Körpern entspricht (vgl. Abschnitt 4.1).

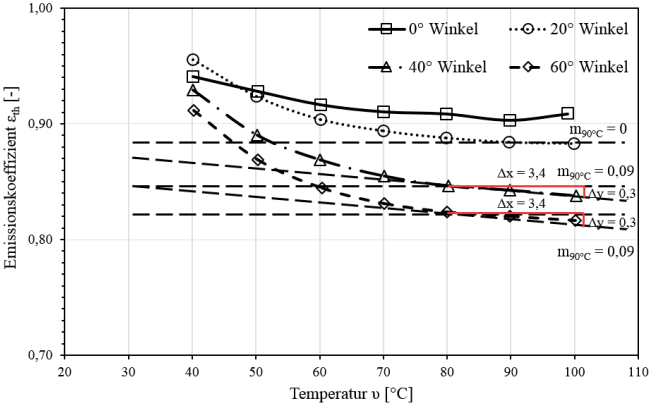


Abbildung 5.6: Verhalten des Emissionskoeffizienten ϵ_{th} in Abhängigkeit der Probentemperatur und des Betrachtungswinkels: PA66-CF Gewebe in Köperbindung, unlackiert.

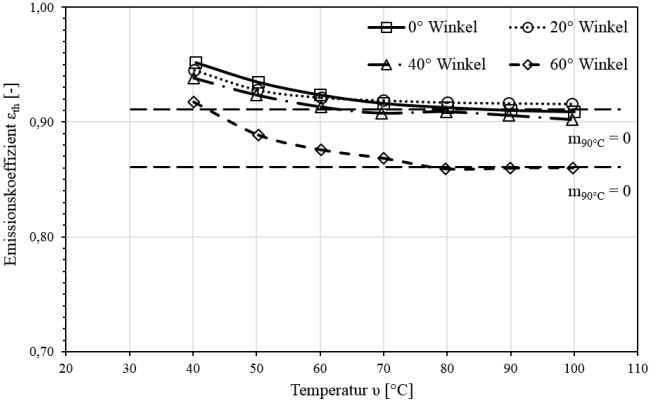


Abbildung 5.7: Verhalten des Emissionskoeffizienten ϵ_{th} in Abhängigkeit der Probentemperatur und des Betrachtungswinkels: PA66-CF Gewebe in Köperbindung, lackiert.

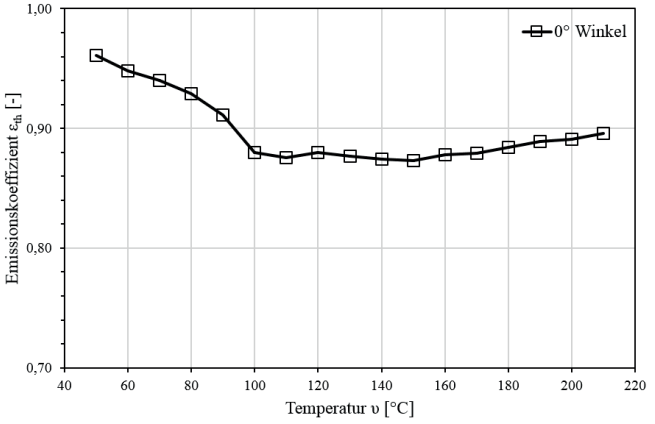


Abbildung 5.8: Verhalten des Emissionskoeffizienten ϵ_{th} bei Temperaturen bis 210 °C: PA66-CF Gewebe in Köperbindung, unlackiert.

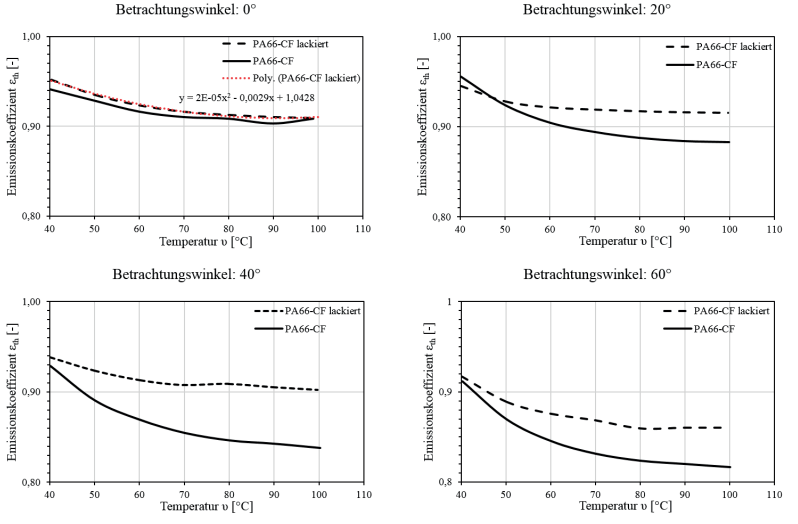


Abbildung 5.9: Einfluss der Oberfläche auf den Emissionskoeffizienten ϵ_{th} bei PA66-CF Gewebe 2-2: die gestrichelte Linie stellt die lackierte, die durchgezogenen die unlackierte Probe dar.

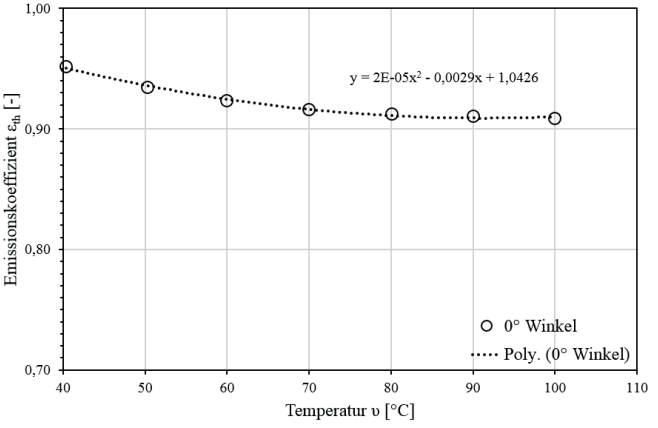


Abbildung 5.10: Einfluss der Oberfläche auf den Emissionskoeffizienten ϵ_{th} bei PA66-CF Gewebe 2-2.

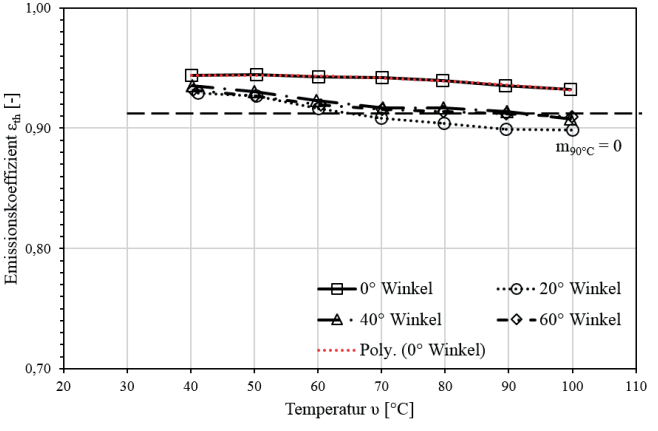


Abbildung 5.11: Verhalten des Emissionskoeffizienten ϵ_{th} in Abhängigkeit der Probentemperatur und des Betrachtungswinkels: Al5 lackiert.

5.2.2 Einfluss der Systemparameter

Der erste Teil der experimentellen Untersuchungen analysiert die Einflussgrößen und deren Auswirkung auf den Erwärmungsprozess. Dies geschieht durch eine teilfaktorielle Untersuchung zur Ermittlung der möglichen Einfussgrößen und deren Effekt auf die Plastifizierung. Die Untersuchung der detaillierten physikalischen Zusammenhänge erfolgt im Anschluss durch einen vollfaktoriellen Versuchsplan mit den Grenzen des für den Schweißbereich sinnvollen Wertebereiches.

Einfluss der Thermoplastematrix

Um die Betrachtung der für die Fahrzeugentwicklung relevanten Materialien hinsichtlich der Schweißuntersuchungen sicherzustellen, wird eine fachbereichsübergreifende Analyse möglicher Thermoplaste für den Ersatz der aktuell verwendeten Duroplastematrix durchgeführt. Der Einsatz thermoplastischer Matrixwerkstoffe in der Fahrzeugstruktur sowie in der Außenhautbeplankung ist von den technologischen Eigenschaften und den Material- und Herstellkosten abhängig. Aus der Untersuchung ergibt sich die in Tabelle 5.1 dargestellte Übersicht. Die Bewertung erfolgt aufgrund der Herstellerangaben, der Bewertung der Konstruktions- und Berechnungsabteilungen sowie der Schweißbarkeit nach Angaben der Literatur und gezielt durchgeführten Voruntersuchungen an den Werkstoffen PEEK, PEI, PPA, PA6 und PA66. Die ausführliche Eigenschaftsmatrix ist im Anhang A.1 zu finden. Zur Analyse,

Tabelle 5.1: Auswahl-Matrix für die Entscheidung des Untersuchungswerkstoffs.

Matrix-werkstoff	PPS	PEI	PA6	PA66	PP	PEEK	PPA	PC	PES	PSU	PPSU
physikalische Eigenschaften	+	0	0	+	++	0	0	++	0	-	0
mechanische Eigenschaften	0	0	0	0	0	+	0	0	0	0	0
thermische Eigenschaften	0	+	0	0	-	+	-	0	+	+	+
Schweißbarkeit	-	+	++	+	0	+	+	–	0	0	0
Kosten	-	–	++	+	++	–	0	0	-	0	0
Verfügbarkeit als FKV	0	–	++	++	+	+	+	0	-	-	-

welchen Einfluss der Matrixwerkstoff auf den Induktionsschweißprozess besitzt, wird der physikalische Effekt des alternierenden Magnetfeldes auf die Matrix bewertet. An dieser Stelle wird auf die Erläuterung des physikalischen Wirkmechanismus der Induktion zu Beginn des Kapitels 5.1 verwiesen. Demnach ist die Existenz einer elektrisch leitenden Komponente die entscheidende Voraussetzung für die Ausbildung von Wirbelströmen im Werkstoff. Da die hier verwendeten Polymere eine sehr geringe elektrische Leitfähigkeit besitzen, ist die Entstehung von Wirbelströmen und die hieraus resultierende Erwärmung ohne Zusatzwerkstoffe nicht möglich. Dennoch hat die Matrix wegen der isolierenden Eigenschaft zwischen den Verstärkungsfasern einen Einfluss auf das Eintreten des Hysterese-Effektes und die unterschiedliche Häufigkeit der Punkte direkter Kontaktierung zwischen den leitenden Verstärkunsgfasern. Einfluss hierauf hat die Viskositätseigenschaft der Thermoplaste während der Infiltration und der Konsolidierung. Jedoch hängt die Qualität der Imprägnierung nicht nur von den Matrixeigenschaften, sondern im weitaus höheren Maße von der Faserarchitektur und der Prozessführung bei der

Bauteilherstellung ab. Die Schmelztemperatur T_m und die Zersetzungstemperatur T_Z bestimmen mit ihrem Wert den Leistungsbedarf und die Größe des Prozessfensters bei der Plastifizierung. Hier gilt der Zusammenhang, je höher die Schmelztemperatur, desto höher der Leistungsbedarf zur Plastifizierung des Matrixwerkstoffes. Je größer der Temperaturbereich zwischen der Zersetzungstemperatur und der Schmelztemperatur, desto größer ist das mögliche Fenster für die Schweißtemperatur.

Einfluss der Verstärkungsfaser

Die Theorie zur induktiven Erwärmung von CFK-Werkstoffen, wie sie in Abschnitt 2.3 beschrieben ist, lässt vermuten, dass die Art und die Architektur der Carbonfaser den entscheidenden Einfluss auf die Schweißbarkeit und den Schweißprozess besitzt. Die Schweißbarkeit wird mit dem Fokus auf die Herstellbarkeit einer stoffschlüssigen Verbindung und deren Qualität untersucht. Die Schweißbarkeit ist maßgeblich durch die Plastifizierung in hinreichend kurzer Prozesszeit und die Möglichkeit zur reversiblen Konsolidierung geprägt. Um den Einfluss der Carbonfaser auf diese beiden Eigenschaften nachzuweisen, werden im Folgenden Untersuchungen und deren Auswertung beschrieben, die sich mit den Varianten der Faseranordnung und der Faserarten beschäftigen.

Die Carbonfaser hat direkten Einfluss auf das induktive Erwärmungsfeld. Um den Einfluss nachzuweisen, werden die Geschwindigkeit des Erwärmungsprozesses in Form der Heizrate $\partial T/\partial t$ und der radiale Temperaturverlauf aus dem Induktor-Mittelpunkt untersucht. Die Erwärmung findet durch eine stationäre Anordnung des Laminates und des Induktors in der Konfiguration der Schweißanlage aus Abschnitt 4.3.5 statt. Die Anordnung ist in Abbildung 5.12 zu finden. Die Auswertung der Ther-

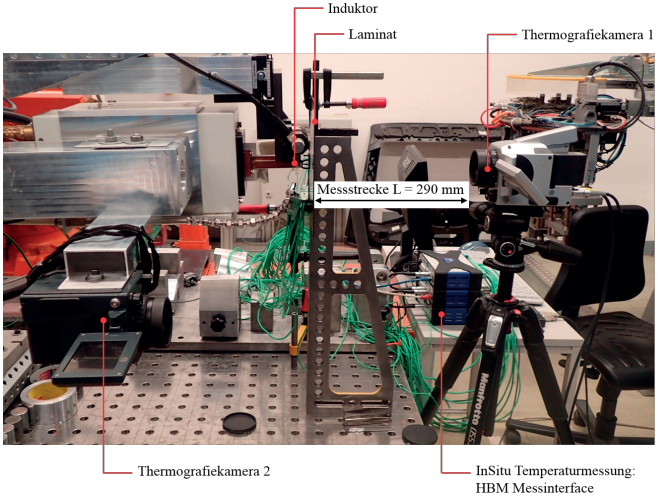


Abbildung 5.12: Messanordnung der Thermografiekamera, der CFRTP-Laminate und des Induktors: Laminat mit InSitu eingebrachten Thermoelementen, Thermografiekamera 1 zur Messung der Oberflächentemperatur auf der induktorabgewandten Seite (Rückseite), Thermografiekamera 2 zur Messung an der induktorzugewandten Seite (Vorderseite) und dem Induktor am Schweißkopf.

mografieaufnahmen erfolgt durch die Mittelwertsbildung der verwerteten Messfläche von 4x4 Pixel. Dies entspricht einem Messfeld auf der Laminatsoberfläche von 0,92 mm x 0,92 mm. Hierbei werden

Tabelle 5.2: Zuordnung der Messpositionen: geometrische Position, Thermografieauswertung und In-Situ Thermoelemente.

Abstand vom Induktor Mittelpunkt r	Bezeichnung Thermografiemessfeld	Bezeichnung InSitu Thermoelement
0 mm	T7	T7
8 mm	T8x	T8
16 mm	T9x	T9
24 mm	T10x	T10

die Messpunkte entsprechend der Anordnung der Thermoelemente in den Platten gewählt (vgl. Abbildung5.12). So ergibt sich eine Oberflächentemperaturmessung im Abstand von 8, 16 und 24 mm zum Induktor-Mittelpunkt. In Abbildung 5.13 ist exemplarisch eine Thermografieaufnahme mit der Anordnung der Messpositionen für die folgenden Untersuchungen zu sehen. Die Messpunkte T7, T8x,

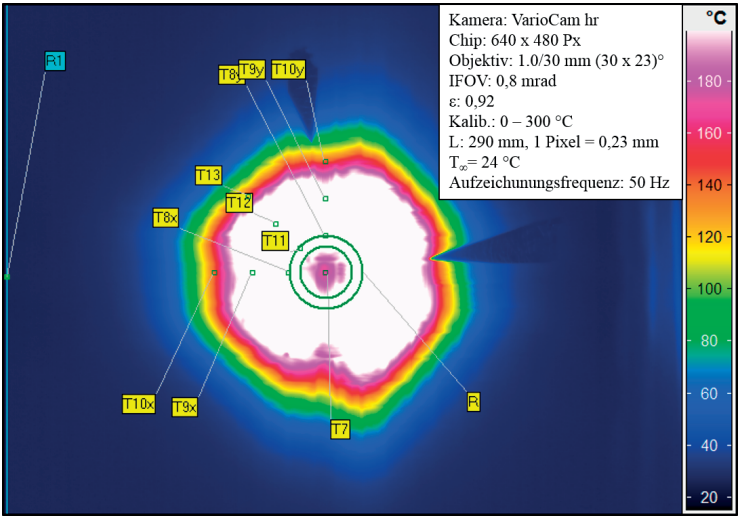


Abbildung 5.13: Thermografieaufnahme mit den Messpositionen in x- und y-Richtung sowie der Winkelhalbierenden: Versuchsreihe IS-SE-01-03-c1, t = 15s.

T9x und T10x entsprechen den Positionen der Thermoelemente T7, T8, T9 und T10. Die Zuordnung zum Abstand vom Induktor-Mittelpunkt ist der Tabelle 5.2 zu entnehmen. Durch das Korrekturfeld R1 wird die ursprünglich mit dem Emissionskoeffizienten ϵ=1,00 aufgenommene Thermografie auf den Emissionskoeffizienten ϵ=0,92 korrigiert. Für diese Untersuchung werden zwei Arten von Probeplatten verwendet, die beide durch eine statische Heizpresse konsolidiert wurden. Die Probeplatten der Variante 1 wurden zusammen mit der Fa. Solvay hergestellt. Sie besitzen als Verstärkungsfaser die 12K Toray 700 Faser mit einem Faservolumengehalt von 52 Vol.-%. Es werden insgesamt 8 Platten mit InSitu Thermoelementen aus PA66-CF in 7-lagiger Köperbindung mit der Laminatdicke 2,2 mm hergestellt. In diesen Platten wurden InSitu Thermoelemente der Bauart aus Abschnitt 4.1 eingebracht. Die Lage der Thermoelemente ist der Abbildung 5.14 zu entnehmen. Die Position der Thermoelemente T7, T8, T9 und T10 ist direkt unter der Laminatoberfläche gewählt. Durch die Verwendung der identischen Heizpressenkonfiguration kann erreicht werden, dass der Konsolidierungsvorgang und

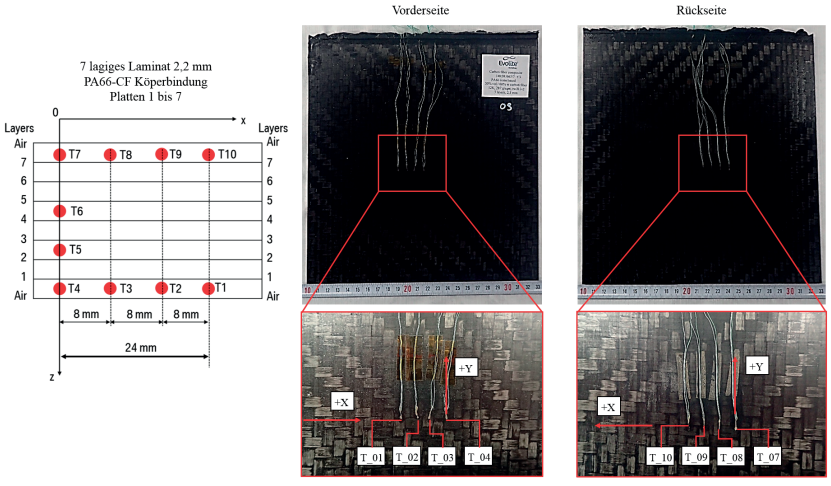


Abbildung 5.14: Anordnung der bei der Laminatherstellung InSitu eingebrachten Thermoelemente: Bemaßte Darstellung, Fotos von der Vorder- und Rückseite der Probeplatten.

somit das Laminat dem Serienmaterial in den Schweißversuchen entspricht. Die Probeplatten besitzen eine Abmessung von 240 mm x 240 mm, die nach dem Konsolidieren mittels Wasserstrahlschneiden aus den konsolidierten Platten mit den Abmessungen 1200 mm x 800 mm herausgetrennt werden. Vor den Erwärmungsversuchen wird mittels CT die Position der Thermoelemente überprüft. Die Ergebnisse der Kontrolluntersuchung sowie die Zuordnung der Plattennummer sind in Abbildung 5.15 zu sehen. Die zweite Variante an Probeplatten wurde zusammen mit der Fa. CETEX hergestellt. Es handelt sich

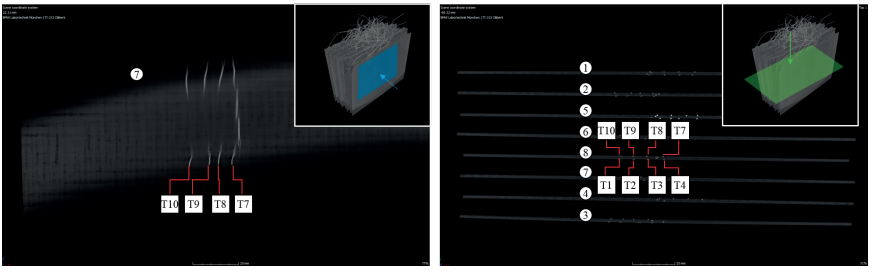


Abbildung 5.15: CT-Untersuchung zur Bestätigung der InSitu eingebrachten Thermoelemente: Plattennummern und Zuordnung der Messpositionen.

hierbei um PA6-CF Laminate mit Gelege-Architektur und einer Laminatdicke von 2,0 mm mit der Toleranz $\pm 0,2 mm$. Die Maße der Probeplatte beträgt 250 mm x 250 mm. Repräsentativ sind die Oberflächenbeschaffenheit und die Spezifikation der Probeplatten für den Aufbau [30°/0°] in Abbildung A.4 des Anhangs zu sehen. Mit diesen Laminaten werden verschiedene Faserarchitekturen, Faserarten und unterschiedliche Filamenteanzahl dargestellt. Die Plattenzuordnung und deren Faserarchitektur ist in Tabelle 5.3 zusammengefasst. Für die Durchführung der Einflussuntersuchungen auf die Erwärmung

Tabelle 5.3: Versuchsreihen und verwendete Probeplatte: Einfluss der Verstärkungsfaser.

Versuchsreihe	Platte	Matrix	Lagen-aufbau	Filamente-anzahl	Faser-hersteller	Fasertyp
FO-SE-01-01	B47	PA6	[0°/90°/-90°/0°]	50K	SGL	TP1
FO-SE-01-02	B1	PA6	01 [0°]	12K	TohoTenax	HTS45P12
FO-SE-01-03	B9	PA6	02 [10°/0°]	12K	TohoTenax	HTS45P12
FO-SE-01-04	B12	PA6	03 [20°/0°]	12K	TohoTenax	HTS45P12
FO-SE-01-05	B15	PA6	04 [30°/0°]	12K	TohoTenax	HTS45P12
FO-SE-01-06	B18	PA6	05 [40°/0°]	12K	TohoTenax	HTS45P12
FO-SE-01-07	B21	PA6	06 [50°/0°]	12K	TohoTenax	HTS45P12
FO-SE-01-08	B24	PA6	07 [60°/0°]	12K	TohoTenax	HTS45P12
FO-SE-01-09	B27	PA6	08 [70°/0°]	12K	TohoTenax	HTS45P12
FO-SE-01-10	B30	PA6	09 [80°/0°]	12K	TohoTenax	HTS45P12
FO-SE-01-11	B36	PA6	[0°/90°/-90°/0°]	24K	Toray	T700
FO-SE-01-12	B36	PA6	[0°/90°/-90°/0°]	12K	TohoTenax	HTS45P12

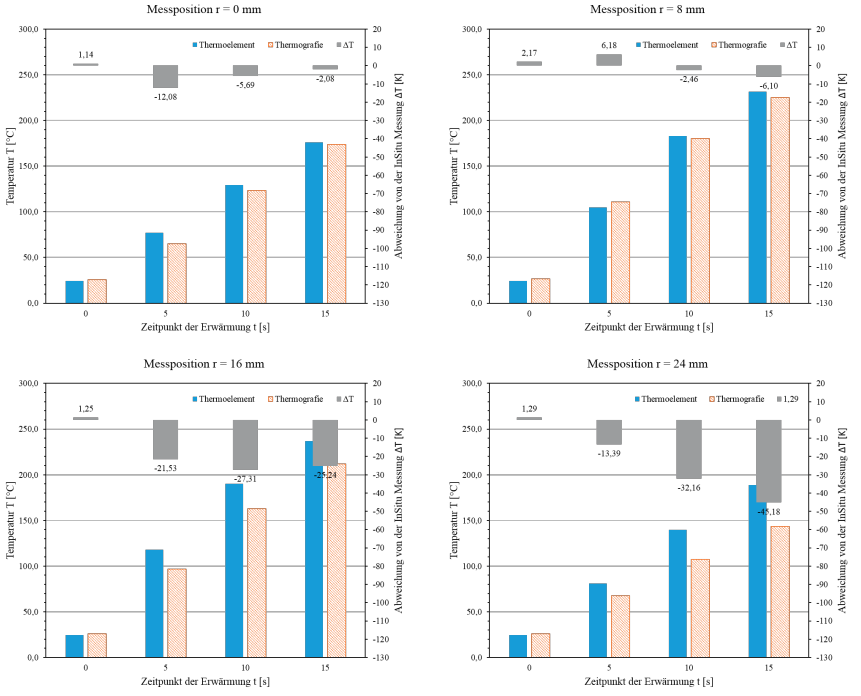


Abbildung 5.16: Vergleich der mittels Thermoelementen und Thermografie gemessenen Temperatur an den radialen Positionen r = 0/8/16/24 mm zu den Zeitpunkten T = 0/5/10/15 s nach dem Erwärmungsstart.

werden beide Varianten an Probeplatten benötigt. Zunächst wird mit der Variante 1 die Thermografiemessung validiert. In dem Diagramm in Abbildung 5.16 werden die pyrometrisch ermittelte Oberflächentemperatur und die oberflächennahe Temperatur, gemessen durch die InSitu Thermoelemente T7 bis T10, verglichen. Die pyrometrische Temperaturmessung wird mit der in Abschnitt 4.1 beschriebenen Thermografiekamera durchgeführt. Der für die Messung eingestellte Emissionskoeffizient wird aus den Erkenntnissen in Abbildung 5.9 entnommen und beträgt 0,92 für eine unbeschichtetet PA66 Laminatoberfläche mit guter Konsolidierung und einem Betrachtungswinkel von 90° zur Laminatoberfläche. Zur Auswertung werden jeweils drei Messungen durchgeführt und deren Mittelwert gebildet. Bei der Auswertung ist festzuhalten, dass an den Messstellen r = 0 und 8 mm eine geringe Abweichung über alle Messzeitpunkte auftritt. Lediglich zum Messzeitpunkt 5 s an der Messposition r = 8 mm ist eine deutliche Abweichung zu verzeichnen. Bei einer Erwärmungszeit von 15 s ergibt sich an den beiden Messstellen eine gute Übereinstimmung mit einer maximalen Abweichung von -2,08 K (1,2 %) im Induktor-Mittelpunkt und -6,10 K (2,6 %) im Abstand von 8 mm zum Induktor-Mittelpunkt. Eine Abweichung von 3 % kann als Messungenauigkeit verbucht werden. Der Vergleich an den Messstellen r = 16 und 24 mm zeigt eine deutlich größere Abweichung. In Abbildung 5.17 ist der Temperaturverlauf über den Abstand zum Induktor-Mittelpunkt zum Zeitpunkt t = 15 s aufgetragen. Hieraus ist abzuleiten, dass die Abweichung mit zunehmendem Abstand vom Mittelpunkt zunimmt. Mit diesen

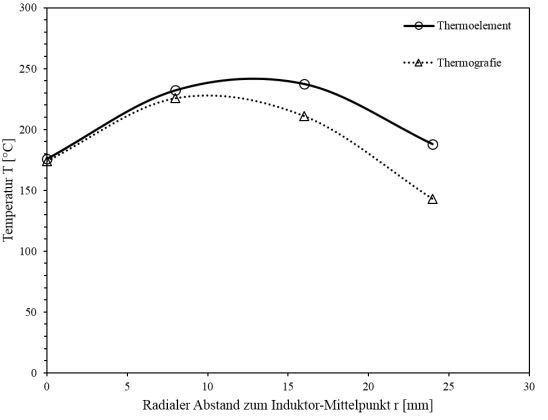


Abbildung 5.17: Temperaturverlauf aufgetragen über dem Abstand zum Induktor-Mittelpunkt zum Zeitpunkt t = 15 s nach dem Erwärmungsstart.

Erkenntnissen wird die Bewertung des Werkstoffeinflusses an der Messstelle r = 8 mm zum Zeitpunkt t = 15 s durchgeführt. Im zweiten Untersuchungsblock wird nun der Einfluss der Faserorientierung in den Versuchsreihen FO-SE-01-02 bis FO-SE-01-10 und der Filamenteanzahl in den Versuchsreihen FO-SE-01-01, FO-SE-01-11 und FO-SE-01-12 ermittelt. Die Übersicht der Versuchreihen ist in Tabelle 5.3 zu finden.

1. Versuchsreihe: Einfluss der Faserorientierung

Es werden zu jeder Faserorientierung drei Messungen durchgeführt, deren Mittelwert zur Auswertung herangezogen wird. Um den Einfluss der Frequenz des alternierenden Magnetfeldes zu betrachten, werden hierfür weitere Messungen bei drei Frequenzenbereichen durchgeführt. In den Tabellen 5.4 und 5.5 sind die Versuchsreihen und die dazugehörigen Erwärmungsparameter aufgelistet.

Tabelle 5.4: Versuchsreihen zur Wechselwirkung zwischen der Faserorientierung und der Schwingkreisfrequenz, Teil 1.

Versuchsreihe	Faserorientierung	Leistung [kW]	max. Dauer [s]	Freuqenz [kHz]	Einstellkapazität [nF]	Koppelabstand [mm]	Induktor
FO-SE-01-02-a	[0°]	0,75	10	844	330	2	I05
FO-SE-01-02-b	[0°]	0,75	10	600	660	2	I05
FO-SE-01-02-c	[0°]	0,75	10	444	1303	2	I05
FO-SE-01-03-a	[10°/0°]	0,75	10	802	330	2	I05
FO-SE-01-03-b	[10°/0°]	0,75	10	603	660	2	I05
FO-SE-01-03-c	[10°/0°]	0,75	10	445	1330	2	I05
FO-SE-01-04-a	[20°/0°]	0,75	10	809	330	2	I05
FO-SE-01-04-b	[20°/0°]	0,75	10	609	660	2	I05
FO-SE-01-04-c	[20°/0°]	0,75	10	447	1330	2	I05

Tabelle 5.5: Versuchsreihen zur Wechselwirkung zwischen der Faserorientierung und der Schwingkreisfrequenz, Teil 2.

Versuchsreihe	Faserorientierung	Leistung [kW]	max. Dauer [s]	Freuqenz [kHz]	Einstellkapazität [nF]	Koppelabstand [mm]	Induktor
FO-SE-01-05-a	[30°/0°]	0,75	10	817	330	2	I05
FO-SE-01-05-b	[30°/0°]	0,75	10	612	660	2	I05
FO-SE-01-05-c	[30°/0°]	0,75	10	448	1330	2	I05
FO-SE-01-06-a	[40°/0°]	0,75	10	817	330	2	I05
FO-SE-01-06-b	[40°/0°]	0,75	10	615	660	2	I05
FO-SE-01-06-c	[40°/0°]	0,75	10	451	1330	2	I05
FO-SE-01-07-a	[50°/0°]	0,75	10	830	330	2	I05
FO-SE-01-07-b	[50°/0°]	0,75	10	614	660	2	I05
FO-SE-01-07-c	[50°/0°]	0,75	10	452	1330	2	I05
FO-SE-01-08-a	[60°/0°]	0,75	10	831	330	2	I05
FO-SE-01-08-b	[60°/0°]	0,75	10	617	660	2	I05
FO-SE-01-08-c	[60°/0°]	0,75	10	454	1330	2	I05
FO-SE-01-09-a	[70°/0°]	0,75	10	838	330	2	I05
FO-SE-01-09-b	[70°/0°]	0,75	10	620	660	2	I05
FO-SE-01-09-c	[70°/0°]	0,75	10	456	1330	2	I05
FO-SE-01-10-a	[80°/0°]	0,75	10	838	330	2	I05
FO-SE-01-10-b	[80°/0°]	0,75	10	620	660	2	I05
FO-SE-01-10-c	[80°/0°]	0,75	10	456	1330	2	I05
FO-SE-01-12-a	[0°/90°/-90°/0°]	0,75	10	838	330	2	I05
FO-SE-01-12-b	[0°/90°/-90°/0°]	0,75	10	620	660	2	I05
FO-SE-01-12-c	[0°/90°/-90°/0°]	0,75	10	456	1330	2	I05

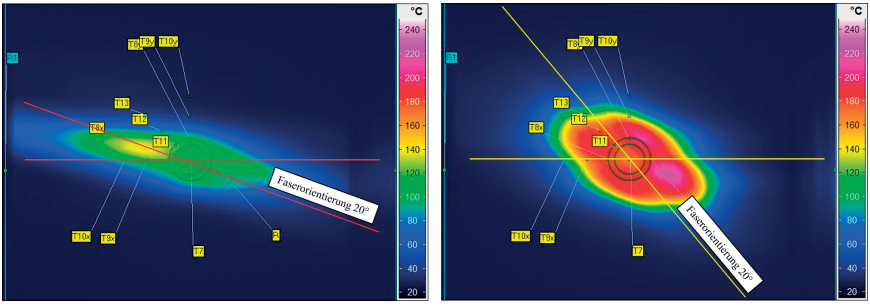


Abbildung 5.18: Thermografieaufnahme zum Zeitpunkt t = 10 s nach Beginn der Erwärmung: Versuchsreihe FO-SE-01-02-a mit Faserorientierung [20°/0°] (li.) und Veruschsreihe FO-SE-01-07-a mit Faserorientierung [50°/0°] (re.).

Mit der Zunahme des Faserwinkels ist eine Zunahme der Frequenz bei sonst gleichbleibenden Parametern und gleicher Versuchsanordnung zu beobachten. Es lässt sich vermuten, dass die Änderung der Faserwinkel Einfluss auf die magnetische Permeabilität des CFRTP-Laminates hat. Dies wiederum hat einen Einfluss auf das Einkoppelverhalten (vgl. Ausführungen in Abschnitt 2.3.1) und somit der Resonanzfrequenz des Schwingkreises (vgl. Ausführungen in Abschnitt 2.2.4). Diese Beobachtung hat Einfluss auf die Leistungseinbringung beim realen dynamischen Schweißprozess, da mit Unregelmäßigkeiten der Faseranordnung und Faserorientierung in jedem Bauteil zu rechnen ist. Für die Betrachtung des Frequenzeinflusses ist der Zusammenhang zwischen der Konfiguration der Einzelkapazität im Außenkreis und der Frequenzveränderung wichtig. Aus den Erkenntnissen in Gleichung 2.28 und 2.29 ergibt sich mit der Zunahme der Abstimmkapazitäten C_1 bis C_4 eine Reduktion der Gesamtkapazität im Schwingkreis. Dies führt zu einer höheren Induktivität, was wiederum zu einer niedrigeren Resonanzfrequenz im Schwingkreis führt.

Bevor nun mit der Untersuchung des Einflusses der Faser auf die Erwärmung begonnen wird, soll eine kurze Betrachtung der qualitativen Erwärmungsform durch den Induktor I05 und des Probematerial erfolgen. Mit der Abbildung 5.13 ist festzuhalten, dass bei einem biaxialen und balancierten Gewebe in Köperbindung eine symmetrische Erwärmung vorliegt. Eine Messung im 4. Quadranten ist repräsentativ für die sich radial um den Induktor-Mittelpunkt ausbreitende Erwärmung im Laminat. Dies kann im Fall der Probeplatten der Variante 1 und dem Schweißwerkstoff in dieser Arbeit angenommen werden. Wird ein Laminat mit asymmetrischer Faserarchitektur betrachtet, kann diese Annahme nicht bestätigt werden (vgl. Abbildung 5.18). Die Abbildung 5.18 zeigt im Vergleich die Thermografieaufnahme am Ende der Erwärmung nach 10 s des Laminates mit der Faserorientierung [20°/0°] sowie [50°/0°]. Die eingezeichneten Geraden, die die 0° und 20° bzw. 50° Faserrichtung darstellen, entsprechen der bevorzugten Wärmeverlaufsrichtung. Dies lässt auf die stärkste Erwärmung längs der Fasern schließen. Ebenso fällt auf, dass diejenigen Faserrovings, die im Einflussbereich des Induktors (R = 12 mm) liegen, entlang ihrer Orientierung erwärmt werden. Wird nun in Abbildung 5.19 die erreichte Temperatur zu dem Erwärmungszeitpunkt t = 5 s und am Ende der Erwärmung bei t = 10 s in den drei Richtungen der x-, y-Achse und der Winkelhalbierenden verglichen, zeigt sich in quantitativer Form, dass die Richtung der stärksten Erwärmung mit dem Winkel der Faserorientierung korreliert. Wird nun die Temperaturänderung und Heizrate im Abstand von 8 mm zum Induktor-Mittelpunkt in Richtung der x-Achse bei veränderten Faserorientierungen betrachtet, sind eine Zunahme der maximal erreichten Temperatur und eine zunehmende Heizrate festzustellen. Dies ist im Säulendiagramm in Abbildung 5.20 erkennbar. Hierbei werden wiederum zu den Zeitpunkten 0, 5, 10 und 15 s nach Beginn der Erwärmung die Oberflächentemperaturen verglichen. Die Heizrate ergibt sich aus der Differenz zwischen der maximalen und minimalen Temperatur, dividiert durch die während der Erwärmung ver-

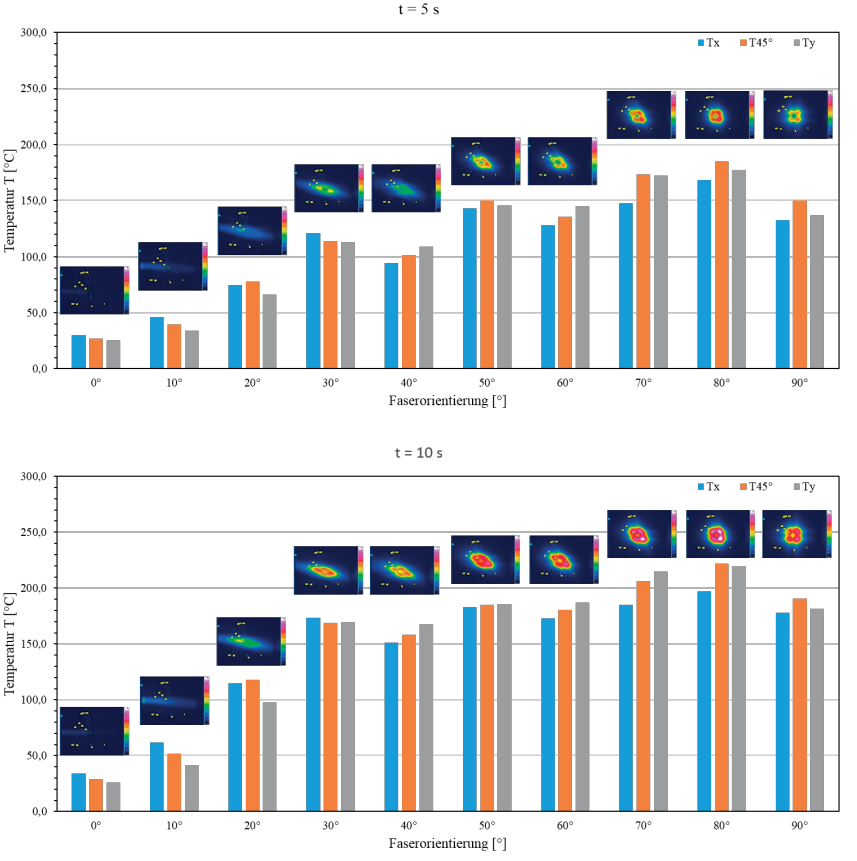


Abbildung 5.19: Vergleich der Temperaturen in den Richtungen x, y-Achse und der Winkelhalbierenden in Abhängigkeit der Faserorientierung zu den Messzeitpunkten $t = 5\,s$ und $t = 10\,s$ aus den Versuchsreihen FO-SE-01-0x-a.

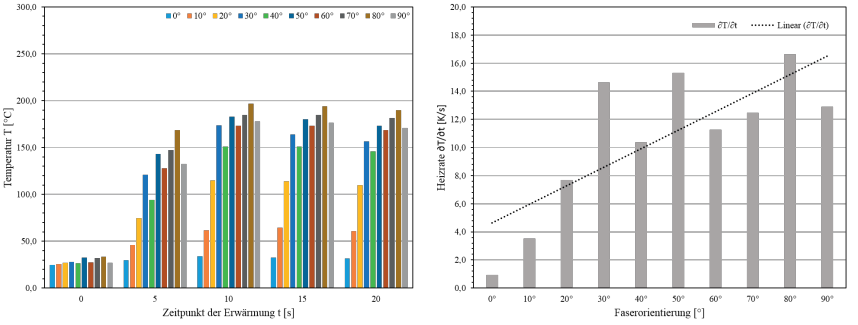


Abbildung 5.20: Vergleich der Temperaturen an der Messposition T8x, 8 mm entfernt vom Induktor-Mittelpunkt auf der x-Achse in Abhängigkeit von der Faserorientierung: Versuchsreihen FO-SE-01-0x-a.

gangenen Zeit. Hierdurch liegt ein normierter Wert vor. Die Ausgangstemperatur der Proben beträgt zwischen 24 und 33 °C. Mit diesen Erkentnissen bestätigt sich der Verdacht, dass die Faserorientierung erheblichen Einfluss auf die Erwärmungsform und die Erwärmungsleistung besitzt. Wird diese Erscheinung unter der Theorie nach Yarlagada aus Abschnitt 2.3 betrachtet, kann die Anzahl an Faserkreuzungspunkten als Ursache angenommen werden. In Abbildung 5.21 ist die Häufigkeit von Faserkeuzungspunkten und der Faserorientierung gegenübergestellt. Abschließend zur Untersuchung des Einflusses der Faserorientierung wird der Einfluss der Schwingkreisfrequenz auf die Heizrate bei unterschiedlichen Faserorientierungen betrachtet. In Abbildung 5.22 ist der Vergleich bei dem Kapazitätssetup und resultierenden Frequenzstufen 330 nF/848 Hz, 660 nF/600 Hz und 1330 nF/452 Hz gegenübergestellt. In der Analyse der Trendlinien der Heizraten zeigt sich kein wesentlicher Unterschied der vorliegenden Steigung. Auch die Verteilung der erreichten Heizraten über die Faserorientierung weicht nicht signifikant ab. Lediglich der Betrag der Heizrate nimmt mit zunehmender Frequenz und kleiner werdenden Einzelkapazität ab. Dies trifft für alle Faserorientierungen gleichermaßen zu.

Faserorientierung	Anzahl normierter Kreuzungspunkte	rel. Häufigkeit der Kreuzungspunkte	gemittelte Heizrate im Ring mit r_m = 8 mm
[0°/0°] FO-SE-01-02 	0	0	0,29 K/s
[10°/0°] FO-SE-01-03 	8	0,11	2,18 K/s
[20°/0°] FO-SE-01-04 	24	0,33	7,57 K/s
[30°/0°] FO-SE-01-05 	36	0,50	14,21 K/s
[40°/0°] FO-SE-01-06 	50	0,69	12,97 K/s
[50°/0°] FO-SE-01-07 	56	0,78	15,67 K/s
[60°/0°] FO-SE-01-08 	62	0,86	15,69 K/s
[70°/0°] FO-SE-01-09 	70	0,97	17,34 K/s
[80°/0°] FO-SE-01-10 	70	0,97	18,56 K/s
[0°/90°/90°/0°] FO-SE-01-12 	72	1,00	15,10 K/s

Abbildung 5.21: Anzahl der Faserkreuzungspunkte auf der normierten Fläche 20 x 20 mm in Abhängigkeit des Faserwinkels.

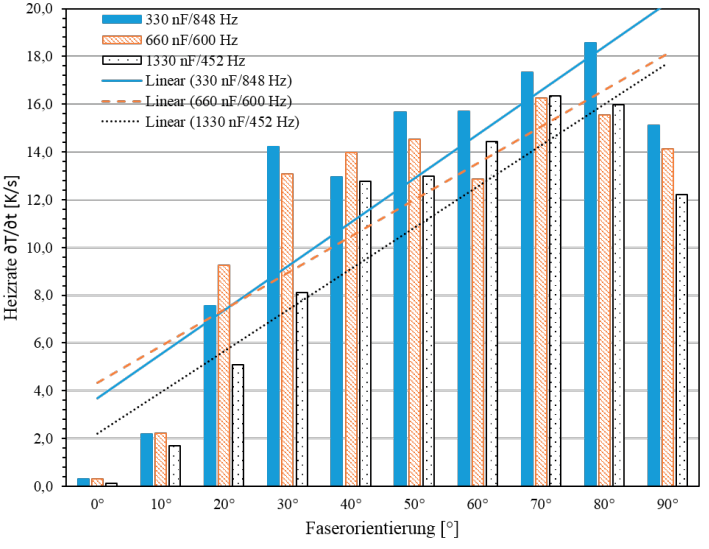


Abbildung 5.22: Darstellung des Frequenzeinflusses bei unterschiedlichen Faserorientierungen: Verglichen wird die Veränderung im Messfeld R 5.13.

2. Versuchsreihe: Einfluss der Filamenteanzahl

Neben der relativen Häufigkeit der Faserkreuzungspunkte, die direkten Einfluss auf den Übergangswiderstand an den Kontaktstellen der Fasern im Laminat besitzt, lässt sich vermuten, dass der ohmsche Widerstand der Faserrovings durch die Anzahl der Faserfilamente beeinflusst wird. Hierzu werden in den Versuchsreihen FO-SE-01, FO-SE-11 und FO-SE-12 das zeitlich abhängige Erwärmungsverhalten und die Heizrate bei statischer Erwärmung untersucht. Das Vorgehen ist analog zu den Versuchsdurchführungen zur Faserorientierung. In Abbildung 5.23 sind die Auswertungen der thermografischen Messung zu entnehmen. Es ist zu beobachten, dass die Laminate mit 12K und 50K Faserrovings na-

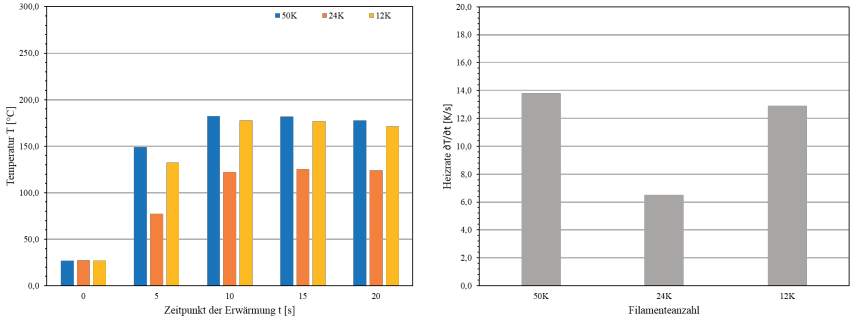


Abbildung 5.23: Vergleich der Temperaturen an der Messpotition T8x, 8 mm entfernt vom Induktor-Mittelpunkt auf der x-Achse in Abhängigkeit der Filamenteanzahl (li.) und der resultierenden Heizrate (re.): Versuchsreihen FO-SE-01/11/12.

hezu identisches Erwärmungsverhalten und Heizrate aufzeigen, die Variante mit 24K Filamenten zeigt jedoch eine deutlich reduzierte Heizrate. Somit kann die Hypothese, dass mit zunehmender Anzahl an Filamenten die Leitfähigkeit und die Anzahl an Kontaktierungen in den Rovings steigt, nicht bestätigt werden. Auch bei der Betrachtung der geometrischen Maße sowie der elektrischen Eigenschaften einer Faser ergibt sich kein deutlicher Unterschied. Eine weitere mögliche Ursache für die Abweichung kann die Art der verwendeten Schlichte sein. Hierbei verwendet die Fa. Toray keine spezielle Schlichte für die Fasermodifikation, die Hersteller der 12K und 50K Rovings TohoTenax und SGL haben in dieser Modifikation eine für die thermoplastische Matrix angepasste Schlichte verwendet.

Aus diesen Untersuchungen kann somit kein signifikanter Einfuss der Filamenteanzahl festgestellt werden. Weitere Untersuchungen an trockenen Geweben könnten hier eine Aussage ermöglichen. Dies hat jedoch für den Komplex Faser-Matrix, wie er in der Schweißoperation vorliegt, keine vollständige Aussagekraft und wird in dieser Arbeit nicht weiter betrachtet.

3. Versuchsreihe: Einfluss der Faserarchitektur

Aus den Erkenntnissen der Versuchsreihen 1 und 2 lässt sich annehmen, dass die Verarbeitungsart der Fasern und die hiermit erreichte Faserarchitektur die Erwärmung stark beeinflussen. Daher werden in dieser Versuchsreihe die Faserarchitekturen Gelege, Gewebe, einlagiges Preform ohne Imprägnierung, Vlies und UD-Anordnung gegenübergestellt. Die jeweilige Faserarchitektur wird in gewohnter Weise

Tabelle 5.6: In der Versuchsreihe 3 verwendete Probematerialien.

Bezeichnung	Architektur	Faser	Lagen-anzahl	Laminat-dicke $[mm]$	Faser-Volumen-Gehalt $[Vol. - \%]$
PM1	Gewebe, Köperbindung	12K	7	2,2	52
PM2	Gelege, [+45°/-45°/0° /0°/0°/-45°/+45°]	12K	7	2	49
PM3	Vlies, mit Vorzugsrichtung 0°	Faserlänge >30 mm	-	3	30
PM4	UD Tape	12K	1	0,2	-
PM5	Preform Gelege ohne Matrix, [+45°/-45°/0° /0°/0°/-45°/+45°]	12K	7	-	-

statisch mit dem Induktor I05 erwärmt und die Temperatur an der Position T8x gemessen. Da die Oberflächen durch die verschiedenen Architekturen stark variieren, muss in diesem Fall eine taktile Temperaturmessung mittels Thermoelement stattfinden. In der Abbildung 5.24 sind die Temperaturverläufe gegenübergestellt. Werden die Temperaturverläufe miteinander verglichen, ist zu erkennen, dass auch hier mit zunehmender Anzahl der Faserkreuzungspunkte eine höhere Heizrate erreicht wird. Der Temperaturverlauf bei dem Vlieswerkstoff zeigt wenig Unterschied zum Gewebe-Material. Hieraus kann angenommen werden, das die Faserlänge weniger Einfluss als die relative Häufigkeit der Faserkreuzungspunkte besitzt. Die flachere Erwärmungskurve des Geleges im Vergleich zum Gewebe kann auf die geringere Anzahl an Faserkreuzungspunkten zurückgeführt werden, da sich im Gelege keine Faserondulationen in z-Richtung ergeben.

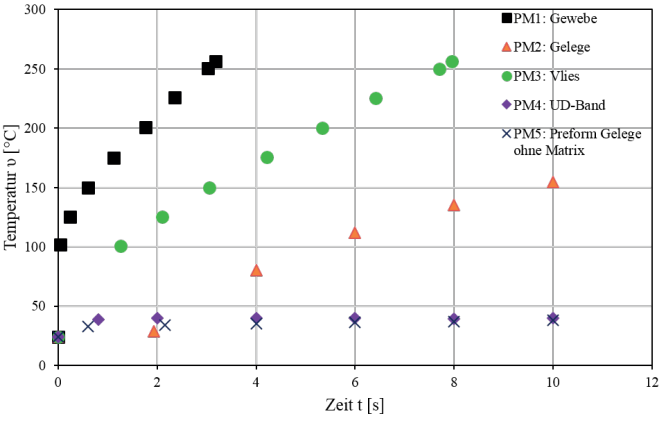


Abbildung 5.24: Temperaturverläufe während der statischen Erwärmung an unterschiedlicher Faserarchitekturen (vgl. Tabelle 5.6.

Applikationseinfluss auf die Erwärmung

Neben den Werkstoffeigenschaften gehören die während des Schweißprozesses nicht beeinflussbaren und geometrisch unveränderlichen Eigenschaften des Schweißkopfs zu den Systemparametern. Aus den Erläuterungen zu den Grundlagen der induktiven Erwärmung und deren Systemtechnik 2.2 sind der Induktor und die Geometrie des Werkstücks direkt an der Leistungseinbringung und der Form des Erwärmungsfeldes beteiligt. Die Untersuchungen zum Applikationseinfluss werden am Werkstoff PA66-CF in Köperbindung durchgeführt. Hierfür werden die Probeplatten mit InSitu eingebrachten Thermoelemeneten verwendet.

4. Versuchsreihe: Einfluss der Induktorgeometrie

Die Induktorgeometrie beeinflusst zunächst die geometrische Form der Erwärmung im Werkstück. Wie in Abschnitt 4.3.1 zu sehen, erfolgt bei der hochfrequenten Anregung und dem FKV als Werkstück ein direktes Abbild der Induktorform als Erwärmungsfeld im Werkstück. Das Ergebnis aus den Untersuchungen zur Auslegung des Induktors in Abschnitt 4.3.1 zeigt, dass spiralförmige Induktoren eine homogene kreisförmige Erwärmung erzeugen, wobei auf die Position der Zuleitungen zur Induktorfläche geachtet werden muss. Da sich hier eine starke Umorientierung des Kupferleiters ergibt, kommt es hier zu einer punktuell hohen Energiedichte. Werden diese Zuleitungen in der Mitte der zu erwärmenden Spur und in Vorschubrichtung positioniert, wird durch die Überlagerung der Temperaturfelder bei aktivem Vorschub diese Inhomogenität kompensiert. Neben dem Geometrieeinfluss wirken sich die Fläche des Induktors und die Anzahl der Windungen auf die Erwärmungsleistung aus. In Abbildung 5.25 sind die Heizraten der drei unterschiedlichen Induktoren aufgetragen. Bei dem Induktor I03 und I05 handelt es sich um einen spiralförmigen Flächeninduktor, wobei der I03 nur eine Leiter-Windung besitzt. Der Induktor I04 ist ein Flächeninduktor mit rechteckiger Fläche und zwei Windungen. Die annähernd 4-fache Heizrate des Induktor I05 im Vergleich zum Induktor I03, bestätigt die Annahme aus der Gleichung 2.20 für die Erwärmung bei CFRTP-Werkstoffen. Neben der Heizrate soll hier auch der Einfluss der Induktorgeometrie auf den Temperaturverlauf in der Fügeebene betrachtet werden. Dies ist die vom Induktor abgewandte Seite und wird von den Temperaturen T7 bis T10 beschrieben. Der Temperaturverlauf auf der Induktor zugewandten Seite, die für die spätere Untersuchung der Temperaturerfassung während des Schweißvorganges von entscheidender Bedeutung ist, wird durch

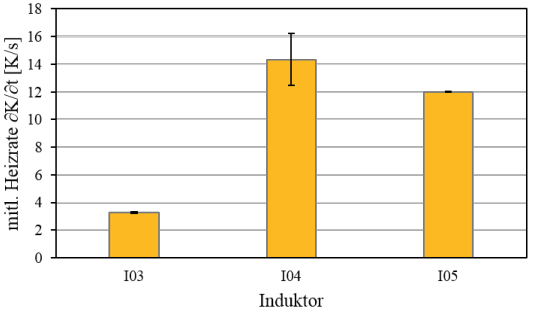


Abbildung 5.25: Auswirkung der Induktorgeometrie auf die Heizrate $\partial K/\partial t$: taktile Temperaturmessung, Auswertung an der Position T_8.

die Temperaturverläufe T1 bis T4 beschrieben. Für das thermische Verhalten in der Laminatdicke sind im Zentrum des Induktors die Thermoelemente T4 bis T7 zu betrachten. In der folgenden Abbildung sind die Temperaturverläufe für die drei Induktoren, unterteilt in die drei Gruppen Fügeebene, Induktorebene und Dickenrichtung, zusammengestellt. Der Temperaturverlauf an den einzelnen Messpositionen nach Abbildung 5.12 bestätigt die Information aus dem Heizratenvergleich. Somit ergeben sich folgende Ergebnisse:

- Mit zunehmender Anzahl der Leiterwindungen erhöht sich die maximal erreichte Temperatur.
- Der quadratische Einfluss der Windungsanzahlen aus Gleichung 2.20 bestätigt sich für CFRTP-Werkstoffe.
- Homogene Erwärmung durch kreisförmigen Flächeninduktor, vgl. Abbildung 4.16.
- Symmetrie des Erwärmungsfeldes um x- und y-Achse, vgl. Abbildung 4.16.

Bei der genaueren Betrachtung der Temperaturverläufe in Laminat-Dicken-Richtung fällt bei allen drei Induktorvarianten auf, dass die maximale Temperatur an der Messposition T5 (3. Laminatlage ca. 0,6 mm) unterhalb der Laminatoberfläche erreicht wird. Hieraus lässt sich ein Tiefenwirkungseffekt der induktiven Erwärmung am CFRTP-Werkstoff vermuten. Dies wird in den Untersuchungen zum Einfluss der Prozessparameter detailliert betrachtet.

5. Versuchsreihe: Einfluss des Randabstands

Zuletzt erfolgt ein Blick auf die werkstück- bzw. bauteilbezogenen Einflüsse auf die Erwärmung am Fügeflansch. Wie in Abschnitt 2.2 aus den Erkenntnissen nach Benkowsky [74] beschrieben, haben Bohrungen, Werkstückkanten und scharfe Bauteilkonturen einen großen Einfluss auf die Homogenität der Erwärmung. Bei den Schweißversuchen mit verschiedenen Überlappungslängen hat sich herausgestellt, dass erst ab einem Abstand von 20 mm zwischen Induktorumfang und Werkstückkante des Oberbleches keine lokal überhöhte Erwärmung an der Kante stattfindet. Gegenmaßnahmen, um die Überhitzung an der Kante zu reduzieren und gleichzeitig eine Schweißung direkt am Werkstückrand durchführen zu können, sind die Verwendung einer Druckluftkühlung an der Werkstückoberfläche (lokal im Bereich der Werkstückkante) und die bereits beschriebene Ausrichtung der Anschlussleitungen des Flächeninduktors in Vorschubrichtung und abgewandt von der Werkstückkante.

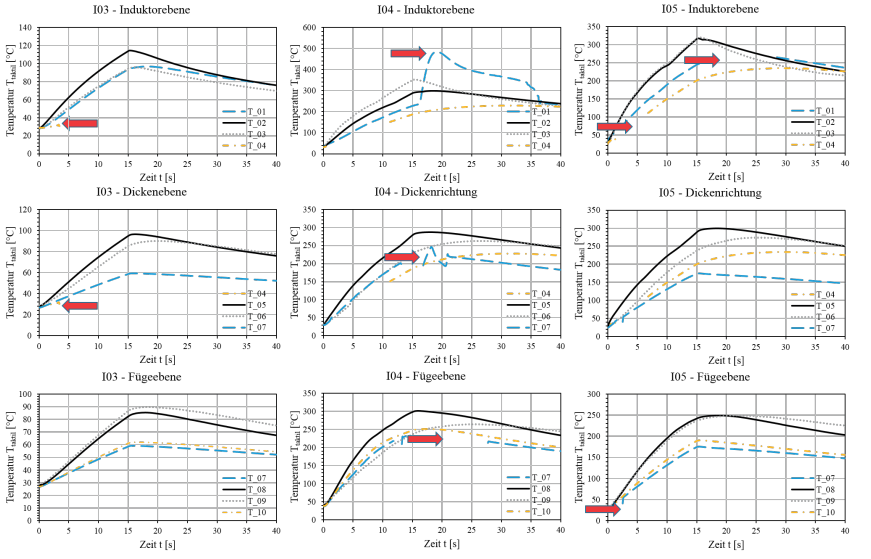


Abbildung 5.26: Gegenüberstellung der Temperaturverläufe in der Induktor- und Fügeebene sowie in Dickenrichtung: Der rote Pfeil beschreibt den Messabbruch an einem InSitu Thermoelement.

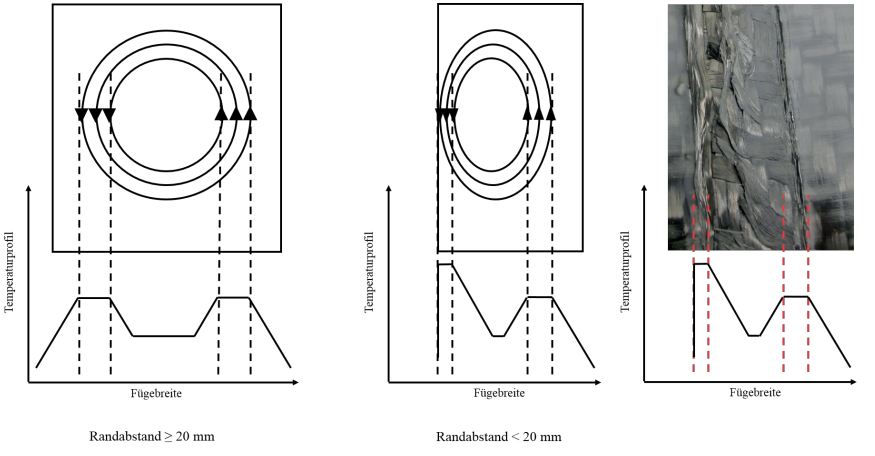


Abbildung 5.27: Darstellung der Überhitzung durch den Randeffekt: Randabstand $\geq 20\,\text{mm}$ (li.), Rand-abstand $< 20\,\text{mm}$ mit überhitzter Schweißprobe ohne Oberflächenkühlung (re.).

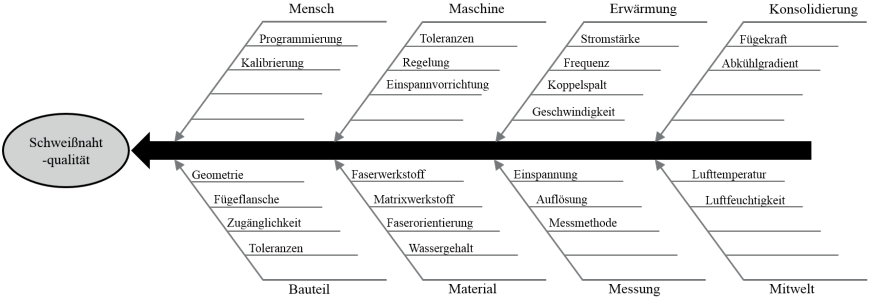


Abbildung 5.28: Ishikawa-Diagramm zu den Einflüssen auf die Schweißnahtqualität.

5.2.3 Einfluss der Prozessparameter

Standen im vorherigen Abschnitt die Bauteil- und Werkstoffeinflüsse im Vordergrund, so werden nun die Prozessparameter untersucht. Durch die Analyse des Einflusses und der Wertebereiche dieser Prozessgrößen soll ein zulässiges Parameterfenster definiert werden, in dem ein stabiler Schweißprozess vorliegt. Voraussetzung bei den Untersuchungen ist die Auswahl des Versuchswerkstoffs PA66-CF in Köperbindung und die Durchführung der Schweißversuche mit der hierfür entwickelten und aufgebauten Schweißapplikation aus Abschnitt 4.3.5. Im ersten Schritt werden durch eine Risikoanalyse mögliche Einflussgrößen auf die Schweißnahtqualität ermittelt. Das Ergebnis der Analyse ist in folgendem Ishikawa-Diagramm dargestellt. Hierfür wird der kontinuierliche Schweißprozess zugrunde gelegt. Bei der Betrachtung des Plastifizierungsprozesses wird die Gruppe der Einflussfaktoren auf die Erwärmung herangezogen. Zu diesen Faktoren wurde bereits für die Prämissendefinition der Systemtechnik ein teilfaktoreller Versuchsplan in Tabelle 4.2 erstellt. Nun wird nicht auf die technisch möglichen Prozessbereiche geblickt, sondern der Einfluss der einzelnen Faktoren auf die Qualität der Plastifizierung bewertet. Hierbei sind die Prozessgrößen Stromstärke I, Koppelabstand h, Schweißgeschwindigkeit v_w und die Schwingkreisfrequenz f berücksichtigt. Als Kriterium zur Bewertung wird die erreichte Festigkeit herangezogen. Die Auswertung der Effektanalyse in Tabelle 4.3 ist in den folgenden Punkten zusammengefasst:

- Der Koppelabstand h und insbesondere die Abstandsschwankungen haben Einfluss auf die Schweißnahtfestigkeit.
- Die Stromstärke I der Primärspule hat Einfluss auf die Festigkeit.
- Die Schweißgeschwindigkeit v_w und die Stromstärke I haben einen identischen Effekt und beeinflussen die Schweißnahtfestigkeit.
- Die höhere Frequenz führt zu einer höheren Schweißnahtfestigkeit.

Aus der Effektanalyse mit direktem Bezug zum Festigkeitskriterium der Schweißnaht, kann der Einfluss der Einzelgrößen ermittelt werden. Für die detaillierte Analyse des Einflusses und die Ableitung in eine Prozessregelung wird nun wieder auf die Betrachtung der statischen induktiven Erwärmung im Versuchsaufbau mit den InSitu eingebrachten Thermoelementen gewechselt. Die durchgeführten Versuchsreihen sind in Tabelle 5.7 aufgezählt.

6. Versuchsreihe: Einfluss des Primärspulenstroms

Wird die Gleichung 2.19 für die Berechnung der elektrischen Leistung herangezogen, so sollte eine quadratische Beziehung zwischen Leistung und Stromstärke vorliegen. Um direkt die Temperatur

Tabelle 5.7: Übersicht der Versuchsreihen zur Untersuchung der Prozessparameter.

Versuchs-reihe	Leistung [kW]	Primär-spulen Strom [A]	max. Dauer [s]	Frequenz [kHz]	Einstell-kapazität [nF]	Koppel-abstand [mm]	Induktor
IS-SE-01-03-a	0,75	116,2	15	844	330	2	I05
IS-SE-01-03-b	0,53	98,0	15	844	330	2	I05
IS-SE-01-03-a	0,92	140,0	15	844	330	2	I05
IS-SE-01-04-a	0,75	140,0	15	620	660	2	I05
IS-SE-01-04-b	0,75	116,2	15	844	330	2	I05
IS-SE-01-04-c	0,75	162,4	15	456	1330	2	I05
IS-SE-01-05-a	0,75	140,0	15	620	660	2	I05
IS-SE-01-05-b	0,75	140,0	15	620	660	3	I05
IS-SE-01-05-c	0,75	140,0	15	620	660	4	I05
IS-SE-01-05-d	0,75	140,0	15	844	330	2	I05
IS-SE-01-05-e	0,75	140,0	15	844	330	3	I05
IS-SE-01-05-f	0,75	140,0	15	844	330	4	I05

und Heizratenerhöhung hinsichtlich des Einflusses der Stromstärke zu bewerten, werden Temperaturmessungen bei drei Stromstärken durchgeführt. Mit der ermittelten Heizrate aus der Versuchsreihe IS-SE-01-03-a/b/c in Tabelle 5.8 ist es möglich, jeder Stromstärkeerhöhung eine Erhöhung der Heizleistung gegenüberzustellen. Aus der Abbildung 5.29 ergibt sich bei einer Zunahme der Stromstärke um 19% (von 98,0 auf 116,2 A) eine Erhöhung der Heizrate um 35% (8,9 auf 12,0 K/s). Es ergibt sich eine Zunahme von 1,8% der Heizrate bei einer Erhöhung der Stromstärke um 1%.

Tabelle 5.8: Versuchsreihe IS-SE-01-03: Einfluss des Primärspulenstroms I.

Versuchs-reihe	Leistung [kW]	Primär-spulen Strom [A]	max. Dauer [s]	Frequenz [kHz]	Einstell-kapazität [nF]	Koppel-abstand [mm]	Induktor
IS-SE-01-03-a	0,75	116,2	15	844	330	2	I05
IS-SE-01-03-b	0,53	98,0	15	844	330	2	I05
IS-SE-01-03-a	0,92	140,0	15	844	330	2	I05

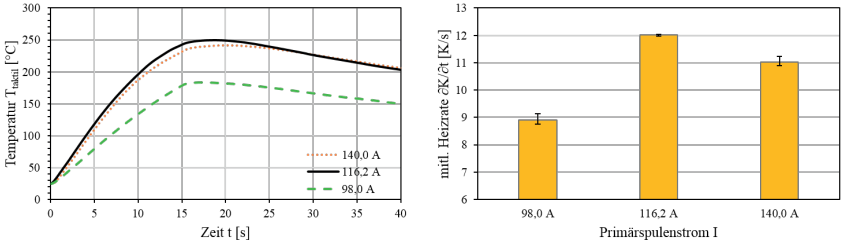


Abbildung 5.29: Einfluss des Primärspulenstroms I auf die Erwärmungskurve an der Messposition $T_0 8$ (li.) und der zugehörigen Heizrate (re.): Versuchsreihe IS-SE-01-03.

7. Versuchsreihe: Einfluss der Schwingkreisfrequenz

Zusätzlich zur Analyse der Erwärmung in der Fügeebene wird zur Beurteilung des Frequenzeinflusses die Tiefenwirkung betrachtet. Da mittels Thermoelemente lediglich eine genaue Bestimmung der Temperatur im Zentrum des Induktors möglich ist, wird für diese Messung erneut die thermografische Betrachtung verwendet. Hierbei wird die Thermografiekamera senkrecht zur Schnittkante des Laminates ausgerichtet. Der Messaufbau mit Abschirmung des Messgebietes vor Störstrahlung und der Anordnung der Auswertepositionen im Thermogramm ist in Abbildung 5.31 zu sehen. Zur Analyse

Tabelle 5.9: Versuchsreihe IS-SE-01-04: Einfluss der Schwingkreisfrequenz f.

Versuchs-reihe	Leistung [kW]	Primär-spulen Strom [A]	max. Dauer [s]	Frequenz [kHz]	Einstell-kapazität [nF]	Koppel-abstand [mm]	Induktor
IS-SE-01-04-a	0,75	140,0	15	620	660	2	I05
IS-SE-01-04-b	0,75	116,2	15	844	330	2	I05
IS-SE-01-04-c	0,75	162,4	15	456	1330	2	I05

wurde ein repräsentativer Bereich auf dem Laminat für die Dauer von 19,7 s bei konstanter Leistung erwärmt. Die Auswertung der Messung mit drei unterschiedlichen Frequenzstufen ist in Abbildung 5.32 ausgeführt. Aus der Darstellung mit eingezeichneter Fügeebene (rote Linie, mit Toleranz aus Dickenschwankung des Laminats ±0,2 mm in strichlierter Linie) zeigt sich eine normierte Temperatur von 1. Dies bedeutet, in der Fügeebene liegt die identische Temperatur wie an der Oberfläche des Laminates

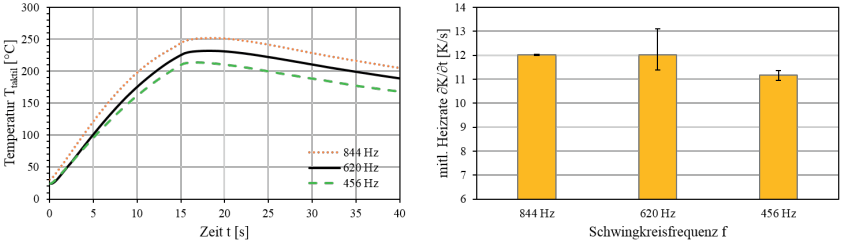


Abbildung 5.30: Einfluss der Schwingkreisfrequenz f auf die Erwärmungskurve an der Messposition $T_0 8$ (li.) und der zugehörigen Heizrate (re.): Versuchsreihe IS-SE-01-04.

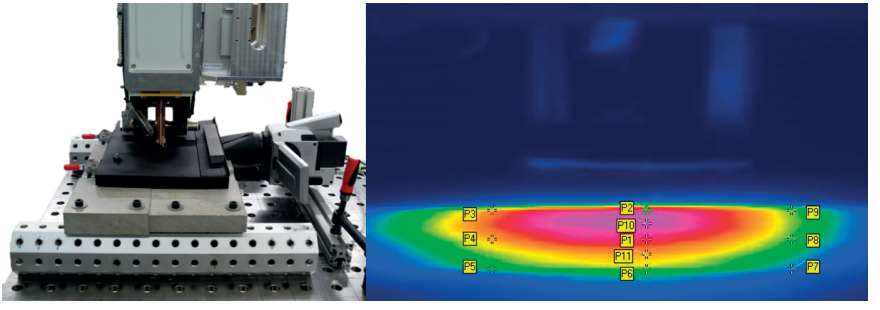


Abbildung 5.31: Messaufbau zur Untersuchung der Tiefenwirkung durch Thermografie: thermisch isolierter Aufbau und Abschirmung (li.), Auswertepunkte im Thermogramm (re.).

vor. Des Weiteren ist zu beobachten, dass im Bereich von -0,50 bis -1,50 eine normierte Temperatur von 1,09 vorliegt. Somit liegt im Laminat eine höhere Temperatur als auf der Oberfläche vor. Diese Erkenntniss bestätigt die Beobachtung hinsichtlich der Temperaturverläufe in Dickenrichtung bei der Einflussanalyse der Induktorgeometrie. In Abbildung 5.26 konnte im Bereich des Thermoelements T_{05} ($z \approx$ -0,6 mm) eine höhere maximale Temperatur als an der Oberfläche festgestellt werden.

Neben den Effekten die längs der z-Richtung festgestellt werden, ist dem Temperaturverlauf in Abbildung 5.30 zu entnehmen, dass die Kontur des Erwärmungsverlaufs von der Schwingkreisfrequenz unabhängig ist. Bei der höchsten Frequenz wird die höchste Erwärmungstemperatur nach der Erwärmungszeit von 15 s erreicht. Die Heizrate nimmt mit kleiner werdender Frequenz ab. Im Umfang bestätigt sich die Annahme aus der Effektanalyse, dass der Einfluss jedoch als gering zu bewerten ist.

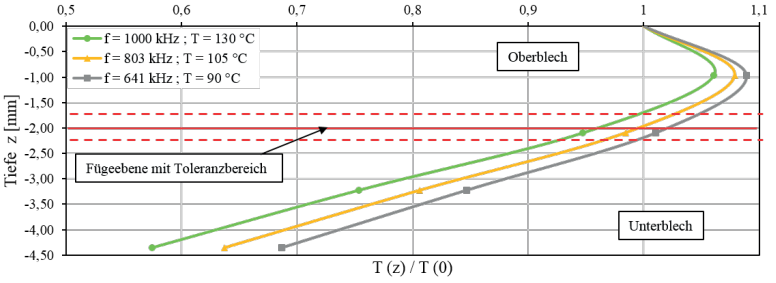


Abbildung 5.32: Auswertung der Messung zur frequenzbeeinflussten Tiefenwirkung: Normierte Temperatur T(z)/T(0) über dem z-Abstand von der Laminatoberfläche.

8. Versuchsreihe: Einfluss des Koppelabstands

Die weitere zu untersuchende Prozessgröße ist der Koppelabstand h. Er stellt das Abbild zur Entfernung des Werkstücks um den stromdurchflossenen Leiter dar. Aus der Beziehung zur magnetischen Feldstärke in Gleichung 2.15 und der Leistungsbeziehung in Gleichung 2.34 zeigt sich bei metallischen Werkstücken eine hohe Sensitivität der Erwärmung und des Wirkungsgrades auf den Koppelabstand zwischen Induktor und Werkstückoberfläche. Dies soll durch die Versuchsreihe IS-SE-01-05 untersucht werden. Auch hier werden zu jeder Versuchskonfiguration in Tabelle 5.10 drei Messreihen erstellt, die ausgewertet und in den beiden Diagrammen in Abbildung 5.33 gezeigt werden. Es bestätigt

Tabelle 5.10: Versuchsreihe IS-SE-01-05: Einfluss des Koppelabstands h.

Versuchs-reihe	Leistung [kW]	Primär-spulen Strom [A]	max. Dauer [s]	Frequenz [kHz]	Einstell-kapazität [nF]	Koppel-abstand [mm]	Induktor
IS-SE-01-05-a	0,75	140,0	15	620	660	2	I05
IS-SE-01-05-b	0,75	140,0	15	620	660	3	I05
IS-SE-01-05-c	0,75	140,0	15	620	660	4	I05
IS-SE-01-05-d	0,75	140,0	15	844	330	2	I05
IS-SE-01-05-e	0,75	140,0	15	844	330	3	I05
IS-SE-01-05-f	0,75	140,0	15	844	330	4	I05

sich der Einfluss des Koppelabstandes. Mit zunehmendem Koppelspalt h reduziert sich die Heizrate, und die Temperaturkurve verschiebt sich zu niedrigeren maximalen Temperaturen. Der Verlauf der Erwärmungskurven ändert sich mit verändertem Koppelabstand zwischen 2 und 4 mm nicht. Eine Halbierung des Koppelabstandes von 4 auf 2 mm führen zu einer Reduktion der Heizrate in der Fügeebene um 25%. Da die Schwingkreisfrequenz die Lage der Fokusebene der Erwärmung beeinflusst, wurden beide Einflüsse überlagert. Hier zeigt sich beim Wechsel des Frequenzbereichs von 844 Hz auf 620 Hz eine Verschiebung der Trendlinie der Heizrate zu niedrigeren Werten. Das Verhalten über die

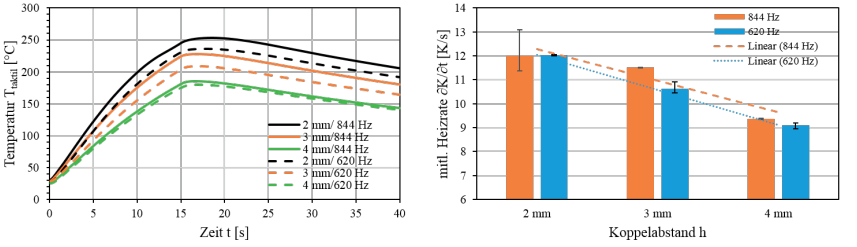


Abbildung 5.33: Einfluss des Koppelabstands h auf die Erwärmungskurve an der Messposition T_{08} (li.) und der zugehörigen Heizrate (re.): Versuchsreihe IS-SE-01-05.

unterschiedlichen Koppelabstände verläuft jedoch ohne signifikanten Unterschied.

5.2.4 Wärmetransportverhalten

Weiteren Einfluss hat die thermische Leitfähigkeit auf die Plastifzierung des Werkstoffes. In Abbildung 5.34 sind drei Schnappschüsse der Thermografieaufnahme bei der Erwärmung eines PA66-CF Geleges mit einer Faserarchitektur von 0°/30° auf 7 Lagen dargestellt. Die Beobachtung dieser Erwärmung

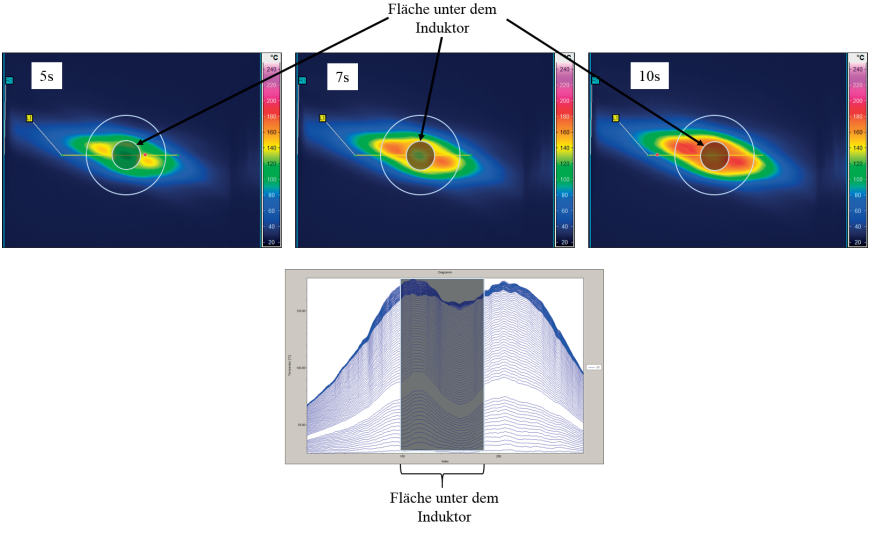


Abbildung 5.34: Darstellung der Wärmeleitung durch den qualitativen Vergleich der Thermografieaufnahmen der Versuchsreihe FO-SE-01-05-a mit einer Faserarchitektur [0°/30°] bei 5, 7 und 10s mit dem Temperaturprofil über die x-Achse.

zeigt den Einfluss der niedrigen thermischen Leitfähigkeit der Matrix, indem entlang der Carbonfasern im 30°-Winkel eine deutlich schnellere Wärmeausbreitung zu beobachten ist als durch den Matrixwerkstoff. Es zeigt sich, dass der als thermischer Isolator wirkende Thermoplast nur einen geringen Anteil an der Wärmeausbreitung besitzt. Dies ermöglicht neben dem stark lokalisierten Magnetfeld die lokale Plastifizierung im Bereich des Schweißflansches. Wird in Abbildung 5.35 das Gewebelaminat in balanciertem biaxialem Aufbau betrachtet, zeigt sich eine deutlich homogenere Erwärmung. Dies kann auf das feinmaschige Netz aus Faserrovings zurückgeführt werden, welches eine gleichmäßige Wärmeausbreitung über die Faser ermöglicht. Wie auch bei dem Gelegeaufbau ist hier eine deutlich abgegrenzte lokale Erwärmung festzustellen. Zusammenfassend kann beobachtet werden, dass die Wärmeleitung durch den Thermoplasten vernachlässigt werden kann und diese in Richtung und Wärmeleitungsgeschwindigkeit von der Faserorientierung und, wie in Tabelle 5.21 ermittelt, von der relativen Häufigkeit der Faserkreuzungspunkte abhängt.

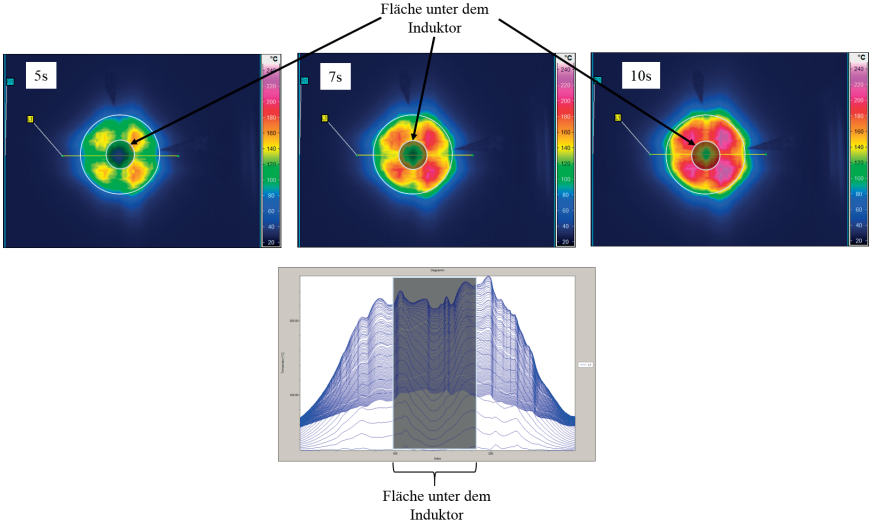


Abbildung 5.35: Darstellung der Wärmeleitung durch den qualitativen Vergleich der Thermografieaufnahmen der Versuchsreihe IS-SE-01-04-b mit der balancierten biaxialen Köperbindung bei 5, 7 und 10s mit dem Temperaturprofil über die x-Achse.

5.2.5 Erwärmungsverhalten während des kontinuierlichen Schweißprozesses

Die Effektanalyse zur Untersuchung der Prozessparameter wurde bereits von der statischen Temperaturbetrachtung auf die Wärmeausbreitung bei der bewegten Energiequelle gewechselt. Für den Schweißprozess wird hier zunächst eine einachsige Bewegung des Induktors längs des Fügeflansches betrachtet. Die einstellbare Vorschubgeschwindigkeit v_w des Induktors wird durch die festgelegte diskrete Roboterbahn festgelegt. Der Koppelabstand wird durch die in Abschnitt 4.3.3 beschriebene Regelung der Fügekraft und das Nachstellverhalten der Induktorposition konstant gehalten. Im ers-

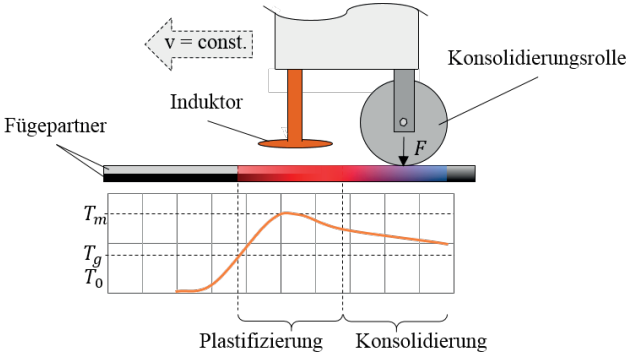


Abbildung 5.36: Kontinuierlicher Schweißprozess mit schematischer Darstellung des Temperaturverlaufs.

Tabelle 5.11: Übersicht der Erwärmungsparameter.

Bezeichnung	SollOberflächentemperatur [°C]	Schweißgeschw. [m/min]	Freuqenzbereich [kHz]	Bereich-Stromstärke	Koppelabstand [mm]	Induktor	Druckluftkühlung [l/min]
P100	175	0,36	838	≤ 35	2	I05	350

ten Schritt wird zur Betrachtung der qualitativen Wärmeausbreitung ein Thermografiebild der mit dem Parametersatz P100 (vgl. Tabelle 5.11) verschweißten Probe aufgenommen. Für die leichtere Unterscheidung zwischen erwärmten und nicht erwärmten Bereichen wird eine Schwarz-weiß-Darstellung verwendet. Die exakten Temperaturwerte werden hier nicht ausgewertet. Das Bild wird direkt nach der vollständigen Schweißung über 180 mm und in der geschlossenen Spannvorrichtung durchgeführt. In Abbildung 5.37 ist der Schweißnahtbereich vor der Schweißung zu sehen. Neben den gut zu identifizierenden Faserrovings ist in den hellen Farbbereichen die Durchwärmung von der Spannplatte zu beobachten. Die Spannplatte ist in diesem Fall noch von der vorherigen Schweißung vorgewärmt. In Abbildung 5.38 ist die Schweißnaht direkt nach der Schweißung zu sehen. Es liegt eine homogene Wärmeausbreitung an der Oberfläche des Werkstückes vor. Ebenso kann die Ausbreitung der Wärme in den Grundwerkstoff beobachtet werden. Die homogene Erwärmung sowohl über die Fügeflanschbreite wie auch die Schweißnahtlänge kann durch die Überlagerung der einzelnen statischen Erwärmungsfelder erklärt werden. Die statischen Erwärmungsfelder werden hierzu als kurze zeitdiskrete innere Wärmequellen betrachtet, die sich durch den Vorschub kontinuierlich überlagern. Hierdurch hebt sich

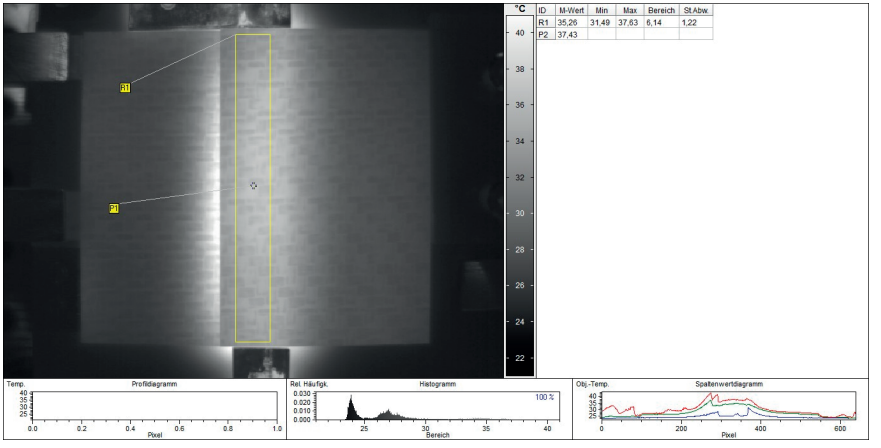


Abbildung 5.37: Wärmeausbreitung im Schweißnahtbereich bei der Schweißung P100: eingespannte Fügepartner vor Schweißung.

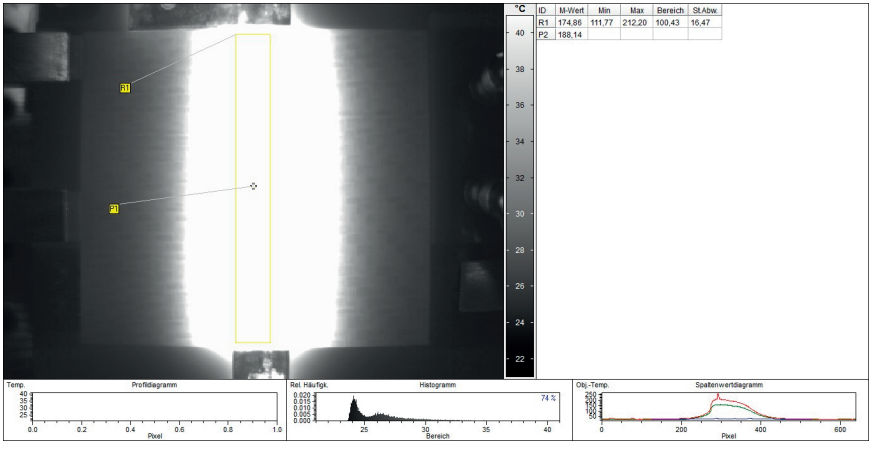


Abbildung 5.38: Wärmeausbreitung im Schweißnahtbereich bei der Schweißung P100: eingespannte Fügepartner nach Schweißung.

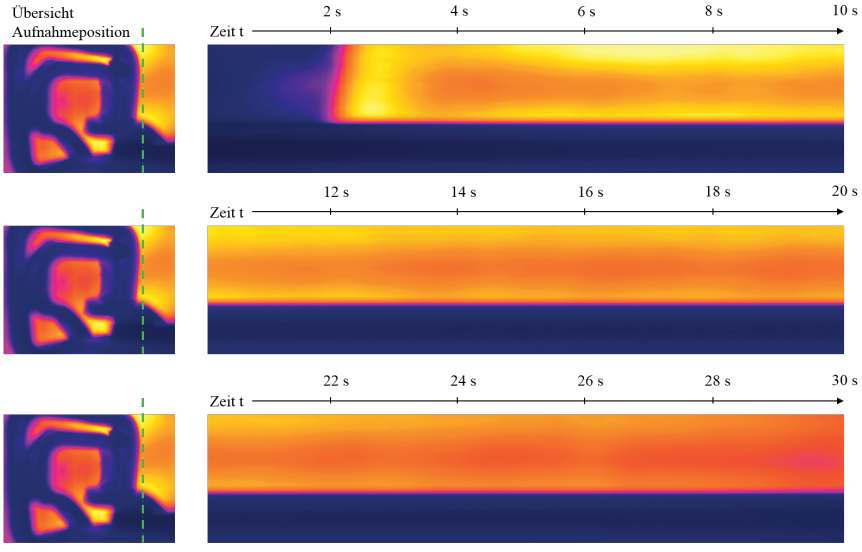


Abbildung 5.39: Qualitative Wärmeausbreitung über die Schweißdauer: Spaltenauswertung der am Schweißkopf mitfahrenden Thermografiekamer.

die zentrale Inhomogenität auf, die der spiralförmige Flächeninduktor herstellungsbedingt mit sich bringt. Zur Bestätigung des Erklärungsansatzes der homogenen Erwärmung im Flanschbereich wird eine kleine mobile IR-Kamera an der Schweißvorrichtung angebracht und die Erwärmung während der Energieeinbringung abgebildet. Die Aneinanderreihung der Einzelaufnahmen zu einem Filmstreifen mittels Spaltenauswertung ist in Abbildung 5.39 zu sehen. Für die erfolgreiche Verschweißung der beiden Laminate im Bereich der Überlappung ist jedoch die Temperatur im Bereich der Fügezone und somit zwischen den beiden Fügepartnern zu bewerten. Hierzu werden die Thermoelemente aus Abschnitt 4.1 mit einem resultierenden Durchmesser von nur ca. 0,1 mm eingebracht, um den Fügespalt so gering wie möglich zu halten. Hierdurch kann der Einfluss des Spaltes auf die Wärmeentwicklung und Ableitung vernachlässigt werden. Die Anordnung der Thermoelemente ist in Abbildung 5.40 zu sehen. Nach der Vorbereitung der Schweißproben wird die Schweißung unter Verwendung des temperaturgeregelten Parametersatzes P100 durchgeführt. Dieser hat sich aus den Analysen zur statischen Erwärmung und der Effektanalyse in Abschnitt 5.2.3 als geeigneter Parametersatz ergeben. Die Temperaturkurven, aufgetragen über der Schweißzeit an den Positionen T1 bis T12, sind im Diagramm in Abbildung 5.41 zu sehen. In der obigen Abbildung ist der Temperaturverlauf in der Kontaktebene zwischen Spannplatte und unterem Laminat (a), der Fügeebene (b) und der Oberfläche des oberen Laminates (c) dargestellt. Je Betrachtungsebene werden vier Positionen längs der Schweißnaht bewertet. Die Messpositionen der Thermoelemente befinden sich in der Mitte der Schweißnaht im Abstand von 10 mm der Probenkante.

Im Diagramm zur Temperaturentwicklung in der Fügeebene zeigt sich, dass der Scheitelpunkt der Temperaturkurven bei allen vier Messpunkten im grau hinterlegten Temperaturbereich zwischen der minimalen und maximalen Schmelztemperatur T_m liegt. Der Schmelzbereich bedingt sich aus den amorphen Anteilen im PA66 (vgl. 2.1). Die Zersetzungstemperatur T_Z wird in der Fügeebene nicht erreicht, lediglich bei der Oberflächentemperatur treten im Bereich des Nahtanfangs (Position T-09)

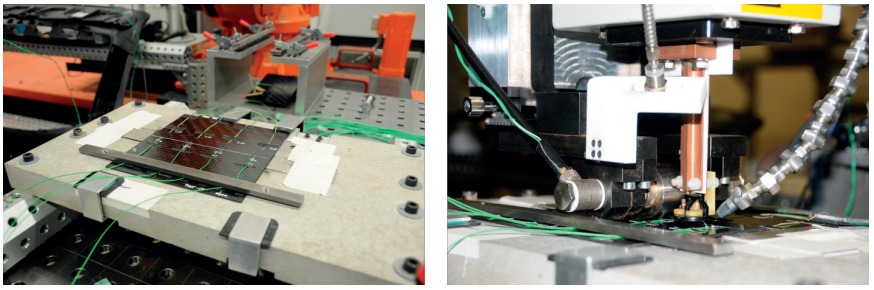


Abbildung 5.40: Versuchsaufbau mit Messpositionen und Schweißanordnung zur Temperaturmessung während der Schweißung der P100 Probe.

Tabelle 5.12: Ergebnis der LFM Messung zur mittleren Wärmeleitung des PA66-CF Gewebes.

Kennwert	Messung 1	Messung 2	Messung 3
Temperaturbereich T [°C]	120	160	200
mittlere Wärmeleitfähigkeit λ [W/mK]	0,488	0,435	0,429

eine kurzzeitige Überschreitung auf. Im Fall des PA66 liegt die Temperatur bei ca. 300 °C. Die geringe Steigung der Abkühlkurven weisen auf eine langsame selbstständige Abkühlung des Schweißbereiches hin. Dies kann mit der niedrigen Wärmeleitfähigkeit des Thermoplastes erklärt werden, die wegen der lokalen Anhäufungen der Matrix im Laminat zu einem Übergewicht bei der Beeinflussung der Wärmeleitung führt. In Abbildung 5.42 sind anhand eines Schliffes die matrixreichen Zonen dargestellt. Bestätigt kann dies durch die labortechnische Ermittlung der Wärmeleitung des PA66-CF Laminates in Köperbindung werden. Die im Labor aus dem Grundmaterial nach der Light Flash-Methode (LFM) gemessene Wärmeleitung ist temperaturabhängig. Für die drei Temperaturstufen 120 °C, 160 °C und 200 °C sind die Werte in der folgenden Tabelle aufgelistet. Die mittlere Wärmeleitung für den relevanten Temperaturbereich von 200 C liegt bei 0,429 W/mK. Als weiterer wichtiger Kennwert zur Beurteilung des Verhaltens des Temperaturfeldes ist die Wärmekapazität des Laminates von Interesse. Dies hat sowohl auf die Erwärmung wie auch auf die spätere Abkühlung Einfluss. Auch die spezifische Wärmekapazität c_p ist von der Temperatur abhängig. Die Messkurve ist in Abbildung A.5 zu sehen. Dieser Umstand hat zur Folge, dass ein homogenes lokales Temperaturfeld über dem Bereich von T_m vorliegt, das auch über einen ausreichend langen Zeitraum betsteht, um einen Stoffaustausch zu ermöglichen, und es auch den Polymerketten ermöglicht, ineinander zu verschlaufen. Dies ist nach Tappe und seinem Modell zum Heizelementstumpfstoßschweißen [41], wie bereits im Abschnitt 2.1.6 erläutert, notwendig, um einen robusten Schweißprozess darzustellen. Die Auslegung der Erwärmungs- und Abkühlkurve mit den Haltebereichen an den Scheitelpunkten sind wesentlich, um die Bedingungen nach [41] zu erreichen. In Abbildung 5.36 sind die Anlagentechnik zum Induktionsschweißen sowie die schematische Darstellung des Temperaturverlaufs in der Fügeebene über den gesamten Schweißprozess zusammengefasst.

Der Temperaturverlauf in der Abbildung ist aus den Messergebnissen zum Temperaturverhalten in der Fügeebene gestaltet und stellt ideale Bedingungen dar. In diesem Sinn ist auch der mögliche Einfluss der Spannvorrichtung auf die thermischen Bedingungen im Schweißnahtbereich zu beachten. Für die Untersuchungen in dieser Arbeit wird eine Spannplatte mit nahezu ideal isolierenden Eigenschaften verwendet. Anwendungsbezogen bedeutet dies mit einer Wärmeleitfähigkeit von 0,37 W/mK eine geringe Wärmeableitung aus den Fügepartnern in die Spannplatte. In Abbildung 5.37 ist zu beobachten, dass die in der Spannplatte gespeicherte Wärme aus den zuvor durchgeführten Schweißungen die Fügepartner vorwärmt. Ein möglicher Einfluss auf die zu erreichende Verbindungsfestigkeit

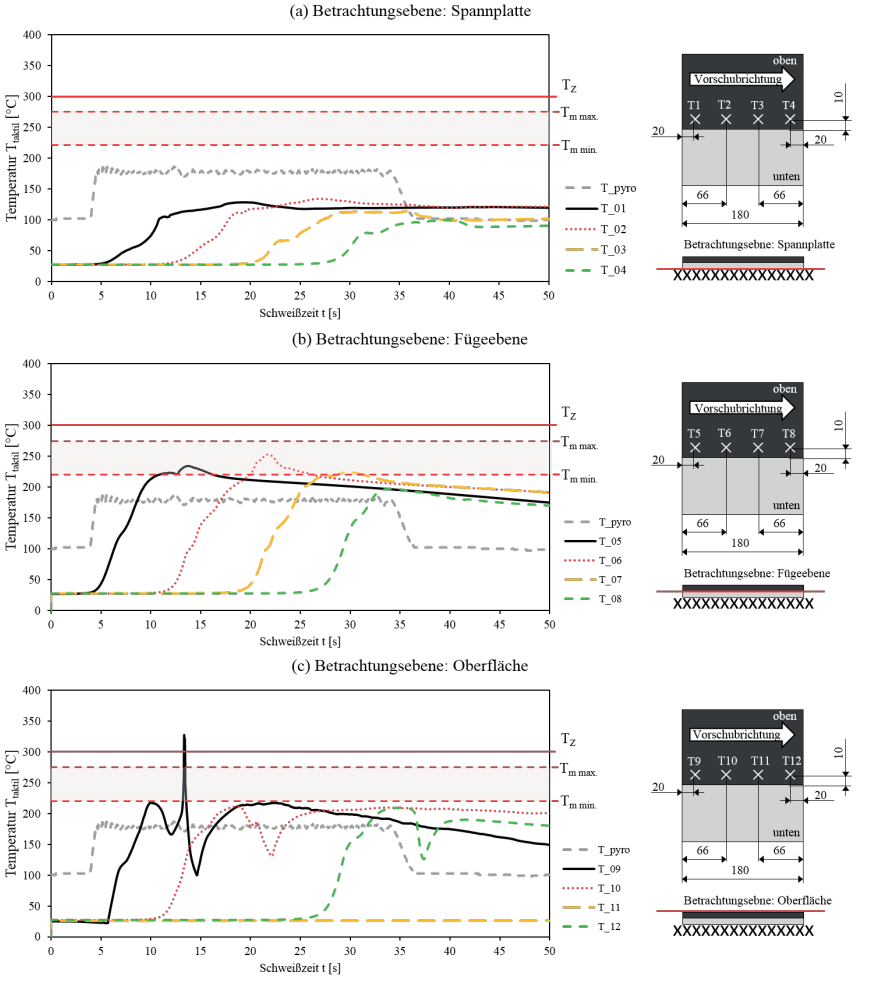


Abbildung 5.41: Mit Thermoelementen gemessener Temperaturverlauf während einer Schweißung der P100 Proben: (a) Betrachtungsebene Spannplatte/unteres Laminat, (b) Fügeebene und (c) Oberfläche des oberen Laminats.

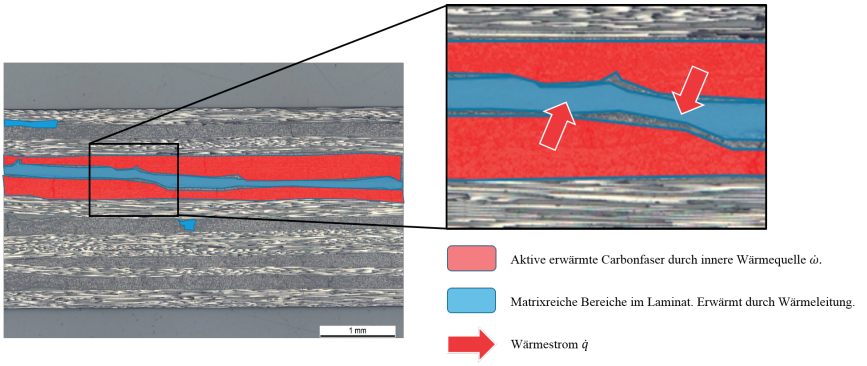


Abbildung 5.42: Erwärmungseffekte beeinflusst durch die matrixreichen Zonen im Laminat.

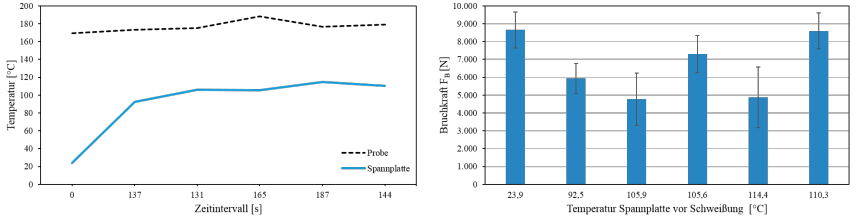


Abbildung 5.43: Einfluss der Spannplattentemperatur auf den Schweißprozess in der Schweißreihe P100: Spannplatten- und Probentemperatur im Vergleich (li.) und über die 6 Probenabschnitte gemittelte Bruchkraft in Abhängigkeit der Spannplattentemperatur (re.).

in Abhängigkeit zur Temperatur in der Spannplatte wird durch sechs hintereinander durchgeführte Schweißungen der P100-Reihe untersucht. Da die thermischen Verhältnisse starken Einfluss auf die Fläche der stoffschlüssigen Verbindung in der Überlappnaht besitzt, wird eine Auswertung der Bruchkraft zur Bewertung des Einflusses herangezogen, um den tatsächlichen Kraftwert zu erhalten. Die auf die Fläche normierte Verbindungsfestigkeit würde hier keine Unterscheidung des Temperatureinflusses ermöglichen. Die erste Schweißung wird bei einer Plattentemperatur von 23,9 °C durchgeführt. Nach der ersten Schweißung ist die Spannplatte vorgewärmt, so dass vor der Schweißung die Spannplatte eine Temperatur von 92,5 °C besitzt. Aus Abbildung 5.43 wird entnommen, dass die Temperatur bei den folgenden Schweißungen zwischen 105 und 114 °C beträgt und somit von konstanten Temperaturbedingungen nach der ersten Schweißung ausgegangen werden kann. Voraussetzung hierfür ist ein nahezu gleiches Zeitintervall zwischen den einzelnen Schweißungen. Dies würde jedoch einem getakteten Fertigungsprozess entsprechen. Werden die Bruchkräfte der Spannplatten- und Probentemperatur gegenübergestellt, so ist kein signifikanter Zusammenhang festzustellen.

5.3 Optimierung der Prozessparameter

Durch die Untersuchung der statischen und kontinuierlichen Erwärmung des PA66 CFRTP-Laminates liegt eine Effekt- und Wechselwirkungsanalyse der System- und Prozessparameter vor. Die Betrachtung des Temperaturverlaufes im Bereich der Schweißnaht liefert eine Aussage über die Bedingungen, die für eine funktionsfähige Verschweißung im Werkstoff notwendig sind. Die Optimierung des Prozesses durch eine umfangreiche empirische Untersuchung durch einen vollfaktoriellen Versuchsplan für unterschiedliche Laminatarten und Thermoplaste bedeutet erheblichen Zeit- und Materialaufwand. FEM ist für die Optimierung ein bewährtes Mittel, jedoch stellen sich bei der lokalen Betrachtung von FKV erhebliche Auflösungsschwierigkeiten durch die Annahme der Laminatschichten als Scheiben- bzw. Balken-Elemente (vgl. Kapitel 2.5.1). Modellierungen in Form der FEM zur Betrachtung des Temperaturverlaufs und der Abkühlung wurden bereits von Duhovic [88] und Bayerl [79] unter der Verwendung von LS-DYNA durchgeführt und die Auslegung des Schweißprozesses hinsichtlich der Oberflächenkühlung auch in dieser Arbeit damit beeinflusst.

Hier soll eine Methode verwendet werden, die auf den charakteristischen Einfluss der Faser und der Faserarchitektur eingeht. In diesem Fall stehen die Eigenschaften der Häufigkeit der Faserkreuzungspunkte sowie des Faservolumengehaltes und der Unterschiede der thermischen Kennwerte zwischen Faser und Matrix im Vordergrund. Diese Eigenschaften sollen in dem folgenden Optimierungsverfahren als Eingangsgrößen verwendet werden. Es wird ein semi-analytisches Optimierungsmodell auf Grundlage der physikalischen Zusammenhänge bei der induktiven Erwärmung von CFRTP sowie den Erkenntnissen aus der experimentellen Untersuchung aufgebaut. Die Validierung erfolgt durch die empirisch ermittelten Daten aus den bereits durchgeführten Untersuchungen. Im Anschluss der Methodenentwicklung soll dieses Verfahren zur weiteren Optimierung der Schweißparameter dienen, um den Prozess effektiver und qualitativ hochwertiger zu gestalten.

5.3.1 Modelle zur Beschreibung der Energieeinbringung

Für die Energieeinbringung wird das Kontrollvolumen im Bereich unter dem Induktor über die Dicke beider Fügepartner hinweg definiert. Dieses Kontrollvolumen (KV) wird für die statische wie auch für die spätere dynamische Energiebetrachtung verwendet. Aus der *Transformatorgleichung 2.19* und der

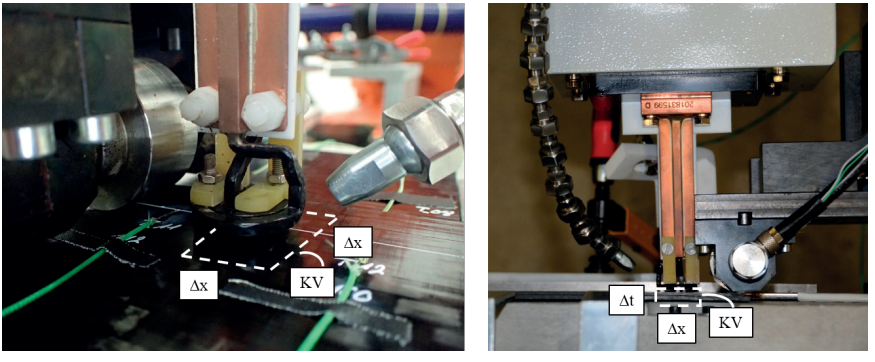


Abbildung 5.44: Versuchsaufbau zur Validierung des Optimierungsmodells mit dem Kontrollvolumen (KV) für die statische Betrachtung.

Energiegleichung 2.20 in Abschnitt 2.2 kann die Energiequelle zur Erwärmungsbetrachtung hergeleitet werden. Die Parameter, die Einfluss auf die Erwärmung in dieser Gleichung besitzen, sind in der folgenden Grafik zusammengefasst. Der Widerstand des Werkstücks wird jedoch bereits durch die

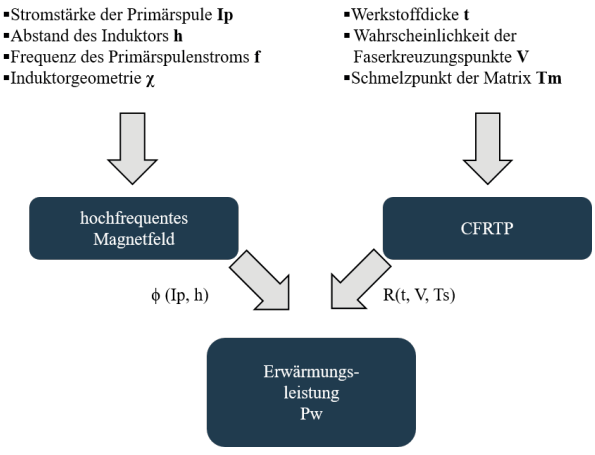


Abbildung 5.45: System- und Prozessparameter die als Input für das Optimierungsmodell verwendet werden.

variable Häufigkeit der Faserkreuzungspunkte beschrieben. Neben diesem Werkstückparameter haben die Stromstärke und die Form des Induktors (vgl. Kapitel 5.2.2) Einfluss auf die Energieeinbringung in das Werkstück. Aus dem *Induktionsgesetz* von *Maxwell* ergibt sich folgende allgemeine mathematische Beziehung für die ortsabhängige Feldstärke. Das Integral über die Leiterlänge und die Zeit führt zur folgenden Beziehung:

$$\oint_{\partial A} \vec{E} d\vec{s} = -\int \int_{A} \frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \cdot d\vec{A} \tag{5.3}$$

Abgeleitet aus der *Maxwell-Gleichung* ergibt sich die Beziehung nach *Biot & Savart* in Gleichung 5.4 [80]. Wegen der Abhängigkeit zur Position auf der Leiterschleife ergibt sich somit für jede Induktorgeometrie eine eigene Energiegleichung. Diese sind für die in dieser Arbeit verwendeten Induktortypen nach [113] hergleitet und in Abbildung 5.46 dargestellt.

$$B(\vec{r}) = \frac{\mu_r}{4\pi} \cdot \int_{\varphi} \frac{I \cdot d\vec{l} \vec{\nabla}((\vec{r}) - \vec{r'})}{\left|(\vec{r}) - \vec{r'}\right|^3} \tag{5.4}$$

Aus der Gleichung für einen kreisförmigen Induktor wird eine FEM-Simulation der Flussdichte für den Induktor I05 mit den Koppelabständen 2, 3 und 4 mm durchgeführt. Hierbei wird die Frequenz von 600 kHz bei der Stromstärke 10 A verwendet. Die Ergebnisse und der Vergleich zur Thermografiemessung mit dem identischen Induktor bei einer leicht abweichenden Frequenz von 620 kHz sind in den Abbildungen 5.47, 5.48 und 5.49 dargestellt. Die Berechnung stellen die Verteilung der magnetischen Flussdichte um den Induktor dar. In den Ausführungen in Kapitel 2.3.1 wird der Zusammenhang zwischen Flussdichte und der induktiven Erwärmung für carbonfaserverstärkte Werkstoffe beschrieben. Somit kann durch die empirische Untersuchung aus den vorherigen Abschnitten und dem Vergleich mit den Simulationsergebnissen in den obigen Darstellungen eine qualitative Validierung der Berechnung hinsichtlich der Erwärmungsintensität und geometrischen Verteilung erfolgen.

Aus dem Vergleich sind der Werkstoffeinfluss und die hierdurch entstehenden Temperaturspitzen zu erkennen. Wird eine gleichmäßig verteilte Häufigkeit der Faserkreuzungspunkte im Laminat angenommen, so kann dennoch relativ zum Induktor eine unterschiedliche Häufigkeit betrachtet werden. Im

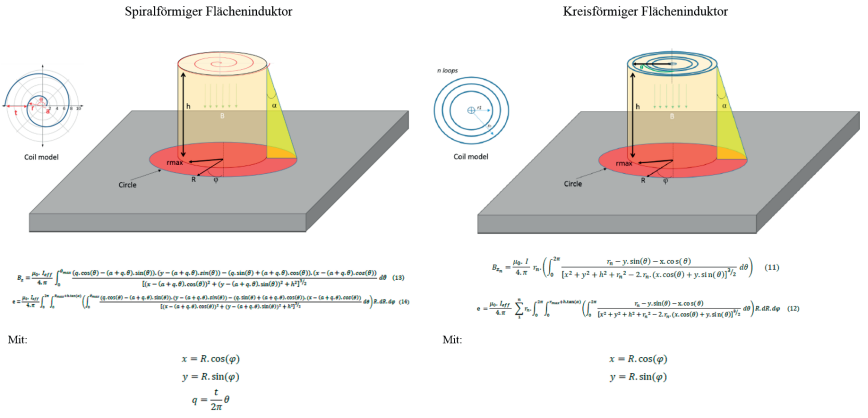


Abbildung 5.46: Geometrieabhängige Beschreibung der elektromagnetischen Feldstärke mit der *Biot & Savart Gleichung*.

Zentrum des Induktors treffen sich jeweils ein Faserroving aus der 0°- und 90°- Richtung. Entlang dieser Rovings sind niedrigere Temperaturen radial zum Induktor-Mittelpunkt zu beobachten. In den 45°-Richtungen können jeweils in allen vier Quadranten die Temperaturspitzen beobachtet werden. Hier liegt jeweils eine Überlagerung der Rovings vor und führt zur Erhöhung der vorliegenden Anzahl an Faserkreuzungspunkten. Aus dem Vergleich in Abbildung 5.47 wird diese Annahme bestätigt, da aus der Flussdichteberechnung in Umfangsrichtung eine nahezu homogene Flussdichteverteilung vorliegt, in der Temperaturmessung jedoch deutliche Unterschiede vorliegen.

5.3.2 Verwendetes Lösungsverfahren

Die mathematisch-physikalische Beschreibung der Flussdichte ist die Basis für die Optimierungsmethode. Im nächsten Schritt wird ein Lösungsverfahren benötigt, um die Parameteroptimierung zur Plastifizierung durchführen zu können. Hierfür wird das Interpolationsverfahren durch die *Radial Basis Funktion (RBF)* verwendet. Als Optimierungsgröße wird P_f in Abhängigkeit von φ verwendet. Hierbei erfolgt die Optimierung mittels eines normierten Wertes zwischen 0 und 1. Wobei der Wert 1 als das maximale Optimum zu werten ist.

$$P_f(w) = \sum_{j=1}^{N_x} c_j \cdot \varphi\left(\|w - w_j\|\right), x \in [0,1]^{N_p}; P_f(w) \in [0,1] \tag{5.5}$$

Mit:

$$r = \|\|w - w_j\|\|; \varphi \in [0, \infty[\tag{5.6}$$

x beschreibt die Position im Betrachtungvolumen der Optimierung. $c_[j]$ beschreibt den konstanten Vektor, der die physikalische Beschreibung repräsentiert. Dieser wird wie folgt hergeleitet. Grundlage für die Herleitung des Vektors c ist die Leistungsgleichung in Gleichung 5.7, abgeleitet aus der Energiegleichung 2.20:

$$P_W = \frac{(2\pi f \mu_r B_I A)^2}{R_W} \tag{5.7}$$

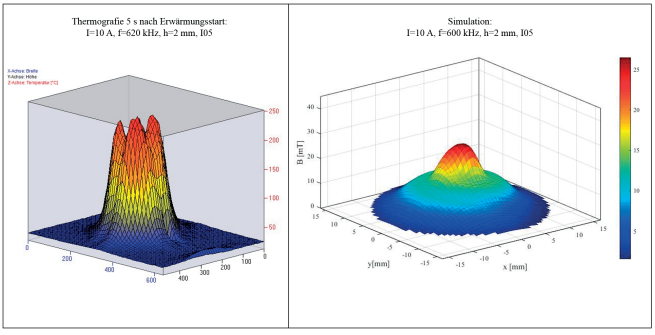


Abbildung 5.47: Thermografiemessung und Simulation bei dem Koppelabstand 2 mm.

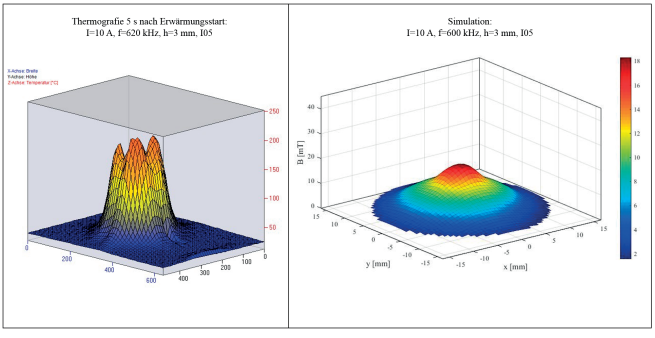


Abbildung 5.48: Thermografiemessung und Simulation bei dem Koppelabstand 3 mm.

Zur Herleitung von $\vec{c}$ wird zunächst die Funktion f_{x_i} mit den realen Werten aus den durchgeführten Messungen für den Punkt i aufgestellt.

$$P_f(w_i) = f_{w_i}; i = 1...N_x \tag{5.8}$$

Wird die Ortsfunktion in der Matrix $A_[ij]$ zusammengefasst:

$$A_{ij} = \varphi\left(\|w_i - w_j\|\right) \tag{5.9}$$

Mit den Gleichungen 5.8 und 5.9 ergibt sich aus der Gleichung 5.5 die Form

$$\vec{f} = [A] \cdot \vec{c} \tag{5.10}$$

Mit der Gleichung 5.10 kann der $\vec{c}$ ermittelt werden. Zur Lösung der Ortsfunktion φ_r können nach Mongillo [114] eine Reihe von Funktionen verwendet werden. In diesem Anwendungsfall kann die Auswahl auf die Funktion nach *Gauß* 5.11 und die *Multiquadratische Funktion* 5.12 eingegrenzt werden.

$$\varphi(r) = e^{-(\epsilon r)^2} \tag{5.11}$$

$$\varphi(r) = \sqrt{1 + (\epsilon r)^2} \tag{5.12}$$

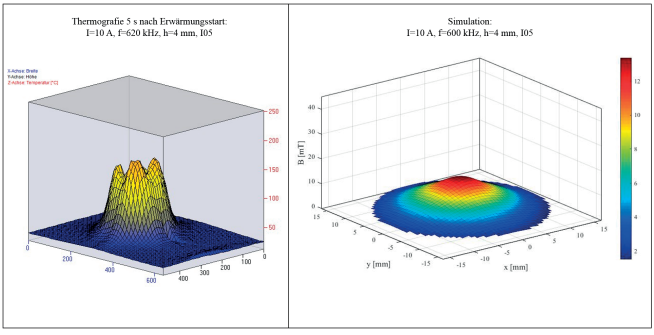


Abbildung 5.49: Thermografiemessung und Simulation bei dem Koppelabstand 4 mm.

Hierbei ist ϵ der positive Flächenparameter, mit dem die Güte und die Form der Interpolation festgelegt werden.

Da die Menge der physikalischen Parameter, die eingegeben werden, $w \in [0,1]^{N_p}$ und auch die Lösungsmenge der realen Werte in Form der Temperatur sich nicht nur im Mengenbereich $P_f(w) \in [0,1]$ befinden, muss eine Normierung, wie sie schematisch in Abbildung 5.50 zu sehen ist, stattfinden, um das Lösungsverfahren zu verwenden.

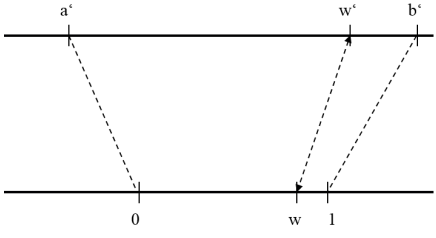


Abbildung 5.50: Normierung der realen Werte für die Lösung in der RBF.

$$w = \frac{w^{'} - a^{'}}{b^{'} - a^{'}} \tag{5.13}$$

$$w^{'} = w \cdot \left(b^{'} - a^{'}\right) + a^{'} \tag{5.14}$$

Zu beachten bei der Lösung mittels RBF sind die Notwendigkeit einer Datenbasis über ein möglichst großes Feld der möglichen Parameterkombinationen und die Anpassung des positiven Flächenparameters ϵ. Dieser muss dem realen physikalischen Verlauf entsprechen. Hierfür muss eine Kenntniss über den Kurven- und Flächenverlauf bereits vorhanden sein.

5.3.3 Durchführung der Optimierung

Die Durchführung der Interpolation mit dem Ergebnis der bestmöglichen Parametersätze, um die notwendige Schweißtemperatur im CFRTP-Laminat zu erreichen wird durch ein MATLAB-Programm erstellt. Für die Ein- und Ausgabe und Verarbeitung der Daten wird eine Excel-Datei erstellt und verwendet. Der Alauf der Optimierungsberechnung findet in fünf Schritten statt.

1. Initialisierung: Definition der Anzahl an Eingabeparametern und als Datenbasis vorliegender Untersuchungsergebnisse.
2. Festlegen der oberen und unteren Parametergrenzen.
3. Eingabe der durchgeführten Untersuchungen mit Parametersatz und Messwert aus den Experimenten.
4. Durch die Programmroutine wird der Optimierungsalgorithmus durchgeführt und anhand der Gleichungen 5.8, 5.9 und 5.10 die Interpolation des Parameterverhaltens erzeugt.
5. Ausgabe der Matrixwerte und des 3D-Plots mit dem Optimierungsergebnis.

Unterstützt wird die Bedienung dieser sequentiellen Abarbeitung durch eine Grafische-Benutzeroberfläche (GUI), die in Abbildung 5.51 zu sehen ist. Der Programm-Code ist im Anhang A.6 hinterlegt.

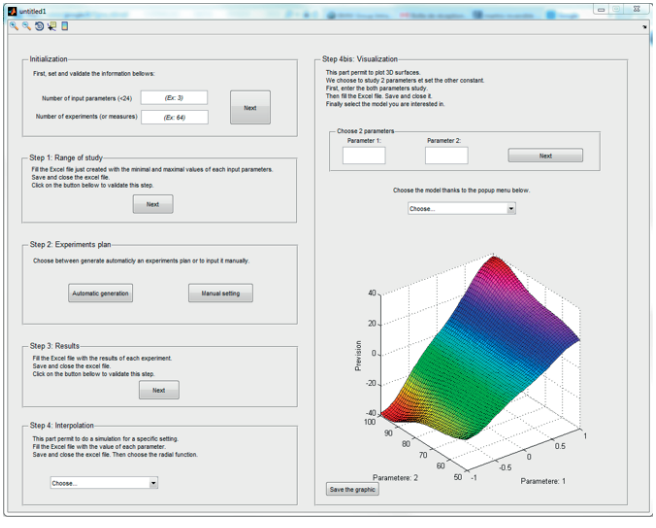


Abbildung 5.51: Grafische Benutzeroberfläche des MATLAB Programms.

5.3.4 Validierung des Optimierungsmodells

Zur Validierung des Berechnungsmodells wird die Studie zum Einfluss der Schwingkreisfrequenz aus Kapitel 5.2.3 verwendet. Hier wurde durch empirische Versuchsreihen festgestellt, dass mit zunehmender Frequenz und konstanter Leistung eine Erhöhung der Erwärmung zu beobachten ist. Ebenso konnte eine zunehmende Lokalisierung der höchsten Erwärmung in der Fügeebene beobachtet werden. Ein Teil der thermografisch ermittelten Temperaturwerte, die über das Messfeld verteilt (vgl. Abbildung

5.31) sind, werden für die Kalibrierung der Interpolationsgleichung verwendet. Die 81 Wertekonfigurationen werden wie in Abschnitt 5.3.3 beschrieben verarbeitet. Als Ergebnis wird das Flächendiagramm in der nachfolgenden Abbildung 5.52 erzeugt.

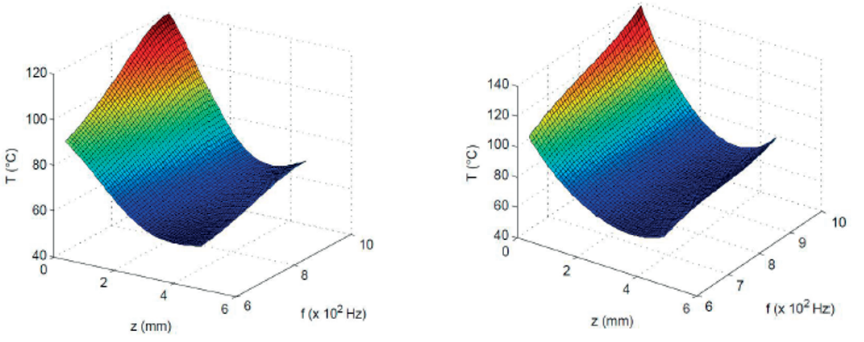


Abbildung 5.52: Ausgabe-Plot der Frequenzoptimierung: mit Gauß-Interpolation (li.) und Multiquadratischer-Interpolation (re.).

5.3.5 Dynamisches Berechnungsmodell

Aus dem Abgleich der Messwerte zur statischen Erwärmung und der induktorspezifischen Flussdichteberechnungen zeigt sich eine gute Korrelation. Um eine theoretische Ableitung für den gesamten Schweißprozess zu ermöglichen, ist es notwendig die statischen Erwärmungsbetrachtung mit einer Vorschubgeschwindigkeit zu verbinden. Hierfür werden die statisch ermittelten Erwärmungsfelder in zeitlich diskreten Abständen aneinandergereiht. Um die analytische Betrachtung zu bewerten, werden die Messungen aus dem Abschnitt 5.2.5 herangezogen. Wie sich zeigt, ist eine quantitative Betrachtung hieraus nicht möglich. Der qualitative Temperaturverlauf kann jedoch erfolgen und wird für die Vorauswahl der sinnvollen Vorschubgeschwindigkeiten verwendet.

5.4 Prozessfenster

Die Informationen aus den Untersuchung zur statischen und dynamischen Erwärmung sollen in einem Prozessfenster zur Herstellung einer Induktionsschweißnaht beschrieben werden. Aus der Einflussanalyse der Prozessparameter (vgl. Abschnitt 5.2.3) und der Untersuchung des kontinuierlichen Schweißprozesses hat sich für die Werkstoffkombination PA66-CF Laminate mit Köperbindung $t = 2{,}2\,\text{mm}$, der Parametersatz P100 (vgl. Tabelle 5.11) ergeben. Bei der empirischen Ermittlung dieses Parametersatzes mit der semi-analytischen Optimierungsmethode aus Abschnitt 5.3 wurde festgestellt, dass nicht nur ein Parametersatz geeignet ist. Über die Menge der Energieeinbringung kann eine charakteristische Energiekonstante definiert werden, deren Wert proportional zu den Prozessparametern ist und mit der Schweißnahtfestigkeit korreliert.

Die Herleitung der normierten Energiekonstanten K beginnt bei der Energiegleichung 2.20 aus Kapitel 2.2. Die Energie wird als diskretes Element ΔE betrachtet, wobei die Zeit in Form des diskreten

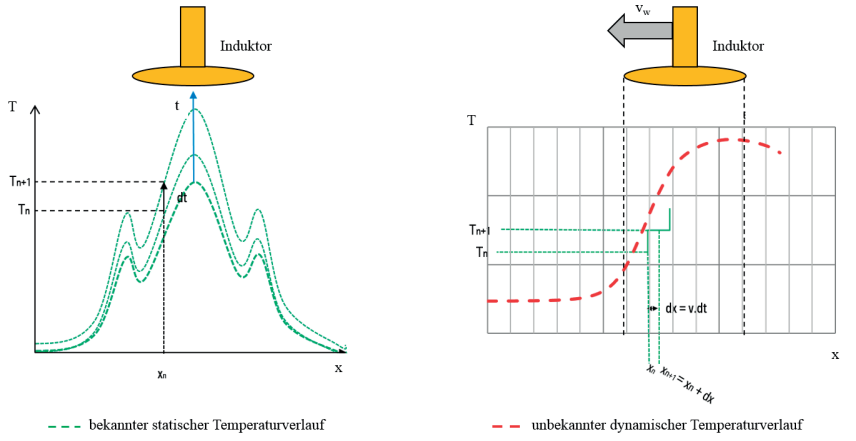


Abbildung 5.53: Überlegung zur Ableitung des dynamischen Temperaturverlaufs.

Zeitelements Δt einfliest. Es ergibt sich folgende Gleichung:

$$\Delta E = \frac{(f \cdot \mu_r \cdot I \cdot A)^2}{R_W \cdot r^2} \cdot \Delta t \tag{5.15}$$

Mit der Gleichung

$$\Delta t = \frac{\Delta s}{v_w} \tag{5.16}$$

wobei s die mit der Schweißgeschwindigkeit v_w zurückgelegte Strecke beschreibt, ergibt sich die Gleichung 5.17:

$$\Delta E = \frac{(f \cdot \mu_r \cdot I \cdot A)^2 \cdot \Delta s}{R_W \cdot r^2 \cdot v_w} \tag{5.17}$$

Die Systemparameter werden in der Konstanten X zusammengefasst. Es ergibt sich die Form

$$\Delta E = X \frac{f^2 \cdot I^2}{r^2 \cdot v}. \tag{5.18}$$

$$X = \frac{\mu_r \cdot A^2 \cdot \delta s}{R_W} = konst. \tag{5.19}$$

Es zeigt sich ein proportionales Verhalten der diskreten Energiemenge zu den Prozessparametern in Gleichung 5.20, wobei diese in der Konstanten K zusammengefasst werden.

$$\Delta E \propto \frac{f^2 \cdot I^2}{r^2 \cdot v}. \tag{5.20}$$

$$K = \frac{f^2 \cdot I^2}{r^2 \cdot v} \cdot 10^{-6}. \tag{5.21}$$

Der Mittelwert der über der gesamten Schweißnahtlänge von 180 mm ermittelten Bruchkräfte der Standardprobe (b=25 mm) werden über den Werten der Prozesskonstanten K aufgetragen. Hieraus ergibt sich das Prozessfenster in Abbildung 5.54 mit den farblich gekennzeichneten Qualitätsbereichen der erzeugten Schweißnaht. Datenbasis des Prozessfensters ist im Anhang A.8 zu finden. Bei

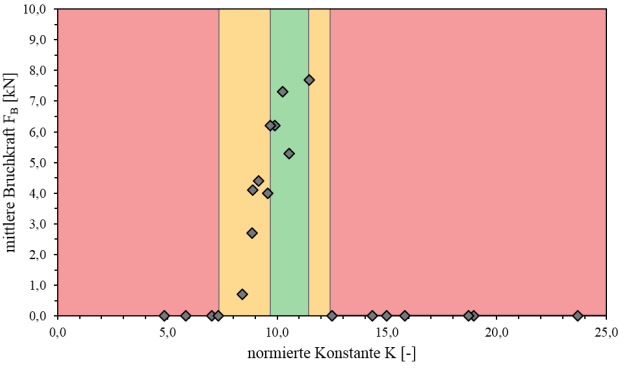


Abbildung 5.54: Auswertung der Bruchkraft über der normierten Prozesskonstanten K,
- grüner Bereich: Schweißnaht mit Festigkeitsanforderung,
- gelber Bereich: Schweißnaht ohne Festigkeitsanforderung,
- roter Bereich: keine Schweißnaht.

der bisherigen Betrachtung des Prozessfensters werden alle Schweißparameter als konstante Werte in dem Schweißrezept bestimmt. Es erfolgt nur eine Regelung der Fügekraft. Um das Schweißergebnis zu verbessern, wurde bereits eine Möglichkeit zur temperaturgeregelten Plastifizierung vorgehalten. Hierdurch werden Schwankungen aus dem Werkstoff bei gleichbleibender Laminatwandstärke ausgeglichen. Die Regelung verwendet die Oberflächentemperatur hinter der letzten Induktorwindung und vor der Konsolidierungsrolle. Aus der taktilen Messung der Temperatur in der Fügeebene T_4 bis T_7 und der Betrachtung der Oberflächentemperatur T_{pyro} während des kontinuierlichen Schweißprozesses in Abbildung 5.36 zeigt sich ein reproduzierbarer Zusammenhang zwischen beiden Temperaturen. Bei gleichbleibender konstanter Oberflächentemperatur stellt sich über die Nahtlänge in der Fügeebene die Temperatur zur Plastifizierung der Matrix ein. In Abbildung 5.55 ist der gemittelte Temperaturverlauf über drei Messungen und deren Abweichungskorridor aufgezeichnet. Wird eine Oberflächentemperatur $T_{Soll} = T_m - 100\,K$ mit einer Toleranz von $\pm 10\,K$ eingestellt, ergeben sich während des Schweißprozesses konstante Bedingungen zur Plastifizierung und der Viskosität, um eine stoffschlüssige Verbindung zu ermöglichen.

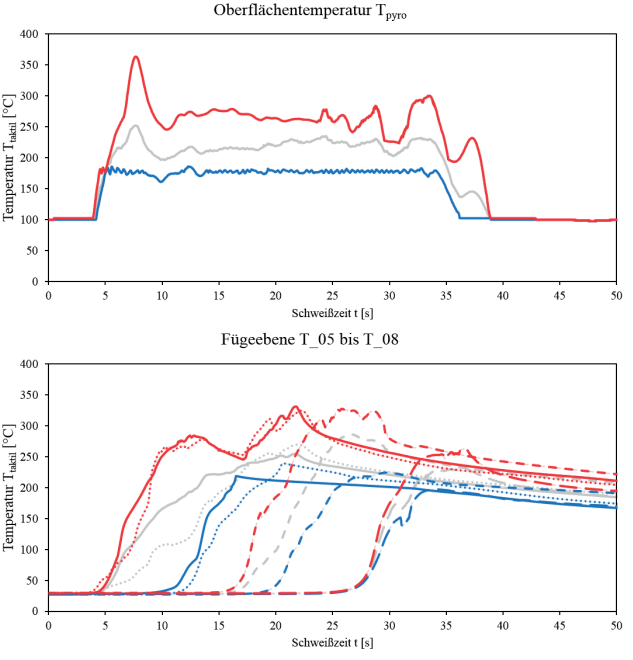


Abbildung 5.55: Prozessüberwachung der Plastifizierung: Grenzkurven zur Beurteilung der Prozessqualität,
- die strichlierte Linie beschreiben die Einzelkurven der drei gemessenen Temperaturverläufe, die durchgezogenen Linien beschreiben den gemittelten Temperaturverlauf,
- rote Linien beschreiben die zulässige Obergrenze,
- blaue Linien beschreiben die Untergrenze.

5.5 Diskussion

Fortführend zu der Prozessanalyse und der funktionsgerechten Auslegung der Systemkomponenten in Kapitel 4, wird im Kapitel 5 der erste Teilprozess, die Plastifizierung des CFRTP-Werkstoffes untersucht. In dieser Arbeit wird hierfür die Thermografie als geeignetes Messinstrument in Betracht gezogen. Dies bedeutet jedoch, dass einige teils komplexe Einflussgrößen, wie etwa der Emissionskoeffizient, der vom Betrachtungswinkel, der Oberflächenbeschaffenheit und der Temperatur abhängig ist, und die Störstrahlung aus der Umgebung notwendig sind. In Abbildung 5.2 ist ein Ishikawa-Diagramm dargestellt, welches die Einflussgrößen bei der pyrometrischen Temperaturmessung und der Thermografie zeigt. Da bislang in den Forschungsprojekten der TU Delft [53], der TU Kaiserslautern [52], [109] und der TU Braunschweig [20] Messungen der Oberflächen- und Fügespalttemperatur mit Thermoelementen durchgeführt wurden und die Untersuchungen von Moser [89] ein Pyrometer zur kontaktlosen Temperaturmessung verwendet hat, war es notwendig, die Messmethode zu Untersuchungen und den Anwendungsfall zu validieren. Die Untersuchungen zu den oben erwähnten Einflussgrößen sind in Abschnitt 5.2.1 beschrieben und belegen die Möglichkeit der Temperaturmessung durch die Thermografie unter Berücksichtigung des maximalen Betrachtungswinkels von 20°. Mit dieser Einschränkung kann direkt auf der Oberfläche des PA66/CF Gewebelaminates bis zur Ausbildung einer schmelzflüssigen Phase gemessen werden. Es ist sogar möglich eine Funktion zur Korrektur des Winkel- und Temperatureinflusses abzuleiten (vgl. Gleichung 5.2).

Hierzu wurde ein Abgleich der pyrometrischen Temperaturmessung mit der Thermografiekamera und dem Mittelwellenpyrometer durchgeführt. Als Referenz wurde hierzu die Temperaturmessung mittels Thermoelemente verwendet. Diese wurde auf zwei Arten durchgeführt. Zum einen durch aufgeklebte Thermoelemente im Fügespalt und der Oberfläche (vgl. Abbildung 5.5), zum anderen durch bei der Herstellung der Gewebe In-Situ eingebrachte Thermoelemente (vgl. Abbildung 5.14 und 5.15). Hierdurch wird ein thermisch isolierender Spalt zwischen dem Thermoplaste und dem verschweißten Thermoelementdraht vermieden.

Aus den Untersuchungen zur Eignung der Thermografie und der Messung mittels Mittelwellenpyrometer ergeben sich zwei wichtige Erkenntnisse: Es ist nun möglich eine qualitative und vor allem auch quantitative flächige Oberflächentemperaturbetrachtung von CFRTP-Geweben durchzuführen. Dies ermöglicht die Kombination der taktilen und theromgrafischen Messmethode, um detaillierte Betrachtungen des Einflusses der Prozess- und Systemparameter auf die Erwärmungsform und die Heizrate (vgl. Abbildung 5.21) zu untersuchen. Besonders zu erwähnen ist die Untersuchung des Einflusses der Schwingkreisfrequenz auf die Erwärmungstiefe (vgl. Versuchsreihe 7 in Tabelle 5.9) und der Faserorientierung (Versuchsreihe 1 in Abschnitt 5.2.2). Des Weiteren hat die Faserarchitektur (Versuchsreihe 2 und 3 in Abschnitt 5.2.2) erheblichen Einfluss auf die Geometrie der Wärmequelle. Theoretische Überlegungen und Herleitungen zum Einfluss dieser Systemparameter wurden 2002 von Yarlagadda und 2006 von Ahmed veröffentlicht. Prozesseinflussuntersuchungen und Optimierungen wurden mittels Thermoelemente in den Forschungsprojekten von Mitschang und Hümbert [109] durchgeführt. Ebenfalls am IVW der TU Kaiserslautern hat Bayerl [79] hiermit das numerische Simulationsmodell entwickelt und validiert.

Die weiteren Untersuchungen in diesem Abschnitt haben die Wirksamkeit der temperaturgeregelten Plastifizierung bestätigt (vgl. Abbildung 5.55) und anders als in den bisherigen Studien ein Prozessfenster von abgestimmten Schweißparametern (vgl. Abbildung 5.54) für die Schweißung der CFRTP Fügepartner aufgezeigt.

Ergänzend zur Prozessfensteruntersuchung um eine schnelle Aussage zur Schweißeignung des Werkstoffes zu ermöglichen wurde ein semi-analytisches Simulationsmodell entwickelt. Es soll die Auflösungsschwächen der numerischen Modelle im Bereich der dünnen Filamente und der Faserorientierung verbessern und eine Optimierung des Prozesses durch die Kombination aus empirisch ermittelten Daten und physikalischen Gleichungen ermöglichen.

6 Rekonsolidierung und Schweißnahteigenschaften

Die mechanischen Kennwerte der Schweißnaht sind davon abhängig, in welcher Güte nach der Wiedererstarrung die Ausbildung des Polymere und Kristallgefüge wiederhergestellt werden kann. In Abschnitt 2.1.5 ist bereits der Begriff der Konsolidierung bzw. Rekonsolidierung erklärt. Um die ursprünglichen Eigenschaften des Polymeres möglichst gut wieder zu erreichen, sind der Fügedruck und der Abkühlgradient möglichst optimal einzustellen. Besonders bei den teilkristallinen Polymeren ist auf die zeitliche Komponente des Abkühlgradienten zu achten, um die Kristallbildung zu ermöglichen. Der Anteil der amorphen und kristallinen Phasen ist entscheidend für die mechanischen Eigenschaften dieser Polymerart (vgl. die Ausführungen in Kapitel 2.1.2). In den folgenden Versuchsreihen wird für den teilkristallinen Thermoplast PA66 ein Prozessfenster der Rekonsolidierung ermittelt. Anhand der Verbindungsfestigkeit und der Versagensmechanismen wird ein Optimum ermittelt und Grenzbereiche definiert.

6.1 Rekonsolidierung teilkristalliner Polyamide

Die Carbonfaser hat hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften zwei Einflussfaktoren, die sich aus den Herstellverfahren von FKV und der Konsolidierung in Abschnitt 2.1.4 und 2.1.5 ableiten. Dies ist einerseits der Einfluss auf die Durchdringung und Durchmischung des plastifizierten Thermoplastes zwischen den beiden Laminaten. Dies ist eine der Hauptursachen für Defekte wie z.B. Poren und Trockenstellen im Laminat bzw. der Schweißnaht. Der zweite Anteil an der Konsolidierung ergibt sich aus der sehr hohen Wärmeleitfähigkeit der Carbonfaser. Dies beeinflusst die Wärmeableitung aus der Fügezone und somit das Abkühlverhalten.

6.1.1 Wärmetransportmechanismen während der Rekonsolidierung

Die stark unterschiedlichen Eigenschaften der Wärmeleitfähigkeit und der Wärmekapazität des PA66 und der Carbonfaser beeinflussen den Abkühlungsverlauf. In der folgenden Tabelle sind die beiden thermischen Kennzahlen gegenübergestellt. Wird die Abkühlung des zuvor induktiv erwärmten Bereichs betrachtet, ist in Abbildung 6.1 zu beobachten, dass sich während der Erwärmung lokale Erwärmungsspitzen an den Stellen mit relativ höheren Häufigkeit der Faserkreuzungspunkte ergeben, so wie eine starke Wärmeausstrahlung längs der Fasern geschieht. Am Ende der Erwärmung geschieht

Tabelle 6.1: Vergleich der thermischen Eigenschaften des Matrix- und Faserwerkstoffs, vgl. Tabelle 4.4.

Kennwert	Faser	Matrix
Wärmeleitfähigkeit Λ [W/mK]	9,37	0,33
spez. Wärmekapazität c_P [J/kgK]	735,6	1700

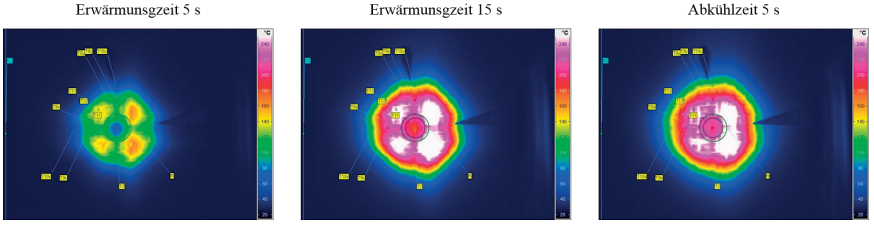


Abbildung 6.1: Verlauf der Wärmeausdehnung und Ableitung, beobachtet durch die Thermografiekamera der Versuchsreihe IS-SE-01-04-a .

Tabelle 6.2: Übersicht der Versuchsreihen zur Ermittlung de Konsolidierungsparameter.

Versuchsreihe	Vorlauftemperatur T_{KV} [°C]	Fügekraft F_S [N]	Rollen-Durchmesser D_{KR}- [mm]	Leistung P[kW]	Schweißgeschwindigkeit v_w[m/s]	Koppelabstand h[mm]	Induktor	Druckluftkühlung
KT-01	10,0	120	40	0,75	0,36	2	I05	ja
KT-02	18,0	120	40	0,75	0,36	2	I05	ja
KT-03	25,0	120	40	0,75	0,36	2	I05	ja
KF-01	18,0	30	40	0,75	0,36	2	I05	ja
KF-02	18,0	120	40	0,75	0,36	2	I05	ja
KF-03	18,0	160	40	0,75	0,36	2	I05	ja
KF-04	18,0	200	40	0,75	0,36	2	I05	ja
KF-05	18,0	320	40	0,75	0,36	2	I05	ja
KR-01	18,0	120	40	0,75	0,36	2	I05	ja
KR-02	18,0	120	80	0,75	0,36	2	I05	ja
KD-01	18,0	120	40	0,75	0,36	2	I05	ja
KD-02	18,0	120	40	0,75	0,36	2	I05	nein

eine Homogenisierung der Erwärmungszone. Das betrachtete Kontrollvolumen wird durch ein homogenes Temperaturfeld beschrieben, welches durch eine örtlich gleichmäßige Abkühlung an Temperatur verliert. Das träge Abkühlungsverhalten lässt auf eine Dominanz des Thermoplastes während der Abkühlung schließen. Die Auslegungsbetrachtung der Systemtechnik hinsichtlich der Rekonsolidierung im Schweißnahtbereich in Abschnitt 4.3.2 fordert eine Abkühlleistung durch die flüssigkeitsgekühlte Konsolidierungsrolle von 284,0 W. Anlagenseitig ist dies bereits bei einer Durchflussmenge von 0,1 l/min und einer Vorlauftemperatur von 16°C bis 22°C gegeben (vgl. Tabelle 4.6). In dieser Betrachtung ist bereits die Abkühlung durch Strahlung in die Umgebung $\dot{Q}_S$ betrachtet. Die freie Konvektion $\dot{Q}_\alpha$ wird hierbei vernachlässigt. Auch der Einfluss der Wärmeableitung $\dot{Q}_\lambda$ ist berücksichtigt. In Gleichung 4.22 wird deutlich, dass der Faservolumengehalt linear in die Wärmeableitung eingeht. Somit ist mit abnehmendem Faservolumengehalt eine Zunahme der Abkühlleistung durch die Konsolidierungsrolle gefordert.

6.1.2 Experimentelle Untersuchung der Konsolidierungsparameter

Zur experimentellen Ermittlung der Konsolidierungsparameter werden die Versuchsreihen in Tabelle 6.1 durchgeführt. Im folgenden Abschnitt sind die einzelnen Untersuchungsschwerpunkte unterteilt in:

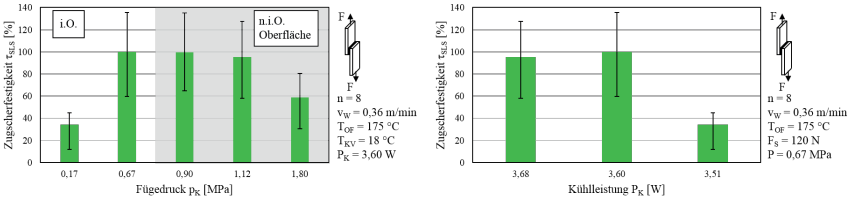


Abbildung 6.2: Ermittlung der Rekonsolidierungsparameter Schweißkraft F_S (li.) und Vorlauftemperatur T_{KV} (re.).

Versuchsreihe KT: Einfluss der Vorlauftemperatur

Bei der Analyse des Abkühlgradienten wird die Temperaturführung der Vorlauftemperatur betrachtet. Der Volumenstrom wird gemäß den Informationen aus Tabelle 4.5 konstant auf 0,7 l/min eingestellt. Hier ist durch den gerade entstehenden Umschlag auf eine turbulente Srömung in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle ein Sprung zur höheren Kühlleistung zu verzeichnen.

Die Ergebnisse der Versuchsreihe KT zur Vorlauftemperatur sind im rechten Diagramm der Abbildung 6.2 dargestellt. Es zeigt sich ein deutliches Optimum bei einer Vorlauftemperatur T_{KV} zwischen 10 und 18 °C. Wird T_{KV} höher als 18 °C gewählt, fällt die Zug-Scher-Festigkeit τ_{SLS} deutlich ab.

Versuchsreihe KF: Einfluss der Fügekraft

Der Rekonsolidierungsdruck ergibt sich aus der Geometrie der Rolle und der Fügekraft, die auf die Rolle beaufschlagt wird. Hieraus ergibt sich nach der Berechnung in Kapitel 4.3.2 für den Fügekraft-Wert von 120 N ein Konsolidierungsdruck in der realen Kontaktfläche (178 mm^2) zwischen Rollenoberfläche und Polymereoberfläche von 0,67 MPa. Im linken Diagramm in Abbildung 6.2 ist der Festigkeitsverlauf mit zunehmender Fügekraft F_S dargestellt. Mit einem realen Konsolidierungsdruck von 0,67 MPa ergibt sich das Optimum der Festigkeit, in der Abbildung beschrieben als 100% Referenzwert.

6.1.3 Ablauf der Rekonsolidierung

Die gesamte Rekonsolidierung der kontinuierlichen Schweißung wird durch die Konsolidierungsrolle, den Abstand zum Induktor (a) und den Durchmesser der Rolle D_{KR} bestimmt. Die Druckluftkühlung, die während der Plastifizierung die Überhitzung der Oberfläche verhindert, hat ebenfalls einen Einfluss auf die Abkühlung der Schweißzone, jedoch noch bevor der Konsolidierungsdruck durch die Fügekraft auf die plastifizierte Zone wirkt. Der Ablauf der Rekonsolidierung ist in folgendem Absatz beschrieben. In Abbildung 6.3 ist der qualitative Temperaturverlauf während der Plastifizierungs- und den Konsolidierungsphasen I bis III dargestellt. Im oberen Teil des Bildes ist die Anordnung des Induktors (a) und der Konsolidierungsrolle (b) zu sehen. Die Phasen der Konsolidierung lassen sich wiederum in Phasen der freien Abkühlung, Phase I und Phase III, und der erzwungenen Abkühlung in Phase II unterteilen. Die Phase I wird durch die Abkühlungseffekte der Wärmeleitung in benachbarte kühlere Bereiche im Laminat sowie der freien Konvektion mit der Umgebungsluft beschrieben. Beeinflusst wird diese Phase durch die einstrahlende Erwärmung aus der Plastifizierungszone aber auch durch einen geringen Anteil an erzwungener Konvektion durch Turbulenzen, die von der Oberflächenkühlung im Bereich des Induktors wirken. Die Phase III hingegen ist lediglich durch die freie Konvektion mit der Umgebungsluft beschrieben, da der Temperaturgradient zwischen dem Fügeflansch und den kühleren Laminatregionen bereits so stark abgenommen hat, dass eine Wärmeleitung vernachlässigt werden kann.

Die aktive und gesteuerte Abkühlung findet in der Phase II statt. Einfluss auf den Abkühlgradienten in dieser Phase haben der Abstand x_{KR} zwischen Induktor und Konsolidierungsrolle, die Abrollge-

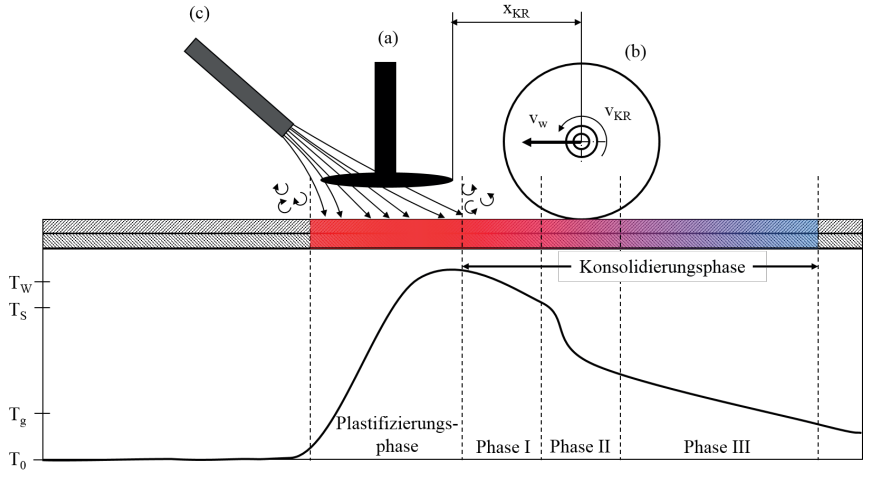


Abbildung 6.3: Darstellung der Konsolidierungsphasen bei dem kontinuierlichen Schweißprozess mit dem qualitativen Temperaturverlauf bei einem PA66-CF Gewebe 2-2 Laminat.

schwindigkeit v_{KR} der Rolle, die Oberflächentemperatur und der Wärmeabtransport durch die Rolle. Dies wird durch den Durchfluss des Kühlwasser Q_{KR} und der Vorlauftemperatur T_{KV} gesteuert. Auch in dieser Phase findet eine passive Abkühlung durch den Wärmestrom von der Fügezone in die angrenzenden kälteren Bereiche des Laminates statt. Die Darstellung der wirkenden Wärmetransportvorgänge sind in Abbildung 4.24 und 6.1 zu finden.

Versuchsreihe KR: Einfluss des Rollendurchmessers

Bei der Erläuterung der Konsolidierungsphasen zeigt sich die geometrische Abhängigkeit der Konsolidierungsvorgänge. Die Vorschubgeschwindigkeit bringt die Zeitkomponente mit ein und beeinflusst hierdurch die Einwirkdauer der aktiven und passiven Kühlung sowie des lokalen Konsolidierungsdrucks. Insbesondere der Durchmesser der Rolle hat wegen der hieraus resutierenden Abrollgeschwindigkeit den Abkühlgradienten über der Phase I und II. Bevor die Untersuchung der Nahtqualität betrachtet wird, hier eine kurze Erklärung dessen was geschieht, wenn der Rollendurchmesser zunimmt. Bei konstanter Schweißgeschwindigkeit bleibt die Abrollgeschwindigkeit konstant, jedoch vergrößert sich wegen des höheren Bauraumbedarfs der Roll die Strecke x_{KR}. Somit erhöht sich die passive Abkühlzeit in Phase I.

Dies zeigt sich in einem deutlich stärkeren Eindruck der Konsolidierungsrolle und einer porösen Oberfläche mit Blasenbildung in Abbildung 6.4. Als Folge der verzögerten Abkühlung durch den vergrößerten Abstand x_{KR} ist in der linken Abbildung eine starke Veränderung des Faserverlaufs festzustellen.

Versuchsreihe KD: Einfluss der Druckluftkühlung

Die Druckluftkühlung im Bereich des Induktors dient während der Plastifizierung zur Kühlung der Oberfläche, um eine Überhitzung zu verhindern. Dies hat einen positiven Oberflächeneffekt auf die Schweißnaht während der Konsolidierung, da die Oberfläche hierdurch weniger stark aufschmilzt und

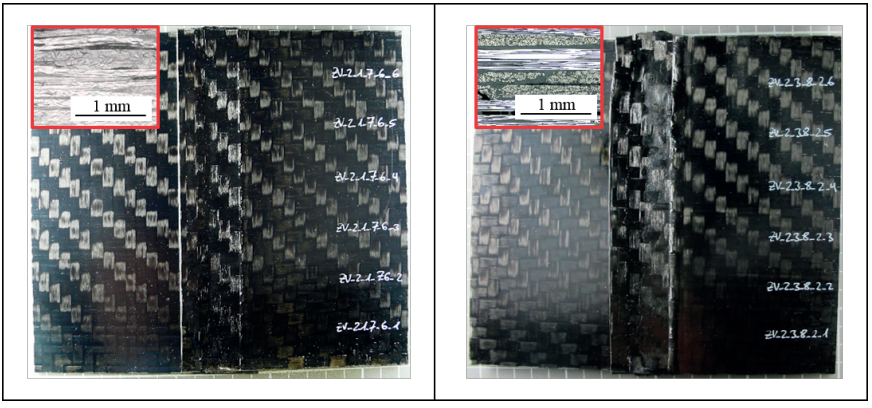


Abbildung 6.4: Schweißnaht der Versuchsreihen KR-01 mit Rollendurchmesser D=40 mm (li.) und Versuchsreihe KR-02 mit Rollendurchmesser D=80 mm (re.).

somit eine gleichmäßige geschlossene Oberflächenbeschaffenheit aufweist. Durch die Oberflächenkühlung während der Plastifizierung wird die Aufschmelzung der Oberfläche reduziert und dennoch die vollständige Plastifizierung des oberen Laminates und der Fügeebene sichergestellt.

6.2 Eigenschaften der Schweißverbindung

Nachdem der Einfluss der Konsolidierung auf die Verbindungsqualität und die Oberflächenqualität beschrieben wurde, soll in den folgenden Ausführungen die ausführliche Analyse der Schweißverbindung durchgeführt werden. Mit den Ergebnissen der schweißtechnischen Untersuchung erfolgt die Charakterisierung der Schweißverbindung unter Berücksichtigung der für die Werkstoffpaarung geeigneten Schweißparameter.

6.2.1 Oberflächeneigenschaften

Die Oberflächenqualität der Schweißnaht wird an der Oberseite und Rückseite unabhängig betrachtet. Die Rückseite zeigt hierbei keinerlei Abzeichnung und Aufschmelzung auf, da die Plastifizierung des unteren Laminates nicht vollständig stattfindet. Auf der Oberseite ist je nach Intensität der Druckluftkühlung eine Abzeichnung bzw. eine Aufschmelzung mit Faserbeeinträchtigung möglich. Eine Klassifizierung der Oberflächenqualität ist in Abbildung 6.6 zu finden. Hierbei beschreibt die Klasse A eine bestmögliche Oberfläche, die den Grundwerkstoffeigenschaften vor der Schweißung entspricht. Die Klasse B stellt eine akzeptable Oberfläche dar, wobei in diesem Fall keine Schädigung der innenliegenden Matrix und des Faserverlaufs vorliegt. Vertreter der Klasse C beschreiben ein nicht genügende Oberflächenqualität, welches insbesondere auf die Schädigung des Faserverlaufs und der freiliegenden Fasern vorliegt.

6.2.2 Bruchflächen

Bei der Betrachtung der Bruchflächen nach der zerstörenden Prüfung ist ein flächiger, kohäsiver Bruch zu erkennen (vgl. Abbildung 6.7). Dies lässt auf ein vollkommenes flächiges Aufschmelzen der thermoplastischen Matrix in beiden Fügepartnern schließen. Dies erlaubt den Schluss auf eine stoffschlüssige

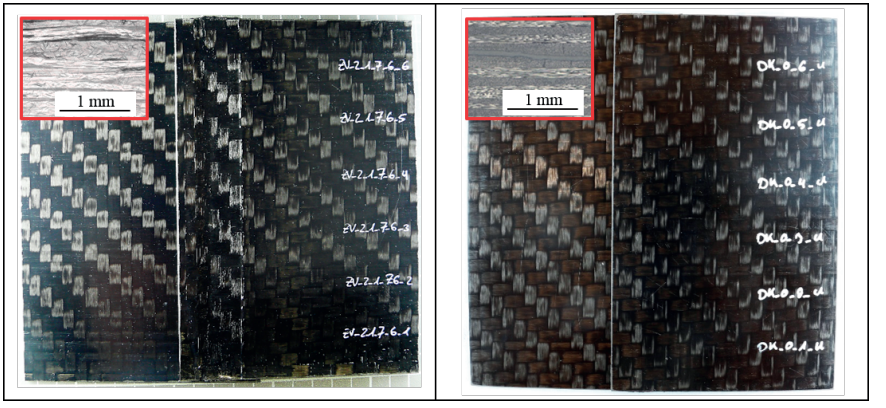


Abbildung 6.5: Schweißnaht der Versuchsreihen KD-01 ohne Druckluftkühlung (li.) und KD-02 mit Druckluftkühlung (re.).

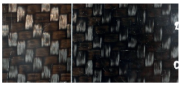
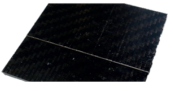
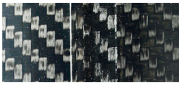
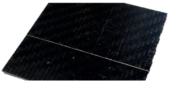
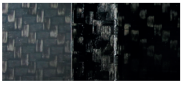
Klassifizierung	Beschreibung	Bild der Oberseite	Bild der Rückseite
A, i.O.	▪ Keine Abzeichnungen auf der Ober- und Rückseite ▪ Keine Oberflächenporen ▪ Keine oberflächliche Aufschmelzung		
B, i.O.	▪ Leichte Abzeichnungen auf der Vorderseite ▪ Keine Abzeichnung auf der Rückseite ▪ Eindruck der Konsolidierungsrolle $\leq 0{,}5$ mm ▪ Kleinräumige Aufschmelzungen an der Oberfläche ▪ Vereinzelte Poren		
C, n.i.O.	▪ Starke Abzeichnungen auf der Vorderseite ▪ Keine Abzeichnung auf der Rückseite ▪ Eindruck der Konsolidierungsrolle $> 0{,}5$ mm ▪ Zersetzung der Matrix an der Oberfläche ▪ freiliegende Fasern		

Abbildung 6.6: Klassifizierung der Schweißnahtoberfläche.

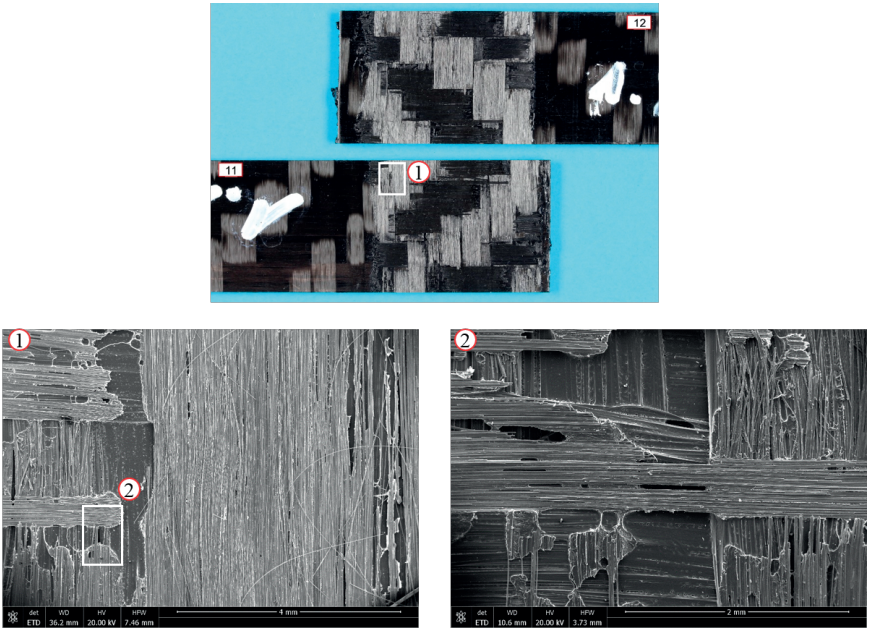


Abbildung 6.7: Bruchflächen der zerstörend geprüften Zug-Scher-Probe K0-101-3: Übersicht (oben) und REM-Detailaufnahmen (1) und (2) (unten).

Verbindung zwischen den Matrixwerkstoffen der beiden Fügepartner. Um neben der visuellen Beurteilung mit dem menschlichen Auge die Aussage hinsichtlich der Bruchfläche und der hieraus abzuleitenden Schadensanalyse zu bestätigen, werden REM Aufnahmen erstellt. In der folgenden Zusammenstellung sind die Ergebnisse zu finden. Sie bestätigen das Substratversagen in der PA66-Matrix.

6.2.3 Analyse der Verbindungsfestigkeit

Der festigkeitsbestimmende Mechanismus beim thermischen Schmelzschweißen von Faserverbundwerkstoffen lässt sich unterteilen in die Wechselwirkung zwischen Faser und Matrix sowie dem Einfluss des Polymeres und dessen Vernetzung während der Konsolidierung. Um das gewünschte Ziel der Grundwerkstofffestigkeit zu erreichen, müssen beide Arten des Einflusses berücksichtigt werden.

Zunächst werden die Effekte innerhalb des Polymers betrachtet. Bei dem hier vorliegenden Kunststoff handelt es sich um ein teilkristallines Polyamid. Der Anteil zwischen kristallinen Gefügen und amorphen Gefügen hat nach Ehrenstein [13] Einfluss auf die thermisch-mechanischen Eigenschaften des Polymers. Es wird angenommen, dass im Grundwerkstoff die idealen thermisch-mechanischen Materialkennwerte vorliegen. Diese stellen die Referenz für die Kennwerte in der Verbindungsstelle nach abgeschlossenem Schweißprozess dar. Daher sollte der im Grundwerkstoff vorliegende Kristallisationsgrad auch in der Schweißnaht erreicht werden. In Abschnitt 2.1.2 und 2.1.6 ist der Einfluss des Fügedrucks und der Abkühlgeschwindigkeit auf die Haftungsmechanismen und der Ausbildung einer intakten Polymerestruktur mit dem charakteristischen Kristallinitätsgrad beschrieben. Nach Ehren-

stein und Potente stellen diese einen bedeutenden Anteil an der Verbindungsfestigkeit dar. Dies wird in den folgenden Untersuchungen an der Induktionsschweißnaht analysiert.

6.2.4 Eigenschaften des Grundwerkstoffs

Die Grundlage für die Bewertung der mechanischen Kennwerte einer Schweißnaht beruht auf den Eigenschaften des Grundwerkstoffs. In diesem Fall handelt es sich um die mechanischen und herstellungsbedingten Qualitätseigenschaften des PA66-CF Gewebelaminates in Köperbindung. Als Verstärkungsfaser wird eine 12K Endlosfaser der Firma Toray verwendet. Das Laminat besteht aus sieben Lagen eines vorimpägnierten Prepregs. Die Materialdicke der vorimprägnierten Prepregs beträgt 0,26 mm. Die resultierende Materialdicke der siebenlagigen Platten mit den Abmessungen 950 mm x 800 mm beträgt 2,00 ±0,20 mm. Die Prepregs werden mittels Pulverimprägnierung hergestellt, die Konsolidierung der Platten erfolgte bei der Fa. Solvay auf einer statischen Heizpresse. Die Porosität beträgt 0,2 Vol.-% [115]. In der folgenden Darstellung in Abbildung 6.8 sind die Materialeigenschaften zusammengefasst. Um für die nachfolgenden Schweißuntersuchungen Vergleichswerte der Werkstoffbeschaffenheit zu erhalten, wird eine zufällig aus der Liefercharge entnommene Platte verwendet, um vor dem eigentlichen Versuchsprogramm das Material in 0°-Richtung und in 90°-Richtung durch eine mikroskopische Betrachtung auf Fehlstellen und Faserlage zu untersuchen. Die betrachtete Schlifflänge beträgt 25 mm. Um eine Überprüfung auf die gesamte Platte zu ermöglichen, werden aus drei Bereichen, die in Abbildung 6.9 zu sehen sind, Proben für die Mikroskopie wie auch die Computertomografie entnommen. Hierbei ist ersichtlich, dass vereinzelt Brüche in den Faserrovings sowie eine regelmäßig über die Gesamtplatten festzustellende Anhäufung von Matrixmaterial in den Schattenbereichen der Faserondulation vorliegt. Die beschriebenen Auffälligkeiten sind in den Mikroskopaufnahmen in Abbildung 6.10 dargestellt. Um die Porosität im Laminat, Veränderungen in der Verteilung von Matrixanhäufungen und die Faserlage nach dem Schweißvorgang bewerten zu können, werden neben der Mikroskopie auch Untersuchungen mittels CT durchgeführt, siehe hierzu Abbildung 6.11. Die Mikroskopaufnahmen wie auch die CT-Untersuchung bestätigen einen niedrigen Porengehalt, kein Vorkommen von größeren Poren oder Fehlstellen, eine den Spezifikationen entsprechende Faserorientierung sowie eine den Anforderungen entsprechende Gewebearchitektur, bestehend aus sieben Einzellagen. Beide Arten der Untersuchung wurden im Kunststofflabor der BMW in München durchgeführt. Das Material wurde nach Anlieferung durch die Karl-Fischer Titration gemäß DIN 51777 [118] auf deren Wassergehalt überprüft. Der ermittelte Wert beträgt 1,5 Gew.-%. Die Lagerung des Materials erfolgt verpackt und luftdicht verschweißt bei Normklima 23°C/50% relativer Luftfeuchtigkeit nach DIN EN ISO 139 [119].

Die Festigkeitswerte des Laminats aus Abbildung 6.8 werden um die interlaminare Scherfestigkeit, ermittelt duch das CST Verfahren, ergänzt. Die Festigkeitswerte sind im Diagramm in Abbildung 6.13 dargestellt.

Quasi-statische Verbindungsfestigkeit

Bei der folgenden Untersuchung K0-10x werden 6 Schweißnähte mit den Schweißparametern P100 hergestellt. Es werden die Bruchkräfte und die zugehörigen Bruchflächen betrachtet und statistisch über alle Schweißnähte und Teilabschnitte ausgewertet. Es stellt sich eine Verbindungsfestigkeit τ_{SLS} von 21,7 MPa mit einer Standardabweichung von 3,4 MPa ein. Dem Bild 26 sind der Festigkeitsverlauf über die Nahtlänge sowie der Streuungsbereich innerhalb einer Schweißnaht wie auch im Vergleich der 6 Schweißnähte zu entnehmen. Wird die untere und obere Begrenzungslinie (rot strichlierte Linie) des Betrachtungskorridors herangezogen, so ergeben sich eine Mindestfestigkeit von 13,8 MPa der Einzelwerte und eine Maximalfestigkeit der Schweißverbindung von 29,4 MPa. Hierbei wird der Ein- und Auslaufbereich (Teilabschnitt 1 und 6) der Schweißnaht vernachlässigt. Um den Einfluss der Querkräfte bei der Prüfmethode zu bewerten, werden weitere 6 Schweißnähte in identischer Form durch eine CST-Prüfung (vgl. Abschnitt 2.1.7) untersucht. In Abbildung 6.13 sind sowohl die Grundwerkstofffestigkeit, die in der CST-Prüfung ermittelte Verbindungsfestigkeit τ_D wie auch die durch Zug-Scher-Prüfung ermittelte Verbindungsfestigkeit τ_{SLS} dargestellt. [104] Das Säulendiagramm zeigt

	Hersteller	-	**Fa. Solvay / Rhodia**
Matrix	Bezeichnung	-	Evolite XA1481 Black
	Polymerart	-	Polyamid 66 (PA66)
	Schmelztemperatur T_S	°C	262
	Kristallisationstemperatur T_k	°C	231
	Glasübergangstemperatur T_g	°C	69
	Zugfestigkeit bei Bruch	MPa	90
	E-Modul	GPa	3,8
	Längsdehnung bei Bruch	%	4
	Dichte	g/cm^3	1,14
Faser	Hersteller	-	Toray
	Bezeichnung	-	T700
	Filamente Anzahl	-	12K
	Faserdurchmesser	µm	7
	Zugfestigkeit bei Bruch	MPa	4.900
	E-Modul	GPa	230
	Längsdehnung bei Bruch	%	2,1
	Dichte	g/cm^3	1,80
Laminat	Hersteller (Konsolidierung)	-	Fa. Solvay
	Abmessungen Anlieferung	mm	950 x 800
	Laminatdicke	mm	2,00 ±0,20
	Faservolumengehalt	%-Vol.	52
	Porosität	%-Vol.	0,2
	Ausrichtung	°	0 / 90
	Flächengewicht	g/m^2	1400
	Dichte	g/cm^3	≈1,5

Abbildung 6.8: Materialkennwerte des Versuchswerkstoffs: Matrix, Faser und Laminat [116], [115], [117].

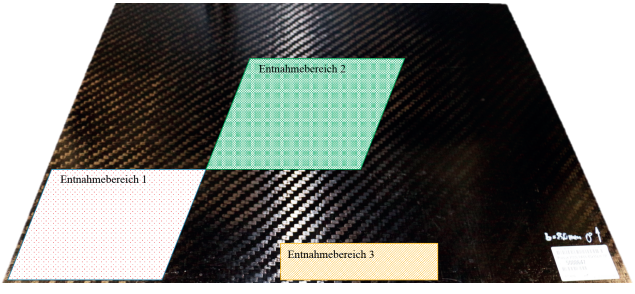


Abbildung 6.9: Entnahmebereiche der Proben zur Mikroskopie und Computertomografie.

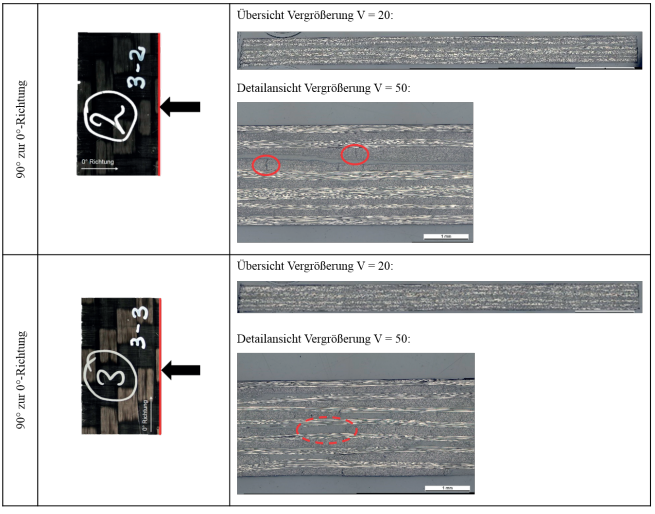


Abbildung 6.10: Mikroskopaufnahmen des Versuchswerkstoffes PA66-CF Köperbindung mit Anmerkungen zu den Werkstoffunregelmäßigkeiten bereits vor den Schweißversuchen:
Oben: Mit Kreisen markierte Risse in den Faserrovings.
Unten: Mit strichliertem Kreis markierte Anhäufung von Matrixwerkstoff.

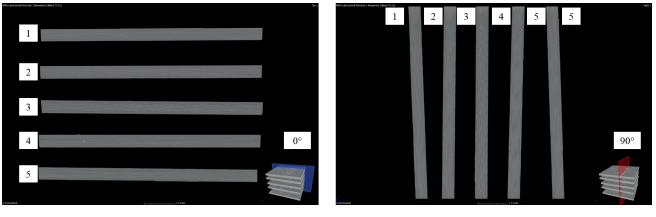


Abbildung 6.11: CT-Aufnahmen des Versuchswerkstoffes Fa. Solvay: PA66 – CF Köperbindung Nr.2 und 5. Auflösung 27 μm bei einer Probengeometrie von 40 mm x 40 mm x 2 mm.
Links: Schnitt 0° zur Faserorientierung.
Rechts: Schnitt 90° zur Faserorientierung.

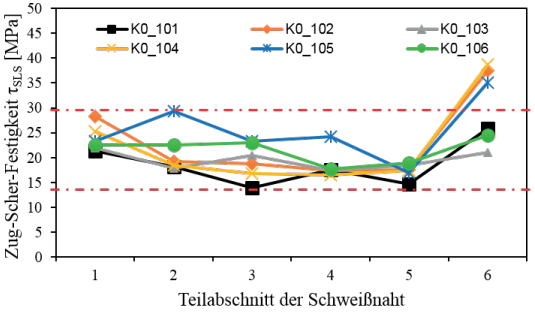


Abbildung 6.12: Zug-Scher-Festigkeit über die Schweißnahtlänge (1-6) im Vergleich der Schweißnähte in Wannenlage K0-101 bis K0-106 [104].

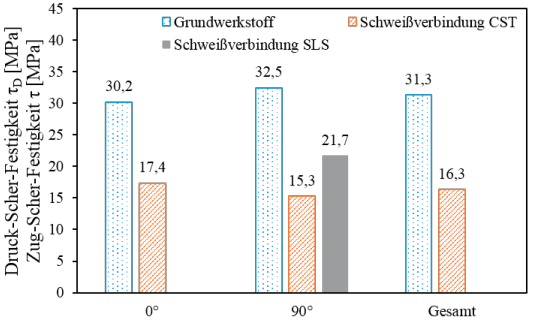


Abbildung 6.13: Vergleich der im Zug-Scher-Versuch (SLS) ermittelten Festigkeit mit der durch den Compression Shear Test (CST) ermittelten Druck-Scher-Festigkeiten des Grundwerkstoffes und der Schweißverbindung [104].

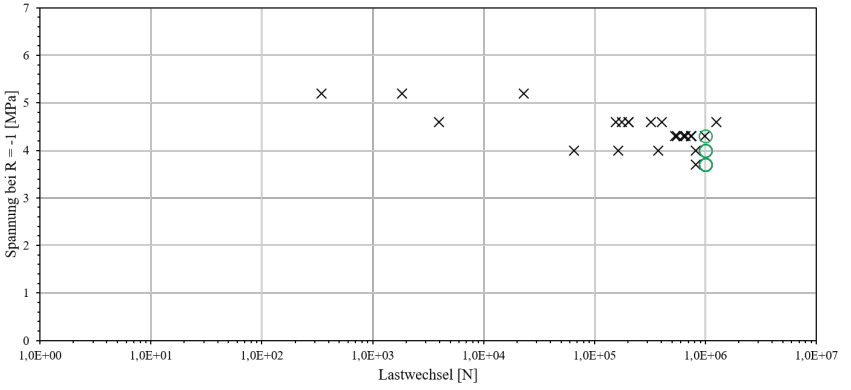


Abbildung 6.14: Untersuchung zur Dauerfestigkeit: R=-1, f=3 Hz; x Bruch, o Durchläufer.

eine im CST ermittelte deutlich niedrigere Festigkeit der Schweißverbindung, als dies bei der 90°-Zug-Scher-Prüfung der Fall ist. Dies lässt sich zum einen durch den unterschiedlichen Belastungsfall Druck bzw. Zug zurückführen. Mit dem CST können neben der Belastung in 90° zur Schweißnaht auch die Festigkeiten in Schweißnahtrichtung (0°-Richtung) ermittelt werden. Im Vergleich stellt sich ein zu vernachlässigender Einfluss der Belastungsrichtung dar. Die letzte Wertegruppe stellt die Gesamtheit aus 0°-und 90° -Prüfungen dar. Die Auswertung der CST Untersuchung ist in Abbildung A.53 im Anhang zu finden. [104]

Dynamische Verbindungsfestigkeit

Neben der quasi-statischen Verbindungsfestigkeit, die nach CST und SLS beurteilt wird, ist für die Anwendung in der Fahrzeugkarosserie das dynamische Verhalten der Schweißverbindung von Interesse. Hierzu werden Schwingversuche mit sinusförmiger Wechselbelastung durchgeführt, um eine möglichst hohe Belastung darzustellen (vgl. die Ausführungen in Abschnitt 2.1.8). Die Auswertung der K0-1 Versuchsreihe hinsichtlich der Ermittlung des Dauerfestigkeitsbereiches und der Art des Versagens ist im Diagramm in Abbildung 6.14 dargestellt. Das Versagen tritt bei den gebrochenen Proben – gekennzeichnet durch ein x – spontan auf. Eine Ankündigung durch die Zunahme des Traversenweges vor dem Versagen ist nicht zu beobachten (vgl. Darstellung im Diagramm). Ab einer Lastwechselanzahl von 10^6 wird die Dauerfestigkeit angenommen und der Versuch abgebrochen.

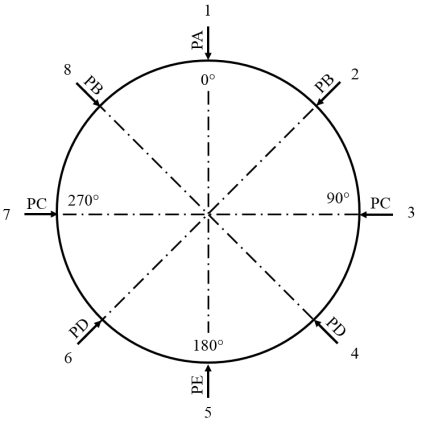


Abbildung 6.15: Schweißhauptrichtung nach EN ISO 6947 [120]: 1 Wannenposition, 2 und 8 Horizontalposition, 3 und 7 Querposition, 4 und 6 Horizontal-Überkopfposition, 5 Überkopfposition.

6.2.5 Einfluss der Schweißrichtung

Um die Eignung des Schweißverfahrens und des Schweißkopfes für eine 3D-Anwendung beurteilen zu können, werden Versuchsreihen in den vier Hauptschweißrichtungen PA, PC, PF und PG durchgeführt. Die Darstellung der Hauptschweißrichtungen ist in Abbildung 6.15 zu finden. In der Schweißnahtlage PA wird die Untersuchung mit den Schweißradien 100, 150 und 200 mm ergänzt. Ebenso wird die Dicke der oberen Platte erhöht, um einen Wanddickensprung darzustellen. Hierzu werden wiederum 6 Schweißungen je Reihe hergestellt, die zur Festigkeitsbewertung in 6 Teilabschnitte unterteilt werden. Die Übersicht der durchgeführten Versuchsreihen ist in Tabelle 6.3 dargestellt. Der Koppelabstand h=2 mm wird über die Versuchsreihen hinweg konstant gehalten. Bei allen Schweißungen wird auf eine tangentiale Führung der Rollenlängsachse zum Radius der Bahn geachtet. Der Vergleich der Verbindungsfestigkeit findet durch die Zug-Scher-Festigkeit statt. Eine Betrachtung des Schweißrichtungseinflusses wird in Relation zur Zug-Scher-Festigkeit in Wannenlage PA mit den Standardparametern K0-1 verwendet. Hieraus kann der Einfluss der Schweißrichtung auf die Nahtqualität abgeleitet werden. Die Gegenüberstellung ist in Abbildung 6.16 dargestellt. Aus dem Vergleich geht hervor, dass bei den Schweißungen in horizontaler Position (K2-1) wie auch bei den Schweißungen in steigender (K2-3) und fallender (K2-4) Ausführung kaum eine Beeinträchtigung der Verbindungsfestigkeit zeigt. Dies wird durch die mikroskopische und makroskopische Qualität der Schweißnaht in Abbildung 6.17 bestätigt. Die Ergebnisse aus den Versuchen K3-2 und K3-4 zeigen, dass auch Wanddickenunterschiede im Oberblech von 1 mm zu 4 mm mit einer relativen Verbindungsfestigkeit von 92,3% bzw. 93,2% hergestellt werden können. Um einen stabilen und robusten Schweißprozess zu erhalten, ist eine Anpassung der Streckenenergie durch Variation des Durchflusses der Druckluftkühlung und der geregelten Oberflächentemperatur nötig.

6.2.6 Schadensanalyse der Induktionsschweißnaht

Ehrenstein [68] führt das Versagen des Faserverbundes auf den Faserbruch, den Matrixbruch und das Ablösen der Faser von der Matrix zurück. Als weitere Form des Zusammenspiels dieser Versagensmechanismen ist die Delamination des Faserverbundwerkstoffs zu benennen. In diesem Fall versagt

Tabelle 6.3: Übersicht der Versuchsreihen mit unterschiedlichem Komplexitätsgad zur Analyse der 3D-Fähigkeit.

Versuchsreihe	K0-1	K1-1	K1-2	K1-3	K2-1	K2-3	K2-4	K3-2	K3-4
Hauptschweißrichtung DIN EN ISO 6947	PA	PA	PA	PA	PC	PF	PG	PA	PA
Radius [mm]	0	100	150	200	0	0	0	0	0
Plattendicke [mm]	2	2	2	2	2	2	2	4	1
Parameter									
Oberflächentemperatur [°C]	175	185	185	185	175	175	175	160	190
Schweißgeschwindigkeit [m/min]	0,36	0,36	0,36	0,36	0,36	0,36	0,36	0,12	0,48
Druckluftkühlung	350	350	350	350	350	350	350	570	350

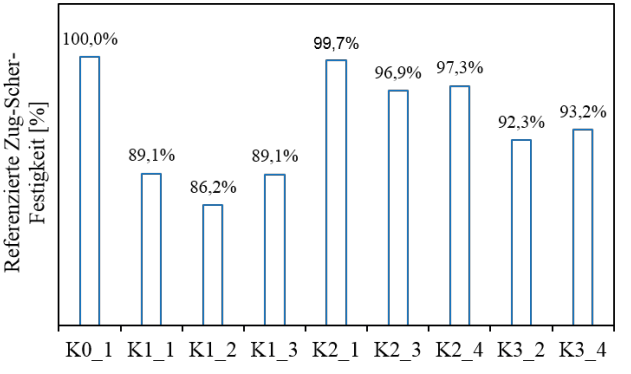


Abbildung 6.16: Einfluss der Schweißrichtung auf die Verbindungsfestigkeit, Die in Wannenlage K0-1 erreichte Zug-Scher-Festigkeit von 21,7 MPa entsprechen 100% [104].

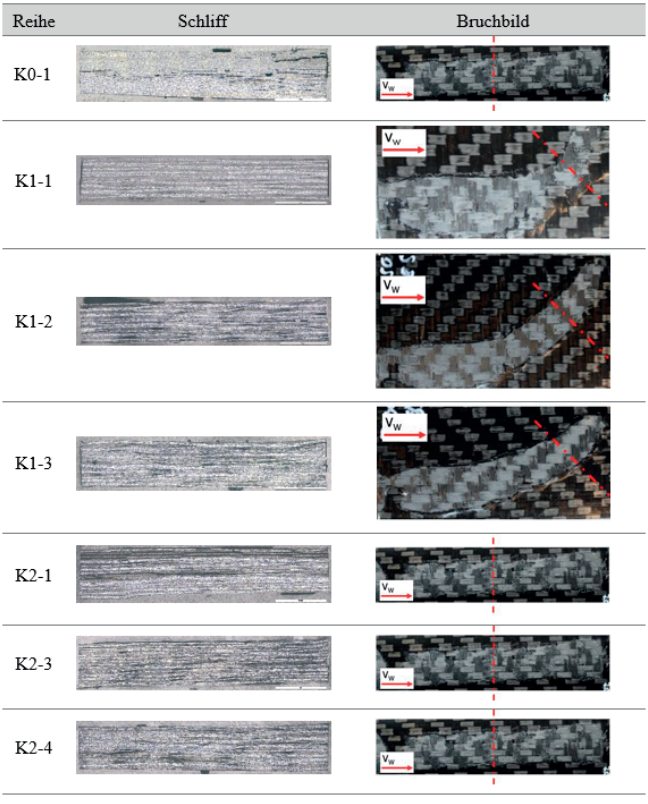


Abbildung 6.17: Schweißnaht der Versuchsreihen KD-01 ohne Druckluftkühlung (li.) und KD-02 mit Druckluftkühlung (re.) [104].

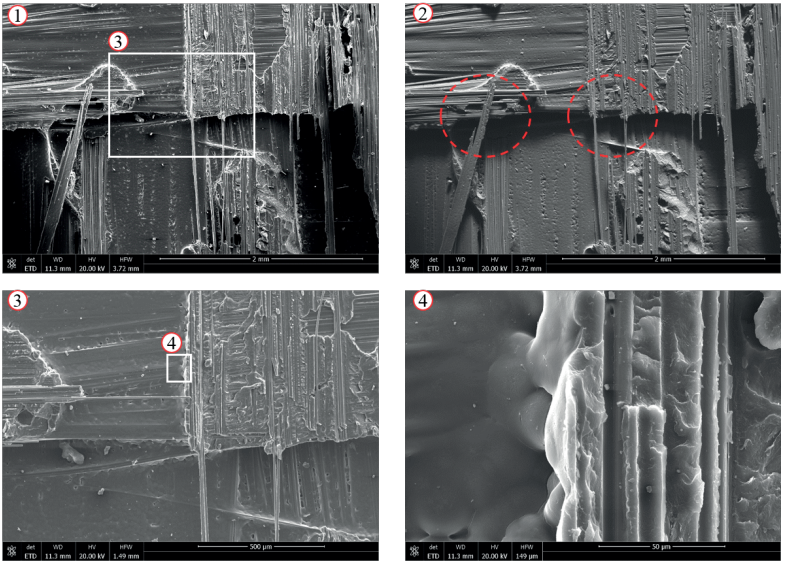
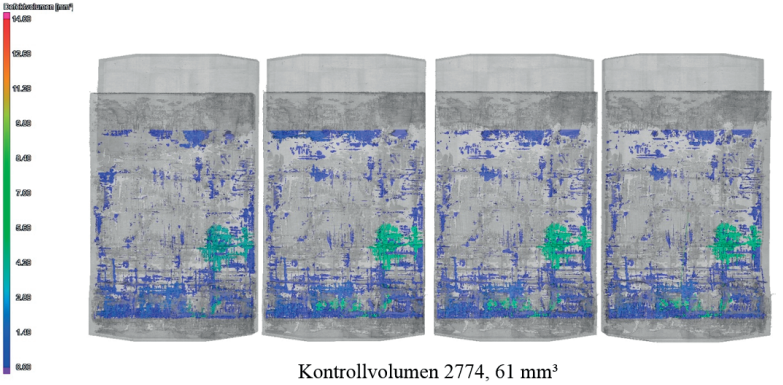


Abbildung 6.18: REM-Aufnahme der Bruchfläche K0-101-3 zur Schadensanalyse.

der Faserverbund an seiner konzeptionell schwächsten Stelle, dort wo eine vorimprägnierte Lage mit der anderen eine Verbindung eingeht. Diese beiden Schadensbilder sind durch die REM-Aufnahmen der zerstörend geprüften Schweißnaht in Abbildung 6.18 zu finden. In der REM-Aufnahme (2) ist das Schadensbild der Delamination mit einem Faserbruch zu erkennen. Die Detailaufnahme (4) zeigt das Herausgleiten der Fasern aus der Matrix. Durch die REM-Aufnahme kann das Schadensbild untersucht werden, die Versagensindizierung kann hiermit jedoch nicht erklärt werden. Eine mögliche Ursache bei thermoplastischen Faserverbunden sind Poren und Trockenstellen, die Ursprung des Risswachstums sein können. Um die Versagensindikation und das Verhalten bei zunehmender Last auf die Schweißverbindung zu untersuchen, werden zusammen mit dem Institut für Leichtbau und Kunstofftechnik der TU Dresden Insitu-CT Aufnahmen angefertigt. Es werden 4 Laststufen L0, L1, L2 und L3 (vgl. Abbildung 6.19) angefahren und eine Aufnahme erstellt. Die Laststufe L3 wird so gewählt, das ein Versagen noch nicht eintritt. In einer zuvor durchgeführten Versuchsreihe werden diese Laststufen ermittelt. Wie in Abbildung 6.19 zu sehen ist, wächst mit zunehmender Belastung der volumen-mäßige Porengehalt geringfügig an. Dies lässt auf einen Zusammenhang des Versagens mit der Erhöhung des Porengehaltes schließen. Der geringe Zuwachs im einstelligen Prozentbereich lässt jedoch keinen Rückschluss auf die signifikante Schadensursache durch die Zunahme des Porengehaltes zu. Hingegen kann durch die in Abbildung 6.19 angewandte Falschfarbendarstellung ein Wachstum der Porengröße festgestellt werden. Dies spricht für einen Einfluss der Porengröße und das Herbeiführen des Schweißnahtversagens. Weiterhin kann hierdurch die These bestätigt werden, dass an den Stellen, an welchen Poren als Schweißnahtdefekte vorliegen, die Versagensindizierung stattfindet. Als weitere versagensauslösende Entwicklung kann aufgrund der Delamination und der im Bruchbild zu erkennenden freiliegenden Fasern eine Beeinflussung der heranwachsenden Poren auf das Interface zwischen Faser und Matrix abgeleitet werden. Bestätigt wird dies durch die Lage der wachsenden Poren im Grenzbereich der einzelnen Geweberovings und die sichtliche Vergrößerung zwischen den Laststufen L2 und L3 (vgl. 6.20). Weiterhin ist ein spontanes Versagen ohne ausgeprägte Werkstoffdehnung auch



Laststufe	$L_0 = 0$ N	$L_1 = 2000$ N	$L_2 = 6000$ N	$L_3 = 8000$ N
Porengehalt [Vol.-%]	0,84	0,84	0,86	0,87
Differenz zu L_0 [%]	0	0	2,3	3,6

Abbildung 6.19: Vergleich der Insitu CT-Aufnahme in den Laststufen mit Auswertung des Porengehaltes.

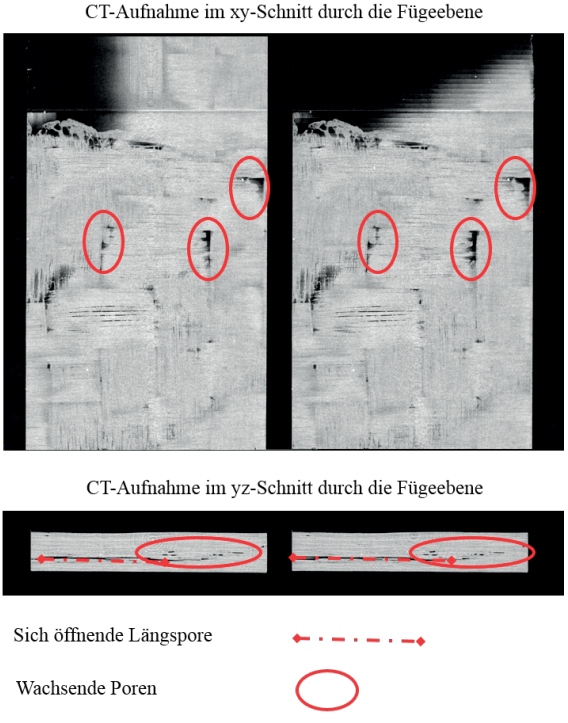


Abbildung 6.20: Insitu CT-Aufnahmen in xy- und yz-Schnitt mit zunehmender Porengröße: Probe B Laststufe L2 (li.) und Probe B Laststufe L3 (re.).

bei dieser Art der Verbindung zu beobachten. Exemplarisch ist dies in dem Lastverlauf und dem Bruchverhalten der zerstörenden Prüfung in Abbildung 6.21 zu sehen.

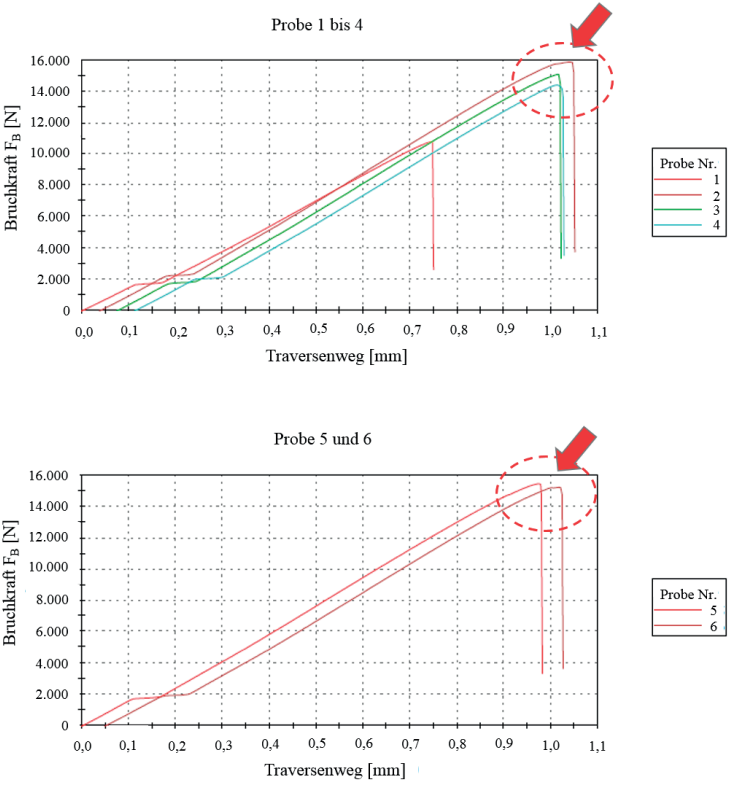


Abbildung 6.21: Lastverlauf der Proben 1 bis 6 aus der Reihe K0-101.

6.3 Diskussion

Das Kapitel 6 befasst sich mit dem Teilprozess der Rekonsolidierung. Zunächst wird der Effekt der flüssigkeitsgekühlten Konsolidierungsrolle auf die zu erreichende Zug-Scher-Festigkeit (vgl. Abbildung 6.2) untersucht. Hierbei wird das Arbeitsfeld der Fügekraft sowie der notwendigen Kühlleistung beurteilt. Es zeigte sich ein Optimum für beide Prozessparameter während der Konsolidierung mittels einer kontinuierlich abrollenden Konsolidierungseinrichtung. Hinzu kommt eine Reduzierung der Schwankungsbreite der Festigkeit über die Nahtlänge. Dies zeigen die Auswertungen in Abschnitt 6.2.3. Die Bedeutung der Konsolidierung und deren Funktionsgrößen, Abkühlrate und Druck, wurden für das Schweißen von Thermoplaste bereits 1986 von Potente [25] am Anwendungsfall des *Heizelementstumpfschweißen von teilkristallinen Thermoplasten* aufgezeigt und in der Arbeit von Stavrov 2005 [53] in der Übersicht der üblichen Schmelzschweißverfahren für CFRTP bestätigt. Velthuis [52] und Moser

[89] haben am IVW der TU Kaiserslautern das Verhalten der Konsolidierung beim Induktionsfügen in statischer Form bestätigt und später für die kontinuierliche Schweißnahtausführung durch eine Konsolidierungsrolle adaptiert. Zur Verbesserung der Oberflächeneigenschaften und der Festigkeit der Schweißnaht wurden hierbei Untersuchungen mittels Druckluftkühlung der Oberfläche durchgeführt.

Das zweite große Untersuchungsgebiet des Kapitels 6 ist das Schadensbild, sowie die Versagensursachen bei der Induktionsschweißnaht an PA66/CF Geweben in Köperbindung. Hierfür wurde wie bereits in zahlreichen Arbeiten zu Kunststoffschweißverfahren (z.B. von Velthuis [52] und Hümbert [109] an artfremden Verbindungen) die makro- und mikroskopische Bruchflächenbetrachtung mittels Auflichtmikroskop und die REM-Untersuchung durchgeführt. Zusätzlich wurde die Verbindungsstelle durch Querschliffe untersucht, um den Stoffschluss der beiden Fügepartner festzustellen und die Verbindungsbreite zu untersuchen. Die Untersuchung des Einflusses der Schweißrichtung, sowie der Schweißnahtform auf die zu erreichende Festigkeit der Schweißnaht in Abschnitt 6.2.5 wurde ebenso mit diesen Analysemethoden durchgeführt. Die bisherigen Studien von Stavrov [53], Ahmed [73] und Moser [89] beschränken sich auf die Wannenlage und die gerade Nahtausführung. Hierbei wurden u.a. bei der Verbindung von DC01 auf PA6 von Hümbert [109] eine maximale Festigkeit von 15,33 MPa ermittelt.

Zur Qualifikation des SLS-Probekörpers für die Parameteroptimierung wurde die hiermit ermittelte Schweißnahtfestigkeit mit der interlaminaren Scherfestigkeit aus dem CST verglichen (vgl. Abbildung 6.13).

Die Festigkeit der Schweißnaht sowie das Schadensbild sind wichtige Auslegungskriterien, jedoch lassen diese Methoden keinen direkten Rückschluss auf den Versagensmechanismus und die Versagensinitierung zu. Hierzu gab es bislang kaum Untersuchungen. In dieser Arbeit (vgl. Abschnitt 6.2.6) wurde mittels In-Situ Belastungs-CT Untersuchung am ILK der TU Dresden gezeigt, dass zwischen dem Versagenseintritt und der Porenhäufigkeit sowie der Porengröße ein signifikanter Zusammenhang besteht. Neben den Kennwerten für die quasi-statisch Belastung von 17,4 kN wurde in dieser Arbeit auch begonnen das dynamische Versagensverhalten zu untersuchen. Hierbei konnte eine Dauerfestigkeit bei einer Wechsellast von 4 kN ermittelt werden (vgl. Abbildung 6.14).

7 Fertigungstechnische Umsetzung

Die Realisierung des Induktionsschweißverfahrens wird am Beispiel einer Fügeaufgabe an einer CFRTP-Heckklappe vorgestellt und bewertet. Zwei Aspekte stehen hierzu im Vordergrund: Die technologische Bewertung, die eng mit der verfahrenstechnischen Bewertung einhergeht, und die Wirtschaftlichkeitsbetrachtung.

7.1 Fügeaufgabe

Die Eignung des Induktionsschweißverfahrens, um in der industriellen Serienfertigung eingesetzt zu werden, wird durch die Anwendung an einem Demonstratorbauteil verwendet. Es handelt sich hierbei um eine mehrteilige Heckklappenkonstruktion aus carbonfaserverstärktem Polyamid 66 (vgl. Abbildung 7.1). Die Tragstruktur der Heckklappe besteht aus einem verrippten Spritzgussbauteil aus PA66, verstärkt mit Kurzfasern aus Carbonfasern mit einem Faservolumenanteil >20%. Zum Schließen der Struktur wird im Windlaufbereich ein Deckel verwendet, der ebenfalls aus PA66-CF Kurzfasern >20 Vol.-% besteht. Die Fügeaufgabe für das Induktionsschweißen beschreibt das Verbinden des Deckels mit der Struktur um eine Hohlraumstruktur zu erzeugen.. In Abbildung 7.1 ist der Fügeflansch und die Zugänglichkeit der Fügebereiche dargestellt. In der folgenden Aufzählung sind die Anforderungen an die Schweißverbindung zusammengefasst:

- Vollflächige Anbindung über den gesamten Fügeflansch.
- Ausführung einer umlaufenden Schweißnaht.
- Gewährleistung einer Schweißverbindung ohne freiliegende Fasern.
- Schweißzeit <300 Sekunden.

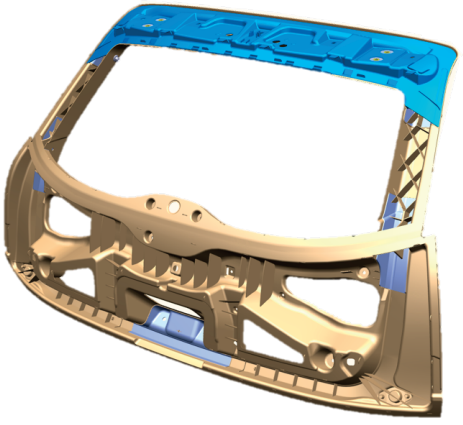


Abbildung 7.1: Heckklappenstruktur, die zur Analyse des Induktionsschweißens am Realbauteil verwendet wird:
- beiges Bauteil: Hauptstruktur,
- blaues Bauteil: Strukturdeckel,
- nicht dargestellt: Beplankung.

7.1.1 Zugänglichkeitsuntersuchung

Die Zugänglichkeit der Fügestelle ergibt sich aus der relativen Position zwischen Roboter und Spannwerkzeug und der lokalen Bauraumverhältnisse direkt an der Fügestelle. Auf erstere Betrachtung wird nicht eingegangen, da diese prozessunabhängig ist. Die Zugänglichkeit im direkten Bereich der Fügestelle ist hingegen von der geometrischen Ausführung des Schweißkopfes sowie der Produkgestaltung abhängig. Die geometrischen Bedingungen des Fügeflansches sind in Abbildung 7.2 dargestellt.

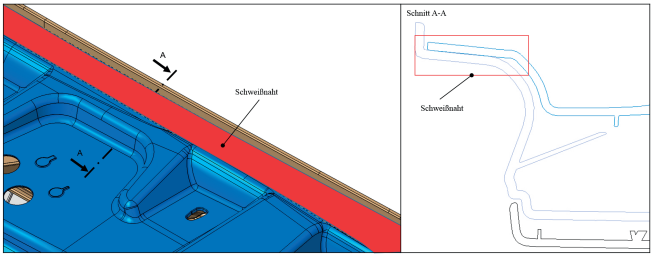


Abbildung 7.2: Schweißflansch mit Schnittansicht [104].

7.1.2 Qualität der Schweißverbindung

Die Beurteilung der Schweißnahtqualität an der Fügeaufgabe der Heckklappe erfolgt durch die Sichtprüfung der Oberflächenbeschaffenheit und der Vollständigkeit der Schweißnaht. In Abbildung 7.3 ist

die Schweißnaht nach dem Fügeprozess dargestellt. Es liegen weder aufgeschmolzene Oberflächenbereiche noch freiliegende Fasern vor.



Abbildung 7.3: Schweißnaht am HKL Deckel oben.

7.2 Bewertung der Gerätetechnik

Neben der Untersuchung des Induktionsschweißprozesses und der Detailierung der beiden Hauptprozessschritte sind die Betrachtung der gerätetechnischen Ausführung sowie der Aspekt der Prozessbetreuung in einer industriellen Produktion nötig.

Zunächst stehen die Energie und Medienversorgung im Vordergrund, die über den Aufwand der Installation einer solchen Fügetechnik in der Fertigung entscheiden. Für den Betrieb der Induktionsschweißanlage sind ein 3-Phasen-Netzanaschluss mit 400 V und eine Kühlwasserversorgung durch eine Hauswasserversorgung oder durch ein dezentrales Kühlgerät notwendig. Ebenso ist für die Oberflächenkühlung eine 6 bar Druckluftversorgung notwendig. Diese Medien können als Standardmedien in der Fahrzeugfertigung angenommen werden. Eine Absaugung der Prozessgase, die während der Plastifizierung des Thermoplastes freigesetzt werden, muss durch eine Absaugung mit entsprechender Filterung stattfinden. Das lokale und stark auf den Prozessbereich gerichtete elektromagnetische Feld stellt keine gesonderte Gefahr und Einschränkung hinsichtlich der elektromagnetischen Verträglichkeit dar. Dies bedeutet für die Verwendung in der Karosseriebaulinie einen niedrigen Aufwand zur Integration der Verfahrenspheripherie.

7.3 Bewertung der Prozesseignung und Fähigkeit

Der Induktionsschweißprozess von CFRTP erfüllt somit die grundlegenden Voraussetzungen für den flexiblen und derivatsbezogenen Einsatz in der Karosseriebaulinie. Die technisch einfache und flexible Integration der Schweißanlage trägt hierzu maßgeblich bei. Die Einzelheiten sind hier aufgelistet:

- Vorliegen eines robusten Prozessfensters.
- Reproduzierbarkeit des Schweißprozesses und des Schweißergebnisses.
- Geringer Platzbedarf in der Karosseriebaulinie: Roboter mit Schweißkopf.
- Verfahrensspezifische Schutzvorkehrungen: Einfache lokale Absaugung, die am Schweißkopf integrierbar ist. Das elektromagnetische Feld um die Hochfrequenzleitung sowie den Induktor ist mit einer Punktschweißzange vergleichbar.
- Kalibrierbarkeit des Systems ist gegeben.
- Überwachung der für die Produktqualität aussagekräftigen Parameter: Fügekraft, Oberflächentemperatur, Durchflussmenge der Kühlluft und Schweißgeschwindigkeit.
- Einfacher Austausch von Einzelkomponenten.
- Standzeit der Systemkomponenten.

Anforderung an die vollständige Funktionalität durch einen Werkzeugwechsler ist die Verwendung einer steckbaren Hochfrequenzleitung. Hierzu gibt es eine Bewertung der technischen Umsetzbarkeit seitens dem Induktionslieferanten TRUMPF Hüttinger. Grundlage hierfür ist ein Prozessfenster mit Grenzparametern, welches aus allen in der Arbeit durchgeführten Versuchsreihen erstellt wird.

Die bisher aufgeführten Merkmale stellen allgemeine Kriterien der Produktionsanwendung dar. Grundlage für den Einsatz des Fügeprozesses ist die Fähigkeit des Prozesses, eine Schweißverbindung in reproduzierbarer Qualität herzustellen. Hierfür wird eine Prozessfähigkeitsuntersuchung durchgeführt, die nach DIN ISO 22514-2 [121] gefordert ist.

Zur Prozessfähigkeitsuntersuchung (PFU) werden in Wannenlage 12 Schweißnähte mit dem Parametersatz P100 mit dem Untersuchungswerkstoff PA66-CF in Köperbindung hergestellt. Diese Schweißnähte werden in sechs Standardzugproben gesägt. Die Zugproben des Nahtanfangs und des Nahtendes werden nicht betrachtet. So ergeben sich 48 Probekörper die bis zum Versagen im SLS-Test belastet werden. Die Bruchkräfte werden zur Ermittlung des c_{pk}-Faktors verwendet. Die Obereschwellgrenze (OSG) beträgt 19.000 N. Es liegt keine Untereschwellgrenze (USG) vor, daher wird diese mit dem Wert 0 belegt. Die Auswertung erfolgt mit Visual-XSel 14.0.

Bei der Betrachtung der Häufigkeitsverteilung ist festzustellen, dass es sich um eine Mischverteilung handelt. Die Bewertung erfolgt nach DIN ISO 22514-2 [121] unter Berücksichtigung der dreifachen Standardabweichung. Es ergibt sich ein c_{pk}-Faktor mit 1,524. Da dieser $> 1{,}33$ ist, liegt ein fähiger Prozess mit Mischverteilung vor. Die Datenbasis, die Häufigkeitsverteilung sowie die Auswertung der c_p-Faktoren sind im Anhang A.9 zu finden.

7.4 Wirtschaftlichkeitsbetrachtung

Die Wirtschaftlichkeitsbetrachtung erfolgt unter der Betrachtung der drei Eingangsgrößen Prozesszeit, benötigte Gerätetechnik und der damit verbundenen Einmalaufwände sowie den Betriebskosten. Diese Eingangsgrößen sind produktspezifisch und zusätzlich von der Ausführung der Produktionsanlage abhängig. Daher ist eine Wirtschaftlichkeitsbetrachtung eine Einzelfallbetrachtung und dient hier lediglich als Anhaltswert, um das Potential des Induktionsschweißens unter dem wirtschaftlichem Aspekt zu betrachten. Es erfolgt an dieser Stelle auch keine Angabe von konkreten Werten, da diese abhängig vom Beschaffungsvolumen und den aktuellen Marktpreisen sind.

Eine Schweißstation, bestehend aus einem Industrieroboter, einem Induktionsschweißkopf mit Applikationssteuerung und der Medienversorgungs-Station. Über diese hinaus, wird eine Absaugung im Bereich des Schweißwerkezueges mit 40-fachem Luftwechsel benötigt, um die Umgebung vor der Kontamination mit den Abgasprodukten der Zersetzung von organischen Verbindungen zu schützen. Die

Einmalaufwände für eine solche Schweißstation sind vergleichbar mit einer automatisierten Schutzgasschweißstation im Karosseriebau.

Die Betriebskosten setzen sich aus den Materialkosten und den stationsspezififschen Betreuungsaufwänden zusammen. Das Verbrauchsmaterial während des Schweißbetriebes ist die Druckluft zur Oberflächenkühlung und der Energieverbrauch in Form von Strom- und Kühlwasserversorgung. Die Betreuug der Induktionsschweißanlage kann durch eine ausgebildete Fachkraft im Bereich der Anlageninstandhaltung erfolgen. Je Schweißstation ist eine Betreuung von 0,25 Mannjahren eines Prozessspezilisten vorzuhalten. Im Einzelfall ist der Betreuungsaufwand stark von den Produktanforderungen und der Qualität der Einzelteilen abhängig. Besonders die Schwankungen der Bauteilmaße und des Faservolumengehalts sind für die Häufigkeit des manuellen Eingriffs in den Automatikberieb der Schweißanlage verantwortlich.

8 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine neuartige Fügetechnik zur Herstellung einer stoffschlüssigen Verbindung von thermoplastischen Faserverbundwerkstoffen für die industrielle Anwendung in der automobilen Karosseriefertigung entwickelt und analysiert. Untersucht wurde das Schweißverfahren an artgleichen Fügepartnern aus carbonfaserverstärkten Polyamid 66 in Köperbindung. Das Schweißverfahren zeichnet sich durch eine flächige Anbindung aus, bei deren Herstellung die Faser im Verbund nicht geschädigt wird. Darüber hinaus ist vor der Verschweißung der Bauteile keine spezifische Vorbehandlung der zu fügenden Flächen notwendig. Zur Herstellung einer belastbaren Verbindung ist lediglich ein Schutz vor starker Verschmutzung durch Stäube und Öle nötig, sowie die üblichen Anforderungen an die Bauteiltoleranzen von $\pm\,0{,}3\,\mathrm{mm}$, um die Maßhaltigkeit der Zusammenbauten zu gewährleisten. Die Spaltüberbrückung wird durch den applizierten Fügedruck der Konsolidierungsrolle realisiert.

Voraussetzung für die Herstellung einer stoffschlüssigen Verbindung der Matrixwerkstoffe beider Bauteile, besteht in der homogenen Plastifizierung durch eine temperaturgeregelte induktive Erwärmung der vorhandenen Carbonfasern ohne zusätzliche Schweißhilfsmittel. Durch den Nachweis eines reproduzierbaren Zusammenhangs der Oberflächentemperatur und der Fügezonentemperatur konnte die Voraussetzung für die Ist-Wert-Betrachtung nachgewiesen werden. Hierzu musste zunächst die Messeignung der CFRTP-Werkstoffe durch pyrometrische Temperaturmessung belegt werden. Der Zusammenhang und die Messgenauigkeit wurden hierbei ermittelt und der Gültigkeitsbereich entsprechend eingeschränkt. Durch die Einflussanalyse der System- und Prozessparameter kann die Wirksamkeit der Stell- und Regelgrößen nachgewiesen werden. Im Sinne der technischen Umsetzung wird der Primärspulenstrom als fähige Stellgröße und die Oberflächentemperatur als Regelgröße verwendet. Die frequenzabhängige Tiefenwirkung der induktiven Erwärmung wird für Gelege- und Gewebe-Laminate mit Carbonfasern untersucht. Der Einfluss der Faserkreuzungspunkte innerhalb des Laminates wird hinsichtlich der globalen und lokalen Heizleistung untersucht und der Zusammenhang zwischen zunehmender Häufigkeit von Kreuzungspunkten und der Heizrate belegt. Im Rahmen dieses Untersuchungsschwerpunktes konnte nachgewiesen werden, dass die Faserorientierung Einfluss auf die Wärmeleitung innerhalb des Laminates besitzt. Die Untersuchungen werden durch Messreihen mit einer Thermografiekamera durchgeführt. Der Messablauf und die Messmittelfähigkeit wurde zuvor an Probeplatten durchgeführt, in welche Thermoelemente InSitu eingebracht wurden. Es konnte so der Abgleich zwischen taktiler und berührungsloser Temperaturmessung durchgeführt werden.

Zur Reduzierung des Aufwandes der Erstparametrierung und Einrichtaufwände wurde eine semianalytische Methode entwickelt. Das auf die physikalischen Beziehungen nach *Maxwell* und *Biot & Savart* basierende Modell wird iterativ durch die Radial-Basis-Funktion gelöst. Zur Befüllung der Initialwerte sowie der Validierung werden die Messungen der Oberflächentemperatur, mittels Thermografiekamera, und der Fügezonentemperatur, durch die InSitu eingebrachten Thermoelemente, verwendet.

Der festigkeitsgebende Prozessschritt während des kontinuierlichen Inudktionsschweißens von carbonfaserverstärkten Thermoplasten wird durch die lokale Konsolidierung des plastifizierten Fügeflansches realisiert. Durch eine einstellbare Flüssigkeitskühlung der Rolle, welche aus austenitischem Edelstahl gefertigt ist, ermöglicht sich die gezielte Beeinflussung des Abkühlgradienten. Neben dem Abkühl-

gradienten ist der Fügedruck unmittelbar einzustellen. Der Fügedruck wird hierbei als Regelgröße über eine Druckmessdose aufgenommen. Das Ergebnis ist eine reproduzierbare Schweißnahtfestigkeit von 21,7 MPa. Versuche zur Raumlage der Schweißnaht zeigen einen geringen Einfluss. Dies ist auf die niedrige Viskosität der plastifizierten Phase zurückzuführen. Das Bruchverhalten zeigt die werkstoffcharakteristischen Schadensbilder von Faserverbundwerkstoffen. Das Versagen wird durch kleine lokale Defekte innerhalb der Schweißnaht ausgelöst. Typische Defekte sind Poren, Trockenstellen und adäsive Bereiche in der Fügestelle. Oberflächendefekt, wie freiliegende Fasern und aufgeschmolzenen Laminatbereiche, stellen nur eine geringe Beeinträchtigung der Festigkeit dar, der Defekt führt jedoch zu einer deutlichen Einschränkung der korrosiven Beständigkeit und der optischen Qualitätsansprüche. Untersuchungen mittels Rasterelektronenmikroskopie und Auflichtmikroskopie zeigen die Delamination im Bereich der Schweißnaht als Schadensbild des Totalversagens. Hierbei liegen sowohl Faserbrüche wie auch das herausgleiten der einzelnen Fasern aus der thermoplastischen Matrix vor.

Durch die Integration der Prozessschritte zur Plastifizierung und Rekonsolidierung in kontinuierlicher Ausführung, konnte ein autarker Schweißkopf realisiert werden. Der Schweißkopf wurde im aktuellen Industriestandard umgesetzt und kann über eine automatisierte Wechseleinrichtung am 6-Achs-Industrieroboter montiert werden. Der Industrieroboter beschreibt hierbei die Funktion der groben Positionierung sowie der bahngebundenen Bewegung des Schweißkopfes am Fügeflansch der Bauteile. Die Ausführung ermöglicht den flexiblen und wirtschaftlichen Einsatz des Schweißverfahrens nicht nur als Lösung für einen Anlagenneubau sondern auch als Integrationslösung in eine bereits bestehende Fertigungslinie. Neben der technisch-funktionalen Ausführung ist der Einsatz des Schweißverfahrens von der Beurteilung der Maschinen- und Prozessfähigkeit abhängig. Die Maschinenfähigkeit wird durch die Funktionsprüfung zur Positioniergenauigkeit durch den Industrieroboter sowie der Ist-Temperatur und Fügekraftüberwachung erfüllt. Für die Bestätigung der Prozessfähigkeit werden nach DIN ISO 22514 Schweißnähte unter gewöhnlichen Produktionsbedingungen hergestellt und durch den Zug-Scher-Prüfung bis zum Bruch der Probe belastete. Die Bruchkraft wurde als Qualitätskriterium bewertet. Es stellt sich ein c_{pk}-Faktor von 1,524 ein, der nach dem Kriterium für Mischverteilungen den Fähigkeitsnachweis erbringt.

Durch die Anfertigung eines Prototyps zur Herstellung der Induktionsschweißnähte im dreidimensionalen Raum, wird die Analyse des Verfahrens bei industriellen Fertigungsbedingungen ermöglicht. Es werden die temperaturgeregelte Plastifizierung sowie die kontrollierte Konsolidierung der bahnförmigen Schweißnaht in einem autarken Schweißkopf umgesetzt. Das Verfahren zeigt, nicht zuletzt aufgrund der nachgewiesenen Prozessfähigkeit, das Potential für den Einsatz in der Karosseriefertigung der automobilen Produktion. Anwendungseinschränkungen stellen sich durch das Vorliegen einer elektrisch leitenden Verstärkungsfaser und dessen Faserarchitektur dar. Die Prozessgeschwindigkeit liegt mit 0,3 bis 1,0 m/min im Bereich des etablierten Lichtbogenschweißens von dünnen Blechen im Karosseriebau. Die Kosten und Aufwände entsprechen derzeitigen Standard-Fügeverfahren. Der Ausblick auf mögliche Anwendungen des Induktionsschweißverfahrens, zeigt neben artgleichen thermoplastischen Bauteilen, Materialmischverbindungen zwischen einem metallischen und thermoplastischen Fügepartner. Hierbei stellt die Oberflächenvorbehandlung einen großen Einfluss auf die zu erreichende Verbindungsfestigkeit dar [122]. Dies muss bei den Fügeanwendungen im Einzelfall betrachtet werden.

Literaturverzeichnis

[1] Ehrenstein, G. W.: *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Eigenschaften.* 2. völlig überarb. Aufl. München [u.a.] : Hanser, 2006. – ISBN 3–446–22716–4

[2] Schürmann, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff- Verbunden.* 2., bearbeitete und erweiterte Auflage. Berlin, Heidelberg : Springer-Verlag, 2007. – ISBN 978–3–540–72189–5

[3] Lin, H.: *Entwicklung einer Prozesskette zur Umsetzung komplexer Geometrien in formgerechte 2D/3D Hybridgarn-Mehrlagengestricke für Faserkunststoffverbundanwendungen: Dissertation.* Dresden : TUDpress Verl. der Wiss, 2015. – ISBN 978–3–95908–015–6

[4] Stefanziosa, C.: *Verfahren zur Herstellung funktionalisierter Hohlprofilbauteile aus endlosfaserverstärktem thermoplastischem Kunststoff.* München : Dr. Hut Verlag, 2018 (Ingenieurwissenschaften). – ISBN 978–3–8439–3496–1

[5] Bäck, G. ; Egger, P. ; Berg, L. F.: Polymeristaion und Fromgebung in der MAschine vereint. In: *Kunstoffe* 2012 (2012), Nr. 10, S. 146–150

[6] Bonefeld, D. ; Giehl, S. ; Haspel, J. ; Jäschke, A. ; Lahr, R. ; Obermann, C. ; Schneer, S. ; Schuck, M. ; Würtele, M.: *Kombination von Thermoplast-Spritzguss und Thermoformen kontinuierlich faserverstärkter Thermoplaste für Crashelemente (SpriForm): Gemeinsamer Schlussbericht zum BMBF-Verbundprojekt ; Laufzeit des Vorhabens: 01.11.2007 - 31.03.2011* (BMBF-Forschungsbericht)

[7] Modler, N. ; Hufenbach, W. ; Cherif, C. ; Ulbricht, V. ; Gude, M. ; Maron, B. ; Weck, D. ; Filippatos, A. ; Wiemer, H. ; Langkamp, A.: Novle Hybrid Yarn Textile Thermoplastic Composites for Function-Integrating Multi-Material Lightweight Design. In: *Advanced Engineering Materials* 18 (2016), Nr. 3, S. 361–367

[8] Wiegand, N. ; Haupt, M. ; Mäder, E. ; Cherif, C.: A Comparative Study on the Textile Processing of Carbon and Multifunctional Glass Fiber Sensor Yarns for Structural Health Monitioring. In: *Advanced Engineering Materials* 18 (2016), Nr. 3, S. 385–390

[9] Krahl, M. ; Adam, F. ; Möbius, T. ; Kubitz, J. ; Modler, N.: Experimental Invetsigation of Process Specific Material Behavior of Thermoplastic Hybdrid Yarn Textiles. In: *Advanced Engineering Materials* 18 (2016), Nr. 3, S. 397–402

[10] Ahlers, M.: *Carbon Core - die neue BMW 7er Karosserie* (Karosseriebautage Hamburg 2016)

[11] Kerschhofer, D. ; Gundapaneni, D. ; Sommitsch, C. ; Goswami, T.: Applicability of PEEK and its composites in total ankle replacement devices and wear rate predictions. In: *Biomedical Physics & Engineering Express* 2 (2016), Nr. 6, S. 065012. `http://dx.doi.org/10.1088/2057-1976/2/6/065012`. – DOI 10.1088/2057–1976/2/6/065012. – ISSN 2057–1976

[12] Verhoeven, R. ; Juffenbruch, R. ; New Media Publisher GmbH (Hrsg.): *plasticker: the home of plastics.* Kaarst, 2018

[13] Ehrenstein, G. W.: *Polymer-Werkstoffe: Struktur - Eigenschaften - Anwendung.* 3. Auflage. München : Carl Hanser Verlag, 2011. – ISBN 978–3–446–42283–4

[14] Baur, E. ; Brinkmann, S. ; Oberbach, K. ; Saechtling, H. ; Schmachtenberg, E.: *Saechtling-Kunststoff-Taschenbuch.* 29. Ausg. München [u.a.] : Hanser, 2004. – ISBN 3–446–22670–2

[15] Deutsches Institut für Normung e.V.: *Fertigungsverfahren Fügen.* 00462135/007/001. Berlin, 09.2003

[16] Helms, O.: *Konstruktion und technologische Umsetzung von hochbeanspruchten Lasteinleitungssystemen für neuartige Leichtbaustrukturen in Faserverbundbauweise.* Dresden, Technische Universität Dresden, Dissertation, 2006

[17] Vluggen, J. (Hrsg.): *Forschungsberichte des Instituts für Füge- und Schweißtechnik.* Bd. 43: *Vibrationsfügen thermoplastischer Verbindungselemente auf duromeren kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen.* 1. Auflage. Herzogenrath : Shaker Verlag, 2016. – ISBN 978–3–8440–4926–8

[18] Finkeldey, C.: *Berichte aus dem Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik.* Bd. 63: *Warmluftnieten von langglasfaserverstärkten Thermoplasten mit beschichteten metallischen Werkstoffen: Dissertation.* Aachen : Shaker Verlag GmbH, 2004. – ISBN 3–8322–3332–6

[19] Hufenbacher, W.: Thermoaktiviertes Verstiften - eine neuartige Technologie zum Verbinden faserverstärkter Thermoplastverbunde. In: *Joining Plastics - Fügen von Kunststoffen* 2014 (2014), Nr. 3-4/2014, S. 184–189

[20] Nagel, S.: *Induktiv beschleunigte Klebungen in der Serienfertigung.* Braunschweig, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Diss., 2003

[21] Hufenbach, W. (Hrsg.): *Textile Verbundbauweisen und Fertigungstechnologien für Leichtbaukonstrukturen des Maschinen- und Fahrzeugbaus.* Dresden : SDV - Die Medien AG, 2007. – ISBN 978–3–00–022109–5

[22] Meyer, S. P. ; Jaeger, B. ; Wunderling, C. ; Zaeh, M. F.: Friction stir welding of glass fiber-reinforced polyamide 6: Analysis of the tensile strength and fiber length distribution of friction stir welded PA6-GF30. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 480 (2019), S. 012013. http://dx.doi.org/10.1088/1757-899X/480/1/012013. – DOI 10.1088/1757–899X/480/1/012013

[23] Tutunjian, S. ; Eroglu, O. ; Dannemann, M. ; Modler, N. ; Fischer, F.: A numerical analysis of an energy directing method through friction heating during the ultrasonic welding of thermoplastic composites. In: *Journal of Thermoplastic Composite Materials* (2019). http://dx.doi.org/10.1177/0892705719833108. – DOI 10.1177/0892705719833108. – ISSN 0892–7057

[24] Tutunjian, S. ; Dannemann, M. ; Fischer, F. ; Eroğlu, O. ; Modler, N.: A Control Method for the Ultrasonic Spot Welding of Fiber-Reinforced Thermoplastic Laminates through the Weld-Power Time Derivative. In: *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 3 (2019), Nr. 1. http://dx.doi.org/10.3390/jmmp3010001. – DOI 10.3390/jmmp3010001

[25] Potente, H. ; Michel, P. ; Tappe, P.: *Das Heizelmentstumpfschweißen von teilkristallinen Thermoplasten.* 1986 (Kunstofftechnologie - Information zur Fachgruppe)

[26] Freudenberg, T.: *Beitrag zur Prozessgestaltung und -optimierung zum rationellen Widerstandsschweißen von hochbelasteten Faser-Thermoplast-Strukturen: Dissertation.* Darmstadt : Shaker Verlag GmbH, 2016 (Schriftenreihe Konstruktiver Leichtbau mit Faser-Kunststoff-Verbunden). – ISBN 978–3–8440–5065–3

[27] Berger, S. ; Schmidt, M.: Laser Transmission Welding of CFRTP using filler material. In: *Physics Procedia* 56 (2014), S. 1182–1190

[28] Kaiser, W.: *Kunststoffchemie für Ingenieure: Von der Synthese bis zur Anwendung*. 3. Aufl. München : Carl Hanser Verlag, 2011. – ISBN 978–3–446–43047–1

[29] Hellerich, W. ; Harsch, G. ; Baur, E.: *Werkstoff-Führer Kunststoffe // Werkstoff-Führer Kunststoffe: Eigenschaften - Prüfungen - Kennwerte*. 10. Auflage. München : Hanser, 2010. – ISBN 978–3–446–42436–4

[30] Bottenbruch, L. (Hrsg.) ; Anders, S. (Hrsg.) ; Becker, G. W. (Hrsg.) ; Binsack, R. (Hrsg.) ; Braun, D. (Hrsg.): *Kunststoff Handbuch 3/1 // Polycarbonate, Polyacetale, Polyester, Celluloseester: Technische Thermoplaste: Polycarbonate, Polyacetale, Polyester, Celluloseester // Mit 96 Tabellen*. Bd. 1. Neuausgabe. München [u.a.] : Hanser Verlag, 1992. – ISBN 3–446–16368–9

[31] Bottenbruch, L. ; Anders, S. ; Bussink, J. ; Becker, G. W.: *Polyamide: Kunstoff-Handbuch 3/4: Technische Thermoplaste*. Bd. 4. Muenchen : Hanser, 1998. – ISBN 978–3–446–16486–4

[32] Neitzel, M. (Hrsg.): *Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*. 2. Aufl. München : Hanser, 2014. – ISBN 978–3–446–43697–8

[33] Flemming, M. ; Roth, S. ; Ziegmann, G.: *Faserverbundbauweisen: Fasern und Matrices*. Berli, Heidelberg : Springer-Verlag, 1995. – ISBN 3–540–58645–8

[34] Toho Tenax Europe GmbH: *Produktdatenblatt Tenax-E HTS45 P12 12K*. Wuppertal,

[35] SGL: *Datenblatt SIGRAFIL Caron - Endlosfasern*. Meitingen,

[36] Stefanziosa, C. ; Ladstätter, E. ; Drechsler, K.: Krafteinleitungselement zur Funktionalisierung von thermoplastischen Faserverbundbauteilen. In: *Zeitschrift Kunstofftechnik / Journal of Plastics Technology* 12 (2016), Nr. 5, S. 382–413

[37] Rieber, Gunnar: *IVW-Schriftenreihe*. Bd. 96: *Einfluss von textilen Parametern auf die Permeabilität von Multifilamentgeweben für Faserverbundkunststoffe*. Als Ms. gedr. Kaiserslautern : Inst. für Verbundwerkstoffe, 2011. – ISBN 978–3–934930–92–6

[38] Bürkle, E. ; Sieverding, M. ; Mitzler, J.: Spritzgießverarbeitung von langglasfaserverstärktem PP: Verfahrensvergleich. In: *Kunstoffe* 2003 (2003), Nr. 3, S. 47–50

[39] Cherif, C. (Hrsg.): *Textile Werkstoffe für den Leichtbau: Techniken - Verfahren - Materialien - Eigenschaften*. Berlin, Heidelberg : Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2011. `http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-17992-1`. `http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-17992-1`. – ISBN 978–3–642–17992–1

[40] Potente, H.: Theorie des Heizelementstumpfschweißens. In: *Kunstoffe* 67 (1977), Nr. 2, S. 98–102

[41] Tappe, P.: *Modellgesetze beim Heizelement-Stumpfschweißen teilkristalliner Thermoplaste*. Lippstadt/Paderborn, Universität - Gesamthochschule Paderborn, Dissertation, 1989

[42] Grellmann, W. ; Seidler, S.: *Kunststoffprüfung*. 3. Aufl. München : Hanser, 2015. – ISBN 978–3–446–44350–1

[43] Rasche, M.: Der Zugscherversuch in der Kletechnik. In: *Adhäsion* 1990 (1990), Nr. 11, S. 36–42

[44] International Organization for Standardization: *Plastics - Determination of tensile properties - Part 4:Test conditions for isotropic and orthotropic fibre-reinforced plastic composites*. 00462135/007/003. Geneva, 1997-04-15

[45] Deutsches Institut für Normung e.V.: *Klebstoffe – Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebungen; Deutsche Fassung EN 1465:2009*. Berlin, 07.2009

[46] Deutscher Verband für Schweissen und Verwandte Verfahren e.V. (Hrsg.): *Taschenbuch DVS-Merkblätter und -Richtlinien*. 15., überarb. und erw. Aufl. Düsseldorf : DVS Media, 2014. – ISBN 978–3–87155–241–0

[47] International Organization for Standardization: *Plastics - Determination of tensile properties - Part 1: General principles*. 5710729001-2012-03-26. Geneva, 2012-02-15

[48] Deutsches Institut für Normung e.V.: *Metallische Werkstoffe - Kalibrierung und Überprüfung von statischen einachsigen Prüfmaschinen - Teil 1: Zug- und Druckprüfmaschinen - Kalibrierung und Überprüfung der Kraftmesseinrichtung*. Berlin, 05.2016

[49] Deutsches Institut für Normung e.V.: *Metallische Werkstoffe - Kalibrierung von Längenänderungs-Messeinrichtungen für die Prüfung mit einachsiger Beanspruchung*. Berlin, 05.2013

[50] Mitschang, P. ; Rudolf, R. ; Neitzel, M.: Continuous Induction Welding Process, Modelling and Realisation. In: *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 15 (2002), Nr. 2, S. 127–153. `http://dx.doi.org/10.1177/0892705702015002451`. – DOI 10.1177/0892705702015002451. – ISSN 0892–7057

[51] Mitschang, P. ; Hümbert, M. ; Moser, L.: *Susceptorless continous induction welding of carbon fiber reinforced thermoplastics*. Montreal, (19. International Conference on Composite Materials (ICCM))

[52] Velthuis, R.: *Induction welding of fiber reinforced thermoplastic polymer composites to metals*. Bd. 75. Als Ms. gedr. Kaiserslautern : Institut für Verbundwerkstoffe, 2007 `http%3A//www.worldcat.org/oclc/229958962`. – ISBN 9783934930711

[53] Stavrov, D. ; Bersee, H. E. N.: Resistance welding of thermoplastic composites-an overview. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 36 (2005), S. 39–54. – ISSN 1359835X

[54] Ageorges, C. ; Ye, L. ; Hou, M.: Advances in fusion bonding techniques for joining thermoplastic matrix composites: a review. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 32 (2001), Nr. 6, S. 839–857. `http://dx.doi.org/10.1016/S1359-835X(00)00166-4`. – DOI 10.1016/S1359–835X(00)00166–4. – ISSN 1359835X

[55] Lauke, B. ; Schneider, K. ; Friedrich, K.: *Interlaminar Shear Strength Measurement of Thin Composite Rings Fabricated by Filament Winding*. Bordeaux, 04.1992 (ECCM-5-Conference)

[56] Deutsches Institut für Normung e.V.: *Strukturklebstoffe - Bestimmung des Scherverhaltens struktureller Klebungen - Teil 2: Scherprüfung für dicke Fügeteile*. Berlin, 07.2011

[57] ASTM International ; D20 Committee: *Standard Test Method for In-Plane Shear Strength of Reinforced Plastics // Test Method for In-Plane Shear Strength of Reinforced Plastics*

[58] Deutsches Institut für Normung e.V.: *Kohlenstoffaserverstärkte Kunststoffe: Unidirketionale Lamintae, Bestimmung der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit*. Berlin, 03-1997

[59] ASTM International ; D30 Committee: *Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method // Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method*

[60] Schneider, K. ; Lauke, B. ; Beckert, W.: Compression Shear Test (CST) – A Convenient Apparatus for the Estimation of Apparent Shear Strength of Composite Materials. In: *Applied Composite Materials* 8 (2001), S. 43–62

[61] Lauke, B. ; Beckert, W. ; Schneider, K.: Interlaminar Shear Strength Evaluation of Curved Composite Samples. In: *Applied Composite Materials 1* (1994), S. 267–271

[62] Flemming, M. ; Roth, S.: *Faserverbundbauweisen: Eigenschaften: mechanische, konstruktive, thermische, elektrische, ökologische, wirtschaftliche Aspekte*. Berlin, Heidelberg, New York : Springer-Verlag, 2003. – ISBN 978–3–540–00636–7

[63] Deutsches Institut für Normung e.V.: *Schwingfestigkeitsversuch-Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile*. 7711636001. Berlin, 12.2016

[64] Ehrenstein, G. W. ; Riedel, G. ; Trawiel, P.: *Praxis der Thermischen Analyse von Kunstoffen*. 2., völlig überarbeitete Auflage. München : Carl Hanser Verlag, 2003. – ISBN 3–446–22340–1

[65] Deutsches Institut für Normung e.V.: *Kunststoffe - Dynamische Differenz-Thermoanalyse (DSC)*. Berlin, 03.2010

[66] Meissner, J.: *Durchführung der Sichtprüfung*. Köln, 28.02.2016

[67] Deutsches Institut für Normung e.V.: *Klebstoffe: Bezeichung der wichtigsten Bruchbilder*. Berlin, 08.1995

[68] Ehrenstein, G. W.: *Handbuch Kunststoff-Verbindungstechnik*. München : Hanser, 2004

[69] Bösch, L.: *Zerstörungsfreie Prüfverfahren: Skriptum zur Vorlesung 303.153 der Technischen Universität Graz*. Graz, 2017

[70] Schadhauser, M. ; Martin, J. ; Wuertele, M. ; Karlinger, P. ; Modler, N.: Homogenität ist der Schlüssel: Wie sich die Durchmischung von Fasern und Schmelze objektiv beurteilen lässt. In: *Kunstoffe* 2017 (2017), Nr. 09, S. 120–123

[71] Böge W., Plassmann W.: *Handbuch Elektrotechnik: Grundlagen und Anwendungen für Elektrotechniker*. 4., überarbeitete Auflage. Wiesbaden : Vieweg & Sohn Verlag, 2007. – ISBN 978–3–8348–0136–4

[72] Pfeifer, H. (Hrsg.): *Taschenbuch industrielle Wärmetechnik: Grundlagen, Berechnungen, Verfahren*. 4., völlig neu überarb. Aufl. Essen : Vulkan-Verl., 2007. – ISBN 978–3–8027–2937–9

[73] Ahmed, T. J. ; Stavrov, D. ; Bersee, H. E. N. ; Beukers, A.: Induction welding of thermoplastic composites—an overview. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 37 (2006), Nr. 10, S. 1638–1651. http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesa.2005.10.009. – DOI 10.1016/j.compositesa.2005.10.009. – ISSN 1359835X

[74] Benkowsky, G.: *Induktionserwärmung: Härten, Glühen, Schmelzen, Löten, Schweissen. Grundlagen und praktische Anleitungen für Induktionserwärmungsverfahren, insbesondere auf dem Gebiet der Hochfrequenzerwärmung*. 5.Aufl. Berlin : Verlag Technik, 1990. – ISBN 3–341–00813–6

[75] Nacke, B. (Hrsg.) ; Baake, E. (Hrsg.): *Induktives Erwärmen: Wärmen, Härten, Glühen, Löten , Schweißen*. 1. Aufl. Essen : Vulkan Verlag GmbH, 2014. – ISBN 978–3–8027–2384–1

[76] HÜTTINGER Elektronik GmbH + Co. KG ; TRUMPF HÜTTINGER Elektronik GmbH + Co. KG (Hrsg.): *TruHeat HF Serie 1000/3000/5000*. Freiburg,

[77] HÜTTINGER Elektronik GmbH + Co. KG ; TRUMPF HÜTTINGER Elektronik GmbH + Co. KG (Hrsg.): *TruHeat MF Serei 7000 (G2)*. Freiburg,

[78] Lehner, G.: *Elektromagnetische Feldtheorie: Für Ingenieure und Physiker*. 7. bearb. Aufl. Heidelberg and Dordrecht and London and New York : Springer, 2010. – ISBN 978–3–642–13041–0

[79] Bayerl, T. ; Duhovic, M. ; Mitschang, P. ; Bhattacharyya, D.: The heating of polymer composites by electromagnetic induction – A review. In: *Composites: Part A* 57 (2014), S. 27–40. http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesa.2013.10.024. – DOI 10.1016/j.compositesa.2013.10.024

[80] Taillet, Richard: *Electromagnétisme*. Bruxelles : De Boeck, 2013 (Mémento sciences : ce qu'il faut vraiment retenir!). – ISBN 9782804181765

[81] Nacke, B.: *Ein Verfahren zur numerischen Simulation induktiver Erwärmungsprozesse und dessen technische Anwendung*. Hannover, Universität Hannover, Dissertation zur Erlangung des akademischen Grades Doktor-Ingenieur, 1987

[82] Polifke, W. ; Kopitz, J.: *Wärmeübertragung: Grundlagen, analytische und numerische Methoden*. 2., aktualisierte Aufl., [Nachdr.]. München [u.a.] : Pearson Studium, 2011, [20]11 (Ing). – ISBN 978–3–8273–7349–6

[83] Yarlagadda, S. ; H. J. Kim, J. W. Gillespie Jr., N. B Shevchenko, B. K. Fink: A Study on the Induction Heating of Conductive Fiber Reinforced Composites. In: *Journal of Composite Materials* 36 (2002), Nr. 4, S. 400–421. http://dx.doi.org/10.1177/0021998302036004171. – DOI 10.1177/0021998302036004171

[84] Sanders, P.: Electromagnetic Welding: An Advance in Thermoplastic Assembly. In: *Materials and Design* 8 (1987), Nr. 1, S. 41–45

[85] Ageorges, C. ; Ye, L.: *Fusion Bonding of Polymer Composites*. London : Springer London, 2002 (Engineering Materials and Processes). – ISBN 978–1–4471–1087–3

[86] Miller, A.K., Chang, C., Payne, A., Gur, M., Menzel, E., Peled, A.: The nature of induction heating in graphite fibre: Polymermatrix composite materials. In: *SAMPE Journal* 26 (1990), Nr. 4, S. 37–54

[87] Fink, B. K. ; McCullough, R. L. ; Gillespie Jr., J. W.: A local theory of heating in crossply carbon fiber thermoplastic composites by magnetic induction. In: *Composites Science and Technology* 32 (1992), Nr. 5, S. 357–369. http://dx.doi.org/10.1002/pen.760320509. – DOI 10.1002/pen.760320509

[88] Duhovic, M. ; Mitschang, P. ; Maier, M. ; Caldichoury, I. ; L'Eplattenier, P. ; Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern, Germany (Hrsg.): *Simulation of Thermoplastic Composite Induction Welding*. Stuttgart, (Multiphysics with LS-DYNA, DYNAmore Information day)

[89] Moser, L.: *Experimental analysis and modeling of susceptorless induction welding of high performance thermoplastic polymer composites*. Bd. 101. Als Ms. gedr. Kaiserslautern : Inst. für Verbundwerkstoffe, 2012 http%3A//www.worldcat.org/oclc/930829273. – ISBN 9783934930971

[90] Sánchez, C. A. ; Zogg, M. ; Ermanni, P.: Beschleunigung der Aushärtung von pastösen Epoxidharzklebstoffen durch variotherme Prozessführung mittels Induktion. FTK-Tagung 2013. In: *adhäsion KLEBEN&DICHTEN* (2013)

[91] Obermann, C. ; Wacker, M. ; Faltin, M. ; Kugler, T. ; Moser, L.: *Wirtschaftliches Fügen von Faser-Kunstoff-Verbundstrukturen mittels induktiver Erwärmung unter Einsatz flexibler Handhabungssysteme (Induflex): Abschlusspräsentation*. Augsburg,

[92] Schmeer, Sebastian: *Experimentelle und simulative Analysen von induktionsgeschweißten Hybridverbindungen*. Bd. 89. Als Ms. gedr. Kaiserslautern : Institut für Verbundwerkstoffe, 2009 http%3A//www.worldcat.org/oclc/643813161. – ISBN 9783934930858

[93] Fritz, A. H.: *Fertigungstechnik*. 11., neu bearb. und erg. Aufl. Berlin : Springer Vieweg, 2015. – ISBN 978–3–662–46554–7

[94] Kazmirzak, W.: *Seminar Kunststoffschweißen für Serienteile: Grundlagen des Schweißens, Physikalische Zusammenhänge*. Leipzig, (Technologie-, Prüf- und Weiterbildungszentrum)

[95] Hesser, W. (Hrsg.) ; Hoischen, H. (Hrsg.): *Technisches Zeichnen: Grundlagen, Normen, Beispiele, darstellende Geometrie ; Lehr-, Übungs- und Nachschlagewerk für Schule, Fortbildung, Studium und Praxis, mit mehr als 100 Tabellen*. 31., überarb. und aktualisierte Aufl. Berlin : Cornelsen, 2007. – ISBN 9783589241309

[96] Deutsches Institut für Normung e.V.: *Schweißen - Mehrsprachige Bennenung für Schweißverbindungen mit bildlichen Darstellungen (ISO17659:2002)*. Berlin, 09-2005

[97] Klein, B.: *FEM: Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau: Mit 231 Abbildungen, 12 Fallstudien und 20 Übungsaufgaben, Studium*. 9., verbesserte und erweiterte Auflage. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2012. – ISBN 978–3–8348–1603–0

[98] Infra Tec GmbH: *Einführung in die Theorie und Praxi der Infrarot-Thermografie: Schulungsunterlagen*

[99] Schuster, N. ; Kolobrodov, V. G.: *Infrarotthermographie*. 2., überarb. und erw. Aufl. Weinheim : Wiley-VCH, 2004. – ISBN 3527405097

[100] Infra Tec GmbH ; Infra Tec GmbH (Hrsg.): *VarioCAM high resolution: Benutzerhandbuch*

[101] Sensortherm GmbH ; Sensortherm GmbH (Hrsg.): *Datenblatt Metis M309/316/M318: High-End-Teilstrahlungspyrometer*. Sulzbach,

[102] Sensortherm GmbH ; Sensortherm GmbH (Hrsg.): *User Manual: Pyrometers METIS M308/M309/M316/M318/H309/H316/H318*. Sulzbach,

[103] Oefele, F.: *Remote-Laserstrahlschweißen mit brillanten Laserstrahlquellen*. München, Technische Universität München, Dissertation, 2012

[104] Forstner, T. ; Sommitsch, C. ; Fischer, F.: Induktionsschweißen von carbonfaserverstärktem Polyamid 66 im automobilen Karosseriebau. In: *Zeitschrift Kunststofftechnik - Journal of Plastics Technology* 14 (2018), Nr. 4, S. 233–278

[105] Forstner, T.: *Prozessgeschwindigkeiten im Karosseriebau der BMW Group*. München, 28.03.2015

[106] Matek, W. ; Muhs, D. ; Roloff, H. ; Wittel, H.: *Maschinenelemente*. 20., überarb. und erw. Aufl. Braunschweig [u.a.] : Vieweg, 2011 (Viewegs Fachbücher der Technik). – ISBN 978–3–8348–8279–0

[107] Tipler, P. (Hrsg.) ; Basler, M. (Hrsg.) ; Mosca, G. (Hrsg.) ; Pelte, D. (Hrsg.): *Physik für Wissenschaftler und Ingenieure*. 2., dt. Aufl., rev. Nachdr. Heidelberg : Elsevier, Spektrum Akad. Verl., 2007. – ISBN 3–8274–1164–5

[108] ABB ; ABB (Hrsg.): *IRB 6640 / IRB 6640ID: Industrieroboter: Datenblatt, Brochuere*. Friedberg,

[109] Huembert, M. ; Mitschang, P.: Influence of maximum temperatur and cooling phase on the lap shear strength of induction joined glass fiber reinforced thermoplastics and steel. In: *ECCM 17 - 17th European Conference on Comosite Materials* 17 (2016)

[110] Becker, S. ; Mitschang, P.: *Influences of laminate parameters on the induction heating behavior of CFRPC*. Athen, 24.-28.06.2018 (18th European Conference on Composite Materials)

[111] Kjellberg, H. ; NE GmbH | Brockhaus (Hrsg.): *Brockhaus*. `https://brockhaus.de/search/?t=enzy&s=article&q=plastifizieren`. Version: 2017

[112] Orth, T. ; Weimer, C. ; Krahl, M. ; Modler, N.: A review of radiative heating in automated layup and its modelling. In: *Zeitschrift Kunstofftechnik - Journal of Plastics Technology* 13 (2017), Nr. 02, S. 91–125

[113] Paese, E. ; Geier, M. ; Pacheco, J. L. ; Homrich, R. P. ; Oritz, J.C.S.: *Mathematical modeling of an electromagnetic forming syste with flat spiral coils as actuator*. Dortmund, (4th International Conference on High Speed Forming)

[114] Mongillo, M.: *Choosing Basis Functions and Shape Parameters for Radial Basis Function Methods*.

[115] Rhodia ; Solvay: *Evolite by Technyl®: The ultimate composite solution Designing your future !* Brüssel,

[116] Toray Carbonfiber America. Inc. ; Toray Carbonfiber America. Inc. (Hrsg.): *Torayca® T700S Data Sheet: Technical Data Sheet No. CFA-005*. Santa Ana, USA,

[117] Rhodia ; Solvay: *Evolite XA1481 polymer: Datasheet*. Brüssel,

[118] Deutsches Institut für Normung e.V.: *Mineralölerzeugnisse - Bestimmung des Wassergehaltes durch Titration nach Karl Fischer*. Berlin, 10.2014

[119] International Organization for Standardization: *Textilien - Normalklimate für die Probenvorbereitung und Prüfung*. Berlin, 10.2011

[120] International Organization for Standardization: *Schweißen und verwandte Prozesse-Schweißpositione*. 5411503001. Berlin, 08.2011

[121] Deutsches Institut für Normung e.V.: *Statistische Verfahren im Prozessmanagement - Fähigkeit und Leistung - Teil 2: Prozessleistungs- und Prozessfähigkeitskenngrößen von zeitabhängigen Prozessmodellen*. 7057577001-2015-05-21 19:07. Berlin, Juni 2015

[122] Taendl, J. ; Enzinger, N.: Electron beam surface structuring of AA6016 aluminum alloy. In: *Weld World* (2014), Nr. 58, S. 795–803

[123] Dassault Systèmes: *ABAQUS*. `http://www.3ds.com/de/produkte-und-services/simulia/produkte/abaqus/`. Version: 2016

[124] ADINA RuD, Inc.: *ADINA*. `http://www.adina.com/products.shtml`. Version: 2016

[125] ANSYS, Inc: *ANSYS*. `http://www.ansys.com/Products`. Version: 2016

[126] DYNAmore GmbH, DYNAmore Swiss GmbH, DYNAmore Italia S.r.l.: *LS-DYNA*. `https://www.dynamore.de/de/produkte/dyna`. Version: 2016

[127] MSC.Software GmbH, München: *Marc*. `http://www.mscsoftware.com/de/product/marc`. Version: 2016

[128] MSC.Software GmbH: *NASTRAN*. `http://www.mscsoftware.com/de/product/msc-nastran`. Version: 2016

[129] CAE Simulation Solutions: *PATRAN*. `http://www.cae-sim-sol.com/de/software/msc-software/patran`. Version: 2016

Abbildungsverzeichnis

1.1 Normierte Fügekosten in Abhängigkeit der Karosseriebauweisen und der Anzahl an verwendeten Fügetechniken: *Die Normierung erfolgt durch die Gesamtlänge der Verbindungsstellen und der anfallenden Kosten, 20 punktuelle Verbindungsstellen entsprechen 1 m Fügenaht. 2
1.2 Exemplarische Prozesskette der Herstellung und Verarbeitung eines Karosseriebauteils aus thermoplastischem Faser-Kunststoff-Verbund mit Organoblechen. 3
1.3 Einsatz von CFK (rot eingefärbte Bauteile) in der aktuellen Karosserie des 7er [10]. . 4
1.4 Einordnung der verschiedenen Fügeverfahren nach DIN 8593-0 [15]. 5
1.5 Schematische Darstellung der verschiedenen Arten von Verbindungen nach [2]. 6
1.6 Beispiele von grundlegenden Konzepten für die beanspruchungsgerechte formschlüssige Lasteinleitung bei flächigen, stab- und rohrförmigen FKV-Strukturen [16]. 6

2.1 Verschiedene Topologien von Makromolekülen nach [13]. 12
2.2 Beschreibung des Verformungsverhaltens von Kunststoffen mittels Ersatzmodellen nach [13]: (a) elastisch, (b) viskos, (c) relaxierend/viskoelastisch und (d) viskoelastisch. . . . 13
2.3 Spannungs-Dehnungs-Diagramm des PBT und SAN bei verschiedenen Temperaturen als Beispiel für charakteristische Versagensarten der Kunststoffe nach [13]. 14
2.4 Temperaturabhängigkeit der Keimbildung und des Keimwachstums bei Polymeren [13]. 15
2.5 Übersicht zu Textilen Halbzeugen und Herstellverfahren aus der aktuellen Forschung und Produktion: *nach Neitzel [32]; **nach Hufenbach [21]; ***Entwicklung des Institut für Textiltechnik an der RWTH Aachen [21]; ****Entwicklung der Firma 3TEX, Cary, USA [21]. 18
2.6 Verschiedene Arten von Vliese nach [32]: (a) Endlos-Fasermatte, (b) Schnitt-Fasermatte, (c) Vernadelte-Fasermatte. 19
2.7 Schematische Darstellung eines Geleges mit 0 und 90° Lagen. 19
2.8 Zweidimensionale Gewebearten von Verstärkungsfasern für FKV [32]. 20
2.9 Parameter der Konsolidierung und durch diese beeinflusste Materialeigenschaften: * nur bei teilkristallinen Thermoplasten. 22
2.10 Abhängigkeit der Fließ- und Schergeschwindigkeit vom Fügedruck und deren Einfluss auf die Bruchspannung beim Heizelement-Stumpfschweißen [41]. 23
2.11 Prüfkriterien bei der Kennwertermittlung 24
2.12 Probekörper und freigeschnittene Fügeebene mit den Spannungszuständen: (a) Zugprüfung mit einachsiger Kraft F führt zur Zugspannung σ_x, (b) Zug-Scher-Prüfung führt zur Schubspannung τ_{xx} mit τ_{xz} und (c) Verstärkung der Spannungsspitze am Ende der Proben durch die aus dem Biegemoment M_b resultierende Krfat quer zur Zugrichtung. 25
2.13 Standardprobekörper nach DIN EN 1465 [45] für die Zug-Scher-Prüfung: (1) Klebefuge, (2) Einspannfläche und (3) Klebefläche. 27
2.14 Übersicht verschiedener Anordnungen von Schubversuchen nach [60]: (a) Scherversuch von verklebten Blechen, (b) Scherversuch in Blockanordnung, (c) Scherversuch mit einfacher Überlappung und (d) Scherversuch nach Iosipescu. 28

2.16 CST-Prüfvorrichtung im Labor der BMW. 28
2.15 Anordnung und Parameter der Prüfvorrichtung und des Probekörpers für den CST nach [60]. 29
2.17 Unterschiedliche Lastfälle der Schwingbeanspruchung nach [62]. 30
2.18 Schematische Darstellung einer DSC-Kurve mit den möglichen Effekten nach [64]. . . 31
2.19 Spannungs-Dehnungs-Diagramm und Kenngrößen verschiedener Kunststoffe: (a) spröde Werkstoffe, (b) und (c) zähe Werkstoffe mit Streckpunkt, (d) zähe Werkstoffe ohne Streckpunkt und (e) elastomere Werkstoffe nach [42]. 34
2.20 Überlagerte Magnetfelder: Feldlinienverlauf bei (a) gleichsinnig durchflossenen Leitern und (b) gegensinnig durchflossenen Leitern nach [71]. 35
2.21 Ersatzschaltbild eines Schwingkrieses zur induktiven Erwärmung: Werkstück W, Induktor I und Transformator (Trafo) 36
2.22 Frequenzgeneratoren: a) Hochfrequenzgenerator (450/800 kHz bei 5/10 kW) [76] (b) Mittelfrequenzgenerator (0,5 bis 200 kHz bei 60 bis 240 kW) [77] 39
2.23 Anteil des Außenkreises am gesamten Schwingkreis der Anlage zur Induktionserwärmung. 40
2.24 Außenkreis für Hochfrequenzanwendungen der Fa. TRUMPF Hüttinger Elektrotechnik GmbH + Co. KG. 40
2.25 Auswahl an Induktor- und Anschlussformen für die Anwendung zur Platinen- und Laminaterwärmung [79]: (a) Flächeninduktor, (b) Spuleninduktor, (c) koaxialer Spuleninduktor, (d) Ringinduktor, (e) speziell angepasste Induktor- und Anschlussleitung und (f) Helmholtz-Spule. 41
2.26 Anordnungsformen eines Flächeninduktors: (a) einseitiger Flächeninduktor, (b) beidseitiger Flächeninduktor, (c) Flächeninduktor an Werkstückkante nach [74]. 42
2.27 Erhöhte Stromdichte im Bereich der Bauteilkante als Ursache des Randeffektes [32]. . 42
2.28 Schematische Darstellung der Anordnung Induktor, Werkstück und des alternierenden Magnetfeldes [83]. 44
2.29 Schematische Darstellung der Erwärmungsarten bei einem Laminat mit Carbonfasern nach [83]: die strichlierte Linie stellt den Fall der idealen Isolierung durch ein polares Polymere dar. 47
2.30 Die Schweißbarkeit eines Bauteils: Schweißeignung, Schweißsicherheit, Schweißmöglichkeit nach [93]. 49
2.31 Kompatibilitätsmatrix einer Auswahl an Kunststoffen hinsichtlich der Schweißeignung ungleicher Polymere nach [94]. 50
2.32 Schweißstoßarten nach DIN EN ISO 17659 [96]: (a) Strumpfstoß, (b) Überlappstoß, (c) T-Stoß. 51

4.1 Mikroskopaufnahmen mit Maßen der Thermoelemente. 56
4.2 Messverstärker MX1609KB und Aufzeichnungsrechner CX22W der Fa. HBM. 57
4.3 Einordnung des Wellenlängenbereiches im IR-Bereich nach [98]. 57
4.4 Anteile der Strahlungsenergie $\dot{Q}$ die auf einen Körper trifft oder emittiert wird [82]. . . 58
4.5 Spektrale Verteilung der Strahlungsintensität des schwarzen Körpers bei unterschiedlichen Temperaturen T nach dem Planck'schen Strahlungsgesetz nach [82]: Das *Wien'sche Verschiebungsgesetz* ist mit der gestrichelten Linie dargestellt. 59
4.6 Verteilung der spektralen Energiedichte eines schwarzen, grauen und realen Strahlers nach [82]. 60
4.7 Modell zur pyrometrischen bzw. thermografischen Temperaturmessung mit den Strahlungsanteilen nach [98]. 61
4.8 Einfluss der geoemtrischen Auflösung auf das Messergebnis nach [98]. 62
4.9 VarioCam®high resolution [100]. 63
4.10 Exemplarische Darstellung des Sensortherm Metis M318 mit Lichtleitfaser (hier mit OL25 Objektiv) [102]. 63
4.11 Prozessschaubild Induktionsfügen von carbonfaserverstärkten Thermoplasten [104]. . . 64

4.12 Temperaturverlauf T über dem Ort x in der Fügeebene bei der Überfahrt des Schweißkopfes. 65
4.13 Schematischer Temperaturverlauf T über der Zeit t während des Schweißvorganges: (a) Induktor und (b) flüssigkeitsgekühlte Konsolidierungsrolle [104]. 66
4.14 Darstellung der Systemkomponenten mit den Systemgrenzen (gestrichelte Linie). . . . 66
4.15 Lokale Erwärmungszone mit PA66-CF Gewebe in Köperbindung und Flächeninduktor (rechteckig, 2 Wdg.) bei der statischen Erwärmung: Induktorseite (li.) und Laminatrückseite (re.). 68
4.16 Vergleich von drei unterschiedlichen Flächeninduktoren anhand der Erwärmungsform und Geschwindigkeit des PA66-CF-Laminats in Köperbindung mit t=2,0 mm. 68
4.17 Darstellung der Faktor-Effekte aus Tabelle 4.3. 70
4.18 Zeichnung des Induktors I05: $r_I = 10\,mm$, 2 Wdg., Stichmaß 120 mm, Leitungsdurchmesser $\square\,3\,mm$. 71
4.19 Darstellung der elastischen Deformation bei der Hertz'schen Pressung: Kugel (li.) und Zylinder (re.) nach [106]. 72
4.20 Deformation im Bereich der Schweißnaht durch die Konsolidierungsrolle. 73
4.21 CAD-Modell der Konsolidierungsrolle D = 40 mm, B = 20 mm; blau dargestellt sind die innenliegenden Kühlwasserkanäle. 73
4.22 Lagerung und Anordnung der Konsolidierungsrolle am Induktionsschweißkopf. 74
4.23 Berechnung der realen Kontaktfläche A_{real} aus der Bogenlänge b. 74
4.24 Stationäre Wärmestrombetrachtung der Konsolidierungsrolle: (a) Konsolidierungsrolle und (b) thermisch isolierende Keramikplatte. 75
4.25 Anteil der Wärmeströme und Umgebungsverluste: Konsolidierungsrolle (a) und Probekörper PK1 und PK 2. 76
4.26 Berechnungsschema des Wärmeübergangskoeffizienten bei Rohr- und Kanalströmungen: *Werte sind Polifke [82] entnommen. 80
4.27 Zeichung der Konsolidierungsrolle mit innenliegenden Kühlwasserkanälen. 82
4.28 Detaillierte Geometrie des Kühlkanals: a) Zuleitungsbohrung, b) Kühlkanal und c) Verbindungsbohrung. 82
4.29 Kühlleistung der Konsolidierungsrolle in Abhängigkeit von Durchfluss $\dot{V}$ und Vorlauftemperatur T_1: *Das turbulente Regime ist durch die *Gnielinski-Korrelation* gelöst. 83
4.30 Anordnung der Systemkomponenten im Induktionsschweißkopf mit den geometrischen Bedingungen: Draufsicht in Schweißrichtung (li.) und Seitenansicht (re.) [104]. 84
4.31 Visuelle Qualitätskriterien der Schweißnaht: Bruchbild, Oberfläche und Durchbrand. . 85
4.32 Regelstrecke in schematischer (oben) und Modell-Darstellung (unten) [104]. 85
4.33 Ablauf der Rollenpositionierung und z-Ausgleich. 86
4.34 Regelstrecke des Kraftausgleiches in schematischer (oben) und Modelldarstellung (unten) [104]. 87
4.35 Versuchsanordnung der Anlagenkomponenten zur Durchführung der Prozess- und Schweißnahtanalyse: (1) Hochfrequenzgenerator Truheat HF 1010 (2) Industrieroboter (3) Werkzeugwechselsystem Stäubli (4) HF-Außenkreis-Transformator (5) Konsolidierungsrolle (6) Flächeninduktor (7) Werkstückauflage aus glasfaserverstärkter Keramik (8) Klemmleiste (9) Werkstückanschlag (10) Auflagerleisten (11) verstellbarer Werkstückausgleich 88
4.36 Arbeitsbereich des verwendeten Roboters ABB IRB 6640-205/2.75 [108]. 89
4.37 Darstellung der Schweiß- und Roboterbahn mit der Beschreibung der Koordinatensysteme. 90
4.38 Anlagen-Netzwerk zwischen Anlagen-SPS, Applikations-SPS, Roboter und Schweißkopf. 91
4.39 Automatisierter Induktionsschweißkopf zur Versuchsdurchführung. 92
4.40 Induktionsschweißkopf an Industrieroboter mit HF-Generator und 7. Achse zur lienaren Positionierung des Roboters. 94
4.41 Spannvorrichtung zur Durchführung der Schweißversuche. 95

5.1 Darstellung des Wirkmechanismus der induktiven Plastifizierung der thermoplastischen Matrix. 98
5.2 Ishikawa-Diagramm der pyrometrischen Temperaturmessung. 99
5.3 Probematerial zur Ermittlung des Emissionskoeffizienten: Al5 lackiert/unlackiert, PA66-CF Gewebe in Köperbindung, lackiert/unlackiert. 100
5.4 Versuchsaufbau zur Ermittlung des Emissionskoeffizienten und dessen Einflussgrößen: Anordnung (li.) und im abgedeckten Zustand während der Messung (re.). 101
5.5 Temperaturverlauf über den gesamten Messverlauf mit den definierten Messzeitpunkten zur Ermittlung des Emissionskoeffizienten ϵ_{th}. 102
5.6 Verhalten des Emissionskoeffizienten ϵ_{th} in Abhängigkeit der Probentemperatur und des Betrachtungswinkels: PA66-CF Gewebe in Köperbindung, unlackiert. 103
5.7 Verhalten des Emissionskoeffizienten ϵ_{th} in Abhängigkeit der Probentemperatur und des Betrachtungswinkels: PA66-CF Gewebe in Köperbindung, lackiert. 103
5.8 Verhalten des Emissionskoeffizienten ϵ_{th} bei Temperaturen bis 210 °C: PA66-CF Gewebe in Köperbindung, unlackiert. 104
5.9 Einfluss der Oberfläche auf den Emissionskoeffizienten ϵ_{th} bei PA66-CF Gewebe 2-2: die gestrichelte Linie stellt die lackierte, die durchgezogenen die unlackierte Probe dar. 104
5.10 Einfluss der Oberfläche auf den Emissionskoeffizienten ϵ_{th} bei PA66-CF Gewebe 2-2. . 105
5.11 Verhalten des Emissionskoeffizienten ϵ_{th} in Abhängigkeit der Probentemperatur und des Betrachtungswinkels: Al5 lackiert. 105
5.12 Messanordnung der Thermografiekamera, der CFRTP-Laminate und des Induktors: Laminat mit InSitu eingebrachten Thermoelementen, Thermografiekamera 1 zur Messung der Oberflächentemperatur auf der induktorabgewandten Seite (Rückseite), Thermografiekamera 2 zur Messung an der induktorzugewandten Seite (Vorderseite) und dem Induktor am Schweißkopf. 107
5.13 Thermografieaufnahme mit den Messpositionen in x- und y-Richtung sowie der Winkelhalbierenden: Versuchsreihe IS-SE-01-03-c1, t = 15s. 108
5.14 Anordnung der bei der Laminatherstellung InSitu eingebrachten Thermoelemente: Bemaßte Darstellung, Fotos von der Vorder- und Rückseite der Probeplatten. 109
5.15 CT-Untersuchung zur Bestätigung der InSitu eingebrachten Thermoelemente: Plattennummern und Zuordnung der Messpositionen. 109
5.16 Vergleich der mittels Thermoelementen und Thermografie gemessenen Temperatur an den radialen Positionen r = 0/8/16/24 mm zu den Zeitpunkten T = 0/5/10/15 s nach dem Erwärmungsstart. 111
5.17 Temperaturverlauf aufgetragen über dem Abstand zum Induktor-Mittelpunkt zum Zeitpunkt t = 15 s nach dem Erwärmungsstart. 112
5.18 Thermografieaufnahme zum Zeitpunkt t = 10 s nach Beginn der Erwärmung: Versuchsreihe FO-SE-01-02-a mit Faserorientierung [20°/0°] (li.) und Veruschsreihe FO-SE-01-07-a mit Faserorientierung [50°/0°] (re.). 115
5.19 Vergleich der Temperaturen in den Richtungen x, y-Achse und der Winkelhalbierenden in Abhängigkeit der Faserorientierung zu den Messzeitpunkten t = 5 s und t = 10 s aus den Versuchsreihen FO-SE-01-0x-a. 116
5.20 Vergleich der Temperaturen an der Messposition T8x, 8 mm entfernt vom Induktor-Mittelpunkt auf der x-Achse in Abhängigkeit von der Faserorientierung: Versuchsreihen FO-SE-01-0x-a. 117
5.21 Anzahl der Faserkreuzungspunkte auf der normierten Fläche 20 x 20 mm in Abhängigkeit des Faserwinkels. 118
5.22 Darstellung des Frequenzeinflusses bei unterschiedlichen Faserorientierungen: Verglichen wird die Veränderung im Messfeld R 5.13. 119
5.23 Vergleich der Temperaturen an der Messpotition T8x, 8 mm entfernt vom Induktor-Mittelpunkt auf der x-Achse in Abhängigkeit der Filamenteanzahl (li.) und der resultierenden Heizrate (re.): Versuchsreihen FO-SE-01/11/12. 120

5.24 Temperaturverläufe während der statischen Erwärmung an unterschiedlicher Faserarchitekturen (vgl. Tabelle 5.6. 122
5.25 Auswirkung der Induktorgeometrie auf die Heizrate $\partial K/\partial t$: taktile Temperaturmessung, Auswertung an der Position T_8. 123
5.26 Gegenüberstellung der Temperaturverläufe in der Induktor- und Fügeebene sowie in Dickenrichtung: Der rote Pfeil beschreibt den Messabbruch an einem InSitu Thermoelement. 124
5.27 Darstellung der Überhitzung durch den Randeffekt: Randabstand ≥ 20 mm (li.), Randabstand < 20 mm mit überhitzter Schweißprobe ohne Oberflächenkühlung (re.). 124
5.28 Ishikawa-Diagramm zu den Einflüssen auf die Schweißnahtqualität. 125
5.29 Einfluss des Primärspulenstroms I auf die Erwärmungskurve an der Messposition T_08 (li.) und der zugehörigen Heizrate (re.): Versuchsreihe IS-SE-01-03. 127
5.30 Einfluss der Schwingkreisfrequenz f auf die Erwärmungskurve an der Messposition T_08 (li.) und der zugehörigen Heizrate (re.): Versuchsreihe IS-SE-01-04. 128
5.31 Messaufbau zur Untersuchung der Tiefenwirkung durch Thermografie: thermisch isolierter Aufbau und Abschirmung (li.), Auswertepunkte im Thermogramm (re.). 128
5.32 Auswertung der Messung zur frequenzbeeinflussten Tiefenwirkung: Normierte Temperatur T(z)/T(0) über dem z-Abstand von der Laminatoberfläche. 129
5.33 Einfluss des Koppelabstands h auf die Erwärmungskurve an der Messposition T_{08} (li.) und der zugehörigen Heizrate (re.): Versuchsreihe IS-SE-01-05. 130
5.34 Darstellung der Wärmeleitung durch den qualitativen Vergleich der Thermografieaufnahmen der Versuchsreihe FO-SE-01-05-a mit einer Faserarchitektur [0°/30°] bei 5, 7 und 10s mit dem Temperaturprofil über die x-Achse. 131
5.35 Darstellung der Wärmeleitung durch den qualitativen Vergleich der Thermografieaufnahmen der Versuchsreihe IS-SE-01-04-b mit der balancierten biaxialen Köperbindung bei 5, 7 und 10s mit dem Temperaturprofil über die x-Achse. 132
5.36 Kontinuierlicher Schweißprozess mit schematischer Darstellung des Temperaturverlaufs. 133
5.37 Wärmeausbreitung im Schweißnahtbereich bei der Schweißung P100: eingespannte Fügepartner vor Schweißung. 134
5.38 Wärmeausbreitung im Schweißnahtbereich bei der Schweißung P100: eingespannte Fügepartner nach Schweißung. 134
5.39 Qualitative Wärmeausbreitung über die Schweißdauer: Spaltenauswertung der am Schweißkopf mitfahrenden Thermografiekamer. 135
5.40 Versuchsaufbau mit Messpositionen und Schweißanordnung zur Temperaturmessung während der Schweißung der P100 Probe. 136
5.41 Mit Thermoelementen gemessener Temperaturverlauf während einer Schweißung der P100 Proben: (a) Betrachtungsebene Spannplatte/unteres Laminat, (b) Fügeebene und (c) Oberfläche des oberen Laminats. 137
5.42 Erwärmungseffekte beeinflusst durch die matrixreichen Zonen im Laminat. 138
5.43 Einfluss der Spannplattentemperatur auf den Schweißprozess in der Schweißreihe P100: Spannplatten- und Probentemperatur im Vergleich (li.) und über die 6 Probenabschnitte gemittelte Bruchkraft in Abhängigkeit der Spannplattentemperatur (re.). 138
5.44 Versuchsaufbau zur Validierung des Optimierungsmodells mit dem Kontrollvolumen (KV) für die statische Betrachtung. 139
5.45 System- und Prozessparameter die als Input für das Optimierungsmodell verwendet werden. 140
5.46 Geometrieabhängige Beschreibung der elektromagnetischen Feldstärke mit der *Biot & Savart Gleichung*. 141
5.47 Thermografiemessung und Simulation bei dem Koppelabstand 2 mm. 142
5.48 Thermografiemessung und Simulation bei dem Koppelabstand 3 mm. 142
5.49 Thermografiemessung und Simulation bei dem Koppelabstand 4 mm. 143
5.50 Normierung der realen Werte für die Lösung in der RBF. 143

5.51 Grafische Benutzeroberfläche des MATLAB Programms. 144
5.52 Ausgabe-Plot der Frequenzoptimierung: mit Gauß-Interpolation (li.) und Multiquadratischer-Interpolation (re.). 145
5.53 Überlegung zur Ableitung des dynamischen Temperaturverlaufs. 146
5.54 Auswertung der Bruchkraft über der normierten Prozesskonstanten K, - grüner Bereich: Schweißnaht mit Festigkeitsanforderung, - gelber Bereich: Schweißnaht ohne Festigkeitsanforderung, - roter Bereich: keine Schweißnaht. 147
5.55 Prozessüberwachung der Plastifizierung: Grenzkurven zur Beurteilung der Prozessqualität, - die strichlierte Linie beschreiben die Einzelkurven der drei gemessenen Temperaturverläufe, die durchgezogenen Linien beschreiben den gemittelten Temperaturverlauf, - rote Linien beschreiben die zulässige Obergrenze, - blaue Linien beschreiben die Untergrenze. 148

6.1 Verlauf der Wärmeausdehnung und Ableitung, beobachtet durch die Thermografiekamera der Versuchsreihe IS-SE-01-04-a 152
6.2 Ermittlung der Rekonsolidierungsparameter Schweißkraft F_S (li.) und Vorlauftemperatur T_{KV} (re.). 153
6.3 Darstellung der Konsolidierungsphasen bei dem kontinuierlichen Schweißprozess mit dem qualitativen Temperaturverlauf bei einem PA66-CF Gewebe 2-2 Laminat. 154
6.4 Schweißnaht der Versuchsreihen KR-01 mit Rollendurchmesser D=40 mm (li.) und Versuchsreihe KR-02 mit Rollendurchmesser D=80 mm (re.). 155
6.5 Schweißnaht der Versuchsreihen KD-01 ohne Druckluftkühlung (li.) und KD-02 mit Druckluftkühlung (re.). 156
6.6 Klassifizierung der Schweißnahtoberfläche. 156
6.7 Bruchflächen der zerstörend geprüften Zug-Scher-Probe K0-101-3: Übersicht (oben) und REM-Detailaufnahmen (1) und (2) (unten). 157
6.8 Materialkennwerte des Versuchswerkstoffs: Matrix, Faser und Laminat [116], [115], [117]. 158
6.9 Entnahmebereiche der Proben zur Mikroskopie und Computertomografie. 159
6.10 Mikroskopaufnahmen des Versuchswerkstoffes PA66-CF Köperbindung mit Anmerkungen zu den Werkstoffunregelmäßigkeiten bereits vor den Schweißversuchen: Oben: Mit Kreisen markierte Risse in den Faserrovings. Unten: Mit strichliertem Kreis markierte Anhäufung von Matrixwerkstoff. 160
6.11 CT-Aufnahmen des Versuchswerkstoffes Fa. Solvay: PA66 – CF Köperbindung Nr.2 und 5. Auflösung 27 μm bei einer Probengeometrie von 40 mm x 40 mm x 2 mm. Links: Schnitt 0° zur Faserorientierung. Rechts: Schnitt 90° zur Faserorientierung. 160
6.12 Zug-Scher-Festigkeit über die Schweißnahtlänge (1-6) im Vergleich der Schweißnähte in Wannenlage K0-101 bis K0-106 [104]. 161
6.13 Vergleich der im Zug-Scher-Versuch (SLS) ermittelten Festigkeit mit der durch den Compression Shear Test (CST) ermittelten Druck-Scher-Festigkeiten des Grundwerkstoffes und der Schweißverbindung [104]. 161
6.14 Untersuchung zur Dauerfestigkeit: R=-1, f=3 Hz; x Bruch, o Durchläufer. 162
6.15 Schweißhauptrichtung nach EN ISO 6947 [120]: 1 Wannenposition, 2 und 8 Horizontalposition, 3 und 7 Querposition, 4 und 6 Horizontal-Überkopfposition, 5 Überkopfposition. 163
6.16 Einfluss der Schweißrichtung auf die Verbindungsfestigkeit, Die in Wannenlage K0-1 erreichte Zug-Scher-Festigkeit von 21,7 MPa entsprechen 100% [104]. 164
6.17 Schweißnaht der Versuchsreihen KD-01 ohne Druckluftkühlung (li.) und KD-02 mit Druckluftkühlung (re.) [104]. 165
6.18 REM-Aufnahme der Bruchfläche K0-101-3 zur Schadensanalyse. 166
6.19 Vergleich der Insitu CT-Aufnahme in den Laststufen mit Auswertung des Porengehaltes. 167
6.20 Insitu CT-Aufnahmen in xy- und yz-Schnitt mit zunehmender Porengröße: Probe B Laststufe L2 (li.) und Probe B Laststufe L3 (re.). 168
6.21 Lastverlauf der Proben 1 bis 6 aus der Reihe K0-101. 169

7.1 Heckklappenstruktur, die zur Analyse des Induktionsschweißens am Realbauteil verwendet wird: - beiges Bauteil: Hauptstruktur, - blaues Bauteil: Strukturdeckel, - nicht dargestellt: Beplankung. . . . 172
7.2 Schweißflansch mit Schnittansicht [104]. . . . 172
7.3 Schweißnaht am HKL Deckel oben. . . . 173

A.1 Zustandsbereiche für amorphe Thermoplaste nach [29]. . . . 199
A.2 Zustandsbereiche für teilkristalline Thermoplaste nach [29]. . . . 200
A.3 Zustandsbereiche für Duroplaste nach [29]. . . . 201
A.4 Foto der Probeplattenoberfläche für die Versuchsreihe FO-SE: Vorderseite (li.), Rückseite (re.) und Spezifikation (unten). . . . 202
A.5 Messkurve der im Labor ermittelten spezifischen Wärmekapazität des PA66-CF Gewebes in Köperbindung: 1. Aufheizen im DSC Versuch. . . . 203
A.6 Messwerte der LFA im BMW Labor. . . . 204
A.7 Zusammenfassung der Materialeigenschaften einer Auswahl an Polymeren. . . . 208
A.8 Datenblatt des verwendeten Vlies-Werkstoffes zur Beurteilung des Fasereinflusses auf die Heizrate, Seite 1. . . . 209
A.9 Datenblatt des verwendeten Vlies-Werkstoffes zur Beurteilung des Fasereinflusses auf die Heizrate, Seite 2. . . . 210
A.10 Ermüdungsverhalten von CFK-Laminaten mit verschiedenen Matrixwerkstoffen und Fasern nach [62]. . . . 211
A.11 Ausrichtung innerhalb der *Weißschen Bezirke* und die Hysteresekurve ferromagnetischer Werkstoffe nach [71]. . . . 212
A.12 Datenblatt des verwendeten Induktionsequipments, Seite 1. . . . 215
A.13 Datenblatt des verwendeten Induktionsequipments, Seite 2. . . . 216
A.14 Datenblatt des verwendeten Induktionsequipments, Seite 3. . . . 217
A.15 Datenblatt des verwendeten Induktionsequipments, Seite 4. . . . 218
A.16 Datenblatt des verwendeten Induktionsequipments, Seite 5. . . . 219
A.17 Datenblatt des verwendeten Induktionsequipments, Seite 6. . . . 220
A.18 Datenblatt des verwendeten Induktionsequipments, Seite 7. . . . 221
A.19 Datenblatt des Materials der Spannplatte DOTHERM 700. . . . 222
A.20 Zeichnung des Werkzeugwechslers: Werkzeugseite (li.) und Roboterseite (re.). . . . 223
A.21 Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 1. . . . 224
A.22 Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 2. . . . 224
A.23 Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 3. . . . 224
A.24 Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 4. . . . 225
A.25 Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 5. . . . 225
A.26 Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 6. . . . 225
A.27 Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 7. . . . 226
A.28 Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 8. . . . 226
A.29 Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 9. . . . 226
A.30 Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 10. . . . 227

A.31 Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 11. 227
A.32 Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 12. 227
A.33 Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 13. 228
A.34 Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 14. 228
A.35 Auszug der Berechnung zum Wärmetransport in den Strömungskanälen. 229
A.36 Auszug der Berechnung des Wärmetransportes in der Wand der Kosnolidierungsrolle. 230
A.37 Eingabegeräte zur Roboterprogrammierung und Programmschema einer Induktionsschweißung 231
A.38 Applikations-SPS: a) Schaltschrank mit CPU und PMX zur Prozessdatenaufzeichnung, b) HMI und c) Visu der Schweißsteuerung, Trumpf HF-Generator und Sensortherm Pyrometer und Regler. 232
A.39 Schweißrezept und Eingabemöglichkeiten in der Schweißsteuerung. 232
A.40 Visualisierung der Schweißsteurung: Schweißkopf Status, Schweißkopf Handbetrieb, Servo-Status und Schweißrezept Auswahl. 233
A.41 Werkzeugwechselsystem: a) Werkzeugseite, b) Roboterseite, c) und d) Ablagestation. . 233
A.42 Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: RBF main. 234
A.43 Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: RBF. . . 235
A.44 Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: RBF calc. 236
A.45 Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: Experiment plan. 237
A.46 Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: Experiment plan2. 238
A.47 Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: Convert cells. 239
A.48 Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: Calc multiquadratic. 240
A.49 Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: Calc multiquadratic2. 241
A.50 Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: Calc gauss. 242
A.51 Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: XL plan. 243
A.52 Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: XL name. 244
A.53 Auswertung der CST Untersuchung. 245
A.54 Untersuchungsergebnisse mit Auswertung der Prozesskonstanten. 246
A.55 Statistische Auswertung der Prozessfähigkeit. 247

Tabellenverzeichnis

1.1 Vergleich der charakteristischen Eigenschaften von Epoxidharz und Polyamid 66; * mechanische Eigenschaften im trockenen Zustand, ** im August 2018 [12] 5

2.1 Übersicht und Vergleich amorpher und teilkristalliner Thermoplaste: als Datengrundlage dient Bottenbruch [30] [31]. 14
2.2 Typen und Eigenschaften von Carbonfasern nach [33] *[34], **[35]. 17
2.3 Thermische Eigenschaften der Carbon- und Glasfaser. 17
2.4 Einteilung magnetsicher Werkstoffe nach [71] 38
2.5 Arten der induktiven Fasererwärmung nach [83]. 46

4.1 Optische Kennwerte des für die Messung verwendeten Objektivs mit der Detektorauflösung 640 x 480 Pixel [100]. 62
4.2 Teilfaktorieller Versuchsplan für die Effektanalyse zur Auslegung der Grenzwerte der Prozessparameter. 69
4.3 Ergebnisse der Effektanalyse anhand des Bewertungskriteriums Bruchkraft F_B. 69
4.4 Materialkennwerte zur Berechnung der Abkühlleistung durch die Konsolidierungsrolle: Datengrundlage ([106]; [107]; [31]), *bei T = 20 °C und p = 1 bar. 77
4.5 Kühlleistung durch die Konsolidierungsrolle in Abhängigkeit der Durchflussmenge $\dot{V}$ bei T_1=16 °C. 81
4.6 Kühlleistung durch die Konsolidierungsrolle in Abhängigkeit der Vorlauftemperatur T_1 bei $\dot{V} = 0,1\,l/min$. 81
4.7 Geometrieparameter der Prozesskomponenten im Induktionsschweißkopf. 81

5.1 Auswahl-Matrix für die Entscheidung des Untersuchungswerkstoffs. 106
5.2 Zuordnung der Messpositionen: geometrische Position, Thermografieauswertung und InSitu Thermoelemente. 108
5.3 Versuchsreihen und verwendete Probeplatte: Einfluss der Verstärkungsfaser. 110
5.4 Versuchsreihen zur Wechselwirkung zwischen der Faserorientierung und der Schwingkreisfrequenz, Teil 1. 113
5.5 Versuchsreihen zur Wechselwirkung zwischen der Faserorientierung und der Schwingkreisfrequenz, Teil 2. 114
5.6 In der Versuchsreihe 3 verwendete Probematerialien. 121
5.7 Übersicht der Versuchsreihen zur Untersuchung der Prozessparameter. 126
5.8 Versuchsreihe IS-SE-01-03: Einfluss des Primärspulenstroms I. 127
5.9 Versuchsreihe IS-SE-01-04: Einfluss der Schwingkreisfrequenz f. 127
5.10 Versuchsreihe IS-SE-01-05: Einfluss des Koppelabstands h. 129
5.11 Übersicht der Erwärmungsparameter. 133
5.12 Ergebnis der LFM Messung zur mittleren Wärmeleitung des PA66-CF Gewebes. . . . 136

6.1 Vergleich der thermischen Eigenschaften des Matrix- und Faserwerkstoffs, vgl. Tabelle 4.4. 151

6.2 Übersicht der Versuchsreihen zur Ermittlung de Konsolidierungsparameter. 152
6.3 Übersicht der Versuchsreihen mit unterschiedlichem Komplexitätsgad zur Analyse der 3D-Fähigkeit. 164

A.1 Vergleich von Prepregmaterialien und -verfahren [32]: *Drapierbarkeit von Geweben aus UD-Tows bzw. -Tapes; **TP-Form = Granulat, Pulver, Filamente usw. 206
A.2 Übersicht industriell verwendeter FEM-Systeme: Teil 1. 213
A.3 Übersicht industriell verwendeter FEM-Systeme: Teil 2. 214

A Zeichnungen, Tabellen und Erklärungen

A.1 Werkstoffeigenschaften und Datenblätter

A.1.1 Zustandsbereiche Thermoplaste

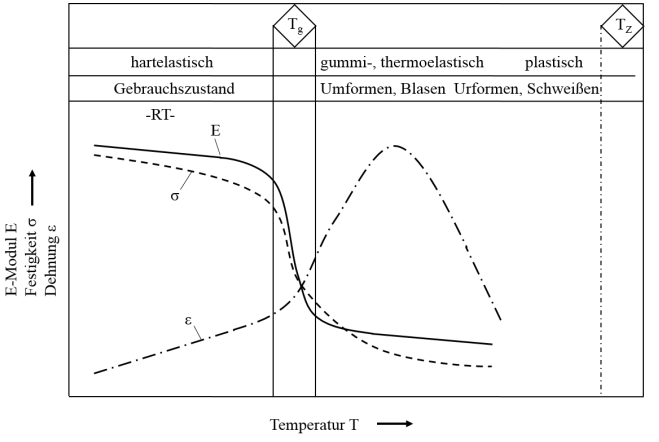


Abbildung A.1: Zustandsbereiche für amorphe Thermoplaste nach [29].

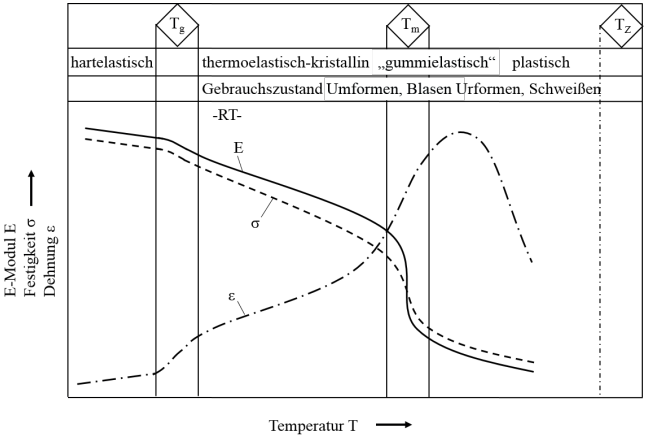


Abbildung A.2: Zustandsbereiche für teilkristalline Thermoplaste nach [29].

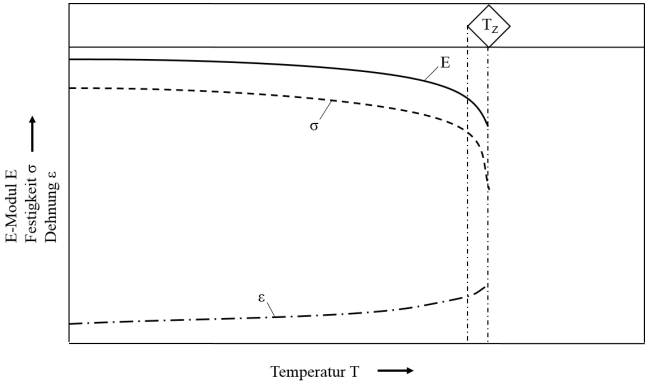


Abbildung A.3: Zustandsbereiche für Duroplaste nach [29].

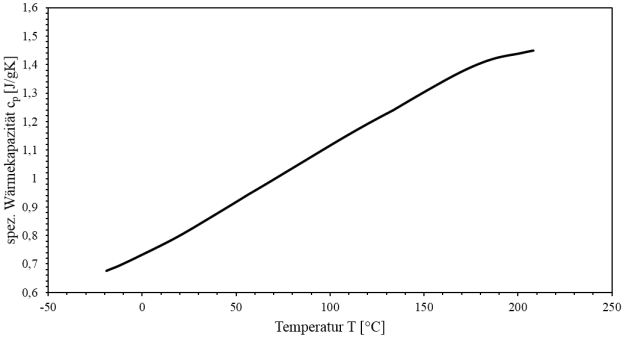
A.1.2 Probekörper mit In-Situ-Thermoelemente



Pos.	Anzahl	Faserwinkel [°]	Richtwert* C-Fasergewicht [g/m²]	Richtwert * Lagendicke bei Nenn-FVG [mm]
5	1	30	150	0,2
4	1	0	150	0,2
3	1	30	150	0,2
2	1	0	150	0,2
1	1	30	150	0,2
2	1	0	150	0,2
3	1	30	150	0,2
4	1	0	150	0,2
5	1	30	150	0,2
Summe			-	2,0

Abbildung A.4: Foto der Probeplattenoberfläche für die Versuchsreihe FO-SE: Vorderseite (li.), Rückseite (re.) und Spezifikation (unten).

A.1.3 Kennzahlen zum Wärmetransport



Temperatur T [°C]	20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
spez. Wärmekapazität c_p [J/gK]	0,800	0,878	0,958	1,037	1,117	1,193	1,266	1,341	1,405	1,439

Abbildung A.5: Messkurve der im Labor ermittelten spezifischen Wärmekapazität des PA66-CF Gewebes in Köperbindung: 1. Aufheizen im DSC Versuch.

NETZSCH LFA-Auswertung : Temperaturleitfähigkeit

Allg. Info

Datenbank :	2015.mdb	**Bediener :**	AB
Gerät :	LFA 457	**Kunde :**	TP-211
Versuchs-ID :	2015080408	**Bemerkung(Messung) :**	---
Datum :	03.12.2015	**Cp-Tabelle :**	PA66-CF Platte 2
Material :	PA66-CF Platte 2	**Ausdehnungstabelle :**	dL_const
Ref. Dichte (20,0 °C) /(g/cm^3) :	1,480	**Temperaturkalibrierkurve :**	Undefiniert
Probe :	Material 2 Platte 2 PA66	**Spülgas :**	benutzt
Typ :	Einzelschicht	**Ofen :**	LFA 457 Low Rg
Beschichtung :	Graphit	**Probenhalter :**	Unbekannt
Dicke bei RT /mm :	2,2300	**Laser :**	LFA 457 Laser
Durchm. /mm :	12,550	**Zentrierkegel :**	Std SiC 12.7mm
Sensor :	InSb	**Zentrierkegelverhältnis :**	0,70
Strahlaufweitung : /mm	12,7	**Ofenthermoelement :**	K
Laserfilter : /%	100,0	**Probenthermoelement :**	K
Atmosphäre :	N2	**Probe: Xp / Tn :**	2,40 / 0,52
Gasdurchfluss : /(ml/min)	50,00	**Ofen: Xp / Tn :**	3,52 / 0,52
Labor :	TI-315	**Code für Berechnung :**	C+p/mx/1-0-1

Ergebnisse

Schussnr.	Temperatur °C	Modell	Templeitf. mm^2/s	Wärmeleitf. W/(m*K)	Laserspannung V
1	120,5	Cowan + Pk.	0,291	0,507	1634,0
2	120,4	Cowan + Pk.	0,291	0,508	1634,0
3	120,4	Cowan + Pk.	0,256	0,447	1634,0
Mittelwert:	**120,4**		**0,279**	**0,488**	
Std.abw.:	**0,1**		**0,020**	**0,035**	
4	160,4	Cowan + Pk.	0,227	0,446	1634,0
5	160,4	Cowan + Pk.	0,218	0,428	1634,0
6	160,3	Cowan + Pk.	0,219	0,431	1634,0
Mittelwert:	**160,4**		**0,221**	**0,435**	
Std.abw.:	**0,1**		**0,005**	**0,009**	
7	200,4	Cowan + Pk.	0,207	0,438	1634,0
8	200,3	Cowan + Pk.	0,213	0,451	1634,0
9	200,3	Cowan + Pk.	0,188	0,398	1634,0
Mittelwert:	**200,4**		**0,203**	**0,429**	
Std.abw.:	**0,1**		**0,013**	**0,028**	

Abbildung A.6: Messwerte der LFA im BMW Labor.

A.1.4 Prepreg

Als Prepreg werden thermoplastische wie auch duroplastische ebene und flächige Halbzeuge bezeichnet, die mit dem entsprechenden Polymere vorimprägniert sind [32]. Diese Form des Halbzeugs wurde in den 1960er-Jahren von der Fa. Boeing entwickelt und zunächst mit duroplastischen Matrixsystemen in unidirektionaler Verstärkungsrichtung für den Flugzeugbau verwendet. Im Laufe der Jahre hat sich das Prepreg (engl. preimpregnated material) als Halbzeug für die flexible und ökonomische Herstellung von FKV in der Flugzeug-, Schiffs- und Fahrzeugindustrie etabliert. Nach Neitzel [32] sind Fasergewichtanteile von 15 bis 85 Gew.-% möglich.

Die bereits erwähnten Halbzeuge glasmattenverstärkter Thermoplaste (GMT) und Sheet Molding Compound (SMC) sind streng genommen Prepregs mit Kurz- oder Langfasern als Verstärkungsmaterial. Diese können nach Neitzel [32] durch Schmelzimprägnierung, durch Nasspressverfahren und durch Pultrusion von Stäben und Rohren hergestellt werden.

Die Herstellung von Prepregs mit Endlosfasern erfolgt durch das Zusammenführen der Verstärkungsfaser in Form eines textilen Preforms und dem Polymer. Hierfür steht eine Reihe von Imprägnierver-

fahren zur Verfügung, nach welchen die verschiedenen Arten von Prepregs benannt sind:

- Pulver-Prepregs
- Lösungsmittel-Prepregs
- Schmelz-Prepregs
- Film-Prepregs
- Textil- bzw. Hybridgarn-Prepregs

Jede Art von Prepreg hat spezifische Vor- und Nachteile, in der Tabelle A.1 im Anhang sind diese zusammengefasst.

Tabelle A.1: Vergleich von Prepregmaterialien und -verfahren [32]:
*Drapierbarkeit von Geweben aus UD-Tows bzw. -Tapes;
*TP-Form = Granulat, Pulver, Filamente usw.

Prepreg-Merkmale	**Pulver**	**Suspension**	**Lösungsmittel**	**Schmelze Film**		**UD-Tow**	**UD-Tape**	**Textil/Hybrid**
Imprägnierungsgrad	gering	mittel	mittel	hoch	mittel	mittel	hoch	mittel
Verbleibender Fliesweg	hoch	mittel	mittel	gering	mittel	mittel	gering	gering
Variation Faservolumengehalt	hoch	hoch	hoch	hoch	mittel	hoch	hoch	gering
Handhabbarkeit	hoch	hoch	hoch	hoch	hoch	hoch	hoch	gering
Drapierbarkeit*	gering	gering	gering	gering	gering	mittel	gering	hoch
Geschwindigkeit	hoch	hoch	mittel	mittel	mittel	hoch	hoch	mittel
Verfügbarkeit der TP-Form**	mittel	mittel	nur amorphe TP	hoch	mittel	mittel	mittel	gering
Anlagenkosten	mittel	mittel	hoch	hoch	hoch	gering	gering	gering-hoch
Emissionen	gering	gering	hoch	mittel	mittel	gering	gering	gering

A.1.5 Thermoplaste

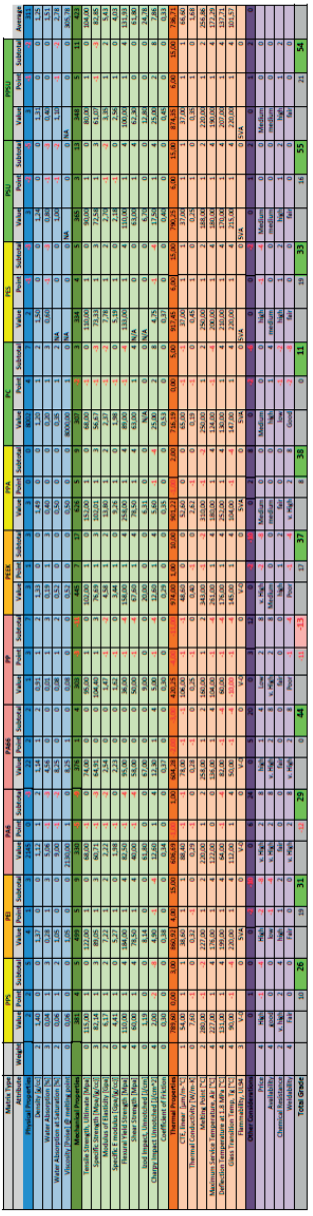


Abbildung A.7: Zusammenfassung der Materialeigenschaften einer Auswahl an Polymeren.

A.1.6 Vlieswerkstoffe

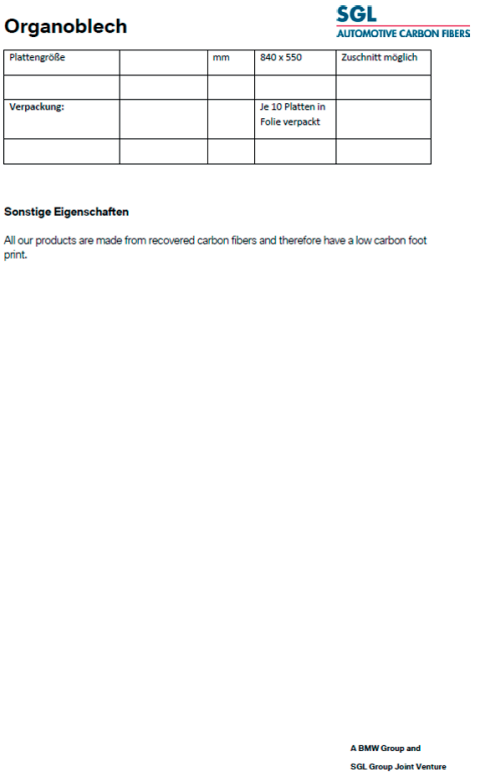
Organoblech

SGL AUTOMOTIVE CARBON FIBERS

	Norm	Einheit	Wert	Toleranzen
Typische Eigenschaften:				
Plattengewicht	DIN ISO 29073-1	g/m²	3800	
Plattendicke	DIN ISO 9073-2A	mm	3	
Zusammensetzung:				
Carbonfasergehalt		Gew.-%	30	
Anteil Glasfaser		Gew.-%	< 3	
Anteil Polymerfaser		Gew.-%	< 2	
Anteil Binder		Gew.-%	< 4	
Mechanische Kennwerte:				
Zug-E-Modul längs	DIN EN ISO 527-2	GPa	30	
Zug-E-Modul quer	DIN EN ISO 527-2	GPa	13	
Zugfestigkeit längs	DIN EN ISO 527-2	MPa	300	
Zugfestigkeit quer	DIN EN ISO 527-2	MPa	170	
Bruchdehnung längs	DIN EN ISO 527-2	%	1	
Bruchdehnung quer	DIN EN ISO 527-2	%	1,3	
Biegefestigkeit längs	DIN EN ISO 178	MPa	450	
Biegefestigkeit quer	DIN EN ISO 178	MPa	250	
Biege-E-Modul längt	DIN EN ISO 178	MPa	20	
Biege-E-Modul quer	DIN EN ISO 178	MPa	10	
Schlagzähigkeit Charpy ungekerbt längs	DIN EN ISO 179	kJ/m²	35	
Schlagzähigkeit Charpy ungekerbt quer	DIN EN ISO 179	kJ/m²	20	
Form supply:				

A BMW Group and SGL Group Joint Venture

Abbildung A.8: Datenblatt des verwendeten Vlies-Werkstoffes zur Beurteilung des Fasereinflusses auf die Heizrate, Seite 1.



Organoblech

SGL AUTOMOTIVE CARBON FIBERS

Plattengröße		mm	840 x 550	Zuschnitt möglich
Verpackung:			Je 10 Platten in Folie verpackt	

Sonstige Eigenschaften

All our products are made from recovered carbon fibers and therefore have a low carbon foot print.

A BMW Group and SGL Group Joint Venture

Abbildung A.9: Datenblatt des verwendeten Vlies-Werkstoffes zur Beurteilung des Fasereinflusses auf die Heizrate, Seite 2.

A.1.7 Ermüdungsverhalten und dynamische Werkstoffauslegung

Betrachtet man das Ermüdungsverhalten von unterschiedlichen Faser-Matrix-Kombinationen in Abbildung A.10, so lassen sich folgende Aussagen über die Versagenskriterien nach Flemming [62] ableiten:

1. Eine Zuordnung der Wöhlerlinien ist durch die Duktilität eindeutig möglich.
2. Mit zunehmender Duktilität nehmen auch die ertragbaren Maximalspannungen zu. Dies ist unabhängig von der Lastspielzahl N.
3. Mit zunehmender Duktilität der Matrix nimmt gleichzeitig auch der Ermüdungseinfluss auf die mechanischen Eigenschaften zu.
4. Sowohl im statischen wie auch im Dauerfestigkeitsbereich ($N = 10^6$) kann ein unterer Grenzwert definiert werden. Spröde Werkstoffe zeigen eine niedrigere Belastbarkeit als duktile Werkstoffe.

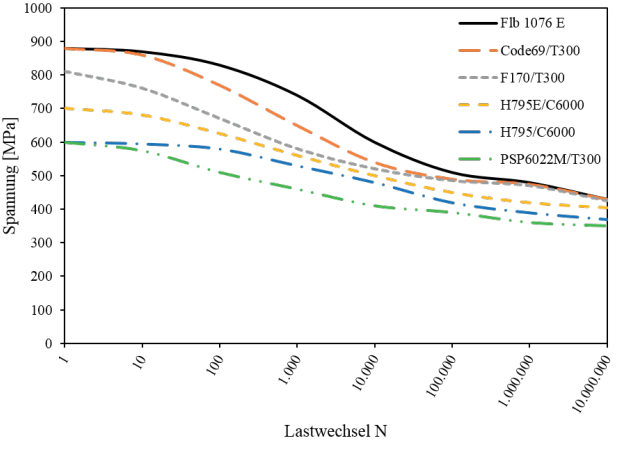


Abbildung A.10: Ermüdungsverhalten von CFK-Laminaten mit verschiedenen Matrixwerkstoffen und Fasern nach [62].

A.1.8 Magnetisums

Diamagnetismus

Der Diamagnetismus ist nach Böge bei allen Werkstoffen vorhanden, jedoch zeigt er sich nur bei Werkstoffen mit einer geschlossenen Elektronenschale um die Atomkerne. Es liegt keine Temperaturabhängigkeit vor. [71]

Paramagnetismus

Materie, die nach dieser Hauptgruppe charakterisiert ist, besitzt eine unvollständige Elektronenhülle und weist unter Einfluss eines Magnetfeldes ein magnetisches Moment auf. Dies führt zur Ausrichtung der atomaren Momente entlang der Feldlinien des vorliegenden Magnetfeldes. Hieraus resultiert eine Verstärkung der magnetischen Flussdichte. [71]

Da der Effekt von der Elektronengeschwindigkeit und somit von der Temperatur abhängig ist, lässt sich bei erhöhter Temperatur eine geringere Verstärkung beobachten [71]. Dieser Effekt ist auch als *Curier-Effekt* bekannt und lässt sich wie folgt beschreiben [71]:

$$\chi_M = \frac{C}{T} \tag{A.1}$$

C beschreibt hierbei die *Curier-Konstante* und ist temperaturabhängig [71].

Ferromagnetismus

Der Begriff Ferromagnetismus beschreibt neben einer Hauptklasse des Magnetismus die Eigenschaft des Werkstoffes magnetisiert zu werden. Hierfür sind die so genannten *Weißschen Bezirke* verantwortlich. Wirkt ein Magnetfeld auf einen ferromagnetischen Stoff, so wird ein auf die Elektronen im Atom resultierendes magnetisches Moment induziert, welche wiederum Kräfte im Werkstoff hervorrufen, die zu einer bereichsweisen Ausrichtung innerhalb des Werkstoffes führen. Diese Bereiche werden *Weißsche Bezirke* genannt. [71]

Wirkt kein magnetisches Feld auf einen solchen Werkstoff, ist die Ausrichtung statistisch verteilt. Somit ist der Werkstoff unmagnetisch. Wird ein Magnetfeld angelegt und dessen Flussdichte stetig erhöht, so richten sich nach und nach die *Weißschen Bezirke* aus, bis schließlich der Werkstoff magnetisiert ist. Dieser Prozess ist bis zu einem gewissen Grad reversibel. Wird die Dauer und Flussdichte auf diesen Werkstoff jedoch weiter erhöht, stellt sich eine irreversible Magnetisierung ein. Wird das Magnetfeld, welches auf den Werkstoff wirkt, umgepolt, so kann der Werkstoff wieder entmagnetisiert bzw. mit gegenläufiger Polarität versehen werden. Da dieser Vorgang nicht einer linearen Steigung gehorcht und verlustbehaftet ist, liegt für solche Werkstoffe eine Hysteresekurve, wie sie beispielhaft in Abbildung A.11 zu sehen ist, vor. [71] Aus der Kurve, in der die Flussdichte B und Polarisation J

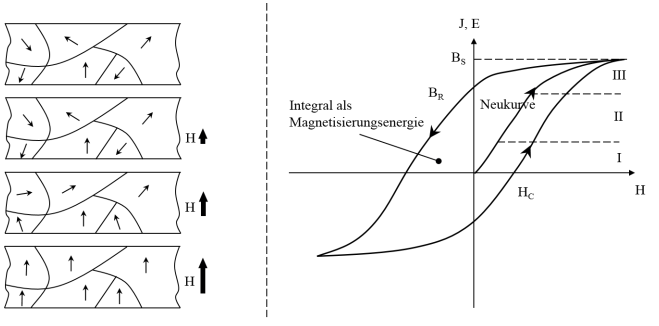


Abbildung A.11: Ausrichtung innerhalb der *Weißschen Bezirke* und die Hysteresekurve ferromagnetischer Werkstoffe nach [71].

über der Feldstärke H aufgetragen ist, lassen sich die Remanenzflussdichte und die Energie ermitteln, die zur Magnetisierung bzw. Ummagnetisierung notwendig ist. [71]

Werkstoffe, die eine große Fläche zwischen den Hysteresekurven besitzen und bei denen viel Energie zur Magnetisierung notwendig ist, werden als magnetisch hart bezeichnet [71]. Bei geringer Fläche liegt ein entsprechend magnetisch weicher Werkstoff vor.

Wie auch beim Paramagnetismus ist der Ferromagnetismus temperaturabhängig. Hohe Temperaturen führen zu hoher Bewegungsenergie der Elektronen in den Atomen und somit zu einer beeinträchtigten Ausrichtung im Magnetfeld. Dies führt zu einer schwächeren Ausbildung der *Weißschen Bezirke* und

somit zu einer geringeren Magnetisierung des Werkstoffes. [71]

Bei einer kritischen Temperatur, der sog. *Curier-Temperatur* tritt dieser reduzierte Effekt der Magnetisierbarkeit auf. Ab hier gilt nach [71] das *Curier-Weißsche Gesetz* in Gleichung A.2.

$$\chi_M = \frac{C}{T - T_C} \tag{A.2}$$

Die *Curier-Temperatur* T_C von Eisen Fe liegt bei 769 °C.

A.2 Numerische Lösungsverfahren

Tabelle A.2: Übersicht industriell verwendeter FEM-Systeme: Teil 1.

Produkt	**Anbieter**	**Anwendung**	**Lösungsarten**	**Quelle**
ABAQUS	Dessault Systèmes	Crash- und Festigkeitsberechnung, Akustik, Mehrkörpersysteme, nichtlineare Statik, Wärmetransportphänomene, Multiphysiks	implizit, explizit	[123]
ADINA	ADINA R & D, Inc.	Crash- und Festigkeitsberechnung, Wärmetransportphänomene, Elektromagnetische Systeme, Fluiddynamik, Multiphysiks	implizit, explizit	[124]
ANSYS	ANSYS, Inc.	Crash- und Festigkeitsberechnung, Akustik, Elektrotechnische Systeme, Halbleitertechnik, Software Simulation, Fluide, Werkstoff- und Produktfluss, Multiphysiks	implizit, explizit	[125]
LS-DYNA	DYNAmore	Crash- und Festigkeitsberechnung, Prozesssimulation, Biomedizin, Fluiddynamik, Fluid-Struktur-Wechselwirkung, Multiphysiks	implizite, explizite	[126]

Tabelle A.3: Übersicht industriell verwendeter FEM-Systeme: Teil 2.

Produkt	**Anbieter**	**Anwendung**	**Lösungsarten**	**Quelle**
MARC	MSC Software	Nichtlineare Materialien, Akustik, Festigkeitsberechnung, Kontaktanalyse, Fluiddynamik, Multiphysiks	implizite	[127]
NASTRAN	MSC Software	Festigkeitsberechnung, Design-Optimierung, Gewichtsoptimierung, Dynamische Analyse, Composite Berechnungen, Multiphysiks	implizite, explizite	[128]
PATRAN	MSC Software	Interaktiver Pre- und Post-Prozessor, Erstellung analysefertiger Modelle	explizite	[129]

A.3 Datenblätter und Spezifikation der Anlagentechnik

TruHeat HF Serie 1000 / 3000 / 5000



TruHeat HF Serie 1000



TruHeat HF Serie 5000

Ausgangsdaten	
Ausgangsleistung	5 kW, 10 kW
Ausgangsfrequenz	50 kHz – 450 kHz 50 kHz – 800 kHz (5kW)
Übersetzungsverhältnis des Ausgangstransformators	6:1 – 16:1
Max. Ausgangsspannung	1 500 V
Max. Ausgangsstrom (Wirkstrom)	105 A – 560 A[1]

1) Je nach Übersetzungsverhältnis und Ausgangsleistung.

Eingangsdaten	
Netzaufnahmeleistung	6,5 kVA – 12,5 kVA
Netzspannung	3 x 200 V / 208 V, ± 10 % (5 kW) 3 x 400 V, ± 10 % (5 kW – 10 kW)
Netzfrequenz	50 Hz / 60 Hz
Leistungsfaktor	0,95
Wirkungsgrad	90 %

Kühldaten (Wasserkühlung)	
Max. Eingangsdruck	6 bar
Min. Differenzdruck	2 bar
Durchflussmenge	
Netzteil	4,2 l/min bei 2 bar
Außenkreis	3,6 l/min bei 2 bar
Max. Kühlwassertemperatur	35 °C

Umgebungsbedingungen	
Temperatur	+10 °C bis +45 °C Betrieb –20 °C bis +55 °C Lagerung –20 °C bis +70 °C Transport
Rel. Luftfeuchtigkeit[2]	10 % – 90 % Betrieb 30 % – 95 % Lagerung 95 % Transport
Luftdruck	800 hPa – 1 013 hPa[3]

2) In jeder Situation unterhalb des Taupunkts.
3) Max. Einsatzhöhe: 2000 m über NN.

Schnittstellen	
Analog / Digital	37-polig Sub-D
RS 232	9-polig Sub-D
PROFIBUS	9-polig Sub-D
CAN Bus	5-polig Mini-Style Connector

Abmessungen (B x H x T)	
TruHeat HF Serie 1000	211 mm x 122 mm x 500 mm
TruHeat HF Serie 3000	483 mm x 133 mm x 662 mm
TruHeat HF Serie 5000	555 mm x 195 mm x 700 mm
Außenkreis	114 mm x 181 mm x 355 mm
Gewicht	
TruHeat HF Serie 1000	16 kg
TruHeat HF Serie 3000	29 kg
TruHeat HF Serie 5000	40 kg
Außenkreis	12 kg

Schutzart	
TruHeat HF Serie 1000	IP 30
TruHeat HF Serie 3000	IP 54
TruHeat HF Serie 5000	IP 54
Außenkreis	IP 54

Systemkomponenten	
	Induktoren Kühlwasser-Rückkühler Pyrometer Externer Programmregler Steuer- und Anpassungssoftware

Abbildung A.12: Datenblatt des verwendeten Induktionsequipments, Seite 1.

TRUMPF

Technische Spezifikation

NT TruHeat HF 5010 (450kHz M)

Kurzbeschreibung

Artikel Nr.	**0357400 / 008**
Aufbau des Generators	Das Netzteil ist für den Betrieb an Serienschwingkreisen bestimmt. Das wassergekühlte Leistungsmodul ist in einem geschlossenen Aluminiumgehäuse aufgebaut. Für den Betrieb wird das Netzteil mit Hilfe des dafür vorgesehenen Leistungskabels und zwei Steuerkabel mit einem separat spezifizierten Außenkreis verbunden.
Schaltungsprinzipien	• Ungesteuerter Gleichrichter in Drehstrombrückenschaltung • Wechselrichterbrücke • Elektronisch geregelte Ausgangsfrequenz • Leistungseinstellung erfolgt durch Variation der Schaltfrequenz • Digitale Steuerung und Regelung von HF-Strom, Leistung und Kondensatorspannung des Außenkreises
Anzeigen	• Status-LED`s für die wichtigsten Betriebszustände
Überwachungen	Alle wesentlichen Funktionen wie z.B.: • Überstrom; Überspannung • Temperatur; Kühlwassermenge; Interlock
Betriebsarten	Das Netzteil wird mit Hilfe diverser Schnittstellen und Bus-Systeme in eine übergeordnete Anlagensteuerung eingebunden. Unabhängig von einer Anlagensteuerung kann es zusätzlich von einem PC menügeführt bedient oder gesteuert werden. Für die Kommunikation stehen diverse serielle und parallele Schnittstellen zur Verfügung. Sie ermöglichen den Zugriff auf: • Soll-/ Istwertanzeigen: Strom, Spannung, Leistung • Istwertanzeigen: Frequenz, Gleichspannung, Gleichstrom • Statusanzeigen, Timer, Rampen, Ablaufsteuerung • Eingabe von verschiedenen Sollwerten und Parametern

Abbildung A.13: Datenblatt des verwendeten Induktionsequipments, Seite 2.

TRUMPF

Technische Spezifikation

Technische Daten

Geräteumfang

BEZEICHNUNG	ANZAHL
NT TruHeat HF 5010 (450kHz M)	1

Elektrische Daten

BEZEICHNUNG	WERT
Ausgangsleistung	10 kW
Zwischenkreisleistung DC	11,2 kW [100%]
Ausgangsfrequenz	50 – 450 kHz @ 35 A 50 – 800 kHz @ 17,5 A [1)]
Ausgangsspannung	520 V
Zwischenkreisspannung DC	540 V
Ausgangsstrom max.	35 A
Zwischenkreisstrom DC	25 A [100%]
[1)] Der Betrieb mit Frequenzen über 450 kHz ist nur bis zu einer Leistungskabellänge von max. 2 m zulässig.	

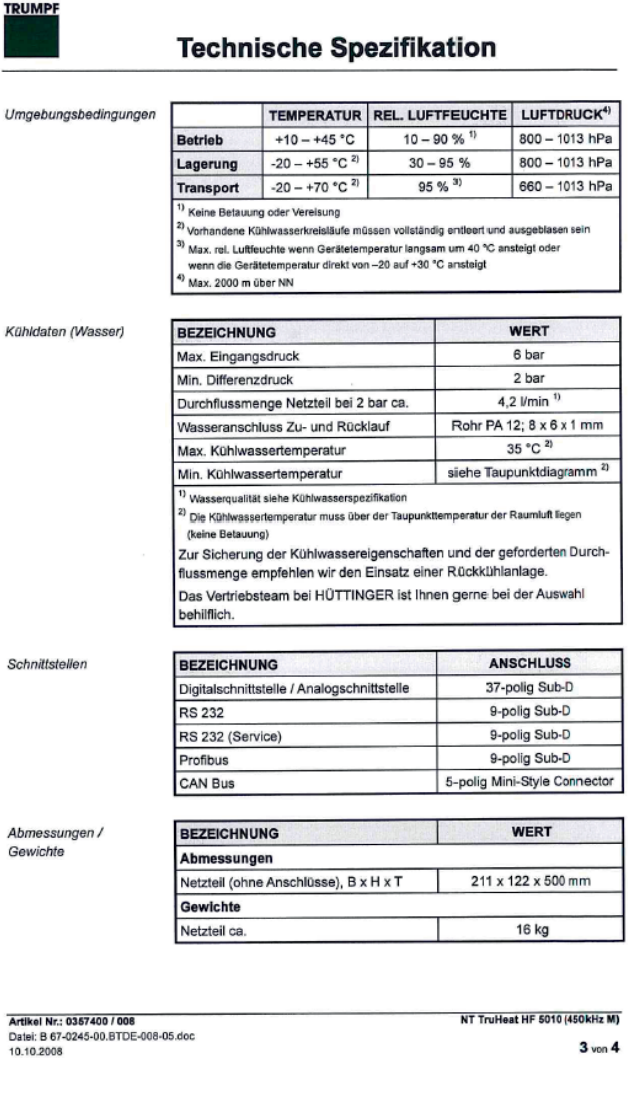
Regelung

REGELBEREICH	WERT
Ausgangsstrom	10 – 100 %, +/- 1 %
Zwischenkreisleistung	4 – 100 %, +/- 1 %
Spannung am Serienkondensator	10 – 100 %, +/- 1 %
Optionaler Regler	1 – 100 %, +/- 1 %

Netzanschlussdaten

BEZEICHNUNG	WERT
Netzaufnahmeleistung	12,5 kVA
Netzspannung	3/PE AC 400 V +/- 10 %
Netzfrequenz	50/60 Hz
Leistungsfaktor (Cosinus phi)	0,95
Wirkungsgrad	90 %
Absicherung	25 A
Das Netzanschlusskabel wird durch eine metr. Verschraubung in der Rückwand eingeführt und an Klemmen angeschlossen. Der Schutzleiter wird an einem dafür vorgesehenen Gewindebolzen (M6) angeschlossen.	

Abbildung A.14: Datenblatt des verwendeten Induktionsequipments, Seite 3.



TRUMPF

Technische Spezifikation

Umgebungsbedingungen

	TEMPERATUR	REL. LUFTFEUCHTE	LUFTDRUCK[4]
Betrieb	+10 – +45 °C	10 – 90 % [1]	800 – 1013 hPa
Lagerung	-20 – +55 °C [2]	30 – 95 %	800 – 1013 hPa
Transport	-20 – +70 °C [2]	95 % [3]	660 – 1013 hPa

[1] Keine Betauung oder Vereisung
[2] Vorhandene Kühlwasserkreisläufe müssen vollständig entleert und ausgeblasen sein
[3] Max. rel. Luftfeuchte wenn Gerätetemperatur langsam um 40 °C ansteigt oder wenn die Gerätetemperatur direkt von –20 auf +30 °C ansteigt
[4] Max. 2000 m über NN

Kühldaten (Wasser)

BEZEICHNUNG	WERT
Max. Eingangsdruck	6 bar
Min. Differenzdruck	2 bar
Durchflussmenge Netzteil bei 2 bar ca.	4,2 l/min [1]
Wasseranschluss Zu- und Rücklauf	Rohr PA 12; 8 x 6 x 1 mm
Max. Kühlwassertemperatur	35 °C [2]
Min. Kühlwassertemperatur	siehe Taupunktdiagramm [2]

[1] Wasserqualität siehe Kühlwasserspezifikation
[2] Die Kühlwassertemperatur muss über der Taupunkttemperatur der Raumluft liegen (keine Betauung)

Zur Sicherung der Kühlwassereigenschaften und der geforderten Durchflussmenge empfehlen wir den Einsatz einer Rückkühlanlage.

Das Vertriebsteam bei HÜTTINGER ist Ihnen gerne bei der Auswahl behilflich.

Schnittstellen

BEZEICHNUNG	ANSCHLUSS
Digitalschnittstelle / Analogschnittstelle	37-polig Sub-D
RS 232	9-polig Sub-D
RS 232 (Service)	9-polig Sub-D
Profibus	9-polig Sub-D
CAN Bus	5-polig Mini-Style Connector

Abmessungen / Gewichte

BEZEICHNUNG	WERT
Abmessungen	
Netzteil (ohne Anschlüsse), B x H x T	211 x 122 x 500 mm
Gewichte	
Netzteil ca.	16 kg

Abbildung A.15: Datenblatt des verwendeten Induktionsequipments, Seite 4.

TRUMPF

Technische Spezifikation

Lackierung

BEZEICHNUNG	WERT
Netzteil	Aluminium unlackiert

Schutzart

BEZEICHNUNG	WERT
Netzteil	IP 30

Kennzeichnung

BEZEICHNUNG
CE
Konformitätserklärung auf Anfrage

Abbildung A.16: Datenblatt des verwendeten Induktionsequipments, Seite 5.

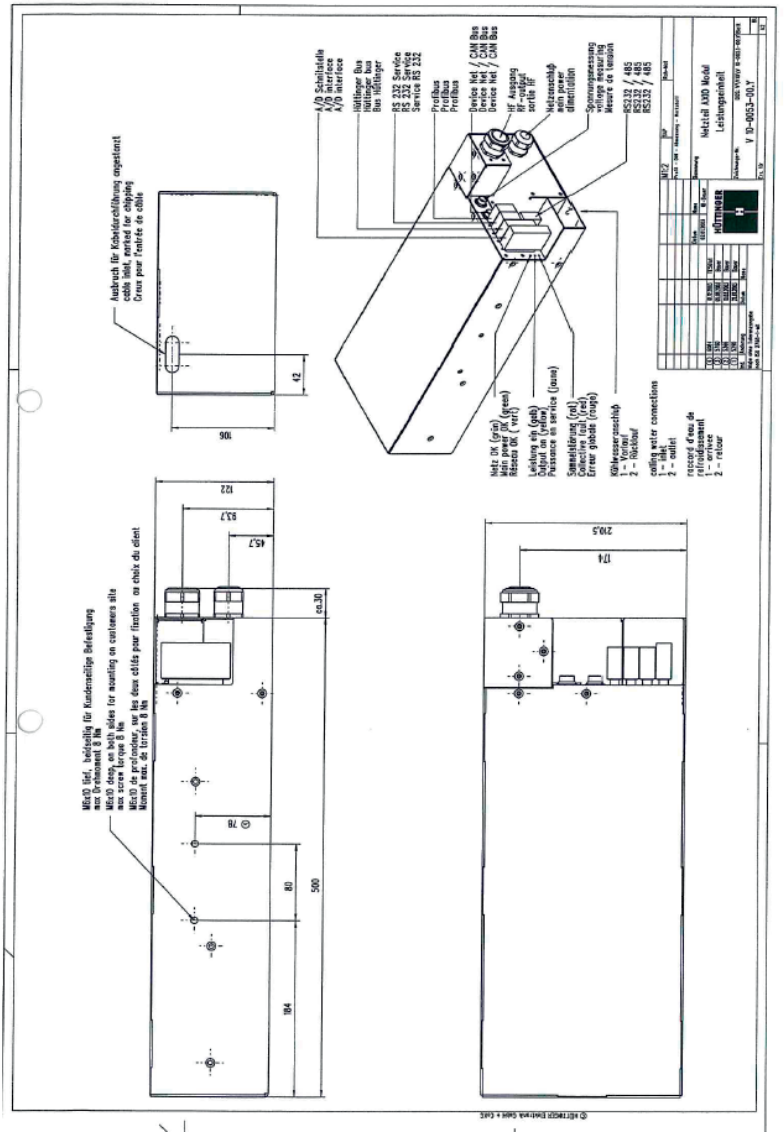


Abbildung A.17: Datenblatt des verwendeten Induktionsequipments, Seite 6.

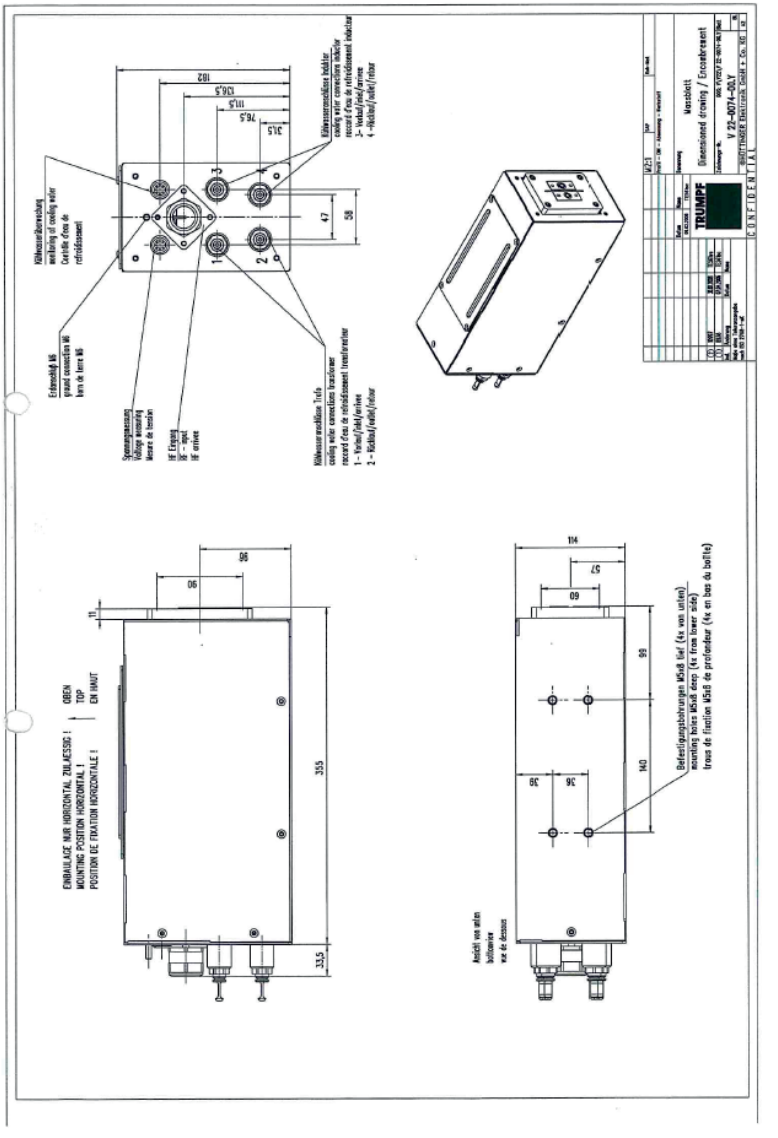
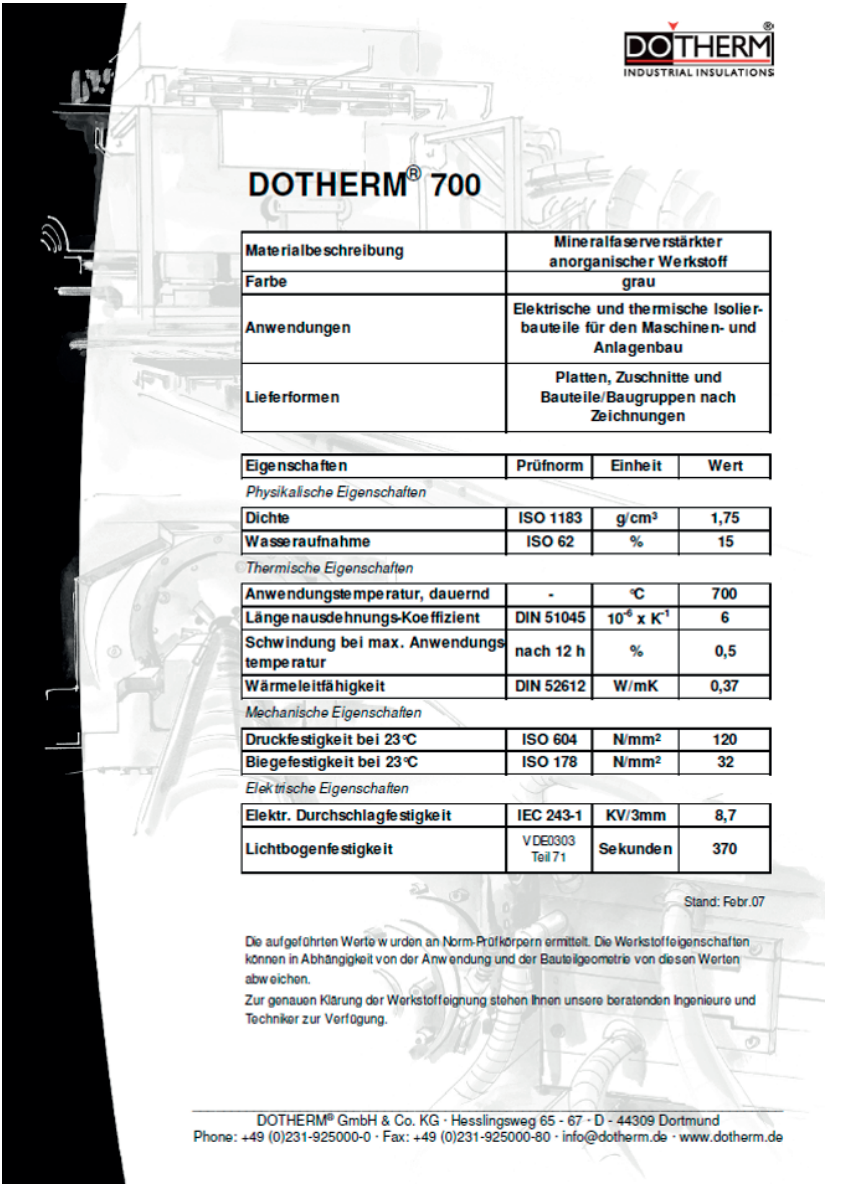


Abbildung A.18: Datenblatt des verwendeten Induktionsequipments, Seite 7.



DOTHERM®
INDUSTRIAL INSULATIONS

DOTHERM® 700

Materialbeschreibung	Mineralfaserverstärkter anorganischer Werkstoff
Farbe	grau
Anwendungen	Elektrische und thermische Isolierbauteile für den Maschinen- und Anlagenbau
Lieferformen	Platten, Zuschnitte und Bauteile/Baugruppen nach Zeichnungen

Eigenschaften	Prüfnorm	Einheit	Wert
Physikalische Eigenschaften			
Dichte	ISO 1183	g/cm³	1,75
Wasseraufnahme	ISO 62	%	15
Thermische Eigenschaften			
Anwendungstemperatur, dauernd	-	°C	700
Längenausdehnungs-Koeffizient	DIN 51045	10^{-6} x K^{-1}	6
Schwindung bei max. Anwendungstemperatur	nach 12 h	%	0,5
Wärmeleitfähigkeit	DIN 52612	W/mK	0,37
Mechanische Eigenschaften			
Druckfestigkeit bei 23°C	ISO 604	N/mm²	120
Biegefestigkeit bei 23°C	ISO 178	N/mm²	32
Elektrische Eigenschaften			
Elektr. Durchschlagfestigkeit	IEC 243-1	KV/3mm	8,7
Lichtbogenfestigkeit	VDE0303 Teil 71	Sekunden	370

Stand: Febr.07

Die aufgeführten Werte wurden an Norm-Prüfkörpern ermittelt. Die Werkstoffeigenschaften können in Abhängigkeit von der Anwendung und der Bauteilgeometrie von diesen Werten abweichen.

Zur genauen Klärung der Werkstoffeignung stehen Ihnen unsere beratenden Ingenieure und Techniker zur Verfügung.

DOTHERM® GmbH & Co. KG · Hesslingsweg 65 - 67 · D - 44309 Dortmund
Phone: +49 (0)231-925000-0 · Fax: +49 (0)231-925000-80 · info@dotherm.de · www.dotherm.de

Abbildung A.19: Datenblatt des Materials der Spannplatte DOTHERM 700.

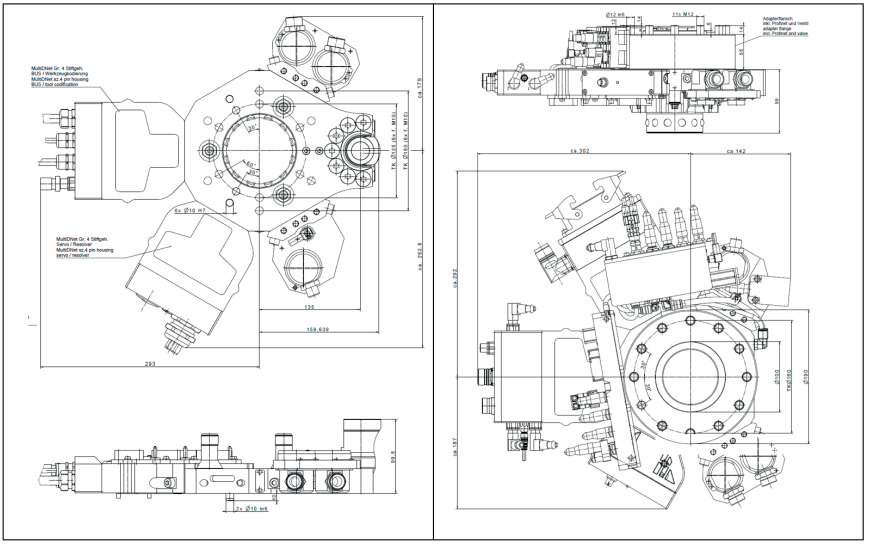


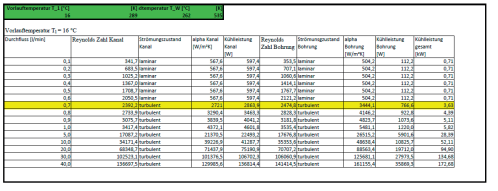
Abbildung A.20: Zeichnung des Werkzeugwechslers: Werkzeugseite (li.) und Roboterseite (re.).

A.4 Berechnungen zu den Strömungszuständen in der Konsolidierungsrolle

Durchfluss [l/min]	Re Kanal	Strömungszustand Kanal	alpha Kanal [W/m²K]	Kühlleistung Kanal [W]	Re Bohrung	Strömungszustand Bohrung	alpha Bohrung [W/m²K]	Kühlleistung Bohrung [W]	Kühlleistung gesamt [W]
0,1	341,7	laminar	567,6	kA	353,5	laminar	504,235385	kA	kA
0,2	683,5	laminar	567,6	kA	707,1	laminar	504,235385	kA	kA
0,3	1025,2	laminar	567,6	kA	1060,6	laminar	504,235385	kA	kA
0,4	1367,0	laminar	567,6	kA	1414,1	laminar	504,235385	kA	kA
0,5	1708,7	laminar	567,6	kA	1767,7	laminar	504,235385	kA	kA
0,6	2050,5	laminar	567,6	kA	2121,2	laminar	504,235385	kA	kA
0,7	2392,2	turbulent	2721	kA	2474,8	turbulent	3444,1	kA	kA
0,8	2733,9	turbulent	3290,4	kA	2828,3	turbulent	4146,2	kA	kA
0,9	3075,7	turbulent	3839,5	kA	3181,8	turbulent	4823,7	kA	kA
1,0	3417,4	turbulent	4372,1	kA	3535,4	turbulent	5481,1	kA	kA
5,0	17087,2	turbulent	21370,5	kA	17676,8	turbulent	26515,2	kA	kA
10,0	34171,4	turbulent	39226,9	kA	35353,6	turbulent	48638,4	kA	kA
20,0	68348,7	turbulent	71487,9	kA	70707,2	turbulent	88563,4	kA	kA
30,0	102523,1	turbulent	101376,5	kA	106060,9	turbulent	125681,1	kA	kA
40,0	136697,5	turbulent	129985,6	kA	141414,5	turbulent	161155,4	kA	kA

Bohrung	
d_B	0,006 m
l_B	0,006 m
Anzahl	8 Stck
Kanal	
a	0,00325 m
b	0,0065 m
D_ia	0,0364 m
D_ii	0,0244 m
Briete b_K	0,0164 m
L	0,04853761 m
Fläche	
Bohrung	0,00090478 m²
Kanal	0,0042786 m²
Anteil Kanalfl.	0,82544608 -

Abbildung A.21: Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 1.



Vorlauftemperatur T_i = 16 °C

Durchfluss [l/min]	Reynolds Zahl Kanal	Strömungszustand Kanal	alpha Kanal [W/m²K]	Kühlleistung Kanal [W]	Reynolds Zahl Bohrung	Strömungszustand Bohrung	alpha Bohrung [W/m²K]	Kühlleistung Bohrung [W]	Kühlleistung gesamt [kW]
0,1	341,7	laminar	567,6	597,4	353,5	laminar	504,2	112,2	0,71
0,2	683,5	laminar	567,6	597,4	707,1	laminar	504,2	112,2	0,71
0,3	1025,2	laminar	567,6	597,4	1060,6	laminar	504,2	112,2	0,71
0,4	1367,0	laminar	567,6	597,4	1414,1	laminar	504,2	112,2	0,71
0,5	1708,7	laminar	567,6	597,4	1767,7	laminar	504,2	112,2	0,71
0,6	2050,5	laminar	567,6	597,4	2121,2	laminar	504,2	112,2	0,71
0,7	2392,2	turbulent	2721	3663,9	2474,8	turbulent	3444,1	784,9	4,58
0,8	2733,9	turbulent	3290,4	3443,3	2828,3	turbulent	4146,2	922,6	4,39
0,9	3075,7	turbulent	3839,5	4041,2	3181,8	turbulent	4823,7	1073,6	5,11
1,0	3417,4	turbulent	4372,1	4601,4	3535,4	turbulent	5481,1	1218,6	5,82
5,0	17087,2	turbulent	21370,5	22493,2	17676,8	turbulent	26515,2	5901,6	28,39
10,0	34171,4	turbulent	39226,9	41287,7	35353,6	turbulent	48638,4	10825,7	52,11
20,0	68348,7	turbulent	71487,9	75190,9	70707,2	turbulent	88563,4	19712,8	94,90
30,0	102523,1	turbulent	101376,5	106702,2	106060,9	turbulent	125681,1	27973,5	134,68
40,0	136697,5	turbulent	129985,6	136814,4	141414,5	turbulent	161155,4	35868,3	172,68

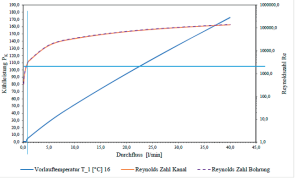
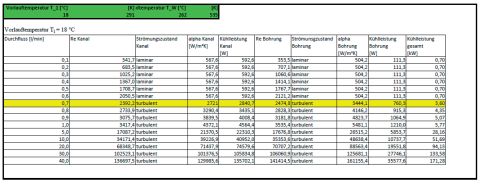


Abbildung A.22: Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 2.



Vorlauftemperatur T_i = 18 °C

Durchfluss [l/min]	Re Kanal	Strömungszustand Kanal	alpha Kanal [W/m²K]	Kühlleistung Kanal [W]	Re Bohrung	Strömungszustand Bohrung	alpha Bohrung [W/m²K]	Kühlleistung Bohrung [W]	Kühlleistung gesamt [kW]
0,1	341,7	laminar	567,6	592,6	353,5	laminar	504,2	111,3	0,70
0,2	683,5	laminar	567,6	592,6	707,1	laminar	504,2	111,3	0,70
0,3	1025,2	laminar	567,6	592,6	1060,6	laminar	504,2	111,3	0,70
0,4	1367,0	laminar	567,6	592,6	1414,1	laminar	504,2	111,3	0,70
0,5	1708,7	laminar	567,6	592,6	1767,7	laminar	504,2	111,3	0,70
0,6	2050,5	laminar	567,6	592,6	2121,2	laminar	504,2	111,3	0,70
0,7	2392,2	turbulent	2721	2840,3	2474,8	turbulent	3444,1	760,3	3,60
0,8	2733,9	turbulent	3290,4	3435,1	2828,3	turbulent	4146,2	915,8	4,35
0,9	3075,7	turbulent	3839,5	4008,4	3181,8	turbulent	4823,7	1064,9	5,07
1,0	3417,4	turbulent	4372,1	4566,4	3535,4	turbulent	5481,1	1210,0	5,77
5,0	17087,2	turbulent	21370,5	22320,3	17676,8	turbulent	26515,2	5853,7	28,16
10,0	34171,4	turbulent	39226,9	40952,8	35353,6	turbulent	48638,4	10737,7	51,66
20,0	68348,7	turbulent	71487,9	74639,6	70707,2	turbulent	88563,4	19553,8	94,10
30,0	102523,1	turbulent	101376,5	105859,8	106060,9	turbulent	125681,1	27746,1	133,50
40,0	136697,5	turbulent	129985,6	135703,1	141414,5	turbulent	161155,4	35577,6	171,28

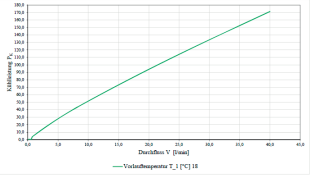


Abbildung A.23: Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 3.

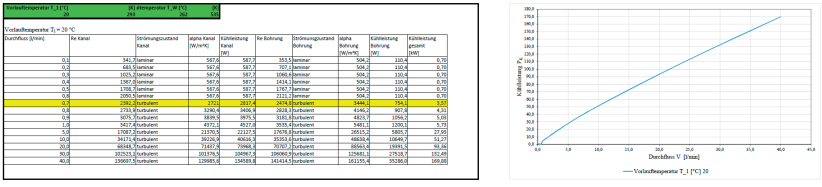


Abbildung A.24: Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 4.

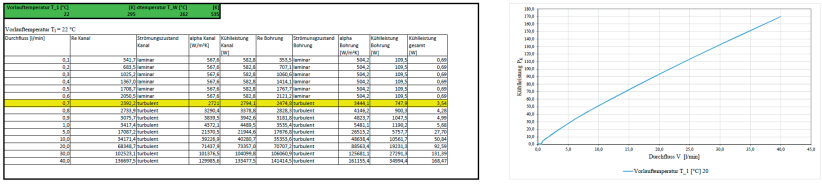


Abbildung A.25: Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 5.

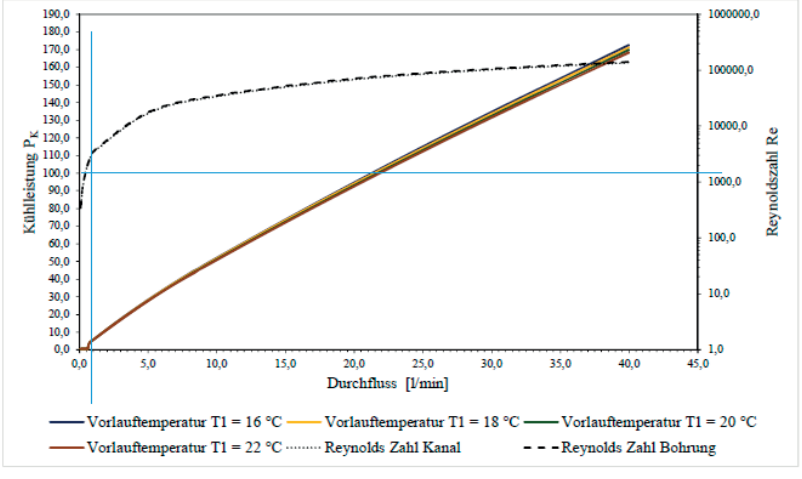
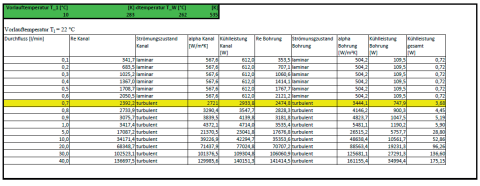


Abbildung A.26: Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 6.



Vorlauftemperatur T_1 [°C]		[K] dtemperatur T_W [°C]		[K]
25		25		535

Vorlauftemperatur T_1 = 22 °C

Durchfluss [l/min]	Re Kanal	Strömungszustand Kanal	alpha Kanal [W/m²K]	Kühlleistung Kanal [W]	Re Bohrung	Strömungszustand Bohrung	alpha Bohrung [W/m²K]	Kühlleistung Bohrung [W]	Kühlleistung gesamt [W]
0,1	341,7	laminar	567,6	612,0	353,5	laminar	504,2	109,5	0,72
0,2	683,5	laminar	567,6	612,0	707,1	laminar	504,2	109,5	0,72
0,3	1025,2	laminar	567,6	612,0	1060,6	laminar	504,2	109,5	0,72
0,4	1367,0	laminar	567,6	612,0	1414,1	laminar	504,2	109,5	0,72
0,5	1708,7	laminar	567,6	612,0	1767,7	laminar	504,2	109,5	0,72
0,6	2050,5	laminar	567,6	612,0	2121,2	laminar	504,2	109,5	0,72
0,7	2392,2	turbulent	2721	2931,6	2474,8	turbulent	3444,1	747,9	3,68
0,8	2733,9	turbulent	3290,4	3547,3	2828,3	turbulent	4146,2	900,3	4,45
0,9	3075,7	turbulent	3839,5	4139,8	3181,8	turbulent	4823,7	1047,5	5,19
1,0	3417,4	turbulent	4372,1	4714,0	3535,4	turbulent	5481,1	1190,2	5,90
5,0	17087,2	turbulent	21370,5	23041,8	17676,8	turbulent	26515,2	5757,7	28,80
10,0	34171,4	turbulent	39226,9	42284,7	35353,6	turbulent	48638,4	10561,7	52,80
20,0	68348,7	turbulent	71437,9	77034,8	70707,2	turbulent	88563,4	19231,3	96,20
30,0	102523,1	turbulent	101376,5	109304,8	106060,9	turbulent	125681,1	27291,3	136,60
40,0	136697,5	turbulent	129985,6	140153,3	141414,5	turbulent	161155,4	34994,4	175,15

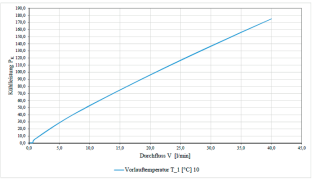


Abbildung A.27: Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 7.

Vorlauftemperatur T_1 [°C]		[K] dtemperatur T_W [°C]		[K]
25		298	262	535

Vorlauftemperatur T_1 = 22 °C

Durchfluss [l/min]	Re Kanal	Strömungszustand Kanal	alpha Kanal [W/m²K]	Kühlleistung Kanal [W]	Re Bohrung	Strömungszustand Bohrung	alpha Bohrung [W/m²K]	Kühlleistung Bohrung [W]	Kühlleistung gesamt [W]
0,1	341,7	laminar	567,6	575,6	353,5	laminar	504,2	109,5	0,69
0,2	683,5	laminar	567,6	575,6	707,1	laminar	504,2	109,5	0,69
0,3	1025,2	laminar	567,6	575,6	1060,6	laminar	504,2	109,5	0,69
0,4	1367,0	laminar	567,6	575,6	1414,1	laminar	504,2	109,5	0,69
0,5	1708,7	laminar	567,6	575,6	1767,7	laminar	504,2	109,5	0,69
0,6	2050,5	laminar	567,6	575,6	2121,2	laminar	504,2	109,5	0,69
0,7	2392,2	turbulent	2721	2759,2	2474,8	turbulent	3444,1	747,9	3,51
0,8	2733,9	turbulent	3290,4	3336,6	2828,3	turbulent	4146,2	900,3	4,24
0,9	3075,7	turbulent	3839,5	3893,4	3181,8	turbulent	4823,7	1047,5	4,94
1,0	3417,4	turbulent	4372,1	4433,4	3535,4	turbulent	5481,1	1190,2	5,62
5,0	17087,2	turbulent	21370,5	21670,3	17676,8	turbulent	26515,2	5757,7	27,43
10,0	34171,4	turbulent	39226,9	39777,2	35353,6	turbulent	48638,4	10561,7	50,34
20,0	68348,7	turbulent	71437,9	72440,0	70707,2	turbulent	88563,4	19231,3	91,67
30,0	102523,1	turbulent	101376,5	102798,6	106060,9	turbulent	125681,1	27291,3	130,09
40,0	136697,5	turbulent	129985,6	131809,0	141414,5	turbulent	161155,4	34994,4	166,80

Abbildung A.28: Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 8.

p_diff	50000,00 Pa	variable Werte
r (min Querschnitt)	0,0015 m	

Stoffkonstanten	
dyn. Viskosität Wasser	0,0010000000000 Pas

Volumenstrom	-0,0000994 m^3/s	berechneter Wert
	-5,964117303299 l/min	

Abbildung A.29: Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 9.

Rohr Bohrung		Kanal Kühlkanal	
Durchmesser d_B	0,006 m	kurze Kante a	0,00325 m
		lange Kante b	0,0065 m
D_H	0,006 m	D_H	0,00433333 m

Abbildung A.30: Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 10.

Volumenstrom V	40 l/min	Kreisquerschnitt A	2,8274E-05 m²
	0,000666667 m³/s	Radius r	0,003 m
Querschnitt A	0,000021125 m²		
D_H	0,004333333 m		
Stoffkonstanten		Kanalquerschnit A	2,1125E-05 m²
kin. Viskosität Wasser	0,0000010004000 m²/s	a	0,00325 m²
		b	0,0065 m²
Srömungsgeschw u	31,5581854 m/s		
Re	136697,4578 -		
laminar	nok		
turbulent	ok		

Abbildung A.31: Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 11.

Stoffkonstanten		
Wärmeleitf. Wasser	0,597	W/mK
Dichte Wasser	998	kg/m³
spez. Wärmekapa Wasser	4190	J/KgK
kin. Viskosität Wasser	0,000001004	m²/s
a	1,42768E-07	m²/s
Pr	7,032406164	

Abbildung A.32: Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 12.

Re	136697,4578	-	
D_H	0,004333333	m	
Pr	7,032406164	-	
Wärmeleitf. W	0,597	W/mK	
L	0,048537606	m	L bei Kanal Dii/2+b/2*Pi

Bedingung laminar			
1.	(Re*D_H)/L<20	12204,0556	nok
2.	Pe=Re*Pr*(D_H/L)<0,1	85823,8761	nok
	Ist laminar?	nok	

	T_W=konst	q_W=konst	ψRe_D	ε	
Nu_rohr	3,66	4,36	64	1,61	
Nu_kanal	4,12	3,39	62		
alpha_rohr	504,2353846	600,673846			W/m²K
alpha_kanal	567,6092308	467,037692			W/m²K

Abbildung A.33: Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 13.

Re	136697,4578	-	
D_H	0,004333333	m	
Pr	7,032406164	-	
Wärmeleitf. W	0,597	W/mK	
L	0,048537606	m	

Bedingung laminar				
1.	2300<Re<10^6			ok
2.	0,5<Pr<500			ok
3.	10<x/D_H<60		11,20098611	ok
	Ist turbulent ?	ok		
	Ist turbulent und ausgebildet?	ok		

nach Gnilinski		
ξ	0,01685677	
K_Pr	1	keine Temperaturabweichung
K_L	1,199754158	
Nu	943,5025913	
alpha	129985,6262	W/m²K

Abbildung A.34: Auszug der Berechnung zu den Strömungszuständen in den Kühlkanälen der Konsolidierungsrolle, Seite 14.

Bohrung		
d_B	0,006	m
l_B	0,006	m
Anzahl	8	Stck
Kanal		
a	0,00325	m
b	0,0065	m
D_ia	0,0364	m
D_ii	0,0244	m
Briete b_K	0,0164	m
L	0,04853761	m
Temperatur		
T_1	16	°C
T_1	289	K
T_W	262	°C
T_W	535	K
Wärmestrom Kühlleistung berechnett aus Energiebilanz		
Q	284	W
alpha Kanal	567,6	W/m^2K
alpha Bohrung	504,2	W/m^2K

Fläche		
Bohrung	0,00090478	m^2
Kanal	0,0042786	m^2
Anteil Kanalfläche kapa	0,82544608	-

Wärmestrom Kanal	597,418909	W
Wärmestrom Bohrung	112,222595	W
Wärmestrom gesamt	709,641504	W

Abbildung A.35: Auszug der Berechnung zum Wärmetransport in den Strömungskanälen.

Materialkennwerte		
λ_KR	15	W/mK
Geoemtrie		
Wandstärke	0,0018	m
Temperatur		
T_Wa	535	K
T_Wi	289	K
Wärmestrom Q_KR	-6,642	W

Abbildung A.36: Auszug der Berechnung des Wärmetransportes in der Wand der Kosnolidierungsrolle.

A.5 Komponenten und Programmumgebung der Versuchsanlage

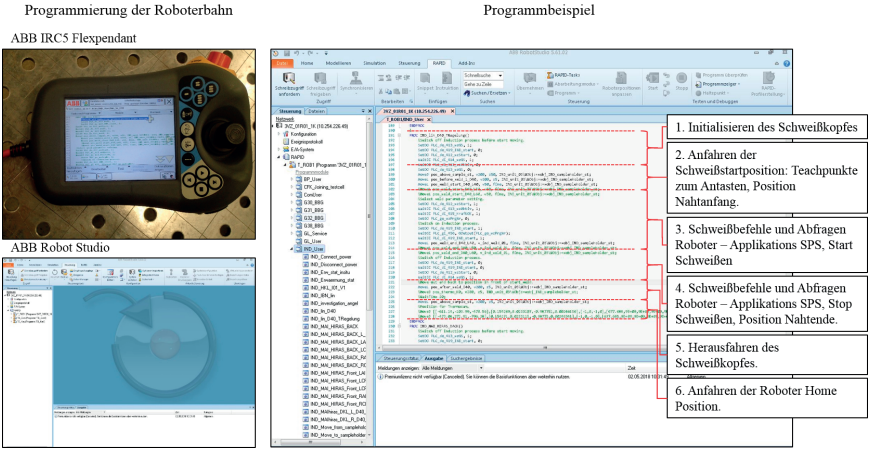


Abbildung A.37: Eingabegeräte zur Roboterprogrammierung und Programmschema einer Induktionsschweißung

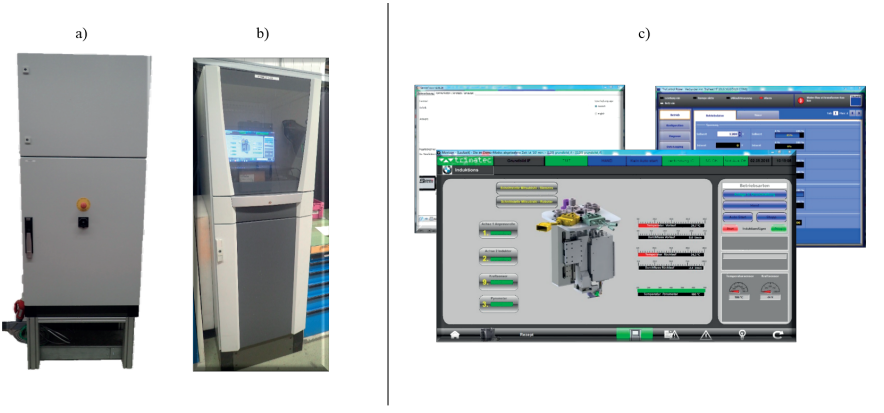


Abbildung A.38: Applikations-SPS: a) Schaltschrank mit CPU und PMX zur Prozessdatenaufzeichnung, b) HMI und c) Visu der Schweißsteuerung, Trumpf HF-Generator und Sensortherm Pyrometer und Regler.



Abbildung A.39: Schweißrezept und Eingabemöglichkeiten in der Schweißsteuerung.

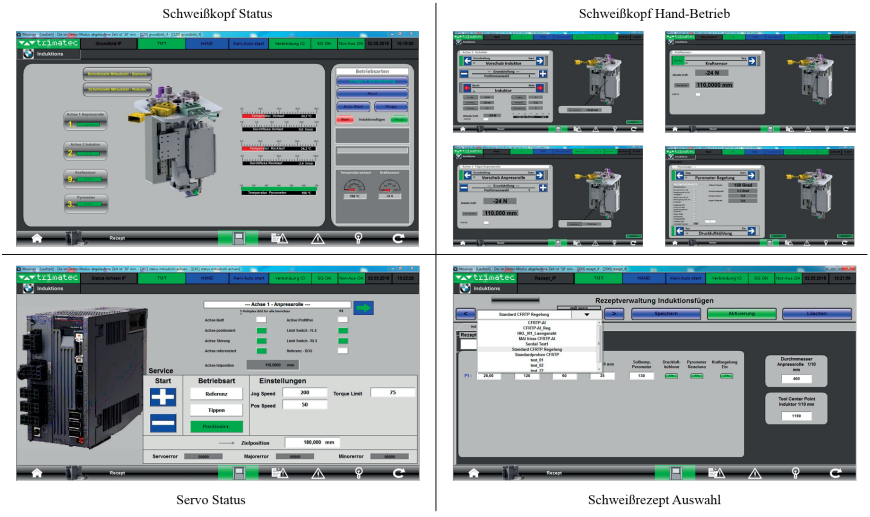


Abbildung A.40: Visualisierung der Schweißsteuerung: Schweißkopf Status, Schweißkopf Handbetrieb, Servo-Status und Schweißrezept Auswahl.

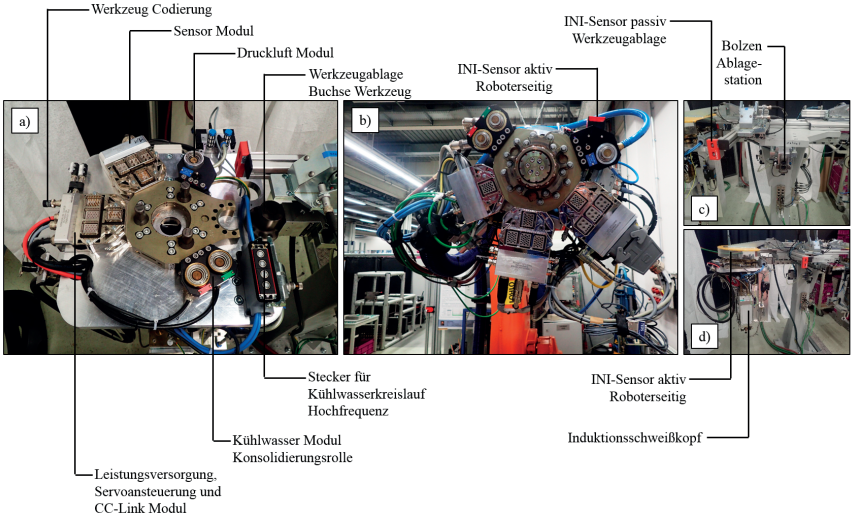


Abbildung A.41: Werkzeugwechselsystem: a) Werkzeugseite, b) Roboterseite, c) und d) Ablagestation.

A.6 Optimierungsmethode

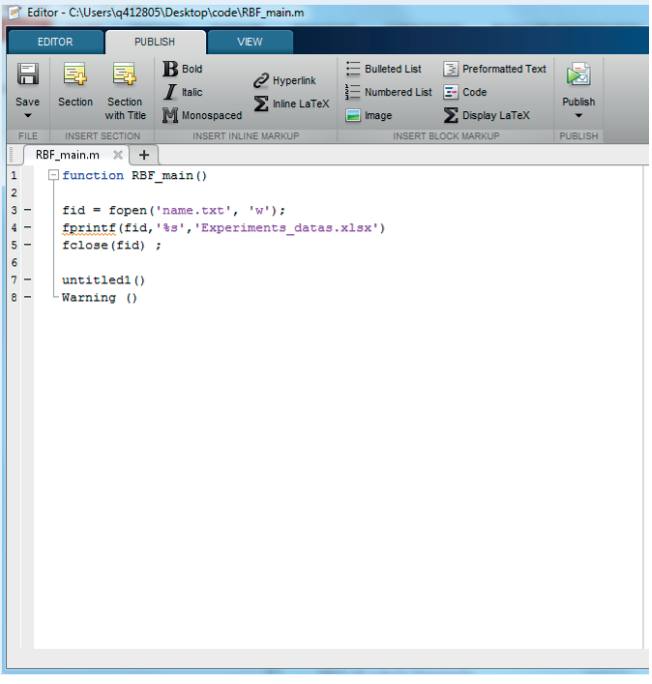


Abbildung A.42: Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: RBF main.

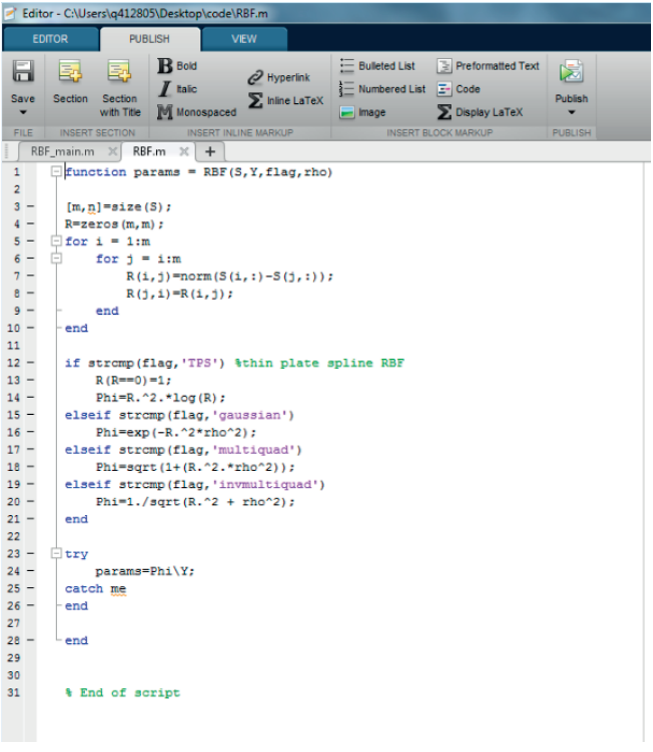


Abbildung A.43: Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: RBF.

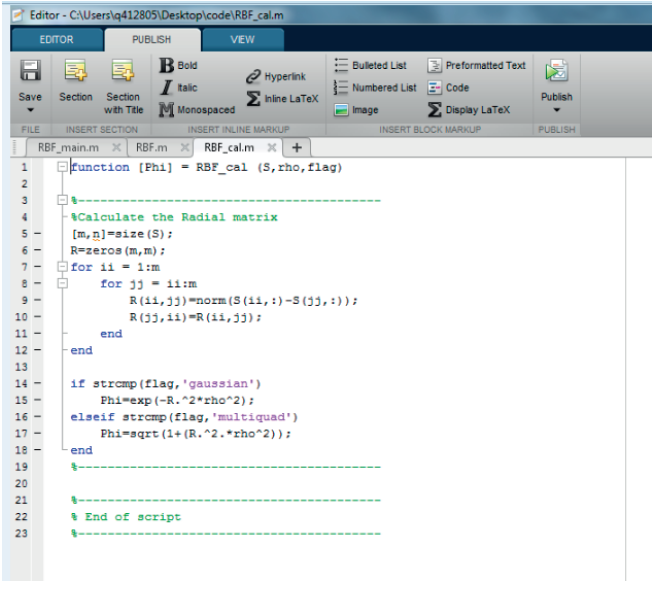
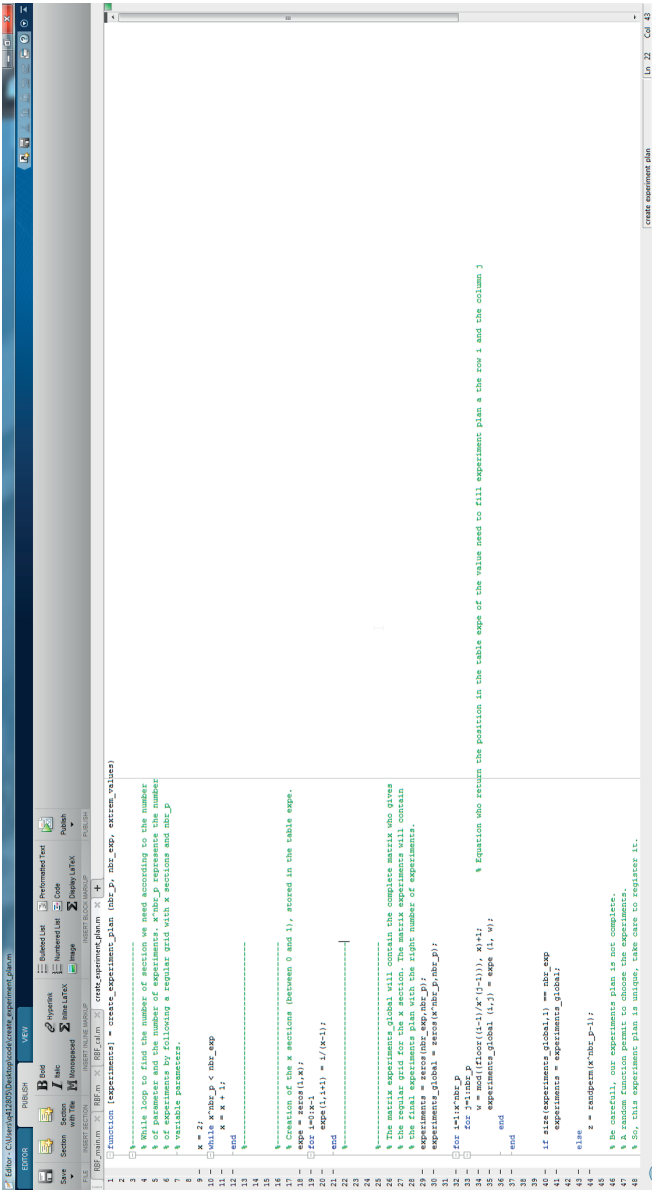


Abbildung A.44: Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: RBF calc.



```
function [experiments] = create_experiment_plan (nbr_p, nbr_exp, extrem_values)
%-----------------------------------------
% While loop to find the number of section we need according to the number
% of parameter and the number of experiments. x^nbr_p represente the number
% of experiments by following a regular grid with x sections and nbr_p
% variable parameters.
    x = 2;
while x^nbr_p < nbr_exp
    x = x + 1;
end
%-----------------------------------------

%-----------------------------------------
% Creation of the x sections (between 0 and 1), stored in the table expe.
expe = zeros(1,x);
for i=1:x-1
    expe(1,i+1) = i/(x-1);
end
%-----------------------------------------

%-----------------------------------------
% The matrix experiments_global will contain the complete matrix who gives
% the regular grid for the x section. The matrix experiments will contain
% the final experiments plan with the right number of experiments.
experiments = zeros(nbr_exp,nbr_p);
experiments_global = zeros(x^nbr_p,nbr_p);

for i=1:x^nbr_p
    for j=1:nbr_p
        v = mod(floor((i-1)/x^(j-1))), x)+1;                % Equation who return the position in the table expe of the value need to fill experiment plan a the row i and the column j
        experiments_global (i,j) = expe (1, v);
    end
end

if size(experiments_global,1) == nbr_exp
    experiments = experiments_global;
else
    z = randperm(x^nbr_p-1);
% Be careful, our experiments plan is not complete.
% Random function permit to choose the experiments.
% So, this experiment plan is unique, take care to register it.
```

Abbildung A.45: Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: Experiment plan.

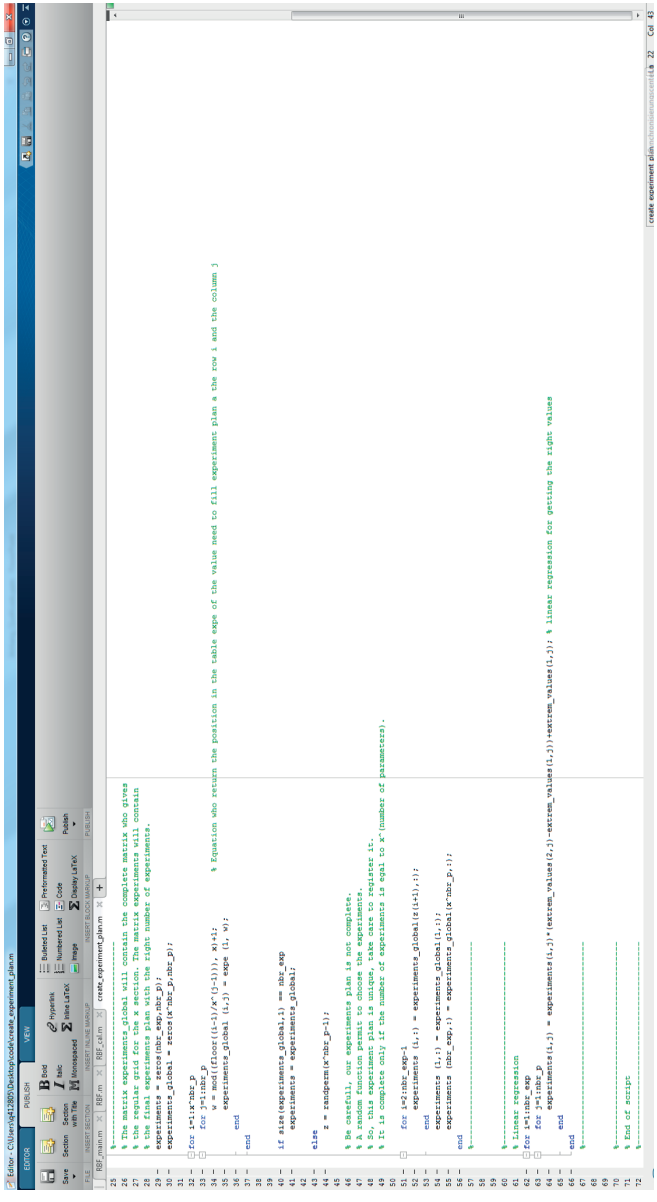
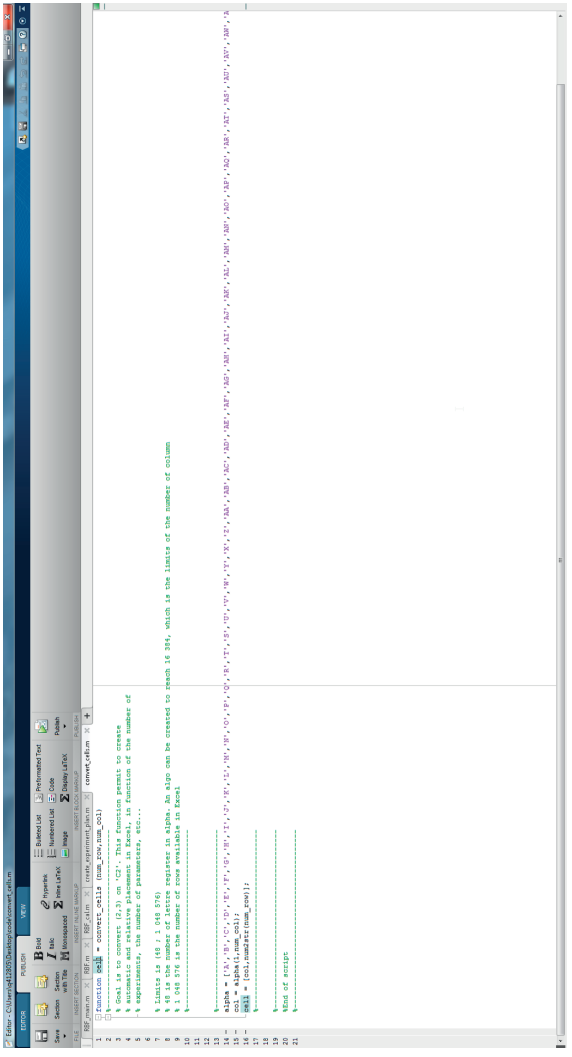


Abbildung A.46: Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: Experiment plan2.



```
function cell = convert_cells (num_row,num_col)
% Goal is to convert (2,3) on 'C2'. This function permit to create
% automatic and relative placement in Excel, in function of the number of
% experiments, the number of parameters, etc...

% Limits is (48 / 1 048 576)
% 48 is the number of letters register in alpha. An algo can be created to reach 16 384, which is the limits of the number of column
% 1 048 576 is the number of rows available in Excel
%-------------------------------------------------------------------------

alpha = ['A','B','C','D','E','F','G','H','I','J','K','L','M','N','O','P','Q','R','S','T','U','V','W','X','Y','Z','AA','AB','AC','AD','AE','AF','AG','AH','AI','AJ','AK','AL','AM','AN','AO','AP','AQ','AR','AS','AT','AU','AV','AW','A
col = alpha(1,num_col);
cell = [col,num2str(num_row)];
%-------------------------------------------------------------------------

%End of script
%-------------------------------------------------------------------------
```

Abbildung A.47: Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: Convert cells.

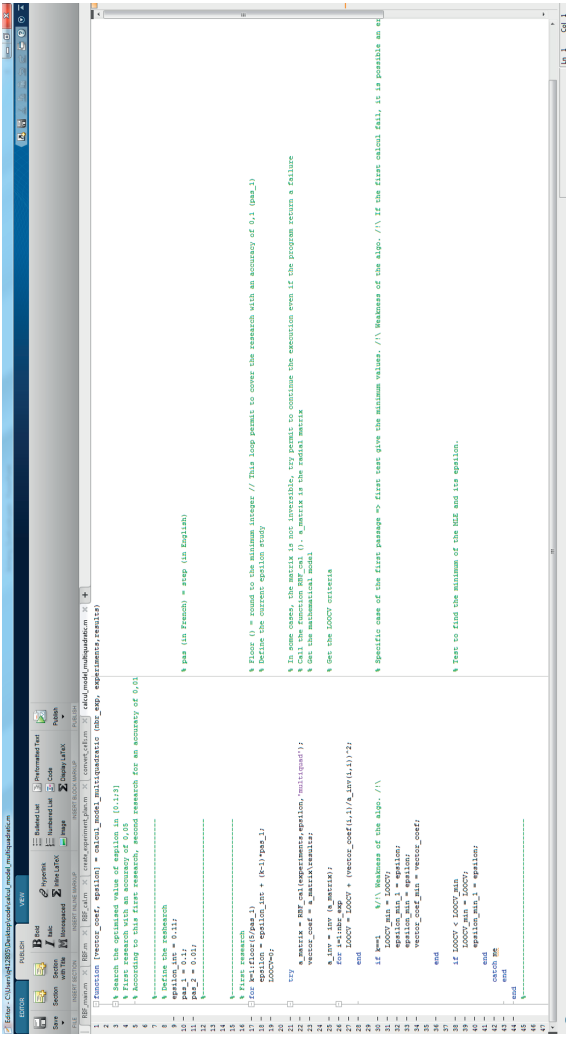


Abbildung A.48: Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: Calc multiquadratic.

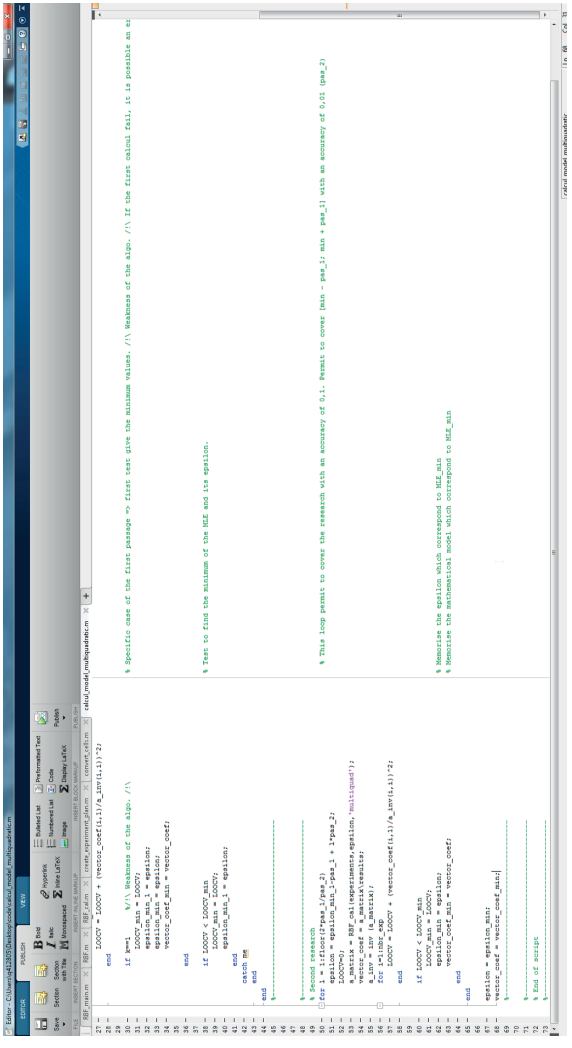


Abbildung A.49: Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: Calc multiquadratic2.

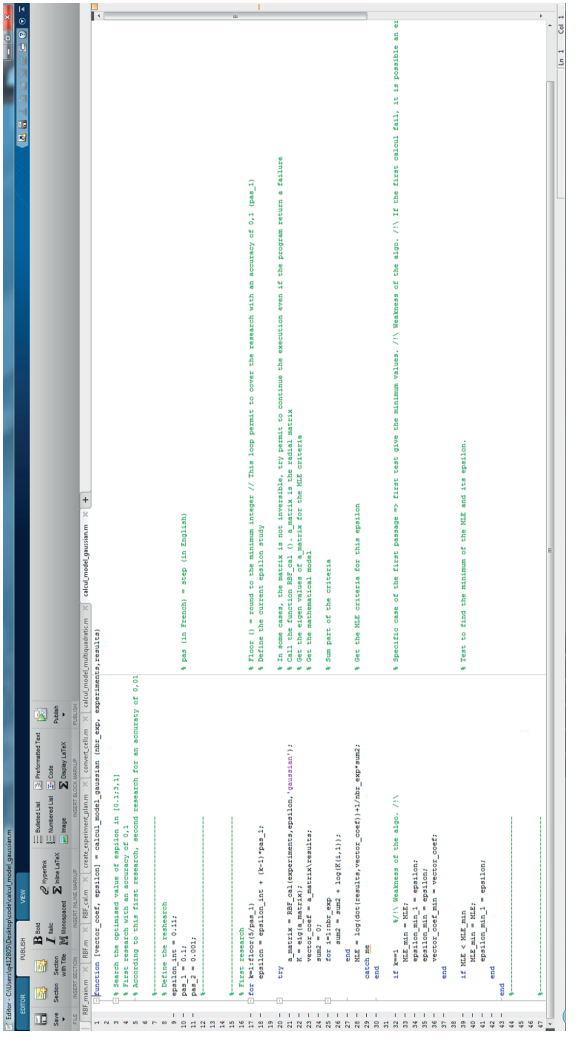


Abbildung A.50: Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: Calc gauss.

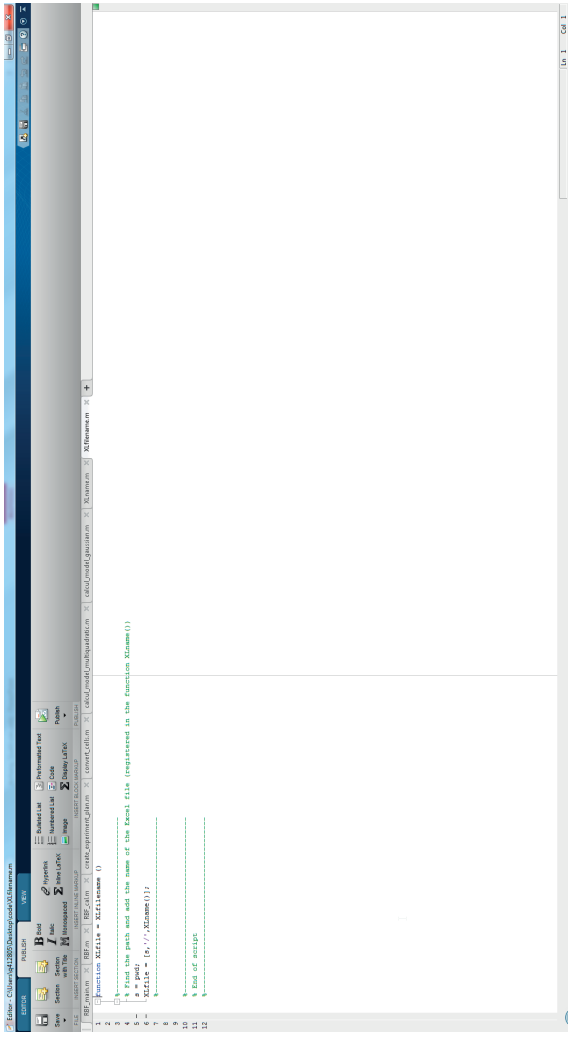


Abbildung A.51: Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: XL plan.

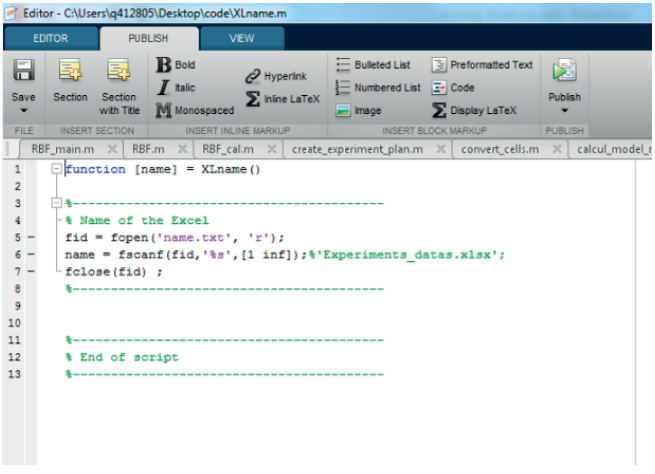


Abbildung A.52: Quellcode des MATLAB Programms zur Optimierung der Schweißparameter: XL name.

A.7 Festigkeitsuntersuchung

CST	Vorzugsrichtung	Kraft	Fläche	Länge	Breite	Grundwerkstoff
Grundwerkstoff	°	N	mm²	mm	mm	[N/mm²]
Grundwerkstoff	0°	3050	99	9,9	10,0	31
Grundwerkstoff	0°	3260	97	9,7	10,0	34
Grundwerkstoff	0°	2630	97	9,6	10,1	27
Grundwerkstoff	0°	3290	100	10,0	10,0	33
Grundwerkstoff	0°	3610	98	10,0	9,8	37
Grundwerkstoff	0°	2000	98	10,0	9,8	20
Grundwerkstoff	0°	3030	103	10,0	10,3	29
Grundwerkstoff	0°	3080	98	9,9	9,9	31
Grundwerkstoff	0°	2990	94	9,9	9,5	32
Grundwerkstoff	0°	3750	100	10,1	9,9	38
Grundwerkstoff	0°	3450	97	9,9	9,8	36
Mittelwert		**3104**	**98**	**10**	**10**	**32**
STABW		459	2	0	0	5

CST	Vorzugsrichtung	Kraft	Fläche	Länge	Breite	Grundwerkstoff
Grundwerkstoff	°	N	mm²	mm	mm	[N/mm²]
Grundwerkstoff	90°	3550	98	9,9	9,9	36
Grundwerkstoff	90°	3440	96	9,9	9,7	36
Grundwerkstoff	90°	3700	101	10,1	10,0	37
Grundwerkstoff	90°	3530	98	10,0	9,8	36
Grundwerkstoff	90°	3670	101	10,1	10,0	36
Grundwerkstoff	90°	2520	98	10,0	9,8	26
Grundwerkstoff	90°	3640	98	9,9	9,9	37
Grundwerkstoff	90°	3410	96	9,7	9,9	36
Grundwerkstoff	90°	3740	98	9,7	10,1	38
Grundwerkstoff	90°	3340	98	9,9	9,9	34
Mittelwert		**3454**	**98**	**10**	**10**	**35**
STABW		336	2	0	0	3

Abbildung A.53: Auswertung der CST Untersuchung.

A.8 Prozessfenster

Hauptversuche *Vollfaktorieller Versuchsplan*

Ermittlung Parametersatz

Fügen	
Anlage	Induktionfügeanlage
Kühltemperatur [°C]	18
Konsolidierungskraft [N]	150

Material	
Matrix	PA66
Faser	Carbonfaser 12K, Köper
Überlapp	20 mm

Prüfung	
Anlage	Hegewald & Peschke
Kraftmessdose [kN]	10
Geschwindigkeit [mm/s]	2

Konstante Parameter	
Frequenz f(C) [kHz]	838
Luftspalt h [mm]	2

Vorschubgeschwindigkeit v [m/min]			Stromstärke I [A]				
v_1	v_2	v_3	I_1	I_2	I_3	I_4	I_5
0,36	0,30	0,24	10	12	14	16	18

Versuchsnr.	Versuchsbez.	Faktoren		mittlere Bruchkraft	Konstante
		v	I	F_B	K
1	ZV_2_1_1	0,36	10	0,0	4.877
2	ZV_2_1_2	0,36	12	0,0	7.022
3	ZV_2_1_3	0,36	14	4,0	9.558
4	(ZV_2_1_4)	0,36	16	0,0	12.484
5	(ZV_2_1_5)	0,36	18	0,0	15.800
6	ZV_2_2_1	0,30	10	0,0	5.852
7	ZV_2_2_2	0,30	12	0,7	8.427
8	(ZV_2_2_3)	0,30	14	7,7	11.470
9	(ZV_2_2_4)	0,30	16	0,0	14.981
10	(ZV_2_2_5)	0,30	18	0,0	18.961
11	ZV_2_3_1	0,24	10	0,0	7.315
12	ZV_2_3_2	0,24	12	5,3	10.534
13	(ZV_2_3_3)	0,24	14	0,0	14.337
14	(ZV_2_3_4)	0,24	16	0,0	18.727
15	(ZV_2_3_5)	0,24	18	0,0	23.701
16	ZV_2_1_6	0,36	14,5	7,3	10.253
17	ZV_2_1_7	0,36	13,5	4,1	8.888
18	ZV_2_2_6	0,30	12,5	4,4	9.144
19	ZV_2_2_7	0,30	13	6,2	9.890
20	ZV_2_3_6	0,24	11	2,7	8.851
21	ZV_2_3_7	0,24	11,5	6,2	9.674

Abbildung A.54: Untersuchungsergebnisse mit Auswertung der Prozesskonstanten.

A.9 Prozessfähigkeitsuntersuchung

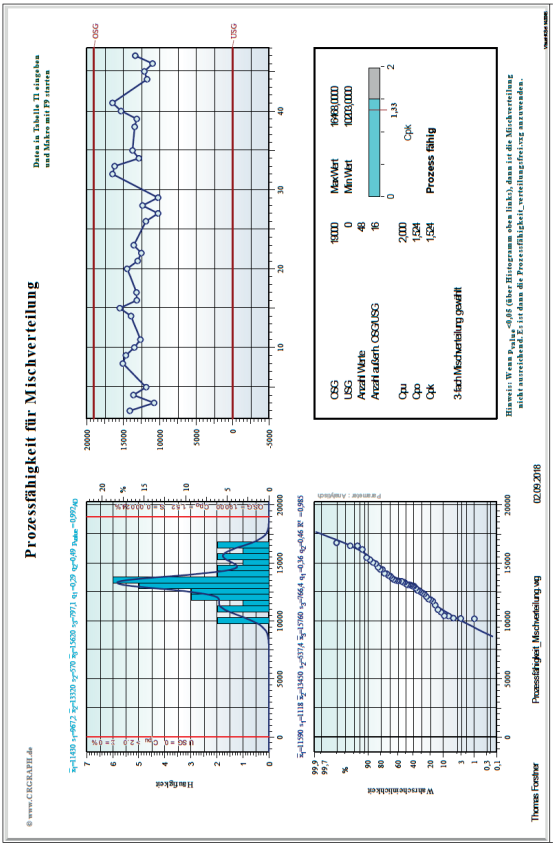


Abbildung A.55: Statistische Auswertung der Prozessfähigkeit.

B Veröffentlichungen

Zeitschriftenartikel:

Z1 Forstner, T., Sommitsch, C., Fischer, F. „Induktionsschweißen von carbonfaserverstärktem Polyamid 66 im automobilen Karosseriebau.“, Journal of Plastics Technology, vol. 14, no. 4, pp. 233-278, Carl-Hanser-Verlag, München, 2018.

Konferenzbeitrag:

K1 Forstner, T., „Induktionsfügen von carbonfaserverstärkten Thermoplasten – Eine Betrachtung in der automobilen Prozesskette.“, 22. Nationales Symposium SAMPE Deutschland e.V., Fürth, 02.-03.02.2016.

K2 Forstner, T., „Induktionsfügen - Induktionsfügen von thermoplastischen Faserverbundwerkstoffen und Mischverbunden.“, BMW Group Promotion Dialogtag, München, 30.06.2016.

K3 Eroğlu, O., Tutunjian, S., Forstner, T., Fischer, F., „Automatiserte Flexible Verbindungstechnik für thermoplastische und duroplastische Faserverbundwerkstoffe im Materialmischbau.“, ATZ Karosseriebautage Hamburg 2018, Hamburg, 08.-09.05.2018.

K4 Forstner, T., Sommitsch, C., Fischer, F. „Investigation of the fibre type influence on the energy density of the induction heating process through a semi-analytic method“, 9th International Conference on Physical and Numerical Simulation of Materials Processing (ICPNS'2019), Moskau, 10.-14.10.2019.

Patente:

P1 Forstner, T., Mantei, I., „Formkörper aus einem Faserverbundwerkstoff, Verwendung des Formkörpers sowie Verfahren zur Herstellung eines Bauteils.“, Patent PA2013219822DE, 30.09.2013.

P2 Forstner, T., „Verfahren und Vorrichtung zum Herstellen einer stoffschlüssigen Verbindung.“, Patent PA 2014203559DE, 27.02.2014.

P3 Forstner, T., Oefele, F., „Fügeverfahren zum Fügen von Fügepartnern im Sichtflächenbereich.“, PA2016219136, 04.10.2016.

C Betreute studentische Arbeiten

Im Rahmen der Dissertation wurde die Betreuung der nachfolgenden studentischen Arbeiten unterstützt:

S1 Pourtier, J., „Fully automated induction welding for thermoplastic reinforced Carbon.“, Masterarbeit in Kooperation mit der BMW Group, Polytech Annecy-Chambery Univ. Savoie Mont Blanc, Annecy-Chambery, 2015, gesperrt bis 2017.

S2 Oezdin, S., „Parameteroptimierung des Induktionsschweißprozesses für kohlenstofffaserverstärkte Thermoplaste.“, Diplomarbeit in Kooperation mit der BMW Group, Fakultät 03 - Fahrzeug- und Flugzeugtechnik, Hochschule für angewandte wissenschaften München, München, 2016, gesperrt.

S3 Haertl, B., „Induktionsfügen von kohlenstofffaserverstärkten Thermoplasten an Bauteilen mit hohem Komplexitätsgrad.“, Bachelorarbeit in Kooperation mit der BMW Group, Fakultät 03 - Fahrzeug- und Flugzeugtechnik, Hochschule für angewandte wissenschaften München, München, 2016.

S4 Ruf, M., „Untersuchung der Wärmebeanspruchung im Produktonsprozess auf die Fügeverbindungen im Karosseriebau.“, Masterarbeit in Kooperation mit der BMW Group, Lehrstuhl für Carbon Composites, Technische Universität München Garching bei München, 2017 gesperrt bis 2020.

Teile des Inhalts der oben genannten studentischen Arbeiten haben in die vorliegende Dissertationsschrift Eingang gefunden. Die Arbeiten wurden vom Urheber der vorliegenden Arbeit beauftragt und angeleitet.

Monographic Series TU Graz

Advanced Materials Science

Volume 1 — Werner Mitter und Christof Sommitsch
Zur Theorie der Gefügeänderungen in Metallen: Verfestigung, Erholung, Korngrenzbewegung und Rekristallisation
2010; ISBN 978-3-85125-116-6

Volume 1a — Werner Mitter and Christof Sommitsch
On the Theory of Microstructure Changes in Metals: Hardening, Recovery, Grain Boundary Motion, and Recrystallization
2011; ISBN 978-3-85125-172-2

Volume 2 — Ivan Holzer
Modelling and Simulation of Strengthening in Complex Martensitic 9-12% Cr Steel and a Binary Fe-Cu Alloy
2010; ISBN 978-3-85125-122-7

Volume 3 — Rene Radis
Numerical Simulation of the Precipitation Kinetics of Nitrides and Carbides in Microalloyed Steel
2010; ISBN 978-3-85125-123-4

Volume 4 — Kathleen Kirstein
Effect of the TiO_2-modifications anatase and rutile on the solid-state synthesis of (Ba,Ca)TiO_3 and the electrical characteristics of (Ba,Ca)TiO_3-based ceramics with PTCR
2012; ISBN 978-3-85125-203-3

Volume 5 — Christian Gspan
Untersuchung der Überstruktur und der Domänen am Perowskit $La_{0,4}Sr_{0,6}CoO_{2,71}$ mit einem Transmissionselektronenmikroskop
2012; ISBN 978-3-85125-219-4

Volume 6 — Christian Schlacher
Kriech- und Schädigungsuntersuchungen von Schweißverbindungen eines neuentwickelten Chromstahls
2015; ISBN 978-3-85125-407-5

Volume 7 — Thomas Forstner
Induktionsfügen von thermoplastischen Faserverbundwerkstoffen
2020; ISBN 978-3-85125-769-4