

Auswahl einer Füge­technologie für faserverstärkte Thermoplaste im Helikopterbau

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

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte

Dissertation

von

Herrn

Dipl.-Ing. Oliver Schieler

aus Landstuhl

2015

Tag der mündlichen Prüfung: 12.10.2015

Prüfungsvorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Paul Ludwig Geiß

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

2. Bericht­statter: Prof. Dr.-Ing. Peter Middendorf

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit bei Airbus Helicopters Donauwörth in der Abteilung „M&P Research and Projects“ und am Institut für Verbundwerkstoffe Kaiserslautern GmbH (IVW).

Zu besonderem Dank bin ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Peter Mitschang, dem technisch-wissenschaftlichen Direktor der Abteilung Verarbeitungstechnik des Institutes für Verbundwerkstoffe, für die Übernahme der wissenschaftlichen Betreuung meiner Arbeit, das mir entgegen gebrachte Vertrauen und seine wertvollen Anregungen und Hinweise sowie für die jederzeit gewährleistete Unterstützung verpflichtet.

Den Herren Prof. Dr.-Ing. Paul Ludwig Geiß und Prof. Dr.-Ing. Peter Middendorf danke ich für die Bereitschaft zur Teilnahme an der Prüfungskommission.

An dieser Stelle möchte ich meinen großen Dank auch Herrn Dr.-Ing. Uwe Beier für die wertvollen Anregungen, die umfangreiche fachliche Unterstützung und die Durchsicht der Arbeit aussprechen, ohne ihn wäre die Umsetzung dieser Arbeit nicht möglich gewesen. Weiterer Dank gilt Herrn Dipl.-Ing. Niklas Remer, durch den ich über die komplette Promotionszeit eine außerordentliche Unterstützung auf fachlicher und persönlicher Ebene erfahren habe.

Ferner bedanke ich mich herzlich bei allen anderen Kollegen und Mitarbeitern meiner Abteilung und des Institutes, die mir durch ihr persönliches Engagement und ihre tatkräftige Hilfe großen Beistand geleistet haben.

Ganz besonders danken möchte ich außerdem meiner Frau Eva, die mich während der Dauer der Promotion immer aktiv unterstützt und über Jahre dafür auf den größten Teil unserer gemeinsamen Freizeit verzichtet hat.

Nicht vergessen will ich schließlich meine Eltern Elmar und Marion, die meine Ausbildung ermöglicht und mich stets auf vielfältige Weise unterstützt haben. Auch für die Geduld und das Verständnis meiner engen Freunde und Familie möchte ich mich ausdrücklich bedanken.

Für die Förderung danke ich weiterhin dem Bundesministerium für Bildung und Forschung, dem MAIcarbon Cluster und dem Projekt MAIplast

Inhaltsverzeichnis

Nomenklatur	VIII
Kurzfassung	XV
Abstract	XVII
1 Einleitung	1
2 Aufbau der Arbeit	3
3 Stand des Wissens und der Technik	4
3.1 Anforderungen an den Fügeprozess	4
3.2 Fügetechnologien für faserverstärkte Thermoplaste	5
3.3 Übersicht über das Induktionsschweißen von faserverstärkten Thermoplasten	9
3.3.1 Prozessvarianten des Induktionsschweißens.....	9
3.3.2 Eingangsgrößen, Prozessparameter und physikalische Effekte beim Induktionsschweißen von faserverstärkten Thermoplasten.....	12
3.3.3 Übersicht zu Prozesskontrollansätzen beim Induktionsschweißen .	30
3.3.4 Prozesskostenrechnung beim Induktionsschweißen.....	30
3.4 Temperaturmessung im elektromagnetischen Feld	32
3.4.1 Anforderungen an die Temperaturmessung im elektromagnetischen Feld	33
3.4.2 Eigenschaften angewandter Temperaturmessmethoden.....	33
3.4.3 Anwendung und theoretische Hintergründe der Temperaturmessung mit Thermoelementen	34
4 Motivation und Zielsetzung	36
4.1 Nachweisbarkeit.....	36
4.2 Leistungsfähigkeit	37
4.3 Kosten.....	38
5 Theoretische Betrachtung der Temperaturverteilung und deren Optimierung während des Induktionsschweißens	39
5.1 Modellierung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung	39
5.1.1 Stromdichteverteilung.....	39
5.1.2 Interlaminare Wärmeleitung, Konvektion und Wärmestrahlung	42
5.1.3 Modellaufbau.....	44
5.1.4 Modellierungsparameter.....	46
5.2 Diskussion theoretischer Optimierungsansätze der Temperaturverteilung	48

5.2.1	Verwendung multipler Induktoren zur Erzeugung eines Feldmaximums.....	51
5.2.2	Spiegelung des Feldes mit Parabolspiegeln	53
5.2.3	Kühlung der Oberfläche mit einem Fluid	55
6	Experimentelle Realisierung.....	56
6.1	Anlagentechnik.....	56
6.1.1	Versuchsstand	56
6.1.2	Steuerungssoftware	58
6.2	Materialien.....	59
6.2.1	Halbzeuge	59
6.2.2	Laminatherstellung.....	60
6.2.3	Laminateigenschaften	61
6.3	Charakterisierungsmethoden und Probekörperherstellung	64
6.3.1	Charakterisierungsmethoden und Probekörperherstellung zur Untersuchung der interlaminaren Temperaturmessung mit verschiedenen Thermoelementtypen	64
6.3.2	Charakterisierungsmethoden und Probekörperherstellung zur Untersuchung der Temperaturverteilung beim statischen induktiven Erwärmen.....	67
6.3.3	Charakterisierungsmethoden und Probekörperherstellung zur Untersuchung der Temperaturverteilung beim kontinuierlichen Induktionsschweißen.....	74
6.3.4	Mechanische Festigkeit, Sensibilitätsanalyse und Ultraschalluntersuchung von induktiv verschweißten Probekörpern	75
7	Diskussion der experimentellen Versuchsergebnisse.....	79
7.1	Definition einer Messsystematik zur interlaminaren Temperaturmessung im elektromagnetischen Feld	79
7.1.1	Bestimmung des Thermoelementtypeneinflusses auf die Temperaturmessung im EMF	79
7.1.2	Bestimmung des Induktorwärmestrahlungseinflusses auf die Temperaturmessung im EMF	80
7.1.3	Bestimmung des Thermoelementdrahtdickeneinflusses auf die Temperaturmessung im EMF	81

7.1.4	Bestimmung des Induktorabstandeinflusses auf die Temperaturmessung im EMF	82
7.1.5	Bestimmung des Induktionsgeneratorleistungseinflusses auf die Temperaturmessung im EMF	83
7.1.6	Bestimmung des Thermoelementtemperatureinflusses auf die Temperaturmessung im EMF	84
7.1.7	Bestimmung des Einflusses der Thermoelementfixierung und – isolierung auf die interlaminare Temperaturmessung.....	85
7.1.8	Zusammenfassung der Einflüsse auf den Temperaturmessprozess im EMF und Ableitung einer entsprechenden Messsystematik	85
7.2	Validierung und Diskussion des Modells der Temperaturverteilung in Dickenrichtung während der induktiven Erwärmung	87
7.2.1	Validierung des Ansatzes der EMF-Semipermeabilität der Laminatoberflächen.....	87
7.2.2	Validierung und Diskussion des Modells der Temperaturverteilung in Dickenrichtung bei einem einzelnen konsolidierten Laminat	88
7.2.3	Validierung und Diskussion des Modells der Temperaturverteilung in Dickenrichtung bei zwei gestapelten Laminaten	97
7.3	Temperaturverteilung beim kontinuierlichen Induktionsschweißen	101
7.4	Grenzen des Modells der Temperaturverteilung in Dickenrichtung	104
7.5	Zwischenfazit	105
8	Übertragung der Ergebnisse auf die industrielle Anwendung	107
8.1	Definition der Prozessparameter.....	107
8.2	Mechanische Festigkeit und Sensibilitätsanalyse am Beispiel induktionsgeschweißter Prüfkörper	108
8.3	Inline-Prozesskontrolle und Ultraschalluntersuchung induktionsgeschweißter Prüfkörper	111
8.4	Kostenbetrachtung des Induktionsschweißprozesses am Beispiel einer generischen Helikopterstruktur.....	113
8.4.1	Rahmenbedingung zur Durchführung der Kostenrechnung	113
8.4.2	Zusammenfassung der berechneten Bauteilkosten	115
8.5	Zwischenfazit zur industriellen Anwendung der Induktionsschweißtechnologie	116
9	Zusammenfassung	118
10	Literatur	121
11	Anhang	138

A.	Bewertung von Technologien zum Fügen thermoplastischer Faserverbundwerkstoffe	138
B.	Vergleich industriell angewandter Temperaturmessverfahren	140
C.	Verwendete Sichtfaktoren	142
D.	Modellierungsparameter	143
E.	Details zum Versuchsstand	145
F.	Details zur Kostenrechnung	146
	Betreute studentische Arbeiten	148
	Publikationen	149
	Lebenslauf.....	150

Nomenklatur

Abkürzungen

Abkürzung	Beschreibung
1D	Eindimensional
2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
ATAG	Air Transport Action Group
CF	Kohlenstofffaser
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
DSC	Dynamische Differenzkalorimetrie (differential scanning calorimetry)
EMF	Elektromagnetisches Feld
FAB	Gewebe
FVG	Faservolumengehalt
FVK	Faserverbundkunststoffe
GUI	Grafische Benutzeroberfläche (graphical user interface)
HT	Hochtemperatur
IMMI	Integral Micro-Mechanical Interlock
LFA	Laser Flash Methode (Laser Flash Analysis)
LSS	Single-Lap-Shear-Strength
MBC	Moving boundary curing
NRC	Einmalige Kosten
PEEK	Polyetheretherketon
RC	Wiederkehrende Kosten
NRC	Einmalige Kosten
TP	Thermoplast
TPC	Thermoplastische Faserverbundwerkstoffe
TSC	Duroplaste Faserverbundwerkstoffe
UD	Unidirektional
WTM	Widerstandsthermometer

Symbole (lateinisch)

Abkürzung	Einheit	Beschreibung
A	m^2	Eingeschlossene Fläche
A_f	m^2	Querschnittsfläche der Faser
A_n	-	Konstanten
A_w	m^2	Fläche
a_n	-	Konstante
\vec{B}	Vs/m^2	Magnetische Flussdichte (Induktion) (vektoriell)
\vec{B}_{abs}	Vs/m^2	Magnetische Flussdichte (Induktion) (vektoriell; Überlagerung aus multiplen Feldern)
$b_1; b_2; b_3$	-	Vorfaktoren Induktionsleistungsgleichung
C	J/K	Wärmekapazität
c	J/Kkg	Spezifische Wärmekapazität
c_L	m/s	Lichtgeschwindigkeit
\vec{D}	As/m^2	Elektrische Flussdichte (vektoriell)
D	m	Dicke des Körpers
$d_1; d_2$	-	Semipermeabilitätskonstante 1; 2
d_k	m	Durchmesser der Kühldüse
\vec{E}	V/m	Elektrische Feldstärke (vektoriell)
E_i	-	Eigenwerte
ΔE	J	In Wärme umgesetzte Energie
\vec{e}	V/m	Amplitude der elektrischen Feldstärke (vektoriell)
f	$1/\text{s}$	Frequenz
g	m	Laminatbreite
g_e	m/s^2	Erdbeschleunigung

\vec{H}	A/m	Magnetische Feldstärke (vektoriell)
$H(x)$	A/m	Magnetische Feldstärke
H_0	A/m	Magnetische Feldstärke an der des Induktor zugewandten Oberfläche
H_{0-2}	A/m	Magnetische Feldstärke an der des Induktor zugewandten Oberfläche des zweiten Laminats
H_{ep}	MPa	Elasto-plastische Kontakthärte
\vec{h}	A/m	Amplitude der magnetischen Feldstärke (vektoriell)
h_f	m	Abstand der Fasern zueinander
I	A	Strom
\vec{J}	A/m ²	Stromdichte (vektoriell)
\vec{J}_A	A/m ²	Flächenstromdichte der Grenzfläche (vektoriell)
$j(x, t)$	A/m ²	Stromdichte
j_0	A/m ²	Stromdichte an der dem Induktor zugewandten Oberfläche des Körpers
K_1, K_2	-	Konstanten
k_0	m	Betrag des Wellenvektors im Vakuum
k_{ael}	-	Korrekturfaktor der reduzierten Energieeinbringung in den äußeren Lagen
k_{fs}	-	Fittingfaktor 3D-Effekte Schweißen
k_{fk}	-	Fittingfunktion 3D-Effekte kontinuierliches Schweißen
k_s	W/mK	Mittlere thermische Leitfähigkeit der Kontaktkörper
L	m	Charakteristische Länge
l_b	m	Versuchskörperbreite
l_f	m	Länge eines Faserstücks

l_l	m	Versuchskörperlänge
m	kg	Masse
m_c	rad	Neigung der Oberfläche
Nu	-	Nusselt-Zahl
Nu_{lam}	-	Nusselt-Zahl (laminar)
Nu_{turb}	-	Nusselt-Zahl (turbulent)
n	-	Brechungsindex
\vec{n}_{12}	-	Flächennormaleneinheitsvektor
Q	As	Ladung (skalar)
Q_W	J	Wärmeenergie
Q_{Wm}	J	Wärmeenergie mit Wärmeleitung
Q_{Wo}	J	Wärmeenergie ohne Wärmeleitung
\dot{Q}_{Kd}	W	Wärmeleitung (konduktiv)
\dot{Q}_{KdR}	W	Wärmeleitung (konduktiv bei Kontaktwiderstand)
\dot{Q}_{Kv}	W	Wärmeleitung (konvektiv)
P	W	Leistung
P_c	MPa	Anpressdruck
$p(x)$	W/m ³	Wärmequellendichte in Abhängigkeit zum Abstand zur Oberfläche
$p_{res}(x)$	W/m ³	Gesamte Wärmequellendichte in Abhängigkeit zum Abstand zur Oberfläche
Pr	-	Prandtl-Zahl
R	Ω	Elektrischer Widerstand
R_d	Ω	Elektrischer Widerstand (dielektrische Erwärmung)
R_f	Ω	Elektrischer Widerstand (Faser)
R_k	Ω	Elektrischer Widerstand (Kontakterwärmung)
R_{th}	m ² K/W	Thermischer Kontaktwiderstand

Ra	-	Rayleigh-Zahl
Re	-	Reynolds-Zahl
r	m	Radius
\vec{r}	m	Raumvektor
$S(\vec{r})$	m	Optische Weglänge
s	m	Skintiefe
T	°C	Temperatur
T_{deg}	°C	Degradationstemperatur
T_g	°C	Glasübergangstemperatur
T_l	°C	Temperatur der Kühlluft / Umgebungsluft
T_m	°C	Schmelztemperatur
T_o	°C	Oberflächentemperatur
dT	°C	Temperaturdifferenz
ΔT	°C	Temperaturanstieg
t	s	Zeit
V	m ³	Volumen
x	m	Abstand zur Materialoberfläche / Raumrichtung
x_d	m	Abstand zur der Probenunterseite zum Probenträger
x_k	m	Abstand der Probenoberseite zur Kühldüse
x_l	m	Abstand der Probenoberseite zum Induktor
y	m	Raumrichtung
z	m	Vorschub / Raumrichtung

Symbole (griechisch)

Abkürzung	Einheit	Beschreibung
α	$\text{W}/\text{m}^2\text{K}$	Wärmeübergangskoeffizient
β	$\frac{1}{\text{K}}$	Isobarer Wärmeausdehnungskoeffizient
$\beta_1; \beta_2$	$^\circ$	Winkel zwischen den Flächennormalen
$\tan(\delta)$	1	Verlustfaktor des Matrixmaterials
ϵ_c^*	–	Dimensionslose Kontaktdehnung
ϵ	As/Vm	Permittivität
ϵ_0	As/Vm	Elektrische Feldkonstante
ϵ_R	1	Relative Permittivität
$\zeta_1; \zeta_2$	-	Emissionsgrad Körper 1/2
η	$\text{Pa} \cdot \text{s}$	Kinematische Viskosität
θ	m	Charakteristische Länge
κ	m^2/s	Temperaturleitfähigkeit
λ	m	Wellenlänge
λ_c	-	Dimensionsloser Ebenenabstand
λ_G	W/mK	Spezifische Wärmeleitfähigkeit (Gas)
λ_L	W/mK	Spezifische Wärmeleitfähigkeit (Laminat)
μ	$\text{mkg}/\text{s}^2\text{A}^2$	Magnetische Permeabilität
μ_0	$\text{mkg}/\text{s}^2\text{A}^2$	Magnetische Feldkonstante
μ_R	1	Permeabilitätszahl
ν	m/s	Strömungsgeschwindigkeit

ρ_R	As/m^3	Raumladungsdichte
ρ_f	Ωm	Spezifischer elektrischer Faserwiderstand
ρ	Ωm	Spezifischer elektrischer Widerstand
ρ_D	g/m^3	Dichte
σ	S/m	Elektrische Leitfähigkeit
σ_c	m	Oberflächenrauheit (RMS)
σ_{SB}	$\text{W}/\text{m}^2\text{K}^4$	Stefan-Boltzmann-Konstante
$\varphi_{12}; \varphi_{21}$	-	Einstrahlzahl von Fläche 1 auf 2 bzw. Fläche 2 auf 1
ω	$1/\text{s}$	Kreisfrequenz

Kurzfassung

Die Gewichtsreduktion im Strukturbereich stellt einen zentralen Optimierungsansatz in der Luftfahrtindustrie dar, der vor allem durch adäquate Füge-technologien genutzt werden kann. Ausgehend vom aktuellen Stand der Technik im Helikopterbau, dem Nieten, gilt es durch die Verwendung einer innovativen Füge-technologie das volle technologische Leistungsvermögen hinsichtlich Performance, Qualität und Kosten zu nutzen. Dazu wurde das Induktionsschweißen als die potentialreichste Füge-technologie für den Helikopterbau bewertet. Um dieses identifizierte Potential für eine Luftfahrtfertigungstechnologie nutzbar zu machen, ist es unerlässlich, das Induktionsschweißen an die Luftfahrtanforderungen anzupassen. Vor allem in den Bereichen Nachweisbarkeit, Leistungsfähigkeit und Kosten wurden daher Fragestellungen identifiziert deren Beantwortung den Kern dieser Arbeit darstellt.

Beim Induktionsschweißen werden faserverstärkte Thermoplaste durch ein Aufschmelzen der Matrix und ein anschließendes Abkühlen unter Druck gefügt. Die Erwärmung des sich in einem alternierenden elektromagnetischen Feld (EMF) befindlichen Laminats erfolgt dabei durch die Einkopplung eines elektrischen Stroms in die Fasern.

Das zentrale Element zur Erreichung der geforderten Leistungsfähigkeit stellt die interlaminare Temperaturverteilung dar, welche es nachzuweisen gilt. Dieser Nachweis wurde durch ein umfassendes analytisches Modell realisiert, das eine höchstpräzise interlaminare Temperaturberechnung ermöglicht. Die Kernaussagen, welche aus dem Modell abgeleitet werden, sind die dickenabhängige Erwärmung des Laminats, die EMF-Semipermeabilität der Laminatoberflächen und der nicht exponentielle Abfall sowie der nicht lineare Verlauf der Temperatur in Dickenrichtung. Die Validierung der analytischen Modellierung gelang nur durch die Identifikation einer EMF-toleranten, hochdynamischen Temperaturmesstechnologie, welche mit hoher Auflösung interlaminar eingesetzt werden kann.

Auf Grundlage der Modellergebnisse wurden die optimalen Schweißparameter definiert, auf deren Basis die Leistungsfähigkeit der Induktionsschweißtechnologie mit circa 36 MPa Scherfestigkeit bestätigt wurde. Durch eine Sensibilitätsanalyse konnte weiterhin der Einfluss der Parameter Generatorleistung, Kühlvolumen, Anpressdruck, Induktorabstand, Fehlereinschlüsse und Geschwindigkeit bestimmt

werden. Aufgrund der im aktuellen Anlagenaufbau nicht vorhandenen Parameterüberwachung und aufgrund des hohen Prozesseinflusses erwies sich dabei der Induktorabstand als der kritischste Faktor.

Etwaige dadurch auftretende qualitative Mängel können durch den schlanken, maßgeschneiderten Einsatz einer Kombination aus der Ultraschalluntersuchung, einer in der Luftfahrt standardmäßig eingesetzten Qualitätssicherungsmethode und eines progressiven Inline-Prozesskontrollansatzes detektiert werden.

Parallel zur mechanischen Leistungsfähigkeit der Technologie stand der Einfluss der Temperaturverteilung auf die Oberflächenqualität im Fokus. Durch die umfangreiche theoretische und experimentelle Analyse bereits bekannter und neu entwickelter Temperaturoptimierungsmethoden konnte mit der Kühlung der Oberfläche mit temperatur- und volumenvariablen Druckluftströmen eine effiziente Methode zur zielführenden Lösung der bestehenden Problemstellung ermittelt werden.

Die Anwendbarkeit der Induktionsschweißtechnologie konnte auch durch eine Kostenrechnung am Beispiel eines helikopterspezifischen Musterbauteils bestätigt werden.

Abstract

Aerospace companies are focused on the maintenance and extension of their competitiveness, by an increase of the product performance while reducing costs at the same time. One of the main optimization approaches is the reduction of structural weight. In particular, in the field of joining technologies rivetless joining processes offer a high potential. Furthermore, the waiver of cost-intensive joining additives like rivets and the increase of the automation degree lead to a reduction of joining costs. Thereby, the traceability of the successfully performed joining must always be available.

In accordance with these requirements the induction welding was evaluated by the analysis of the specialist literature as the joining technology with the highest potential for aerospace manufacturing. None of the technologies described in literature is in accordance to the aerospace requirements. Therefore the objective of this research is to adapt the induction welding to the aerospace requirements.

Induction welding is a technology for joining carbon fiber reinforced thermoplastics (thermoplastic composite - TPC) by melting the thermoplastic matrix material causing fusion, by subsequent cooling under pressure. The heating of the TPC situated in an alternating electromagnetic field (EMF) is performed by induction of the current into the carbon fibers.

According to the traceability of the successfully performed joining, the relevant process parameters have to be predicted or measured during the welding process. This is possible for every parameter influencing the process expect for the interlaminar temperature distribution. A measurement of the interlaminar temperature during the subsequent industrial application is not possible, consequently an analytical temperature model was developed. The model was validated with practical studies, by researching the process influencing parameters laminate thickness, generator power, coil-laminate distance, time and speed.

For the conduction of process studies, an experimental rig was built. This computer controlled test bench was designed to enable both continuous and spot welds with full parameter control, measurement of all parameters and maximum reproducibility of the induction heating and the welding operations. The basic investigations have

been conducted with laminates made of carbon fiber (fabric and unidirectional tapes) reinforced polyetheretherketone (PEEK).

The model and the practical studies have shown that the temperature is mainly influenced by the specimen thickness and the related skin depth ratio. By an increase of the ratio, meaning thicker laminates, the temperature through the whole thickness decreases and converges to the temperature distribution for infinite thick specimens. Independently of the specimen thickness the highest temperature in the laminate is reached between the first plies near to the surface facing the inductor and not directly at the surface. This is because of cooling by natural convection.

For an optimization of the interlaminar temperature distribution eight different theoretical approaches were identified. Most of them were contrary to the defined aerospace requirements, only the use of multiple inductors or the use of parabolic mirrors to focus the EMF in a line or a plane and the cooling of the surface with a fluid comply with the requirements. A theoretical discussion demonstrated that a focusing of the EMF is not possible, accordingly only the cooling of the surface was implemented in the analytical model and practically researched, which leads to the following results. When cooling the surface with an air jet, the maximum temperature can be shifted inward. The temperature was successfully reduced up to the interfaces between the second and third respectively the third and the fourth ply by increasing the air jet volume up to 500 l/min. By a decrease of the temperature of the air jet a further reduction of the temperature in the first plies was shown. In comparison to the cooling with pressurized air by room temperature the cooling of the air jet by cyclone tubes (reduced air temperature) does not increase the efficiency of the process.

For the validation of the model an EMF-tolerant temperature measurement method was identified and validated. It was shown that during the induction welding and heating process, type E thermocouples show the lowest self heating effect in the field. Due to the higher surface-volume-ratio and the corresponding higher heat conduction, the thinnest wire diameter should be used. During the tests, the thermal radiation of the coil influenced the heating studies. The measurement of the heat distribution in thickness direction with thermocouples is not influenced by inductor's

heat radiation because the thermocouples are embedded into the material and not influenced by heat radiation. Between room temperature and 350 °C the temperature increase decreases from 10.6 °C to 8.0 °C. An adaption of the measurement during the heating process effected by non-linear heating behavior is not necessary. All assumptions were derived by theoretical means and empirically proven. A significant reduction of inaccuracy in measurement can be reached by the use of thermocouples type E with a peak radius of 0.1 mm and 0.18 mm (approx. 0.1 mm wire diameter). With a reference measurement the influence of the induction generator power can be calculated and the measured temperature can be adjusted. In comparison to the previously used measurements the maximum error can be reduced from 80 °C to 12 °C, which can be precalculated and eliminated.

With the validated model for the calculation of the temperature distribution in thickness direction an optimal process window for the used CF/PEEK material was identified. For an 8-layer $[(0^\circ/90^\circ)_4]_s$ the parameters were determined with 25 % generator power, 300 l/min cooling volume, 20 °C cooling fluid temperature, 2 mm coil-laminated distance, 0,1 m/min welding speed and 1 kN pressing force and confirmed by a high mechanical strength. The welded specimens achieved a lap shear strength up to 36 MPa.

Furthermore, the applicability of the state of the art quality assurance methods was confirmed. With the ultrasonic technology (C-scan) an insufficient adhesion can be identified, which may be caused by various process deviations like inclusions, deviations of the power, the pressure and welding speed. Also their influence to the joining strength was shown. Another element for the realization of a cost efficient joining process is the use of lean surface treatment technologies. The highest lap shear strength was reached with the surface treatment grinding and cleaning with acetone.

With regards to the cost efficiency of the induction welding technology, it was demonstrated by cost engineering that the process costs are even superior to the state of the art processes.

Within the investigations the potential of the technology for the helicopter manufacturing was confirmed and all the objectives were reached.

1 Einleitung

The implementation of fuel saving technology in our aircraft has allowed us to satisfy a 45 % increase in demand for air transport over the last decade with only a 3 % increase in the use of jet fuel. Innovation has allowed us to do more with less [...]

T. Enders, CEO Airbus Group [1]

Laut Tom Enders ermöglichen uns Innovationen "to do more with less" [1]. Dies gilt insbesondere für Gewichtseinsparungen in der Luftfahrt. Eine noch höhere Relevanz erhält diese Thematik durch die Beschlüsse des sechsten ATAG (Air Transport Action Group)-Summit 2012. Dieser legt fest, dass die Emissionen der Luftfahrt von 2020 an zu stabilisieren und die Netto-Emissionen der Luftfahrt bis 2050 um 50 % im Vergleich zu 2009 zu senken sind [2].

Auch für Airbus Helicopters S.A.S., einer hundertprozentigen Tochter des europäischen Luft-, Raumfahrt-, und Rüstungskonzerns Airbus Group, ist die Effizienz der Produkte ein Kernziel. Für den weltweiten Marktführer bei zivilen und halbstaatlichen (z.B. Polizei, Brandbekämpfung, Grenzschutz, Küstenwache und Rettungsdienste öffentlicher Behörden) Helikoptern steht der Erhalt und Ausbau der Wettbewerbsfähigkeit durch die Missionserweiterung zukünftiger Hubschraubertypen hinsichtlich maximaler Reichweite, maximaler Zuladung und Reisegeschwindigkeit bei hoher Kosteneffizienz im Vordergrund. Durch gewichtsreduzierende Maßnahmen können diese Ziele erreicht werden. Schon heute erreichen die Produkte durch eine fasergerechte Auslegung und Fertigung der Bauteile eine hohe Performance in Relation zum Gewicht. Hohes Gewichtseinsparpotential besteht dagegen noch bei den Fügetechnologien. Durch einen konsequenten Verzicht auf die in aktuellen Helikoptern verwendeten Niettechnologie kann das Strukturgewicht um bis zu 15 % reduziert werden [3]. Der Hubschrauberbau zeichnet sich noch immer durch einen hohen Anteil an nicht automatisierter Arbeit aus. Durch die Steigerung des Automatisierungsgrades kann der durch höhere Werkstoffkosten entstehende Kostennachteil ausgeglichen werden. Mit einem intelligenten Einsatz dieser Werkstoffe, deren Fertigungs- und Fügeprozesse kann ein Kostenvorteil gegenüber aktuellen Produktionsweisen erzielt werden. Eine Optimierung der Fügetechnologie durch einen

reduzierten Oberflächenvorbehandlungsaufwand liefert einen weiteren Beitrag zur Reduktion der Prozesskosten.



Abbildung 1: Airbus Helicopters H145 T2 im Schwebeflug © Airbus Helicopters S.A.S.

Aufgrund des breiteren Spektrums an Fügetechnologien im Vergleich zu duroplasten Faserverbundwerkstoffen (Thermoset Composite - TSC) erfolgt in der vorliegenden Arbeit eine Konzentration auf die thermoplastischen Faserverbundwerkstoffe (Thermoplastic Composite - TPC). Diese ermöglichen durch den Einsatz von adäquaten Fügetechnologien wie dem Schweißen, dieses Potential zu nutzen.

Für den erfolgreichen Einsatz einer Fügetechnologie in der Luftfahrt gilt es, verschiedene Bausteine im Rahmen einer Machbarkeitsstudie zu diskutieren. Dazu müssen anhand definierter Ziele die vorhandenen Fügetechnologien für thermoplastische Faserverbundwerkstoffe analysiert und bewertet, sowie die am besten bewertete Technologie intensiver betrachtet werden. Voraussetzung ist die Untersuchung und Validierung geeigneter Methoden zur Messung der relevanten Parameter. Zudem besteht für eine luftfahrtbezogene Betrachtung die Notwendigkeit der umfassenden experimentellen Untersuchung aller Prozesseinflüsse oder deren modellhaften Abbildung. Die in der Wissenschaft und in anderen Industrien angewandten Prozessvarianten gilt es hinsichtlich luftfahrtspezifischer Anforderungen zu optimieren und deren mechanische Leitungsfähigkeit zu bestätigen. Auch die Anwendbarkeit von luftfahrtüblichen Qualitätssicherungsmethoden ist zu überprüfen und eine Kostenbetrachtung der Technologie durchzuführen.

2 Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit folgt in ihrer Struktur der schrittweisen Annäherung von der theoretischen Betrachtung über die modellhafte Abbildung zur experimentellen Validierung und schließt mit der industriellen Applikation.

Im Einleitungsteil (Kapitel 1) steht die Frage im Vordergrund, wie durch die Verwendung neuer Fügeprozesse im Helikopterbau den Herausforderungen in der Luftfahrt begegnet werden kann. Vor dem Hintergrund der darin thematisierten Herausforderungen werden in Kapitel 3 die Anforderungen an den Fügeprozess abgeleitet. Darauf basierend werden die in der Forschung beschriebenen Verfahren bewertet und das am potentialreichste Verfahren identifiziert. Die noch offenen Fragestellungen, aus welchen sich die Motivation dieser Arbeit deduziert, werden durch die weitere Betrachtung des Stands der Forschung und der Technik abgeleitet. Diese und die daraus resultierende spezifische Zielsetzung werden im folgenden Kapitel 4 beschrieben.

Die mechanische Leistungsfähigkeit der Fügung wird stark von der Temperatur im Schweißbereich beeinflusst. Außerdem hat die Oberflächentemperatur während des Schweißvorgangs große Auswirkungen auf die Oberflächenqualität des Bauteils. Aufgrund der daraus resultierenden hohen Relevanz der Temperaturverteilung in Dickenrichtung beim Induktionsschweißen, auf der in dieser Arbeit der Fokus liegt, wird in Kapitel 5 eine detaillierte theoretische Betrachtung der Temperaturverteilung vorgenommen. Daraus leitet sich deren analytisches Modell ab. Kapitel 6 beschäftigt sich mit der experimentellen Realisierung. Dazu werden die in der Arbeit verwendete Anlagentechnik und die Materialien beschrieben. Zudem betrachtet dieses Kapitel das Messprogramm und die Probekörperherstellung mit dem Ziel der Validierung des Modells, der Diskussion der Temperaturverteilung, der Messsystematik und der Sensibilitätsanalyse. In Kapitel 7 werden die Ergebnisse der Messungen erörtert. Die Übertragung der Ergebnisse auf die industrielle Anwendung erfolgt in Kapitel 8 durch die Definition eines Prozessfensters, die Analyse der mechanischen Festigkeit, eine Sensibilitätsanalyse und eine Kostenbetrachtung. Die Arbeit schließt mit Kapitel 9, in dem die Ergebnisse resümiert werden.

3 Stand des Wissens und der Technik

Wie bereits in der Einleitung erwähnt stellt die Gewichtsreduktion für Luftfahrtunternehmen eine Kernaufgabe dar. Die gewichtstreibende Niettechnologie gilt es, durch den Einsatz innovativer Fügetechnologien abzulösen. Durch die eingehende Studie des bisherigen Forschungsstands wird im Folgenden, eine umfangreiche wissenschaftliche Basis für die theoretischen Diskussionen, die Modellbildung und die experimentellen Untersuchungen geschaffen. Ausgehend von den Anforderungen an den Fügeprozess im Helikopterbau werden verschiedene bekannte Fügeverfahren diskutiert und diese auf Basis der Anforderungen bewertet. Die potentialreichste Technologie wird im weiteren Verlauf ausführlich betrachtet. Für den Induktions-schweißprozess relevante Ausführungen zur Wärmeleitung schließen sich daran an. Das Kapitel schließt mit den Herausforderungen, welche an die Temperaturmessung im elektromagnetischen Feld gestellt werden.

3.1 Anforderungen an den Fügeprozess

In Abhängigkeit von Anwendung und Endprodukt werden an Fertigungsprozesse differierende Anforderungen gestellt. Zusammen mit verschiedenen Experten von Airbus Helicopters wurden dazu die folgenden Anforderungen für den Prozess 'Fügen von thermoplastischen Faserverbundwerkstoffen' identifiziert:

- Nachweisbarkeit
 - Identifikation, Kontrolle und Steuerung aller Prozesseinflussgrößen
 - Definition eines stabilen Prozessfensters
 - Bauteilprüfung
 - Inline Prozesskontrolle
 - Non-Destructive Testing (NDT)-Qualitätssicherung
- Leistungsfähigkeit
 - Direktes prozessbedingtes Zusatzgewicht
 - Keine im Bauteil verbleibenden Materialien, deren Nutzen ausschließlich der Realisierung oder Unterstützung des Fügeprozesses dienen
 - Indirektes prozessbedingtes Zusatzgewicht

- Keine gewichtserhöhenden Designänderungen, deren Nutzen ausschließlich der Realisierung oder Unterstützung des Fügeprozesses dienen
- Hohe Fügefestigkeit
- Keine prozessbedingte Beeinflussung der Oberflächenqualität
- Kosten
 - Geringe Investitionskosten
 - Geringe Investition in Anlagentechnik
 - Geringe Werkzeugkosten
 - Hoher Technologiereifegrad
 - Geringe wiederkehrende Kosten
 - Hoher Automatisierungsgrad
 - Geringer Verbrauch an Hilfsstoffen
 - Geringer Energieverbrauch
 - Geringe Taktzeit
 - Reduktion / Vereinfachung der Prozessschritte
 - Prozessstabilität
 - Ausschuss
 - Nacharbeit

3.2 Fügetechnologien für faserverstärkte Thermoplaste

Zum Fügen faserverstärkter Thermoplaste steht in der Industrie und Forschung eine Vielzahl verschiedener Fügetechnologien zur Verfügung [4]. Wie in Abbildung 2 gezeigt wird, werden diese in die Gruppen: Schweißen, mechanische Verbindungen und Kleben unterteilt [5]. In Abbildung 2 sind alle industriell relevanten Technologien aufgeführt. Zusätzlich werden Spezialanwendungsverfahren beschrieben, welche sich nur für spezifische Bauteile eignen, sowie Technologien in einem sehr frühen Entwicklungsstadium, die nicht in Abbildung 2, aber im Anhang A Bewertung von Technologien zum Fügen thermoplastischer Faserverbundwerkstoffe aufgeführt sind [6, 7].

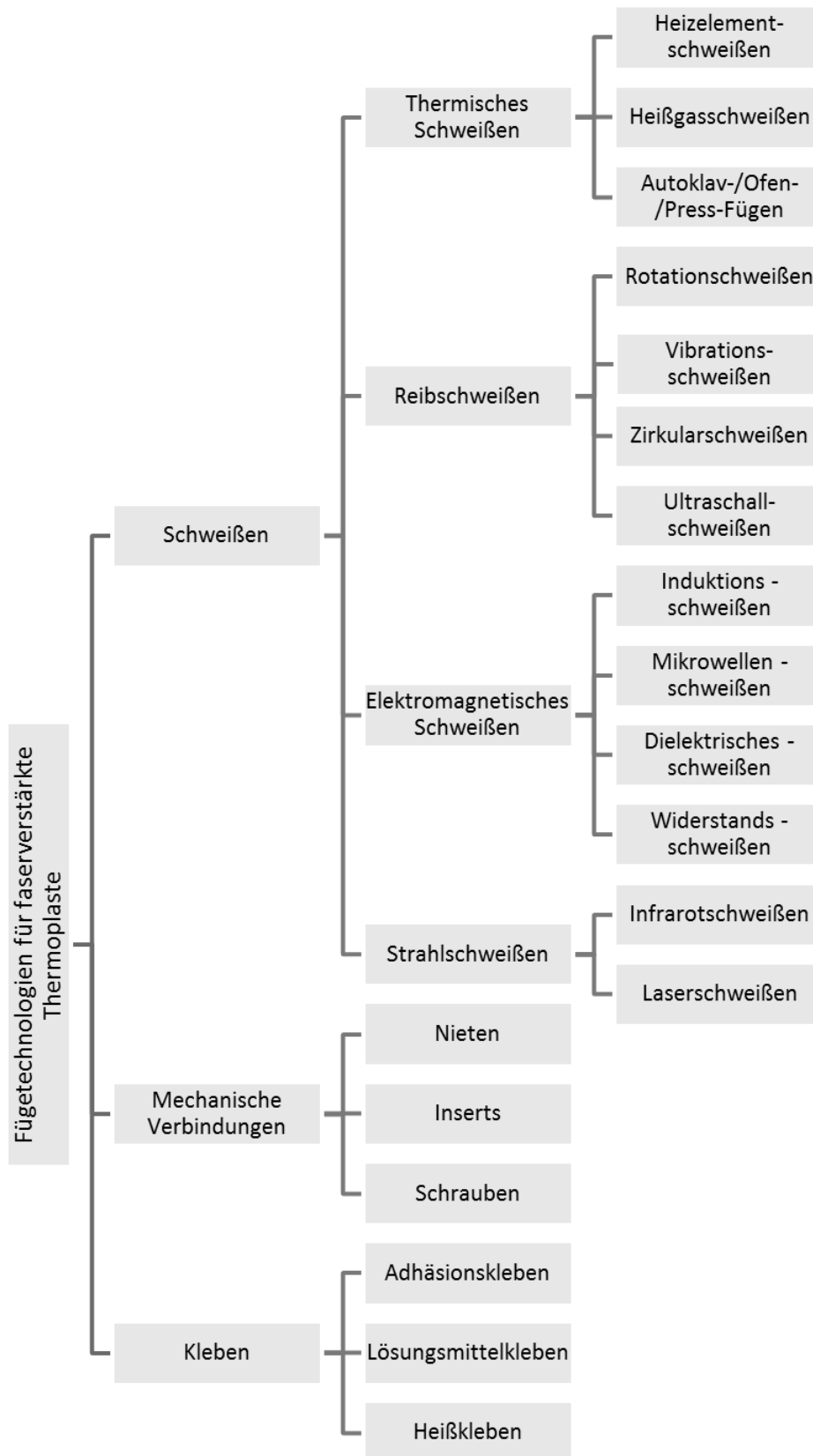


Abbildung 2: gegliederte Zusammenstellung der Fügetechnologien für thermoplastische Faserverbundwerkstoffe (vergleiche [6 bis 37])

Auf Basis der genannten Anforderungen gilt es, die geeignetste Technologie zu identifizieren. Basierend auf Silverman und Griese [16] und in Zusammenarbeit mit verschiedenen Airbus Helicopters Experten werden in dieser Arbeit dreizehn Bewertungs (B)- und Ausschlusskriterien (A) definiert. Diese sind: technologischer Reifegrad (A), Investitionskosten (B), Hilfs- und Fügezusatzstoffe (B), zusätzliche Prozessschritte (B), Taktzeit (B), Energieeffizienz (B), Automatisierbarkeit (B), Eignung für komplexe Geometrien (A), Materialspektrum (A), prozessbedingtes Zusatzgewicht (A), QS-Aufwand (B), Prozessstabilität (A) und Reparierbarkeit (B). In Tabelle 24 (siehe Anhang A Bewertung von Technologien zum Fügen thermoplastischer Faserverbundwerkstoffe) werden alle in Abbildung 2 aufgelisteten Füge-technologien nach den definierten Kriterien bewertet.

Die sechs höchstbewerteten Technologien: das Ofen-Vakuum-Fügen, das Vibrations-schweißen, das Ultraschallschweißen, das Induktionsschweißen, das Widerstandsschweißen, das Infrarotschweißen sowie die Referenztechnologie Nieten werden anschließend in Tabelle 1 detaillierter betrachtet. Weitere hochbewertete Technologien sind das Mikrowellenschweißen, welches durch das prozessbedingte Zusatzgewicht nicht weiter betrachtet wird. Die IMMIs und das Eigenfügen bieten ein hohes Potential, werden allerdings aufgrund der sehr geringen technologischen Reife im weiteren Verlauf der Arbeit nicht berücksichtigt. Das Autoklav-Vakuum-, Ofen-Vakuum- und Press-Fügen zeichnen sich durch ein breites Materialspektrum, hohe Prozessstabilität und durch die hohe geometrische Varianz der möglichen Bauteile aus. Die Nachteile dieser Verfahren sind die hohen Investitionskosten und Takzeiten, sowie die geringe Energie- und Hilfsstoffeffizienz woraus hohe NRC- und RC-Kosten resultieren. Alle mechanischen Füge-technologien widersprechen dem Ziel der Gewichtsreduktion und schließen sich somit aus. Die Klebtechnologien dahingegen zeigen deutliche Nachteile bei den Kriterien Prozessschritte (aufwendige Oberflächenvorbereitung), Taktzeit (Aushärtezeit des Klebstoffs) und Prozessstabilität.

Bei detaillierter Betrachtung der sechs höchstbewerteten Technologien und dem Fügen in Tabelle 1 zeigt sich, dass das Induktionsschweißen, das Widerstandsschweißen und das Infrarotschweißen die geeignetsten Technologien sind. Durch die Einbringung der Energie direkt ins Laminat bei den ersten beiden Technologien weisen diese einen klaren Vorteil gegenüber dem Infrarotschweißen auf. Bei diesem Schweißverfahren wird die thermische Energie von der Oberfläche aus eingebracht.

Dadurch erfolgt zwangsläufig ein Aufschmelzen der Oberfläche, was der Anforderung einer hohen Oberflächenqualität widerspricht. Daher wird diese Technologie nicht weiter betrachtet. Wegen des deutlich höheren technologischen Reifegrads des Induktionsschweißens gegenüber dem Widerstandsschweißen mit Kohlenstoffasernlagen als Heizelemente, erweist sich diese Technologie als die Potentialreichste und wird im Verlauf dieser Arbeit intensiv betrachtet.

Tabelle 1: Vor- und Nachteile ausgewählter Fügeverfahren

Verfahren	Pro	Contra
Ofen-Vakuum-Fügen [5, 16, 38]	<ul style="list-style-type: none"> - Prozesskontrolle - Vollständiges Aufschmelzen - Keine Dekonsolidierung - Hohe Technologiereife - Geringe Materialabhängigkeit 	<ul style="list-style-type: none"> - Hohe RC Kosten (Verbrauchsstoffe; geringer Automatisierungsgrad) - Sehr geringe Prozessgeschwindigkeit - Fügung großer und/oder komplexer Bauteile sehr aufwendig
Vibrations-schweißen [5, 39 bis 41]	<ul style="list-style-type: none"> - Geringe NRC Kosten (keine Verbrauchsmaterialien; Fügezusatzstoffe) - Geringe RC-Kosten - Geringe Materialabhängigkeit 	<ul style="list-style-type: none"> - Prozess schränkt geometrische Freiheit ein - Hoher Werkzeugaufwand - Energierichter
Ultraschall-schweißen [5, 16, 39 bis 42]	<ul style="list-style-type: none"> - Hohe Flexibilität - Geringe NRC Kosten (keine Verbrauchsmaterialien; Fügezusatzstoffe) - Geringe RC-Kosten - Geringe Materialabhängigkeit 	<ul style="list-style-type: none"> - Beschädigung der Faserstruktur während des Prozesses - Energierichter - Dickenbeschränkung - Eignung nur für kleine Schweißbereiche
Induktions-schweißen [5, 31 bis 33, 39, 43 bis 47]	<ul style="list-style-type: none"> - Hohe Flexibilität - Geringe RC Kosten (keine Verbrauchsmaterialien; Fügezusatzstoffe) - Geringe NRC-Kosten - Hoher Technologiereifegrad - Hohe Prozessstabilität - Hoher Automatisierungsgrad - Kein prozessbedingtes Zusatzgewicht (Schweißprozess) 	<ul style="list-style-type: none"> - Prozessparameter stark material- und bauteilabhängig - Hohe Prozesszeit - Gefahr prozessinduzierter thermischer Spannungen

Widerstands- stands- schweißen [16, 39, 42, 48 bis 58]	<ul style="list-style-type: none"> - Hohe Flexibilität - Geringe NRC Kosten (keine Verbrauchsmaterialien; Fügezusatzstoffe) - Geringe RC-Kosten - Geringe Prozesszeiten 	<ul style="list-style-type: none"> - Inhomogene Erwärmung - Metallische Zusatzwerkstoffe verbleiben in der Schweißnaht (Schweißen mit Heizelement) - Geringe technologische Reife (Kohlenstofffasern werden als Heizelement genutzt)
Infrarot- schweißen [5, 16, 39]	<ul style="list-style-type: none"> - Hohe Flexibilität - Geringe NRC Kosten (keine Verbrauchsmaterialien; Fügezusatzstoffe) 	<ul style="list-style-type: none"> - Starke Dekonsolidierung - Hoher Energieaufwand - Geringe Prozesszeit
Nieten [5, 16, 17, 39, 42]	<ul style="list-style-type: none"> - Sehr geringe geometrische Abhängigkeit - Qualifizierter Prozess - Materialunabhängig - Demontage möglich 	<ul style="list-style-type: none"> - Hoher manueller Aufwand - Hohes Zusatzgewicht - Kraftflüsse lokalkonzentriert - Variierende thermischer Expansionskoeffizient von Laminat und Verbindungselementen - Kontaktkorrosion

3.3 Übersicht über das Induktionsschweißen von faserverstärkten Thermoplasten

Durch die Auswertung der bestehenden Fachliteratur im Abgleich mit den Anforderungen an den Fügeprozess wurde das Induktionsschweißen als die potentialreichste Füge-technologie identifiziert. Nun werden die verschiedenen in der Literatur dargelegten Prozessvarianten beschrieben und die geeignetste Variante und deren Eigenschaften näher betrachtet.

3.3.1 Prozessvarianten des Induktionsschweißens

Der Induktionsschweißprozess von TPC wurde in verschiedenen Varianten entwickelt. Die verschiedenen Prozesse unterscheiden sich primär darin, dass sie statisch oder kontinuierlich sind, sowie in der Art der Druckaufbringung, um die Dekonsolidierung des Bauteils während des Erwärmungsprozesses zu verhindern. In Tabelle 2 sind die verschiedenen Varianten des Induktionsschweißprozesses aufgeführt. Aufgrund der geringen RC- und NRC-Kosten, der geringen Taktzeiten und der hohen Prozessflexibilität bezüglich der Nahtgeometrie wird der kontinuierliche Schweißpro-

zess mit einem Roller zur Druckapplikation als die potentialreichste Prozessvariante identifiziert. Die in Tabelle 2 betrachteten Prozessvarianten beschreiben eine Verschweißung ohne Schweißzusatzstoffe, den sogenannten Suszeptoren, die zur besseren induktiven Einkopplung des elektromagnetischen Feldes im Schweißbereich dienen [33]. Alle weiteren Untersuchungen und Weiterentwicklungen basieren auf diesem Prozess.

Tabelle 2: Vor- und Nachteile der verschiedenen Induktionsschweißprozessvarianten

Prozess	Druckaufbringung	Prozessführung	Vorteile	Nachteile
Stempelprozess [59]	Stempel (temporär)	Statisch	<ul style="list-style-type: none"> - Keine Dekonsolidierung des Materials - Kein Aufschmelzen der Oberfläche 	<ul style="list-style-type: none"> - Sehr hohe Taktzeit
Rollerprozess [32, 33, 44, 60, 61]	Roller (temporär)	Kontinuierlich	<ul style="list-style-type: none"> - Geringe Taktzeit - Geringe Werkzeugkosten - Flexibler Prozess - Hoher Automatisierungsgrad 	<ul style="list-style-type: none"> - Aufschmelzen der Oberfläche während des Prozesses - Kurzfristiges Dekonsolidieren
KVE-Prozess [46, 62]	Werkzeug (dauerhaft)	Kontinuierlich	<ul style="list-style-type: none"> - Keine Dekonsolidierung des Materials - Kein Aufschmelzen der Oberfläche 	<ul style="list-style-type: none"> - Hohe Werkzeugkosten - Unflexibler Prozess
Vakuumprozess [63, 64]	Vakuumfolie (dauerhaft)	Kontinuierlich	<ul style="list-style-type: none"> - Keine Dekonsolidierung des Materials - Flexibler Prozess 	<ul style="list-style-type: none"> - Aufschmelzen der Oberfläche - Hoher Prozessaufwand - Hoher Hilfsstoffverbrauch - Hohe Taktzeit

Induktionsschweißprozess mit temporärer Druckapplikation ohne Suszeptoren

Der prinzipielle Prozessablauf beim kontinuierlichen Induktionsschweißen wird in Abbildung 3 gezeigt. Die Fügepartner, zwei kohlenstoffaserverstärkte Lamine werden unter Druckapplikation zueinander positioniert. Anschließend werden die Lamine über die Schmelztemperatur des Thermoplasten erwärmt. Im weiteren

Prozessverlauf werden die durch die Erwärmung dekonsolidierten Lamine unter Druckaufbringung rekonsolidiert und soweit abgekühlt, dass keine erneute Dekonsolidierung einsetzen kann. Beim kontinuierlichen Induktionsschweißen mit temporärer Druckapplikation können fünf Prozessschritte unterteilt werden [32, 44]:

- $Y_0 - Y_1$: Die Fügepartner werden zueinander positioniert und sind noch nicht verschweißt. Durch Wärmeleitung aus anderen Bauteilbereichen findet eine Erwärmung statt.
- $Y_1 - Y_2$: Das elektromagnetische Feld des Induktors induziert einen elektrischen Strom in das Laminat, durch den es sich aufheizt. Die Temperatur überschreitet T_m , allerdings nicht T_{deg} . Durch Verschmelzung beginnen die Thermoplaste der beiden Fügepartner sich zu verbinden.
- $Y_2 - Y_3$: Der Energieeintrag durch induktive Erwärmung ist geringer als die konvektive Kühlung durch die Umgebungsluft. Die Temperatur fällt, allerdings nicht unter T_m .
- $Y_3 - Y_4$: Der Schweißvorgang wird durch ein Rekonsolidieren und Abkühlen unter T_g unter Druckapplikation abgeschlossen.
- $Y_4 - Y_5$: Der Bauteilbereich ist verschweißt und die Temperatur in diesem Bereich liegt unter der Temperatur, welche ein erneutes Dekonsolidieren verhindert (bei teilkristallinen Thermoplasten T_g) und kühlt weiter bis auf Raumtemperatur ab.

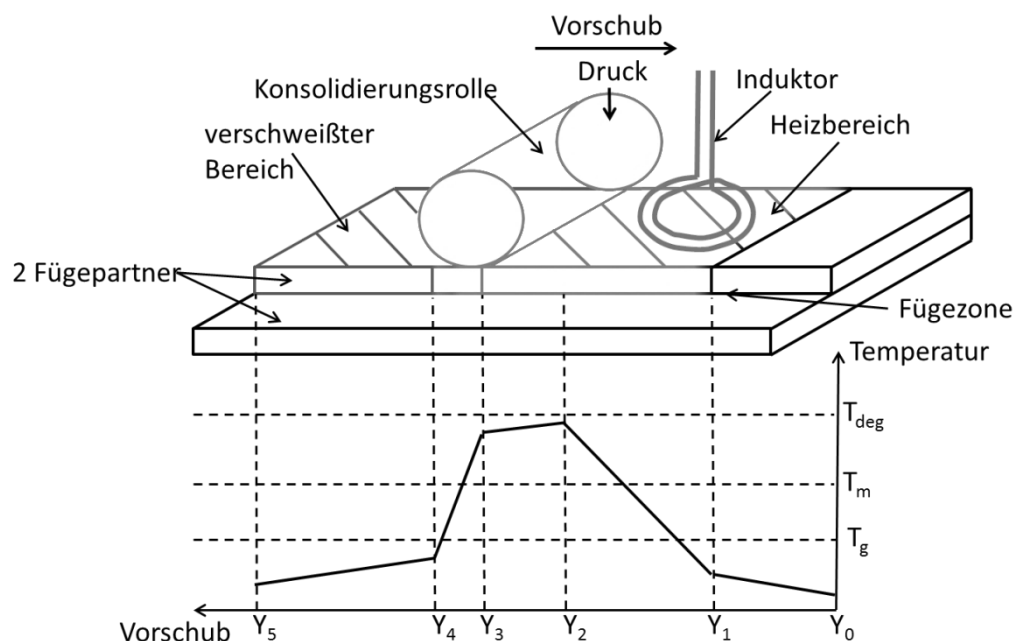


Abbildung 3: Schematischer Aufbau und Temperaturverteilung in der Fügezone beim kontinuierlichen Induktionsschweißprozess [32, 44]

Die erfolgreiche Verwendung der Prozessvariante induktives Fügen ohne prozessbedingtes Zusatzgewicht wurde von Mitschang, Moser und Rudolf [32, 61, 65], Border und Salas [66], Cogswell [67], sowie van Wijngaarden [46] bereits bewiesen. Allerdings verweist Miller insbesondere bei dieser suszeptorlosen Prozessvariante auf die Gefahr des Randeffekts [68]. Dabei steigen die Stromdichte und somit auch die Temperatur im Randbereich der Schweißnaht, insbesondere bei schmalen oder kurzen Schweißnähten, stark an. Dadurch besteht laut Miller die Gefahr der Degradation des Matrixmaterials in den Randbereichen [68]. Mit der Zielsetzung keine Zusatzgewichte durch prozessbedingte Designänderungen stellt dies eine Herausforderung dar. Wie Mitschang [32], Zinn [69, 70], Lin [71] und Miller [68] nachgewiesen haben, kann dieses Ziel durch eine Anpassung der Induktorgeometrie an das Schweißnahtdesign und durch eine damit einhergehende Verringerung oder Vermeidung dieses Effekts erreicht werden. Auch Remijn [72] hat dazu erfolgreiche Untersuchungen am Beispiel einer Luftfahrtstruktur durchgeführt.

3.3.2 Eingangsgrößen, Prozessparameter und physikalische Effekte beim Induktionsschweißen von faserverstärkten Thermoplasten

Die Eingangsgrößen des Prozesses, eingeteilt in die Kategorien Bauteil, Anlagen und Umwelt, sind in Tabelle 3 aufgeführt. Nicht alle diese Parameter werden in der vorliegenden Arbeit genauer betrachtet. Nach Auswertung der Quellen [30 bis 33, 43 bis 47, 68, 70, 71, 73 bis 82] werden Fokussierungen vorgenommen: Die Parameter, welche in vorangegangenen Arbeiten schon ausreichend untersucht wurden oder einen geringen Einfluss auf den Prozess haben, sind nicht Untersuchungsgegenstand. Zudem werden die Parameter, deren Einfluss auf den Prozess im Vergleich zum Untersuchungsaufwand sehr gering ist, nicht genauer betrachtet. Wie in Tabelle 3 aufgezeigt wird sind dies unter anderem die geometrischen Parameter der späteren Bauteile. Bevor eine ausführliche Studie zu kompletten Bauteilen durchgeführt wird müssen die verschiedenen Einflüsse modellhaft abgebildet und an Probekörpern nachgewiesen werden. Die in der vorliegenden Arbeit untersuchten Parameter und deren Einfluss auf den Prozess werden in den folgenden Kapiteln detaillierter beschreiben.

Tabelle 3: Prozessbestimmende Einflussgrößen beim Induktionsschweißen und deren Parameter (grün: im Verlauf der Arbeit näher betrachtet; gelb: in der vorliegenden Arbeit nicht, aber in der Literatur schon betrachtet; rot: in der vorliegenden Arbeit und in der Literatur nicht untersucht [30 bis 33, 43 bis 47, 68, 70, 71, 73 bis 82])

		Bauteil						Anlage					Um- welt
		Material				Geometrie	Oberflächenvorbereitung	Induktionsgenerator	Induktor	Portalroboter	Werkzeug	Konsolidierungsrolle	
		Matrix	Textil	Schweißzusatz-material	Lagenaufbau								
Materialparameter	Dichte	x	x	x	x						x	x	
	elektrische Leitfähigkeit	x	x	x	x						x	x	
	thermische Leitfähigkeit	x	x	x	x						x	x	
	thermische Kapazität	x	x	x	x						x	x	
	magnetische Permeabilität	x	x	x	x						x	x	
	Permittivität	x	x	x	x						x	x	
Prozessparameter	Stromstärke							x					
	Frequenz							x					
	Abstand Induktor - Oberfläche								x				
	Abstand Induktor- Konsolidierungsrolle											x	
	Geschwindigkeit									x			
	Druck											x	
	Anstellwinkel Induktor- Oberfläche								x				
	Temperatur										x	x	x
Geometrische Parameter	Abmaße					x		x		x	x		
	Krümmung					x		x		x	x		
	Toleranzen					x		x		x	x		
Sonstige Einflussparameter							x						

In den folgenden Paragraphen wird das Zusammenspiel der beschriebenen Einflussfaktoren hinsichtlich verschiedener den Induktionsschweißprozess charakterisierender physikalischer Effekte genauer betrachtet. Der Fokus liegt dabei auf der sich einstellenden Temperaturverteilung beim Induktionsschweißen.

Stromdichteverteilung im induktiven Feld

Ein elektrischer Leiter, der sogenannte Induktor, wird von einem Wechselstrom bestimmter Größe und Frequenz durchflossen. Mittels des vom Induktor erzeugten elektromagnetischen Feldes wird die Energie berührungslos auf das sich in unmittelbarer Nähe befindende Werkstück übertragen. Die durch die induzierte Spannung im Werkstück entstehenden Wirbelströme heizen das Werkstück auf. Die Wärme entsteht somit direkt im Werkstück [83]. Das elektromagnetische Feld kann mit Hilfe der Maxwell'schen Gleichungen, welche den Zusammenhang zwischen der elektrischen Feldstärke \vec{E} , der elektrischen Flussdichte \vec{D} , der elektrischen Stromdichte \vec{J} , der magnetischen Flussdichte (magnetische Induktion) \vec{B} , und der magnetischen Feldstärke \vec{H} sowie der Raumladungsdichte φ_R und der Ladung als Q beschrieben werden [84 bis 86]. Unter Berücksichtigung der Annahmen homogener und isotroper Materialien sowie der Voraussetzung quasistationärer Felder, ergeben sich die Maxwell'schen Gleichungen zu den [84, 85] Gauß'schen Gesetzen,

$$\operatorname{div} \vec{D} = \varphi_R \quad (3.1)$$

$$\operatorname{div} \vec{B} = 0 \quad (3.2)$$

zum Farady'schen Gesetz und

$$\operatorname{rot} \vec{E} + \frac{\partial \vec{B}}{\partial t} = 0 \quad (3.3)$$

dem Ampère'schen Gesetz.

$$\operatorname{rot} \vec{H} - \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} = \vec{j} \quad (3.4)$$

Um damit die Berechnung der Stromdichteverteilung im Fall eines von einem Induktor erzeugten Magnetfelds induzierten Stroms durchzuführen, ist es zweckmäßig, eine Differentialgleichung für magnetische Felder

$$\mu_r \mu_0 \frac{\partial \vec{H}}{\partial t} = \frac{1}{\sigma} \Delta \vec{H} \quad (3.5)$$

und eine Differentialgleichung für elektrische Felder

$$\mu_r \mu_0 \frac{\partial \vec{E}}{\partial t} = \frac{1}{\sigma} \Delta \vec{E} \quad (3.6)$$

herzuleiten. Dabei stellt μ_r die Permeabilitätszahl und μ_0 die magnetische Feldkonstante dar. Nach der Berechnung des magnetischen bzw. des elektrischen Feldes lässt sich daraus über das ampère'sche (3. 4) bzw. über das ohm'sche Gesetz die Stromdichte berechnen [87]. Durch Einsetzen des ohm'schen Gesetzes ergibt sich schließlich die Diffusionsgleichung für die Stromdichte, womit eine Berechnung der Stromdichteverteilung möglich ist [87]:

$$\mu_r \mu_0 \frac{\partial \vec{j}}{\partial t} = \frac{1}{\sigma} \Delta \vec{j} \quad (3. 7)$$

Mit einer Spule wird durch induktive Anregung ein alternierender Strom kontaktlos in das Fügeteil eingebracht. Dabei erzeugt ein in z-Richtung ausgerichteter linienförmiger Induktor ein Magnetfeld, das in y-Richtung ausgerichtet ist. Das magnetische Feld führt schließlich zu einem elektrischen Feld in z-Richtung [87]:

$$\vec{H} = \text{Re} \begin{pmatrix} 0 \\ H_y(x) e^{i\omega t} \\ 0 \end{pmatrix} \quad (3. 8)$$

$$\vec{E} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ E_z(x,t) \end{pmatrix} \quad (3. 9)$$

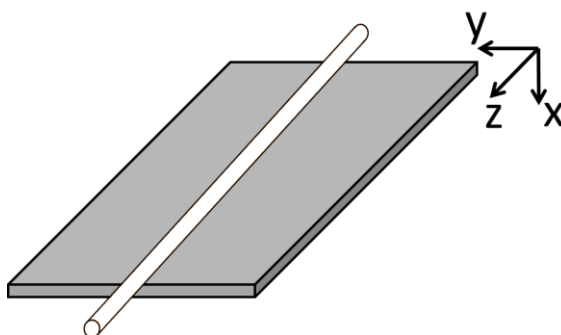


Abbildung 4: Koordinatensystem bei einem linienförmigen Induktor

Dabei gilt laut Wolff [84, 85]

$$\vec{B} = \mu_r \mu_0 \vec{H} \quad (3. 10)$$

Durch Einsetzen von (3. 8) in die Diffusionsgleichung für magnetische Felder (3. 5), ergibt sich die Differentialgleichung

$$\frac{\partial^2 H_y(x)}{\partial x^2} = i\mu_r\mu_0\sigma\omega H_y(x) \quad (3. 11)$$

mit der die Magnetfeldverteilung berechnet werden kann. Wird in (3. 11) die Skintiefe s welche durch

$$s = \frac{1}{\sqrt{\mu_r\mu_0\sigma\pi f}} \quad (3. 12)$$

gegeben ist und die Frequenz f , die als $f = \frac{\omega}{2\pi}$ definiert ist, eingesetzt, vereinfacht sich die Differentialgleichung zu folgender Form [87]:

$$\frac{\partial^2 H_y(x)}{\partial x^2} = \frac{2i}{s^2} H_y(x) \quad (3. 13)$$

Die Lösung dieser Differentialgleichung lautet [87]:

$$H_y(x) = A_1 e^{\frac{\sqrt{2i}x}{s}} + A_2 e^{-\frac{\sqrt{2i}x}{s}} \quad (3. 14)$$

Die Vorfaktoren A_1 und A_2 sowie die Stromdichteverteilung können für einen halbunendlichen Körper und einen endlich dicken Körper bestimmt werden. Laut Merker et al. „versteht man unter einem halbunendlichen Körper einen mit seiner Oberfläche an die Umgebung angrenzenden Körper, der sonst als unendlich ausgedehnt betrachtet werden kann [88]“. Im vorliegenden Fall bedeutet dies, dass der Körper sehr viel dicker ist als die Skintiefe. Für den Fall des endlich dicken Körpers bedeutet dies somit, dass die Skintiefe im Bereich der Dicke des Körpers liegt [87].

Die Verteilung des durch die elektromagnetische Welle in den halbunendlichen Körper induzierten magnetischen Feldes ist in der Tiefe durch (3. 14) gegeben. Dabei muss $A_1 = 0$ sein, da das Magnetfeld im Unendlichen nicht divergieren darf. Mit dem ampère'schen Gesetz (3. 4) kann man das im Körper vorliegende Magnetfeld bestimmen. Mit $A_1 = 0$ ergibt sich, dass das Magnetfeld an der Oberfläche des Körpers gleich $H_y(0) = A_2 = H_0$ ist [87]. Damit vereinfacht sich (3. 14) zu

$$H_y(x) = H_0 e^{-\frac{\sqrt{2i}x}{s}} \quad (3. 15)$$

Wird (3. 15) mit (3. 8) und mit dem zeitlichen Entwicklungsterm $e^{i\omega t}$ erweitert und davon der Realteil betrachtet, ergibt sich die zeitliche Verteilung des Magnetfeldes in der Tiefe in einem halbunendlichen Körper. Nach der Anwendung des ampère'schen Gesetzes (3. 4) ergibt sich die Stromdichteverteilung [87]

$$j_z(x,t) = \frac{\sqrt{2}}{s} H_0 \operatorname{Re} \left(e^{\frac{i\pi}{4}} e^{\frac{\sqrt{2}ix}{s}} e^{i\omega t} \right) \quad (3.16)$$

Im Vergleich zu Körpern mit unendlicher Dicke gilt bei Körpern, deren Dicke im Bereich der Skintiefe liegt $A_1 \neq 0$. Für das elektrische und magnetische Feld lassen sich die Unbekannten in (3.14) mit der Randbedingung $H_y(0,t) = H_0$ und den vier Bestimmungsgleichungen bei $x=0$ bzw. $x=d$ auf das Magnetfeld auf der Oberfläche des Körpers H_0 reduzieren. Damit kann die Magnetfeldverteilung bestimmt werden. Die Stromdichteverteilung wird wie im Fall des halbusendlichen Körpers durch Anwendung des ampère'schen Gesetzes (3.4) auf das bestimmte Magnetfeld berechnet [87].

$$j_z(x,t) = \frac{H_0}{s} \operatorname{Re} \left[\sqrt{2i} \left(\frac{e^{-\frac{\sqrt{2}ix}{s}}}{1 - e^{-\frac{\sqrt{2}2d}{s}}} - \frac{e^{\frac{\sqrt{2}ix}{s}}}{1 - e^{\frac{\sqrt{2}2d}{s}}} \right) e^{i\omega t} \right] \quad (3.17)$$

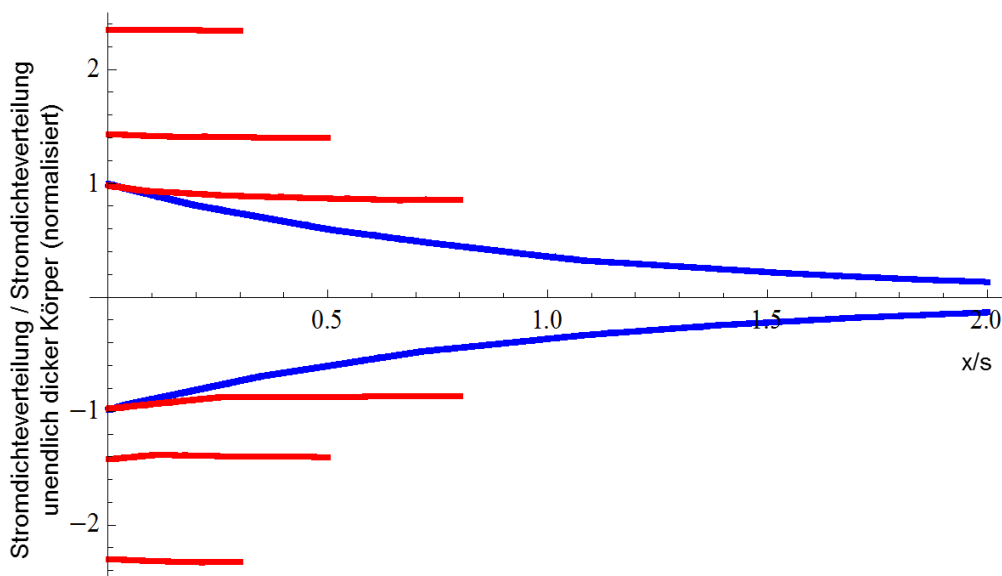


Abbildung 5: Einhüllende der Stromdichteverteilung für Körper einer Dicke, welche unendlicher (blau), 0,8-facher, 0,5-facher, und 0,3-facher Skintiefe entspricht

Der in der Literatur beschriebene exponentielle Abfall der zeitlich variierenden Stromdichte- bzw. Magnetfeldverteilung [5, 31 bis 33, 39, 43 bis 47], ist an der Einhüllenden von (3.16) zu sehen. Dies zeigt auch Abbildung 5 für unendlich dicke Körper. Bei einem Vergleich von (3.17) mit (3.16) zeigt sich, dass der Term $e^{-\frac{\sqrt{2}ix}{s}}$

enthalten ist. Dieser entspricht einer von der Vorderseite des Körpers eindringenden Welle. Der Term $e^{\sqrt{2i} \frac{x}{s}}$ ist dagegen nur in (3. 17) im Falle eines endlich dicken Körpers enthalten. Dieser entspricht einer von der Rückseite des Körpers reflektierten Welle. Wie in Abbildung 5 ersichtlich, führt diese Reflektion der Welle für Körper, die dünner als die Skintiefe sind, zu einem Anstieg der Stromdichte sowohl an der Rückseite als auch an der Vorderseite [87]. Mit sinkender Dicke steigt die Stromdichte somit weiter an. Bei dünner werdenden Körpern nähert sich die Stromdichteverteilung in Dickenrichtung der Stromdichteverteilung in unendlichen Körpern an.

Zeitabhängige induktive Erwärmung

Wird ein Leiterstück mit dem Widerstand R von einem Strom I durchflossen, wird die Leistung P in Wärme umgewandelt [87]

$$P = I^2 R \quad (3. 18)$$

Der Strom I wird dabei aus der Querschnittsfläche des Leiters A_f , der Stromdichte j und dem Widerstand eines Leiters aus dessen Länge l und der Querschnittsfläche sowie dem spezifischen elektrischen Widerstand φ berechnet [86, 87, 89].

$$I = jA_f \quad (3. 19)$$

$$R = \varphi \frac{l}{A_f} = \frac{1}{\sigma} \frac{l}{A_f} \quad (3. 20)$$

Die Wärmekapazität des Leiterstücks C hängt dabei von der spezifischen Wärmekapazität c , dem Volumen V und der Dichte φ_D des Leiters ab, sowie von der Wärmemenge $Q(t)$, welche sich aus der Leistung und somit aus dem Strom, der in der Zeitspanne t durch den Leiter fließt, errechnet [86, 87, 89].

$$C = c\varphi_D V \quad (3. 21)$$

$$Q(t) = P \cdot t \quad (3. 22)$$

Durch Einsetzen von (3. 19), (3. 20), (3. 21) und (3. 22) in (3. 18) ergibt sich somit eine Erwärmung ΔT pro Zeiteinheit t [86, 87, 89].

$$\Delta T(t) = \frac{Q(t)}{C} = \frac{j^2 \varphi (\Delta T) t}{c \varphi_D (\Delta T)} \quad (3. 23)$$

Die Erwärmung hängt somit von der spezifischen Wärmekapazität c , der Dichte ρ_D , dem spezifischen elektrischen Widerstand φ , der Stromdichte j und der Zeit t ab [86, 87, 89].

Elektrische Widerstände des Laminats beim Induktionsschweißen

Der elektrische Widerstand bei der induktiven Erwärmung eines kohlenstofffaserverstärkten Materials setzt sich aus drei Effekten zusammen: Der Fasererwärmung, der Kontakterwärmung und der dielektrischen Erwärmung.

- Fasererwärmung

Den dominierenden Effekt bei Laminaten mit einer ausreichenden Konsolidierung stellt in der Regel die Fasererwärmung dar. Dabei fällt über die Länge der Fasern die Spannung ab. Somit sind die Länge der Faser l_f , die Querschnittsfläche A_f , der Strom und der spezifische Widerstand φ_f die dominierenden Faktoren. Somit ergibt sich folgender Widerstand [32, 44, 78, 82, 90]:

$$R_f = \varphi_f \frac{l_f}{A_f} \quad (3.24)$$

- Kontakterwärmung

In einem Laminat, in dem sich die Kohlenstofffasern berühren springt der Strom von einer Faser zur nächsten um einen Stromkreis aufbauen zu können. Dabei muss der Strom einen Widerstand überwinden, der einen weiteren Effekt bei der Erwärmung darstellt. Der Widerstand entspricht dem Widerstand des Kontaktwiderstandes [82]

$$R_f = R_K \quad (3.25)$$

- Dielektrische Erwärmung

Bei einer schlechten Konsolidierung und einem daraus resultierenden geringeren Faserkontakt ist noch eine dritte Widerstandsart zu betrachten: Der dielektrische Widerstand. Dieser ist durch eine Kondensatorwirkung zu erklären, wenn sich zwei Fasern nicht berühren und diese durch die Matrix getrennt werden. Dieser ist definiert als [82]

$$R_D = \frac{\pi h_f}{\omega \varepsilon_0 \varepsilon_R \tan(\delta) A_f} \quad (3.26)$$

Somit ergibt sich für den elektrischen Widerstand eines kohlenstofffaserverstärkten Thermoplasten R [82]

$$R = R_f + R_K + R_D \quad (3. 27)$$

Temperaturverlauf in Dickenrichtung bei der induktiven Erwärmung

Zur Definition eines stabilen Prozessfensters beim Induktionsschweißen gilt es, alle Parameter über den kompletten Temperaturbereich bestimmen oder messen zu können. Auch beim Induktionsschweißen ist insbesondere die Temperaturverteilung der entscheidende Faktor. Durch den zuvor beschriebenen Abfall der Wärmequellendichte mit steigendem Abstand zum Induktor fällt auch die ins Laminat eingebrachte Energie von der Oberfläche an in Laminatrichtung ab [30]. Ob sich bei der induktiven Erwärmung in Laminatdickenrichtung eine homogene Temperaturverteilung einstellt, oder deren Verlauf durch den exponentiellen Abfall der Stromdichteverteilung bestimmt wird, ist in der Forschung umstritten. Die Temperaturverteilung in Dickenrichtung (des Bauteils) wird daher in verschiedenen Ansätzen und Theorien, welche in Tabelle 4 aufgeführt sind, diskutiert. Es zeigt sich, dass sich die in der Literatur beschriebenen Temperaturverläufe teilweise stark unterscheiden. So werden diese als homogen [44, 68], linear abfallend [65], parabolisch [91] und als in Abhängigkeit des Laminatdicken-Skintiefen-Verhältnisses in Dickenrichtung ansteigend beschrieben [87]. Allerdings unterscheiden sich, wie gezeigt wird, auch die Frequenzen, Messmethoden, Materialien und Bauteildicken bei den verschiedenen Quellen. Bei der Vorbereitung einer Luftfahrtqualifikation gilt es daher, eines der Modelle zu validieren oder gegebenenfalls ein neues Modell zu entwickeln. Durch dieses Vorgehen wird die Möglichkeit einer Prozessparameterdefinition gegeben. Unabhängig von den in der Literatur beschriebenen Temperaturverläufen wird mit der in dieser Arbeit untersuchten Variante des Induktionsschweißens die von Airbus Helicopters geforderte Oberflächengüte in bisherigen Arbeiten meist nicht erreicht (siehe Abbildung 6). Dies wird auch von Moser [65] bestätigt, der sich dieser Thematik erstmals angenommen hat. Durch das Aufschmelzen der Oberfläche während des Schweißens und durch die anschließenden mechanischen Belastungen durch das Überrollen des aufgeschmolzenen Bereichs mit der Konsolidierungsrolle reduziert sich der Matrixgehalt an der Oberfläche, da die Matrix in den Randbereichen herausgepresst wird und sich so das Profil des Gewebes an der Oberfläche abzeichnet. Bei Unidirektionalen (UD)-Laminaten (aus UD-Tapes) werden, insbesondere bei einer Schweißrichtung senkrecht zur Faserrichtung, die Fasern der oberen Lage onduliert.

Tabelle 4: Vergleich verschiedener Theorien zur Stromdichte-/Temperaturverteilung in Dickenrichtung beim induktiven Erwärmen und sinnvoller bzw. notwendiger Grenzen und Größen (D = Laminatdicke; s = Skintiefe)

Theorie	Frequenz [kHz]	Messmethode	Material	Bauteildicke (im Verhältnis zur Skintiefe)	Temperaturverteilung (theoretisch)
Miller [68]	450	Schmelzpunkt dreier gestapelter Lamine	PEEK / APC-2 Kohlenstofffaser-Tape; $[0^\circ; +45^\circ; -45^\circ; 90^\circ]_{6s}$	4,2 mm (0,26 D/s)	Homogen
Rudolf [44]	650-1000	Thermografie	PPS / Kohlenstofffaser Satin	2 mm (0,43 D/s)	Homogen
Vrana [87]	360	Thermografie	Nickellegierung	5 μ m (0,25 - 2 D/s)	Ansteigende Temperatur mit abfallender Materialdicke für $0 < D < 4 * s$ bzw. homogene Temperaturverteilung für $D < s$
Moser [65]	400	Thermografie	PEEK and PPS; CF Satin 5H, 3k, 285 g/m ²	2 mm (0,43 D/s)	Linearer Abfall von der dem Induktor zugewandten Seite zur Unterseite
Iwashita [91]	150000	Nur Simulation	Kupferfolie	5 μ m (0,92 D/s)	Parabolisch für $D < s$

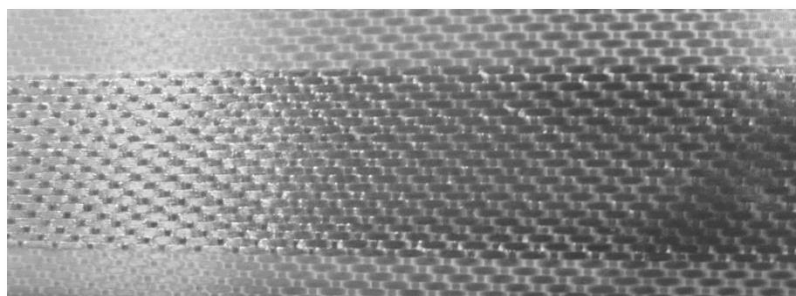


Abbildung 6: Oberfläche nach induktiver Verschweißung

Durch eine Optimierung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung sollen diese Effekte allerdings vermieden werden. Dazu existieren in der Literatur verschiedene Ansätze. Zum einen besteht die Möglichkeit, durch eine maximale Energieeinbringung in den definierten Bereichen, ein Temperaturmaximum zu erzielen, zum anderen kann durch einen gesteigerten Energieabfluss (Kühlung) an den Oberflächen die Temperatur im Schweißbereich maximiert werden [65, 72].

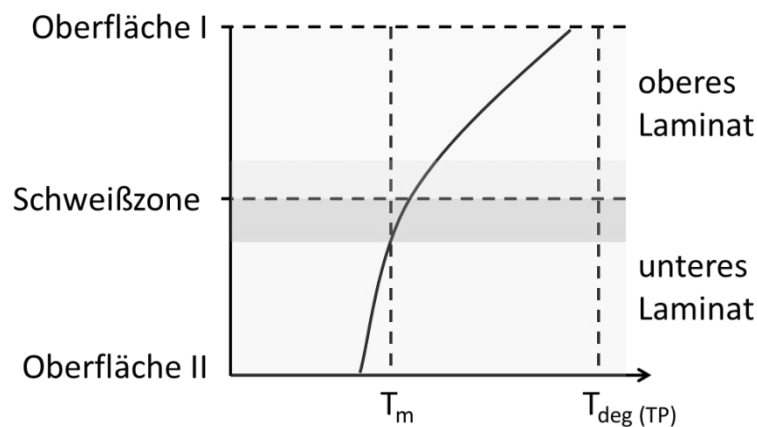


Abbildung 7: Angestrebter Temperaturverlauf in einer Schweißprobe

Zur Optimierung des Temperaturverlaufs werden in der Forschung verschiedene Ansätze beschrieben. Sie konzentrieren sich auf eine Maximierung der Energieeinbringung im Schweißbereich oder auf die Reduktion der Temperatur an der Oberfläche durch Kühlung. Die folgenden Ansätze werden in der Forschung beschrieben:

- **Optimierter Lagenaufbau**

Wie in Kapitel 3.3.2 beschrieben, müssen für eine effiziente Energieeinkopplung Faserkreuzungen im Laminat vorliegen. Bei tapegelegten Strukturen kann im Induktor zugewandten Bauteil ein unidirektionaler Lagenaufbau gewählt und somit die Energieeinkopplung reduziert werden. Ab dem Schweißbereich wird ein nicht-unidirektionaler Laminataufbau verwendet. Dadurch erwärmt sich dieser Bereich stärker als die Bereiche mit unidirektionalem Lagenaufbau [74].

- **Elektrische Isolierung der Lagen in definierten Bereichen**

Die Reduktion der Energieeinkopplung kann auch durch die Isolation einzelner unidirektionaler Lagen zueinander realisiert werden. Bei Strukturen, welche aus unidirektionalen Lagen aufgebaut sind, können dazu die einzelnen Lagen durch

das Einbringen von zusätzlichen Folienschichten in dem Induktor zugewandten Bauteil voneinander isoliert werden. So wird die Energieeinkopplung in diesem Bereich reduziert. Im Schweißbereich findet keine Isolierung statt, wodurch dieser sich deutlich stärker erwärmt als die anderen Bereiche [92].

- **Suszeptoren im Schweißbereich**

Durch die Einbringung von Suszeptoren (Materialien, welche sich im elektromagnetischen Feld stärker erwärmen als die verwendeten TPC-Lamine), im Schweißbereich kann die Temperatur in diesen Bereichen maximiert werden [93, 94].

- **Kühlen der Oberfläche mit Druckluft**

Die Oberfläche des Bauteils wird während des Schweißprozesses durch einen Druckluftstrom gekühlt, die Temperatur an der Oberfläche reduziert und somit die Energieeinbringung im Schweißbereich maximiert. Dazu wurden von Moser [65] Untersuchungen durchgeführt, bei denen durch Kühlen der Oberfläche mit Druckluft Verschweißungen ohne Aufschmelzen der Oberfläche möglich waren [65].

- **Kühlen der Oberfläche mit einem Feststoff**

Die Oberfläche des Bauteils ist während des Schweißprozesses in Kontakt mit einem für das elektromagnetische Feld transparenten, wärmeleitenden Feststoff. Durch diesen gekühlt, wird die Temperatur an der Oberfläche reduziert und somit die Energieeinbringung im Schweißbereich maximiert [72]. Untersuchungen von Remijn [72] haben die Anwendbarkeit dieses Verfahrens mit Aluminiumnitrid zur Kühlung der Oberfläche und Druckapplikation bestätigt.

Healing und Konsolidierung beim Schweißen von Thermoplasten

Der eigentliche Fügevorgang der Thermoplaste beim Schweißen wird durch verschiedene Mechanismen und Modelle beschrieben. Laut Ageorges und Ye [5], Norpoth [95] sowie Gutowski [96 bis 98] sind dies der Matrixfluss, Netzwerkdeformationen, intimer Kontakt und AutohäSION. Durch den geringen Matrixfluss und die geringe Faserdeformation dominiert beim Induktionsschweißen das sogenannte Healing [5]. Der Healing-Prozess gliedert sich laut Wool und O'Connor [99, 100] in fünf Schritte: Oberflächenneuanordnung (1), Oberflächenannäherung (2), Benetzung (3), Diffusion (4) und Randomisierung (5). Bei Schritt 1 sind beide Oberflächen noch

komplett voneinander getrennt [5]. Die Schritte 2 und 3 werden vom Modell des intimen Kontakts beschrieben [101]. Bei diesem Modell wird die Rauheit der Oberfläche durch verschiedene Rechtecke und den zugehörigen Parametern modelliert [102]. Unter Berücksichtigung des Massenerhaltungsgesetzes und der Annahme eines laminaren Flusses kann der Umfang des Matrixflusses in der Fügezone, welcher als intimer Kontakt definiert ist, bestimmt werden [103]. Ab dem vierten Schritt sind alle Hindernisse zwischen beiden Körpern beseitigt und die Molekülketten können sich frei bewegen. Diese Phase wird mit dem Autohäsions-Modell beschrieben [5, 104]. In diesem Modell werden die Molekülketten durch Röhren, welche einer spiralförmigen Kette ähnlich sind, formbegrenzt. Die Röhren stellen Begrenzungen für die lateralen Bewegungen der Monomere dar. Durch Brown'sche Bewegung der freien Kettenenden aus der Röhre hinaus und wieder hinein verliert sich die ursprüngliche Lage der Ketten und sie ordnen sich neu an [99, 100, 105]. Während des Healing-Prozesses bildet sich eine mechanische Festigkeit zwischen beiden Körpern aus. Nach der Abkühlung unter die Glasübergangstemperatur hat somit eine Fügung stattgefunden [99, 100].

Fügefestigkeit beim Induktionsschweißen von faserverstärkten Thermoplasten

Aus dieser Verbindung der Thermoplaste im Zwischenbereich zweier Lamine resultiert die Festigkeit einer Fügung. Für den Induktionsschweißprozess wurde diese Fügefestigkeit in der Literatur meist an Single-Lap-Shear (LSS)-Proben untersucht. Unter anderem haben Schwartz [106], sowie Border und Salas [66] eine im Vergleich zu anderen Prozessen hohe Scherfestigkeit nachgewiesen. In diesen Untersuchungen konnten Scherfestigkeiten beim Single-Lap-Shear-Test bei CF/PEEK-Laminaten von bis zu 44 MPa für induktiv verschweißte Probekörper erreicht werden. Allerdings wurden beispielsweise von Todd [17] mit 33 MPa oder Cogswell [67] mit 31 MPa auch geringere Festigkeiten gemessen. Im Vergleich zu anderen Fügeverfahren wie dem Kleben 19-42 MPa, dem Widerstandsschweißen 34 MPa, dem Ultraschallschweißen 15-35 MPa oder dem mechanischen Fügungen 17-28 MPa, zeigt das Induktionsschweißen allerdings stets hohe Festigkeiten auf [16, 17]. Aufgrund der Abweichungen der Scherfestigkeiten von induktiv verschweißten CF/PEEK-Laminaten von über 50 % in der Literatur gilt es, diese allerdings in der vorliegenden Arbeit noch einmal zu untersuchen.

Tabelle 5: Vergleich der Scherfestigkeiten in Abhängigkeit der Fügeart, des Materials und der Zusatzmaterialien

Fügeart	Material	Scherfestigkeit	Zusatzmaterial	Referenz
Induktionsschweißen	CF/PEEK	48 MPa	Keine	[106]
Induktionsschweißen	CF/PEEK	44 MPa	PEEK-Folie	[66]
Induktionsschweißen	CF/PEEK	31 MPa	Keine	[67]
Induktionsschweißen	CF/PEEK	27 MPa	Keine	[66]
Induktionsschweißen	CF/PEEK	33 MPa	PEEK-Folie	[17]
Kleben	CF/PEEK	19 – 42 MPa	FM 300 (3M)	[16]
Widerstandsschweißen	CF/PEEK	34 MPa	Metallisches Gitter	[17]
Ultraschallschweißen	CF/PEI	35 MPa	PEEK-Folie	[17]
mechanisches Fügen	-	17 – 28 MPa	Nieten und FM 300	[16, 17]

Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit beim Schweißen von faserverstärkten Thermoplasten auf die Fügefestigkeit

Beim Kleben von duroplasten Verbundwerkstoffen wird die Festigkeit der Fügung stark von der Oberflächenvorbereitung bestimmt. Daher ist dieser Prozessschritt beim Kleben mit einem hohen Ressourcenaufwand verbunden [16, 107]. Zudem ist das Zeitfenster beim Kleben nach der Oberflächenvorbereitung sehr klein, was die Kosten bei der industriellen Anwendbarkeit weiter erhöht [41]. Auch die Prozesskontrolle bei der Oberflächenvorbereitung gestaltet sich im industriellen Umfeld schwierig [17]. Dahingegen ist laut Todd [17] der Einfluss der Oberflächenvorbereitung auf die Fügung beim Schweißen von faserverstärkten Thermoplasten deutlich geringer. Durch eine saubere und leicht angeraute Oberfläche kann beim Schweißen die maximale Fügefestigkeit erreicht werden [17]. Durch die geringe Basis dieser Annahmen gilt es, auch dies noch einmal für diesen Prozess und die verwendeten Materialien zu verifizieren.

Wärmeenergie

Laut Tipler [108], „steigt im Allgemeinen die Temperatur wenn einem Körper Wärmeenergie zugeführt wird“. Die für einen Temperaturanstieg

ΔT notwendige Energie Q_W kann mit der Masse des Körpers m und der spezifischen Wärme c berechnet werden:

$$Q_W = mc\Delta T \quad (3. 28)$$

Wärmeleitung durch Konduktion

Laut VDI-Wärmeatlas [109] kann die konduktive Wärmeleitung \dot{Q}_{Ka} für homogene Materialien mit der spezifischen Wärmeleitung λ_w , der Fläche A_w , und dem Temperaturgradienten $\frac{dT}{dx}$ beschrieben werden, wobei dx die Richtung des Wärmeflusses angibt. Dies gilt auch innerhalb des Faserverbundkunststoffes während des induktiven Schweißprozesses, wenn ein stationärer Zustand und eine konstante Wärmeleitung angenommen werden.

$$\dot{Q}_{Ka} = -\lambda_L A_w \frac{dT}{dx} \quad (3. 29)$$

Thermischer Kontaktwiderstand bei Kunststoffen

Bei der Wärmeleitung zwischen zwei idealisierten Feststoffen, welche in Kontakt zueinander sind, wird von einem stetigen Wärmeübergang ausgegangen [109]. In realen Werkstoffen berühren sich die Oberflächen bedingt durch deren Rauheit nur teilweise. Daher muss in Kontaktbereichen ein thermischer Kontaktwiderstand eingeführt werden. Dieser wird mit dem Anpressdruck, der Kontaktfläche, der Rauheit, der Mikrohärtigkeit (nach Vickers), der thermischen Leitfähigkeit der Werkstoffe, der Anzahl der Kontaktpunkte pro Flächeneinheit, dem Radius der Kontaktflächen, dem Spaltmedium und der Verteilung des Rauheitsprofils berechnet [110]. Dazu existiert das plastische Modell nach Cooper, Mikic und Yovanovich [110], das elastische Modell nach Mikic [111], das asymptotisch elastische Modell nach Bush, Gibson und Thomas [112] und das elasto-plastische Modell nach Sridhar und Yovanovich [113, 114]. Die Modelle wurden durch Sridhar und Yovanovich [115], sowie durch Gibbins [116] verglichen. Das elasto-plastische Modell beschreibt den Kontaktwiderstand R_{th} mit der Oberflächenrauheit σ_c , der Kontaktdehnung ϵ_c^* , den Wärmeleitfähigkeiten der Laminate 1 und 2 λ_{L1} ; λ_{L2} , dem Anpressdruck P_c und der Oberflächenkontakthärte H_{ep}

$$R_{th} = \frac{2\sqrt{2\pi} \sigma_c \left(1 - \frac{\left[1 + \left(\frac{6,5}{\epsilon_c^*} \right)^2 \right]^{0,5}}{\sqrt{2 \left[1 + \left(\frac{13}{\epsilon_c^*} \right)^{0,5} \right]^{1,2}}} \cdot \operatorname{erfc} \left(\frac{\lambda_c}{\sqrt{2}} \right) \right)^{1,5}}{\frac{2\lambda_{L1}\lambda_{L2}}{\lambda_{L1} + \lambda_{L2}} m_c \frac{\left[1 + \left(\frac{6,5}{\epsilon_c^*} \right)^2 \right]^{0,5}}{\sqrt{\left[1 + \left(\frac{13}{\epsilon_c^*} \right)^{0,5} \right]^{1,2}}} \exp \left(\frac{-\lambda_c^2}{2} \right)} \quad (3.30)$$

$$\lambda_c = \sqrt{2} \operatorname{erfc}^{-1} \left(\frac{2P_c \left[1 + \left(\frac{13}{\epsilon_c^*} \right)^{0,5} \right]^{1,2}}{\left[1 + \left(\frac{6,5}{\epsilon_c^*} \right)^2 \right]^{0,5} H_{ep}} \right) \quad (3.31)$$

und zeigt dabei die besten Ergebnisse für den Kontakt zwischen Polymeren und Polymeren [113]. Der thermische Kontaktwiderstand R_{th} ergibt sich mit der Kontaktfläche A_W , der Temperaturdifferenz dT und der konduktiven Wärmeleitung bei Kontaktwiderstand \dot{Q}_{KdR} zu [116]:

$$R_{th} = \frac{A_W dT}{\dot{Q}_{KdR}} \quad (3.32)$$

Wärmeleitung durch Konvektion

Die konvektive Wärmeleitung \dot{Q}_{Kv} kann im stationären Zustand mit dem Wärmeübergangskoeffizienten α , der Fläche A_W und der Temperaturdifferenz dT berechnet werden [109]:

$$\dot{Q}_{Kv} = \alpha A_W dT \quad (3.33)$$

dabei ergibt sich α zu

$$\alpha = \frac{Nu \lambda_G}{L} \quad (3.34)$$

mit der Nusselt-Zahl Nu , dem Wärmeübergangskoeffizienten des λ_G Gases und der charakteristischen Länge L [109]. Für die konvektive freie Wärmeleitung einer horizontalen Platte gilt laut VDI-Wärmeatlas für die Oberseite [109]

$$Nu = 0.766 \left[Ra \cdot \left[1 + \left(\frac{0.322}{Pr} \right)^{\frac{11}{20}} \right]^{-\frac{20}{11}} \right]^{\frac{1}{5}} \quad (3.35)$$

und für die Unterseite [109]

$$Nu = 0.6 \left[Ra \cdot \left[1 + \left(\frac{0.492}{Pr} \right)^{\frac{9}{16}} \right]^{-\frac{16}{9}} \right]^{\frac{1}{5}} \quad (3.36)$$

Mit der Prandtl-Zahl Pr und der Rayleigh-Zahl Ra , welche definiert ist als

$$Ra = \frac{g_e L^3 \beta (T_o - T_l)}{\kappa \eta} \quad (3.37)$$

mit der Erdbeschleunigung g_e , der kinematischen Viskosität η , der Temperaturleitfähigkeit κ , dem isobaren Wärmeausdehnungskoeffizienten β , sowie der Umgebungstemperatur T_l , und der Oberflächenlaminattemperatur T_o . Die charakteristische Länge berechnet sich bei quadratischen Körpern aus der Probenlänge l_l und -breite l_b

$$L = \frac{l_l l_b}{2(l_l + l_b)} \quad (3.38)$$

Bei Prallströmungen mit Druckluft kann laut Hofmann [117] die Abhängigkeit der Nusselt-Zahl von der Prandtl-Zahl nach Schlünder und Gnielinski [118] übernommen werden. Die beschriebene Abhängigkeit wurde von Shi [119, 120] in numerischen Untersuchungen mit unterschiedlichen Fluiden bestätigt. Der beschriebene Zusammenhang wird für die flächengemittelte Nusselt-Zahl beschrieben durch:

$$Nu = Pr^{0,42} (Re^3 + 10Re^2)^{0,25} 0,055 \cdot \frac{e^{-0,025 \left(\frac{z}{d_k} \right)^2} - 1}{-0,025 \left(\frac{z}{d_k} \right)^2} \quad (3.39)$$

Die Gleichung ist gültig im Bereich:

$$\begin{aligned} 14000 < Re < 232000 \\ 0,5 < \frac{x_k}{d_k} < 16 \\ 0 < \frac{z}{d_d} < 8 \end{aligned} \quad (3.40)$$

Allgemein hat laut Gnielinski [121] die Korrelation für parallel zur Oberfläche überströmte Platten folgende Form:

$$Nu_l = \sqrt{Nu_{l,turb}^2 + Nu_{l,lam}^2} \quad (3.41)$$

mit

$$Nu_{l,lam} = 0.664 \sqrt{Re} \sqrt[3]{Pr} \quad (3.42)$$

und

$$Nu_{l,turb} = \frac{0.037 Re^{0.8} Pr}{1 + 2.443 Re^{-0.1} \left(Pr^{\frac{2}{3}} - 1 \right)} \quad (3.43)$$

Die Gleichungen sind gültig im Bereich:

$$\begin{aligned} 10 < Re < 10000000 \\ 0,5 < Pr < 2000 \end{aligned} \quad (3.44)$$

Die Stoffwerte sind dabei bei mittleren Temperaturen des Fluids einzusetzen, wobei hierbei prallströmungsspezifische Parameter wie der Abstand zum Staupunkt vernachlässigt werden. Die Strömung wird nur in einem Punkt betrachtet, da sich die Parameter mit der Entfernung zum Staupunkt stetig ändern. Die Reynoldszahl Re wird dabei laut Herbert et al. [122] durch die kinematische Viskosität η , die Strömungsgeschwindigkeit v , die Dichte ρ_D und die charakteristische Länge θ berechnet:

$$Re = \frac{\rho_D v \theta}{\eta} \quad (3.45)$$

Wärmestrahlung zwischen zwei Körpern

Der Wärmestrom \dot{Q}_S bei Wärmestrahlung ist linear abhängig von der Stefan-Boltzmann-Konstante $\sigma_{SB} = 5,6704 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$, dem Emmissionsgrad ζ , der Oberfläche des Körpers A_W und biquadratisch von der Temperatur des Körpers T [123].

$$\dot{Q}_S = \sigma_{SB} \zeta A_W T^4 \quad (3.46)$$

Zur Berechnung des Wärmestroms \dot{Q}_{S1-2} zwischen zwei Oberflächen 1 und 2 mit den Temperaturen T_1 und T_2 und den Emmissionsgraden ζ_1 und ζ_2 werden der Gleichung zur Berechnung des Wärmestroms (3.46) zusätzlich die Sichtfaktoren φ_{12} und φ_{21} hinzugefügt. Diese sind geometrische Faktoren, die berücksichtigen, dass in den meisten Fällen nur ein Teil der emittierten Strahlung eines Körpers auf der Oberfläche des anderen Körpers auftrifft [109].

$$\dot{Q}_{S1-2} = \frac{\sigma_{SB} \zeta_1 \zeta_2 A_{W1} \varphi_{12}}{1 - (1 - \zeta_1)(1 - \zeta_2)\varphi_{12}\varphi_{21}} (T_1^4 - T_2^4) \quad (3.47)$$

Der Sichtfaktor zweier parallel verlaufender Zylinder mit den Radien r_1 und r_2 , sowie dem Abstand x (siehe Abbildung 63; Verwendete Sichtfaktoren) wird berechnet mit [124]

$$\begin{aligned} \varphi_{12} = \frac{1}{2\pi} \left\{ \pi + [K_2^2 - (K_1 + 1)^2]^{1/2} - [K_2^2 - (K_1 - 1)^2]^{1/2} \right. \\ \left. + (K_1 - 1) \cos^{-1} \left[\left(\frac{K_1}{K_2} \right) - \left(\frac{1}{K_2} \right) \right] - (R + 1) \cos^{-1} \left[\left(\frac{K_1}{K_2} \right) + \left(\frac{1}{K_2} \right) \right] \right\} \end{aligned} \quad (3.48)$$

wobei gilt [124]

$$K_1 = \frac{r_2}{r_1} \quad (3.49)$$

$$K_2 = 1 + K_1 + \frac{x}{r_1} \quad (3.50)$$

Für einen Zylinder mit dem Radius r_1 und einer Platte mit dem Abstand x und der Breite $2g$ (siehe Abbildung 63; Verwendete Sichtfaktoren) berechnet sich der Sichtfaktor mit [125]

$$\varphi_{12} = \frac{1}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{g}{x + r_1} \right) \quad (3.51)$$

Für zwei Flächen A_{w1} ; A_{w2} mit dem Abstand x_d , deren Flächennormalen im Winkel β_1 ; β_2 zueinander stehen (siehe Abbildung 63; Verwendete Sichtfaktoren), berechnet sich der Sichtfaktor mit [109]

$$\varphi_{12} = \frac{1}{\pi} \int_{A_{w1}} \int_{A_{w2}} \frac{\cos \beta_1 \cos \beta_2}{x^2} dA_{w2} dA_{w1} \quad (3.52)$$

Die Sichtfaktoren in umgekehrte Richtung φ_{12} können durch den Quotienten der Oberflächen der beiden Strahlungskörper A_{w1} und A_{w2} mit

$$\varphi_{21} = \frac{A_{w1}}{A_{w2}} \varphi_{12} \quad (3.53)$$

berechnet werden [109].

3.3.3 Übersicht zu Prozesskontrollansätzen beim Induktionsschweißen

Bei Fügeprozessen in der Luftfahrt ist bei einer Reduktion des NDT-Aufwands eine Inline-Prozesskontrolle notwendig. Beim kontinuierlichen Verschweißen mit temporärer Druckapplikation kann diese durch die Temperaturmessung an der Oberfläche mit einem Pyrometer durchgeführt werden. Dies wurde von Mitschang, Rudolf, Moser und Blinzler gezeigt [32, 33, 44, 61]. Die Anwendbarkeit dieser Qualitätssicherungsmethode bei der Kühlung der Oberfläche und den damit einhergehenden Temperaturveränderungen an der Oberfläche wurde noch nicht untersucht und gilt es daher zu verifizieren. Alternativ besteht die Möglichkeit der Entwicklung einer oberflächen-temperaturunabhängigen Methode.

3.3.4 Prozesskostenrechnung beim Induktionsschweißen

Übersicht über verschiedene Kostenmodellierungsansätze

Eine frühzeitige Berücksichtigung der Kosten im Technologieentwicklungsprozess ist laut Burt und Doyle [126] auch in der Luftfahrt unerlässlich, da 80 % der vermeidbaren Kosten im Produktentstehungsprozess anfallen. Auch Kundu und Raghunathan et al. [127] bestätigen, dass die Berücksichtigung der Kosten innerhalb eines integra-

len Technologie- und Produktentstehungsprozesses unverzichtbar ist. Bei einem Luftfahrtprodukt können die Kosten den Bereichen Forschung und Entwicklung, Konstruktion und Produktion, Betrieb und Wartung, sowie Entsorgung zugeordnet werden. Diese vier Bereiche werden von Curran et al. [128] in einem Kostenstrukturplan dargestellt, weiter unterteilt und folgen dabei dem Aufbau des eigentlichen Produkts [128 bis 130]. Alle anfallenden Kosten müssen dabei jeweils einer Kategorie zugeordnet werden können. Da die vorliegende Arbeit einen Fertigungsprozess fokussiert, werden im weiteren Verlauf ausschließlich die Fertigungskosten betrachtet. In der Kostenrechnung werden zur Vereinfachung zudem einmalige (non recurring costs - NRC) und wiederkehrende Kosten (recurring costs - RC) unterschieden. [128, 131]. Einmalige Kosten beziehen sich auf Kapitalaufwendungen, welche zum Beginn eines Produktzykluses anfallen [132] und beinhalten laut Curran et al. [128] den einmaligen Konstruktionsaufwand, Anlagen, Werkzeuge, Vorrichtungen, Zertifizierungsmaßnahmen und Vorserienuntersuchungen. Dahingegen sind wiederkehrende Kosten laufende Kosten, welche während des Produktionsprozesses anfallen. Diese beinhalten Materialkosten, verschiedene Gemeinkosten, Personalkosten, Kosten für Verbrauchsstoffe und Energiekosten [128].

Zur Bewertung von Kosten werden in der Literatur verschiedene Ansätze beschrieben [131]. Um in einem frühen Entwicklungsstadium erste Abschätzungen treffen zu können wird das Werkzeug der Kostenschätzung (cost estimating) angewandt. Dieses wird beschrieben als der Prozess der Vorhersage und Prognose eines Arbeitsschrittes oder eines Ergebnisses und den damit einhergehenden Aufwendungen [133]. Von Boehm [134] wurden dazu sieben Kostenschätzungsvarianten definiert: parametrisch, Expertenabschätzung, Analogie, Parkinson, Price to win, Top down und Bottom-up. Bei der letzteren werden zur Kostenabschätzung alle Aufgaben, Bauteile, Anlagen usw. identifiziert, sowie ausgelegt und kostenseitig bewertet [134]. Diese eignet sich somit für Abschätzungen von Prozessschritten bzw. Bauteilkosten, bei denen ein umfangreiches Verständnis der Anlagen, Werkzeuge, Vorrichtungen und Prozessparameter vorliegt [134].

Unabhängig von der gewählten Variante sind die Datenqualität, –genauigkeit und die Methoden zur Ermittlung der Daten von entscheidender Bedeutung zur Durchführung einer Kostenschätzung [135]. Diese sind in Abhängigkeit des Projektfortschritts durch

Normen und wissenschaftliche Literatur vorgegeben (siehe Details zur Kostenrechnung; Tabelle 29) [135, 136].

Zusammenfassung verschiedener Prozesskostenrechnungen für den Induktionsschweißprozess und Luftfahrtbauteile im Allgemeinen

Die Kosten der Technologie werden in der Literatur ausführlich betrachtet. So führt Rudnev [45] die Wahl einer geeigneten Anlagentechnik als Einflussfaktor auf die einmaligen Kosten und wiederkehrenden Kosten auf. Silverman und Forbes [137] zeigen, dass mit der Induktionsschweißtechnologie die Fügekosten im Vergleich zum Autoklavprozess um 42 % gesenkt werden können. So bestätigen auch Don, Lee und Hahn [138, 139] im Allgemeinen eine deutlich höhere Kosteneffizienz von Schweißtechnologien im Vergleich zu mechanischen Fügetechnologien. Benatar und Gutowski [140], sowie Egerton und Gruber [141] beschreiben den Einfluss der Investitionskosten auf die Fügekosten. So zeigt sich, dass im Vergleich zum Widerstandsschweißen die Induktionsschweißtechnologie höhere Fügekosten verursacht. Chang und Lee [142] sehen dahingegen duroplaste Werkstoffe mit mechanischen Verbindungen im Kostenvorteil. Für Grimm [143] liegt ein Nachteil des Induktionsschweißprozesses bei den hohen Suszeptorkosten. In einer ausführlichen Studie zur Kostenabschätzung von Luftfahrtstrukturbauteilen zeigt Curran et al. [128], dass ein Drittel der Fertigungsbauteilkosten durch das Nieten verursacht werden. Die weiteren Kosten teilen sich jeweils zu einem Drittel auf die Bauteilherstellung und das verwendete Material auf [128]. Laut Herrmann [144] betragen die mittleren Bauteilkosten 1250 €/kg bei manueller Fertigung, welche im Helikopterbau vorliegt. Unter Berücksichtigung dieser beiden Annahmen ergeben sich somit Fügekosten von circa 400 €/kg für eine Helikopterstruktur.

3.4 Temperaturmessung im elektromagnetischen Feld

Eine weitere Herausforderung neben der Modellierung des Temperaturverlaufs und dessen Optimierung ergibt sich bei der Validierung dieses Temperaturmodells. Wie in Tabelle 4 aufgezeigt, werden die meisten Temperaturmessungen mit der Thermografie an der Oberfläche durchgeführt. Zur Validierung des Modells sind allerdings Messungen im Laminat während des Prozesses notwendig. Durch den Einfluss des

elektromagnetischen Feldes muss hierzu eine adäquate Temperaturmessmethode identifiziert werden.

3.4.1 Anforderungen an die Temperaturmessung im elektromagnetischen Feld

Wie in den vorangehenden Kapiteln beschrieben, wird der Schweißprozess durchgeführt, indem das Laminat innerhalb eines elektromagnetischen Feldes auf die Schweißtemperatur erwärmt und anschließend unter Druck wieder rekonsolidiert wird. Zudem ist die Heizrate sehr hoch (>100 °C/s), die planare Temperaturverteilung spiegelt die Induktorgeometrie wieder und ist somit in der Fläche und durch den Skineneffekt auch in der Dicke inhomogen. Daraus leiten sich die Anforderungen an das Temperaturmessverfahren in Tabelle 6 ab.

Tabelle 6: Anforderungen an das Temperaturmessverfahren

Parameter	Wert
Druckbeständigkeit	> 1 MPa
Temperaturbereich	- 50 – 500 °C
Messrate	> 10 Hz
Zeitkonstante bzw. Messrate	$< 0,1$ s
Beeinflussung durch EMF	gering – nicht vorhanden
Messort	im Laminat
Örtliche Auflösung (Sensorgröße)	$< 0,2$ mm
Maximale Größe (Durchmesser)	0,15 mm
Aufzeichnung	elektronisch

3.4.2 Eigenschaften angewandter Temperaturmessmethoden

Basierend auf den definierten Anforderungen an das Temperaturmessverfahren werden in Tabelle 25 (siehe Anhang B Vergleich industriell angewandter Temperaturmessverfahren) alle Verfahren, die aktuell Anwendung finden, beschrieben und bewertet. Als einziges Verfahren, das alle Anforderungen erfüllt wird die faseroptische Temperaturmessung mit interferometrischen Temperatursensoren identifiziert. Da sich deren aktueller Anwendungsbereich primär auf die Öl- und Gasindustrie bzw. die wissenschaftliche Weiterentwicklung dieses Verfahrens konzentriert [145 bis 149] konnte keine verwendbare Anlagentechnik beschafft werden. Bis auf die Beeinflus-

sung durch das EMF konnten auch bei den Thermoelementen Übereinstimmung aufgezeigt werden. Daher werden diese Messmethode und der Einfluss des EMFs auf die unterschiedlichen Thermoelementarten im Verlauf dieser Arbeit genauer untersucht.

3.4.3 Anwendung und theoretische Hintergründe der Temperaturmessung mit Thermoelementen

Thermoelemente bestehen in der Regel aus zwei metallischen Drähten unterschiedlicher Legierung [150]. Diese zwei Drähte sind an ihren Enden verlötet oder verschweißt. Durch eine Temperaturdifferenz zwischen den beiden Lötstellen entsteht ein elektrischer Strom [151]. Die treibende Kraft dieses Elektronenstroms wird thermoelektromotorische Kraft genannt. Die thermoelektromotorische Kraft ist proportional abhängig von der Temperaturdifferenz der verbundenen Drahtenden [152]. Diese erklärt sich aus der Temperaturabhängigkeit des Fermi-niveaus. Dies bedeutet laut Trofimowa [152], dass, „wenn die Temperatur der Kontakte unterschiedlich ist, auch die innere Kontaktspannung unterschiedlich ist. Die Summe der Potentialsprünge ist also von Null verschieden, was zur Entstehung eines thermoelektrischen Stroms führt“. Industrielle Anwendung finden Thermoelemente in zehn verschiedenen Legierungskombinationen, welche mit Ihren jeweiligen Eigenschaften in Tabelle 7 aufgeführt sind.

Da die Spannung zwischen den beiden Enden zur Messung der Temperatur verwendet wird, ist davon auszugehen, dass die Spannung bei einer Messung während des Induktionsschweißprozesses durch das elektromagnetische Feld beeinflusst wird. Die unterschiedlichen Legierungen der Thermoelementtypen reagieren unterschiedlich auf das elektromagnetische Feld [45]. Insbesondere bei ferromagnetischen Legierungen (z.B. Element Typ J und Typ K; nicht Typ E; S; T [153 bis 155]) ist von einer stärkeren Erwärmung als bei nicht magnetischen Legierungen auszugehen [45]. Zudem verlieren ferromagnetische Materialien ab einer materialabhängigen Temperatur (Curie-Temperatur) ihre magnetischen Eigenschaften [152]. Die Thermoelementtemperatur ist somit ein Parameter, der die Erwärmung der Thermoelemente im elektromagnetischen Feld beeinflusst. Als weiterer möglicher Einflussfaktor gilt der Drahtdurchmesser der Thermoelemente. Nach der Verschweißung der Enden der Thermoelemente bildet sich eine Kugel aus, die Messspitze (siehe Abbildung

31). Bei einer Kugel beträgt das Verhältnis von Oberfläche zu Volumen $3/r$. Somit wird mit steigendem Durchmesser die Oberfläche im Vergleich zum Volumen kleiner und die Wärmeleitung pro Volumeneinheit sinkt. Da die induktive Erwärmung das komplette Volumen eines Körpers erwärmt [151], steigt die Temperatur und somit der Messfehler mit steigendem Volumen an. Die Wärmeleitung \dot{Q}_{Kd} ergibt sich aus der Differenz der Wärmeenergie der Schweißspitze mit Q_{Wm} bzw. ohne Wärmeleitung Q_{Wo} pro Zeiteinheit t .

$$\dot{Q}_{Kd} = \frac{Q_{Wo} - Q_{Wm}}{t} \quad (3.54)$$

Durch Einsetzen von (3. 28), (3. 29) und (3. 33) ergibt sich somit für die Temperatur des Thermoelements mit Wärmeleitung:

$$T_{Wm} = T_{Wo} - \frac{c * \rho}{r * \alpha * 3 * \Delta T} \quad (3.55)$$

Tabelle 7: Industriell verwendete Thermoelemente und ihre Eigenschaften [45, 153, 154, 156 bis 158]

Typ	Legierungen	Temperaturbereich [°C]	max. Temperatur (Drahtdurchmesser 0,13 mm)	magnetische Eigenschaften
T/U	Cu-CuNi	-250 – 300	<< 150 °C	Nein
E	NiCr-CuNi	-250 – 700	< 320 °C	Nein
K	NiCr-Ni	-250 – 1000	< 590 °C	Ja
N	NiCr-NiSi	-250 – 1200	<< 870 °C	Ja
J/L	Fe-CuNi	-200 – 700	< 315 °C	Ja
R	PtRh-Pt(13 %)	-50 - 1400	-	Nein
S	PtRh-Pt(10 %)	-50 – 1400	-	Nein
B	PtRh-PtRh (30 %; 6 %)	0 – 1600	-	Nein
G	W-WRe	0 – 2320	-	Nein
D	WRe-WRe	0 – 2320	-	Nein

4 Motivation und Zielsetzung

Das Ziel dieser Arbeit ist die Adaption des Induktionsschweißprozesses an die Anforderungen der Luftfahrt am Beispiel des Helikopterbaus. Wie in Kapitel 2 ausführlich erläutert wird, existiert bereits eine breite Forschungsbasis zum Thema Induktionsschweißen von faserverstärkten Thermoplasten. Allerdings sind einige Bereiche noch nicht, beziehungsweise noch nicht ausreichend untersucht. Insbesondere bei dem in dieser Arbeit vorliegenden Fokus auf den Helikopterbau und vor dem Hintergrund einer zukünftigen Luftfahrtprozessqualifikation besteht noch Forschungsbedarf. Die Zielsetzung der Arbeit konzentriert sich dabei auf die drei Aspekte Nachweisbarkeit, Leistungsfähigkeit und Kosten.

4.1 Nachweisbarkeit

Eines der Kernthemen einer Luftfahrtprozessqualifikation bezieht sich auf die Nachweisbarkeit. Diese umfasst sowohl die Sicherstellung der Prozessparameter während des Schweißprozesses, als auch die Bestätigung der erfolgreich durchgeführten Fügung. Die Sicherstellung der Prozessparameter erfolgt dabei durch eine Messung der relevanten Parameter oder durch deren Berechnung mit validierten Modellen. Wie unter 3.4 gezeigt wird, bestehen vor allem bei der interlaminaren Temperaturmessung während des Schweißprozesses Defizite. Insbesondere der große Einfluss des elektromagnetischen Feldes auf die meisten Temperaturmessmethoden, gepaart mit den Randbedingungen der interlaminaren Messung und der hohen räumlichen Inhomogenität des Temperaturfeldes, stellen hohe Anforderungen an die Temperaturmessmethode. Daraus leitet sich das Ziel der Entwicklung einer EMF-toleranten Methode zur interlaminaren Temperaturmessung mit hoher räumlicher und zeitlicher Auflösung ab. Für eine Inline-Prozesskontrolle ist eine interlaminare Messmethode allerdings nicht umsetzbar. Daher gilt es, ein Temperaturmodell zur Berechnung der interlaminaren Temperaturverteilung anhand von messbaren Parametern wie der Temperatur an der Oberfläche oder den Schweißparametern zu entwickeln. Die in der Literatur beschriebenen und in Kapitel 3.3 vorgestellten Modelle unterscheiden sich teilweise stark in der vorausgesagten interlaminaren Temperaturverteilung. Das Defizit dieser Modelle besteht darin, dass keine Messung der interlaminaren Temperaturen durchgeführt wurde und diesbezüglich somit keine

Validierung stattfand. Woraus sich ein weiteres Ziel ableitet, die Validierung eines der vorhandenen Modelle oder die Entwicklung und Validierung eines eigenen Temperaturverteilungsmodells.

In der Luftfahrt ist die Ultraschalluntersuchung das am häufigsten verwendete Verfahren zur Qualitätssicherung von Faserverbundbauteilen. Zur effizienten Integration des Induktionsschweißverfahrens in die bestehende Prozesskette muss die Anwendbarkeit dieser NDT-Methode für das Induktionsschweißen nachgewiesen werden. Noch effizientere Verfahren zur Qualitätssicherung sind Inline-Prozesskontrolle-Verfahren, da bei diesen Verfahren die Qualitätssicherung während des eigentlichen Fügeprozesses stattfindet und nicht als nachgelagerter Prozessschritt durchgeführt werden muss. Durch die Bestätigung einer durchgeführten Fügung während des eigentlichen Schweißprozesses wird die Prozesskette um die nachgelagerte Qualitätssicherung verkürzt. Die Entwicklung eines Ansatzes zur Umsetzung einer solchen Methode ist somit ein weiteres Ziel.

- Entwicklung einer Messmethodik
- Modellierung und Validierung des interlaminaren Temperaturverlaufs
- Definition eines stabilen Prozessfensters
- Validierung vorhandener und Identifikation neuer Inline-Prozesskontrollmethoden
- Anwendbarkeit bestehender NDT-Methoden

4.2 Leistungsfähigkeit

Die Leistungsfähigkeit ist der zentrale Aspekt einer Fügung. Um eine Vergleichbarkeit der Fügungen herzustellen, wird dazu in der Forschung meistens die Scherfestigkeit (Single-Lap-Shear-Strength) herangezogen. Wie im Stand des Wissens und der Technik gezeigt wird, unterscheidet sich diese allerdings teilweise stark voneinander, da die Kennwerte material- und prozessabhängig sind. Um die Leistungsfähigkeit der verwendeten Material- und Prozesskombination aufzuzeigen, sind deren Scherfestigkeiten zu ermitteln. Um einen stabilen industriellen Prozess darstellen zu können müssen hohe Scherfestigkeiten zudem in einem möglichst großen Prozessfenster erreicht werden. Neben Prozess und Material existieren noch weitere Einflussfaktoren auf die Leistungsfähigkeit. Die Oberflächenvorbereitung ist insbesondere bei der Verklebung duroplaster Werkstoffe einer der dominierenden Faktoren,

daher muss deren Einfluss beim Induktionsschweißen ebenfalls untersucht werden. Auch die Prozesssensibilität und somit die Fehlertoleranz (beziehungsweise deren Detektierbarkeit) ist entscheidend für einen industriell anwendbaren Prozess. Dieser weitere Baustein einer Prozessqualifikation muss als weiteres Ziel untersucht werden.

Ein weiter Aspekt der Leistungsfähigkeit des Induktionsschweißens ist der Einfluss auf die Materialbereiche außerhalb des Fügebereichs. Wie in Kapitel 3.3 beschrieben, schmilzt während des Schweißprozesses die Oberfläche auf und in Abhängigkeit des Halbzeugs verändert sich die Struktur der Oberfläche und der oberen Laminatschichten. Die daraus resultierende Reduktion der Oberflächenqualität kann durch eine optimierte Temperaturverteilung reduziert werden. Daher besteht die Notwendigkeit, alle theoretisch möglichen Optimierungsansätze zu identifizieren und diese theoretisch und experimentell zu diskutieren.

- Bestimmung der maximalen Scherfestigkeit
- Einfluss von Oberflächenvorbereitungsmethoden auf die Scherfestigkeit
- Prozesssensibilitätsanalyse
- Identifikation, theoretische Untersuchung und Validierung von Methoden zur Optimierung des Temperaturverlaufs in Dickenrichtung

4.3 Kosten

Auch die Prozesskosten werden in bisherigen Forschungsansätzen durch abweichende Randbedingungen sehr unterschiedlich bewertet. Um eine Aussage über den Kostenaspekt in der vorliegenden Kombination von Material, Prozessvariante und Bauteil treffen zu können, muss dieser neu betrachtet werden. Daher gilt es, für den vorliegenden Fall eine gesonderte Kostenbewertung zu erstellen, woraus sich die folgenden Ziele ableiten:

- Identifikation aller Kosten
- Prozesskostenkalkulation am Beispiel einer repräsentativen Helikopterstruktur

5 Theoretische Betrachtung der Temperaturverteilung und deren Optimierung während des Induktionsschweißens

Nachdem die theoretischen Grundlagen zur Temperaturverteilung in Dickenrichtung in Rahmen von Kapitel 3 geschaffen wurden erfolgt nun die theoretische Betrachtung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung beim Induktionsschweißen. Dazu wird diese in einem analytischen Modell abgebildet. In einem weiteren Schritt werden die in Kapitel 3 aufgeführten Optimierungsansätze theoretisch auf deren praktische Anwendbarkeit hin diskutiert.

5.1 Modellierung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung

Mit dem Ziel der Darstellung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung wird ein eindimensionales analytisches Modell entwickelt. Bei dem Modell werden die physikalischen Effekte Laminatdickenabhängigkeit der Stromdichteverteilung, Abhängigkeit der Stromdichteverteilung vom Induktorabstand, Wärmeleitung (Konduktion), Konvektion und Wärmestrahlung bei statischer Erwärmung berücksichtigt. Diese Einflüsse und der Aufbau des Modells für die Erwärmung von einem und zwei Laminaten werden in den folgenden Kapiteln genauer beschrieben. Zudem werden die statischen Erwärmungsmodelle an den Fall einer kontinuierlichen Erwärmung angepasst.

5.1.1 Stromdichteverteilung

Laut Vrana [87] ist die Stromdichteverteilung und somit auch die induktive Erwärmung des Laminates durch (3. 18) gegeben. In (3. 18) ist die Rückspiegelung des elektromagnetischen Feldes an der Unterseite des Körpers bei nicht halbunendlichen Körpern durch (5. 1) und (5. 2) gegeben.

$$e^{\frac{\sqrt{2i}x}{s}} \quad (5. 1)$$

$$1 - e^{-\frac{\sqrt{2i}2d}{s}} \quad (5. 2)$$

Diese beschreiben eine totale Rückspiegelung des elektromagnetischen Feldes an den Oberflächen, sodass die Stromdichte auf der Unterseite des Körpers gleich 0 ist. Diese Annahme widerspricht Beobachtungen von Ahmed, Fink, Kim, Lin, Miller, Mitschang, Moser, Remijn, Rudolf, Stavrov und Yarlagadda [30 bis 32, 43, 44, 65,

71, 72], dass bei der Verschweißung von zwei kohlenstofffaserverstärkten thermoplastischen Laminaten sowohl das dem Induktor zugewandte, als auch das dem Induktor abgewandte Laminat erwärmt werden. Daher wird angenommen, dass nur ein Teil des elektromagnetischen Feldes an der Oberfläche des Laminates zurückgespiegelt wird. Daher werden drei Faktoren d_1 , d_2 und d_3 eingeführt. Wobei d_1 die EMF-Semipermeabilität der Oberfläche des Laminats und d_2 und d_3 den materialabhängigen Abfall des EMFs im Laminat, sowie die Temperaturabhängigkeit der Skintiefe, welche in der vorliegenden Arbeit für Raumtemperatur gegeben ist beschreiben. Somit entwickelt sich (3. 17) zu

$$j_z(x,t) = \frac{H_0}{d_3 s} \operatorname{Re} \left[\sqrt{2i} \left(\frac{e^{-\sqrt{2i} \frac{x}{d_3 s}}}{1 - d_2 e^{-\frac{\sqrt{2i} 2d}{d_3 s}}} - \frac{d_1 e^{\sqrt{2i} \frac{x}{d_3 s}}}{1 - d_2 e^{\frac{\sqrt{2i} 2d}{d_3 s}}} \right) e^{i\omega t} \right] \quad (5. 3)$$

Die Enveloppe (5. 4) dieser Kurvenschar beschreibt somit den Verlauf der Stromdichteverteilung innerhalb des Laminats in Dickenrichtung.

$$j_z(x) = \frac{H_0}{d_3 s} \operatorname{Re} \left[\sqrt{2i} \left(\frac{e^{-\sqrt{2i} \frac{x}{d_3 s}}}{1 - d_2 e^{-\frac{\sqrt{2i} 2d}{d_3 s}}} - \frac{d_1 e^{\sqrt{2i} \frac{x}{d_3 s}}}{1 - d_2 e^{\frac{\sqrt{2i} 2d}{d_3 s}}} \right) e^{i\omega \frac{j_z(x,t)}{\partial t}(t_0)} \right] \quad (5. 4)$$

Nach dem Einsetzen von (3. 19) und (5. 4) in (3. 18) ergibt sich der Energieeintrag in das Laminat in Abhängigkeit des Abstands von der dem Induktor zugewandten Oberfläche des Laminats:

$$P(x) = \left(\frac{H_0}{d_3 s} \operatorname{Re} \left[\sqrt{2i} \left(\frac{e^{-\sqrt{2i} \frac{x}{d_3 s}}}{1 - d_2 e^{-\frac{\sqrt{2i} 2d}{d_3 s}}} - \frac{d_1 e^{\sqrt{2i} \frac{x}{d_3 s}}}{1 - d_2 e^{\frac{\sqrt{2i} 2d}{d_3 s}}} \right) e^{i\omega \frac{j_z(x,t)}{\partial t}(t_0)} \right] \cdot A_f \right)^2 \cdot R \quad (5. 5)$$

Aufgrund der Gleichungskomplexität kann diese nicht in das Modell integriert werden. Daher wird diese für die in der vorliegenden Arbeit betrachteten Materialien und Laminatdicken unter Verwendung der Fittingfaktoren b_1 , b_2 , b_3 und b_4 approximiert zu

$$P(x) = \frac{b_1 e^{-\frac{x}{sb_3}}}{1 - e^{-\frac{2d}{sb_3}}} - \frac{b_2 e^{\frac{x}{sb_4}}}{1 - e^{\frac{2d}{sb_4}}} \quad (5. 6)$$

Wie in Abbildung 8 gezeigt ist weicht die approximierte Enveloppe von der Enveloppe maximal 4 % ab. Aufgrund der Komplexität von (5. 5) wird zur Modellierung daher (5. 6) verwendet.

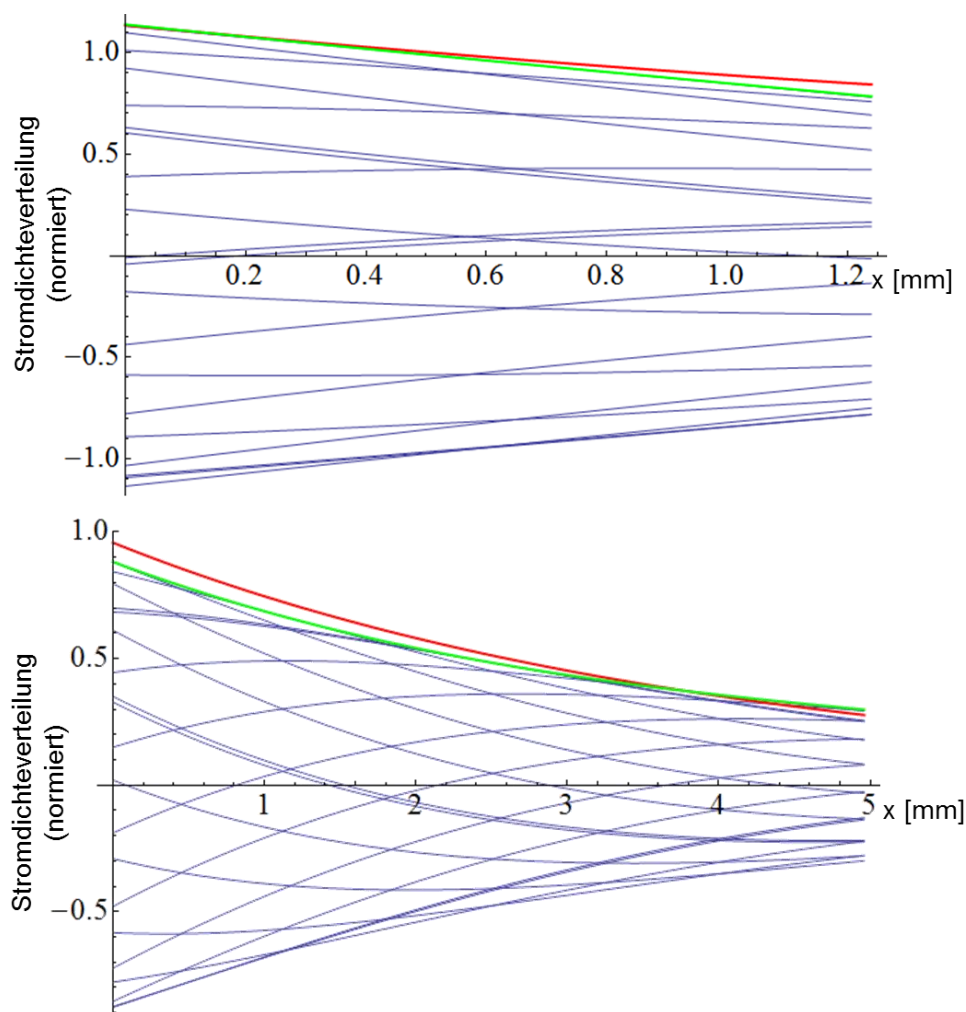


Abbildung 8: Stromdichteverteilung (normiert) in Abhängigkeit der Dicke und des Abstandes zur Oberfläche (oben: Laminatdicke: 1,24 mm; unten: Laminatdicke: 4,96 mm; blau: Kurvenschar; grün: Enveloppe; rot: approximierte Enveloppe)

Durch die partielle Zurückspiegelung des elektromagnetischen Feldes in das Laminat werden bei der Erwärmung von zwei gestapelten Laminaten (dem Versuchsaufbau in Kapitel 6.3.2 entsprechend), zwei Stromdichteverläufe betrachtet. Der Verlauf des Feldes im zweiten Laminat hat keinen Einfluss auf den Verlauf im ersten Laminat. Der Verlauf der Stromdichte im ersten Laminat bestimmt dahingegen die magnetische Feldstärke an der Oberfläche des zweiten Laminats H_{0-2} . Diese wird durch die Differenz der Gesamtenergie ΔE des Feldes in z-Richtung und der im ersten Laminat in Wärmeenergie umgewandelten Energie durch Integration von (5. 5) berechnet.

$$\begin{aligned}
& \int_0^\infty \left(\frac{H_0}{d_3 s} \operatorname{Re} \left[\sqrt{2i} \left(\frac{e^{-\sqrt{2i} \frac{x}{d_3 s}}}{1 - d_2 e^{-\sqrt{2i} \frac{2d}{d_3 s}}} - \frac{d_1 e^{\sqrt{2i} \frac{x}{d_3 s}}}{1 - d_2 e^{\sqrt{2i} \frac{2d}{d_3 s}}} \right) e^{i\omega \frac{j_z(x,t)}{\delta t}(t_0)} \right] A_f \right)^2 R dx \\
& - \int_0^d \left(\frac{H_0}{d_3 s} \operatorname{Re} \left[\sqrt{2i} \left(\frac{e^{-\sqrt{2i} \frac{x}{d_3 s}}}{1 - d_2 e^{-\sqrt{2i} \frac{2d}{d_3 s}}} \right. \right. \right. \\
& \left. \left. \left. - \frac{d_1 e^{\sqrt{2i} \frac{x}{d_3 s}}}{1 - d_2 e^{\sqrt{2i} \frac{2d}{d_3 s}}} \right) e^{i\omega \frac{j_z(x,t)}{\delta t}(t_0)} \right] A_f \right)^2 R dx = \Delta E
\end{aligned} \tag{5.7}$$

Das Feld, welches an der Unterseite des ersten Laminats entsteht, hat somit die Restenergie ΔE . Durch Ersetzen von H_0 durch H_{0-2} , in (5. 5) und anschließender Integration nach unendlich sowie Freistellen nach H_{0-2} wird die magnetische Feldstärke an der Oberfläche des zweiten Laminats berechnet:

$$\begin{aligned}
& \int_0^\infty \left(\frac{H_{0-2}}{d_3 s} \operatorname{Re} \left[\sqrt{2i} \left(\frac{e^{-\sqrt{2i} \frac{x}{d_3 s}}}{1 - d_2 e^{-\sqrt{2i} \frac{2d}{d_3 s}}} - \frac{d_1 e^{\sqrt{2i} \frac{x}{d_3 s}}}{1 - d_2 e^{\sqrt{2i} \frac{2d}{d_3 s}}} \right) e^{i\omega \frac{j_z(x,t)}{\delta t}(t_0)} \right] A_f \right)^2 R dx \\
& = \Delta E
\end{aligned} \tag{5.8}$$

Durch Einsetzen von H_{0-2} (5. 5), erhält man die Leistungsverteilung in Dickenrichtung des zweiten Laminats $P(x)_2$:

$$P(x)_2 = \left(\frac{H_{0-2}}{d_3 s} \operatorname{Re} \left[\sqrt{2i} \left(\frac{e^{-\sqrt{2i} \frac{x}{d_3 s}}}{1 - d_2 e^{-\sqrt{2i} \frac{2d}{d_3 s}}} - \frac{d_1 e^{\sqrt{2i} \frac{x}{d_3 s}}}{1 - d_2 e^{\sqrt{2i} \frac{2d}{d_3 s}}} \right) e^{i\omega \frac{j_z(x,t)}{\delta t}(t_0)} \right] A_f \right)^2 R \tag{5.9}$$

Im Modell wird diese wie beschrieben wieder durch

$$P(x) = \frac{b_1 e^{-\frac{x}{sb_3}}}{1 - e^{-\frac{2d}{sb_3}}} - \frac{b_2 e^{\frac{x}{sb_4}}}{1 - e^{\frac{2d}{sb_4}}} \tag{5.10}$$

ersetzt. Die Fittingfaktoren $b_1 - b_4$ sind materialabhängig bzw. laminatabhängig und können iterativ bestimmt werden.

5.1.2 Interlaminare Wärmeleitung, Konvektion und Wärmestrahlung

Im Folgenden sind für den in Kapitel 6.3.2 gezeigten Versuchsaufbau die im Modell verwendeten physikalischen Zusammenhänge bezüglich des Wärmetransports beschrieben. Die interlaminare Wärmeleitung im Modell wird durch (5. 11) abgebildet. Diese leitet sich von (3. 29) ab und wird bei der Abbildung des kontinuierlichen

Erwärmungsprozesses durch k_{fs} ergänzt. Da im vorliegenden eindimensionalen analytischen Modell, die durch den Vorschub entstehenden dreidimensionalen Effekte nicht ausreichend abgebildet werden können, dienen die Faktoren k_{fs} und k_{fk} als Korrekturfaktoren. Die weiteren Unterschiede zwischen den kontinuierlichen und den statischen Modellen werden in Kapitel 5.1.4 detaillierter erläutert.

$$\dot{Q}_{Kd} = -k_{fs}\lambda_L A_w \frac{dT}{dx} \quad (5.11)$$

Beim Wärmefluss an den Oberflächen durch Konvektion werden drei Fälle unterschieden. Die freie Konvektion an der Oberfläche ergibt sich durch Einsetzen von (3.34) und (3.35) in (3.33) zu

$$\dot{Q}_{Kv,1} = \frac{0.766 \left[Ra \cdot \left[1 + \left(\frac{0.322}{Pr} \right)^{\frac{11}{20}} \right]^{-\frac{20}{11}} \right]^{\frac{1}{5}} \lambda_G}{L} A_w dT \quad (5.12)$$

Die erzwungene Konvektion an der Oberfläche wird berechnet durch das Einsetzen von (3.43), (3.41) und (3.34) in (3.33) und ergibt mit eingefügtem Fittingfaktor k_{fk} für den kontinuierlichen Schweißprozess

$$\dot{Q}_{Kv,2} = \frac{\sqrt{\left(\frac{0.0296 Re^{0.8} Pr}{1 + 2.185 Re^{-0.1} (Pr - 1)} \right)^2 + \left(0.332 \sqrt{k_{fk} * Re^3 Pr} \right)^2} \lambda_G}{L} A_w dT \quad (5.13)$$

Für den statischen Erwärmungsprozess ist der beschriebene Fittingfaktor $k_{fk} = 1$. Durch Einsetzen von (3.36) und (3.34) in (3.33) erhält man den dritten Fall, die freie Konvektion an der Unterseite, welche sich mit

$$\dot{Q}_{Kv,3} = \frac{0.6 \left[Ra \cdot \left[1 + \left(\frac{0.492}{Pr} \right)^{\frac{9}{16}} \right]^{-\frac{16}{9}} \right]^{\frac{1}{5}} \lambda_G}{L} A_w dT \quad (5.14)$$

berechnen lässt. Dabei berechnet sich die Temperaturdifferenz dT aus der Differenz der Temperatur an der Oberfläche T_o und der Temperatur der Kühlluft bzw. der Umgebungsluft T_l .

Zur Berechnung des Wärmestroms durch Wärmestrahlung wird aufgrund des geringen Abstands von der Oberfläche zum Induktor ein vereinfachter Sichtfaktor verwendet. Der vereinfachte Sichtfaktor ist der Sichtfaktor einer ebenen Platte und

eines parallel dazu verlaufenden Zylinders. Somit kann die Wärmestrahlung an der Oberseite durch Einsetzen von (3. 51) und (3. 53) in (3. 47) berechnet werden:

$$\dot{Q}_{OS1-2} = \frac{\sigma_{SB} \zeta_1 \zeta_2 A_{W1} \frac{1}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{g}{x_I + r_1} \right)}{1 - (1 - \zeta_1)(1 - \zeta_2) \left(\frac{1}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{g}{x_I + r_1} \right) \right)^2 \frac{A_{W1}}{A_{W2}}} (T_o^4 - T_I^4) \quad (5. 15)$$

Auf der Unterseite ergibt sich die Wärmestrahlung durch Einsetzen von (3. 52) und (3. 53) in (3. 47):

$$\dot{Q}_{US1-2} = \frac{\sigma_{SB} \zeta_1 \zeta_2 A_{W1} \frac{1}{\pi} \int_{A_{W1}} \int_{A_{W2}} \frac{\cos \beta_1 \cos \beta_2}{x_d^2} dA_{W2} dA_{W1}}{1 - (1 - \zeta_1)(1 - \zeta_2) \left(\frac{1}{\pi} \int_{A_{W1}} \int_{A_{W2}} \frac{\cos \beta_1 \cos \beta_2}{x_d^2} dA_{W2} dA_{W1} \right)^2 \frac{A_{W1}}{A_{W2}}} (T_o^4 - T_I^4) \quad (5. 16)$$

Bei der Verwendung des in Abbildung 22 gezeigten Versuchsaufbaus, bei dem die Unterseite des Laminats in Kontakt mit einem Feststoff ist, werden die Wärmestrahlung und die Konvektion an der Unterseite des Laminats durch Wärmeleitung bei thermischem Kontakt (3. 32), ersetzt.

$$\dot{Q}_{KdR} = \frac{A_W \Delta T}{R_{th}} \quad (5. 17)$$

5.1.3 Modellaufbau

Die Integration der beschriebenen physikalischen Effekte induktive Erwärmung, Wärmeleitung, Wärmestrahlung und Konvektion in das Modell ist in Abbildung 9 dargestellt. Das entwickelte Modell ist temporal und lokal diskret. Die temporale Diskretisierung beträgt 40 Hz und ist somit ein Vielfaches der Messfrequenz, welche 8 Hz beträgt. Dies ermöglicht eine einfache Validierung des Modells. Um Überschwingeffekte zu verhindern, muss die temporale Diskretisierung bei einem Anstieg der Wärmeleitfähigkeit des Materials oder bei einem Anstieg der Temperaturgradienten erhöht werden. Die lokale Diskretisierung des Modells ist gleich der Dicke einer Lage und orientiert sich somit ebenfalls an der Messmethodik. Dies ermöglicht eine Validierung des Modells an den sich überschneidenden Messzeiten bzw. Messorten. Die Energieeinbringung durch das induktive Feld erfolgt lagenweise. Wie in Kapitel 3.3.2 beschrieben, müssen für eine effiziente Energieeinkopplung Faserkreuzungen im Laminat vorliegen. Da in der obersten und untersten Lage nur auf einer Seite Kontakt zu einer anderen Lage besteht reduziert sich daher die Energieeinbringung in Abhängigkeit der Lagendicke. Dies wird durch den Korrekturfaktor k_{ael} berücksich-

tigt. Bei den in dieser Arbeit verwendeten Materialien beträgt der Faktor für die Randlagen 0,7, für die inneren Lagen 1.

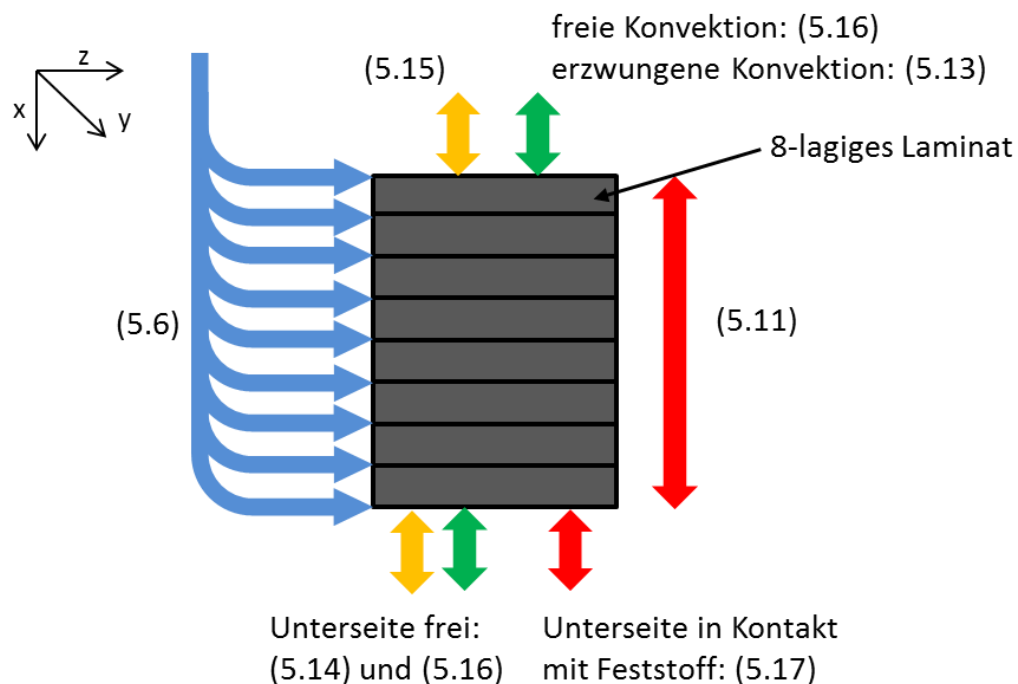


Abbildung 9: Schematischer Aufbau des 1D-Modells zur Temperaturverteilung in Dickenrichtung am Beispiel eines 8-lagigen Laminats inkl. relevanter Gleichungen (blau: Wärmeenergieeintrag durch Induktion; gelb: Wärmestrahlung; grün: Konvektion; rot: interlaminare Wärmeleitung)

Bei der Erwärmung zweier übereinandergeschichteter Laminats wird das Modell, wie in Abbildung 10 gezeigt, angepasst. Zu den in Abbildung 9 beschriebenen Effekten wird der druckabhängige Wärmeübergang von einem Laminat zum nächsten hinzugefügt. Zudem werden zwei Stromdichteverläufe angenommen, einer für das obere und einer für das untere Laminat.

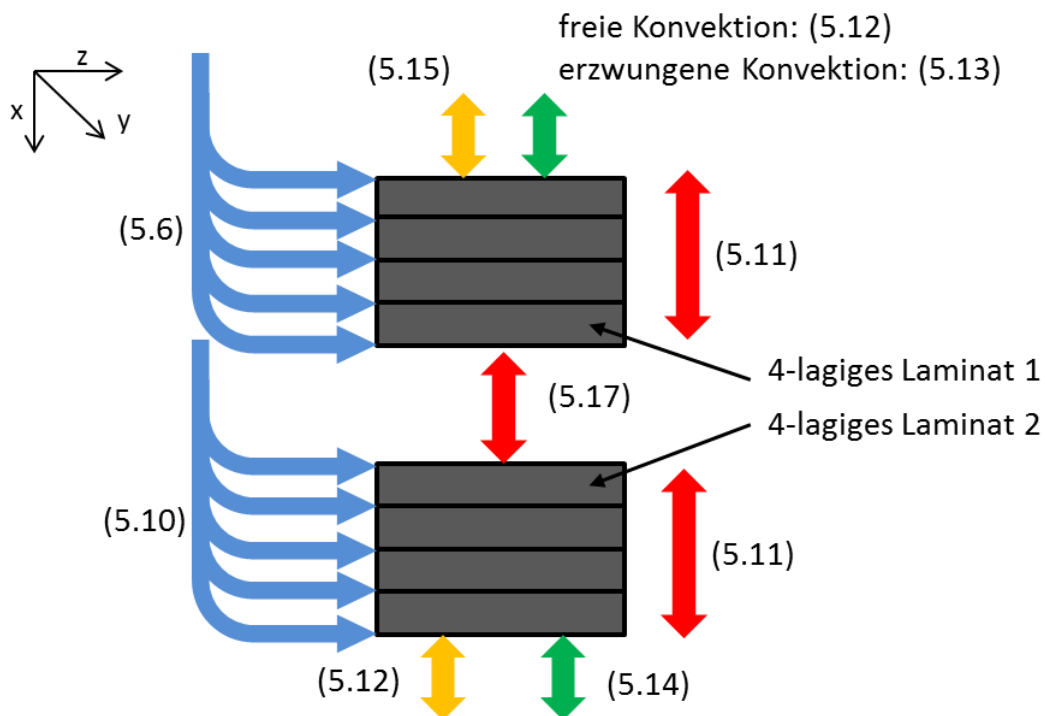


Abbildung 10: Schematischer Aufbau des 1D-Modells zur Temperaturverteilung in Dickenrichtung am Beispiel zweier 4-lagiger Laminat inkl. relevanter Gleichungen (blau: Wärmeenergieeintrag durch Induktion; gelb: Wärmestrahlung; grün: Konvektion; rot: interlaminare Wärmeleitung)

5.1.4 Modellierungsparameter

Die Strömungsgeschwindigkeiten in Abhängigkeit des Druckluftvolumens werden mit Hilfe eines achssymmetrischen 2D-Modells berechnet. Dazu wird bei dem physikalischen Modell eine nicht isotherme Strömungsberechnung verwendet. Die Strömungsgeschwindigkeiten werden in Abhängigkeit von den verschiedenen Druckluftvolumina wie in Abbildung 11 dargestellt entlang der Oberfläche des Laminats berechnet.

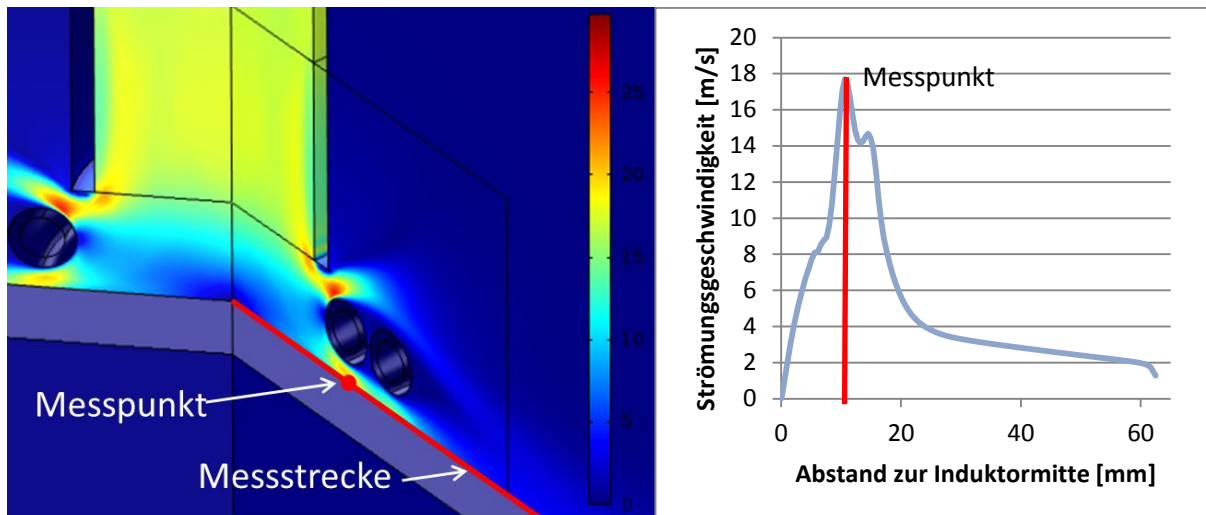


Abbildung 11: Modell zur Messung der Strömungsgeschwindigkeit bei 100 l/min Druckluftvolumen (links: Oberflächendiagramm der Strömungsgeschwindigkeit; rechts: Strömungsgeschwindigkeit entlang der Messstrecke)

Alle im Modell verwendeten Nicht-Materialparameter sind in Tabelle 26 (D Modellierungsparameter) aufgeführt. Um die entwickelten statischen Modelle an den kontinuierlichen Schweißprozess anzupassen, werden die beschriebenen 3D-Fitting-Variablen (k_{fs} ; k_{fk}) zur Kompensation dreidimensionaler Effekte angepasst. Die beim statischen Modell getroffenen Annahmen homogener Temperaturverteilung und konstanter Stromdichte in der Ebene sowie homogener Strömungsgeschwindigkeit über den kompletten Erwärmungsprozess sind für kontinuierliche Erwärmungsprozesse nicht anwendbar. Da die Stromdichteverteilung in Vorschubrichtung im Modell nicht analytisch dargestellt werden kann, wird diese in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit gemittelt. Zur Kompensation, der daraus resultierenden vom statischen Modell abweichenden Temperaturverteilungen in der Fläche (x- und y Richtung; Abbildung 10) und somit auch der Wärmeströme in diesen Richtungen, sowie der lokal variierenden Strömungsgeschwindigkeit werden die Fittingvariablen $k_{fs} = 6,25$ und $k_{fk} = 3,1$ entsprechend angepasst. Durch das Mitteln der Stromdichte über die geschwindigkeitsabhängige Erwärmungszeit kann jeweils nur die Maximaltemperatur bestimmt werden, eine zeitabhängige Darstellung der Temperaturverteilung beim kontinuierlichen Schweißprozess ist somit nicht möglich.

5.2 Diskussion theoretischer Optimierungsansätze der Temperaturverteilung

Wie im Stand des Wissens und der Technik beschrieben, ist es beim Induktionsschweißen notwendig, die Temperaturverteilung zu optimieren, um eine negative Beeinflussung der Oberflächenqualität während des Schweißprozesses auszuschließen. Dazu existieren in der Forschung verschiedene Ansätze, die bereits erläutert wurden. Zusätzlich dazu sind noch weitere Ansätze theoretisch anwendbar. Eine Übersicht über alle anwendbaren Ansätze ist in Abbildung 12 gegeben.

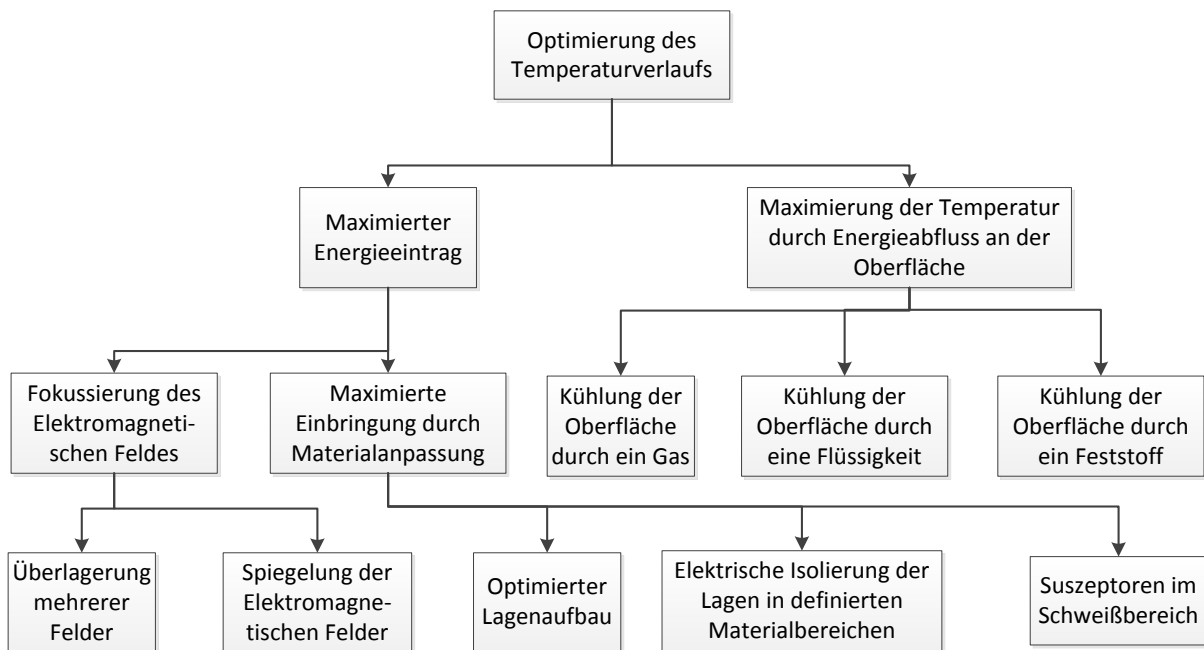


Abbildung 12: Gliederung der Ansätze zur Optimierung der Temperaturverteilung

In der Literatur noch nicht beschrieben und hier erstmalig betrachtet werden folgende Ansätze:

- **Überlagerung mehrerer elektromagnetischer Felder**

Durch die Verwendung mehrerer Induktoren und der daraus resultierenden Generierung mehrerer elektromagnetischer Felder können diese durch Überlagerung ein Intensitätsmaximum im Bereich der Schweißzone ausbilden (siehe Abbildung 13).

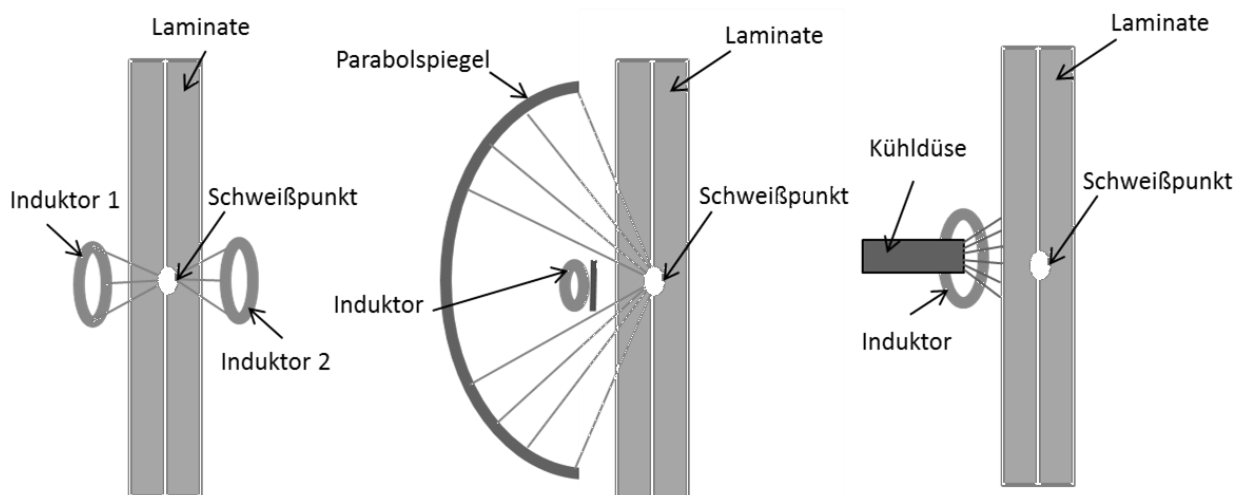


Abbildung 13: links: Schematischer Aufbau einer Schweißvorrichtung mit mehreren Induktoren; mitte: Schematischer Aufbau einer Schweißvorrichtung mit Parabolspiegel; rechts: Schematischer Aufbau einer Schweißvorrichtung mit Kühlfunktion

- **Maximierung des elektromagnetischen Feldes durch Spiegelung**
Die Generierung eines Maximums des elektromagnetischen Feldes erfolgt durch die Verwendung von Parabolspiegeln. Durch diese kann ein elektromagnetisches Feld in einem Punkt oder einer Linie fokussiert werden (siehe Abbildung 13).
- **Kühlen der Oberfläche mit einem Gas oder einer Flüssigkeit mit variabler Temperatur**
Wie vorab schon beschrieben wurde von Moser [65] die Kühlung der Oberfläche mit Druckluft bei konstanter Temperatur erstmalig untersucht. Basierend auf diesem Forschungsansatz wird in der vorliegenden Arbeit zusätzlich der Einfluss der Kühltemperatur auf den Temperaturverlauf untersucht (siehe Abbildung 13).

Die in Abbildung 12 aufgeführten Optimierungsansätze, welche teilweise der Literatur entnommen und teilweise innerhalb dieser Arbeit entwickelt werden, werden in Tabelle 8 anhand der in Kapitel 3.1 aufgeführten Anforderungen bewertet. Als mit den Anforderungen konform haben sich die `Überlagerung mehrerer elektromagnetischer Felder`, die `Maximierung des elektromagnetischen Feldes durch Spiegelung` und das `Kühlen der Oberfläche mit einem Gas` gezeigt. Diese werden im Anschluss

detailliert theoretisch betrachtet und auf deren praktische Anwendbarkeit hin untersucht. Die anderen Ansätze sind aus den in Tabelle 8 aufgeführten Gründen nicht anforderungskonform.

Tabelle 8: Bewertung verschiedener Optimierungsansätze zur Optimierung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung beim Induktionsschweißen

Optimierungsansatz	Vorteile	Nachteile	Anforderungen erfüllt?
Überlagerung mehrerer elektromagnetischer Felder	<ul style="list-style-type: none"> - Keine Einbringung von Zusatzwerkstoffen - Kein Einsatz von Kühlmedien - Fokus kann an Materialdicke und Schweißbereich angepasst werden 	<ul style="list-style-type: none"> - Mehrere Induktoren und Generatoren notwendig - Positionierung der Induktoren aufwendig 	Ja
Maximierung des elektromagnetischen Feldes durch Spiegelung	<ul style="list-style-type: none"> - Keine Einbringung von Zusatzwerkstoffen - Kein Einsatz von Kühlmedien - Fokus kann an Materialdicke und Schweißbereich angepasst werden 	<ul style="list-style-type: none"> - Fertigung des Parabolspiegels aus Fluxtrol 	Ja
Optimierter Lagenaufbau	<ul style="list-style-type: none"> - Keine prozesstechnischen Anpassungen des Schweißprozesses - Kein Einsatz von Kühlmedien 	<ul style="list-style-type: none"> - Zusatzgewicht durch prozessangepassten Lagenaufbau - Unidirektionaler Lagenaufbau nicht immer einsetzbar - Nicht bei Geweben einsetzbar 	Nein (Zusatzgewicht)
Elektrische Isolierung der Lagen in definierten Bereichen	<ul style="list-style-type: none"> - Keine prozesstechnischen Anpassungen des Schweißprozesses - Kein Einsatz von Kühlmedien 	<ul style="list-style-type: none"> - Zusatzgewicht durch isolierende Folien - Nicht bei Geweben einsetzbar 	Nein (Zusatzgewicht)
Suszeptoren im Schweißbereich	<ul style="list-style-type: none"> - Keine prozesstechnischen Anpassungen des Schweißprozesses - Kein Einsatz von Kühlmedien - Hohe Prozessgeschwindigkeit 	<ul style="list-style-type: none"> - Zusatzgewicht durch Suszeptoren - Kosten durch zusätzliches Material 	Nein (Zusatzgewicht)
Kühlen der Oberfläche mit einem Gas	<ul style="list-style-type: none"> - Einfache Werkzeuge - Bei der Verwendung von Druckluft günstige Kühlmedien - Einfache Anlagentechnik 	<ul style="list-style-type: none"> - Zusatzkosten durch Verbrauch von Kühlmedien - Kühlung dicken- und materialabhängig - Geringe Wärmeleitfähigkeit von Gasen 	Ja

Kühlen der Oberfläche mit einer Flüssigkeit	- Einfache Werkzeuge - Bei der Verwendung von Wasser günstige Kühlmedien - Einfache Anlagentechnik	- Feuchtigkeitsaufnahme des CFKs - Kühlung dicken- und materialabhängig - Kurzschlussgefahr	Nein (Sicherheitsanforderungen)
Kühlen der Oberfläche mit einem Feststoff	- Einfache Prozessführung - Hohe Wärmeleitfähigkeit von Feststoffen	- Hohe Kosten durch komplexe Werkzeuge - Werkzeuge bauteilspezifisch nicht variabel	Nein (kostenintensive, unflexible Werkzeuge)

5.2.1 Verwendung multipler Induktoren zur Erzeugung eines Feldmaximums

Die aufgestellte Hypothese besagt, dass ein Intensitätsmaximum durch Überlagerung mehrerer Felder erreicht werden kann. Als Randbedingung gilt dabei, dass alle Felder in Phase sind. Dies ist mit dem realen Versuchsaufbau vergleichbar, da sich die Felder der Phase des Netzstroms folgend ausbilden und alle Generatoren am gleichen Netz angeschlossen sind. Zu beweisen gilt es, dass bei einer definierten Anordnung von Induktoren ein Maximum vorliegt oder, dass bei beliebiger Anordnung von Induktoren kein Maximum vorliegt. Um eine allgemeine Aussage treffen zu können, wird der Beweis für beliebig viele Induktoren an beliebigen Positionen durchgeführt. Zudem wird jeder Induktor als Punkt angesehen.

Wie in Kapitel 3 beschrieben, hängen die magnetische Feldstärke H und die magnetische Flussdichte B voneinander ab.

$$\vec{B}(x, y, z) = \mu_r \mu_0 \vec{H}(x, y, z) \quad (5. 18)$$

Somit kann aus den gegebenen Feldstärken die jeweilige Flussdichte innerhalb und außerhalb des Leiters berechnet werden. Werden nun mehrere Induktoren a zur Erwärmung eines Werkstoffes verwendet, überlagern sich diese Felder zu

$$\vec{B}_{abs}(x, y, z) = \sum_n^a \vec{B}_n(x, y, z) \quad (5. 19)$$

Berechnet man nun den Laplace-Operator für das überlagerte Feld der Flussdichte B_{abs} so ergibt sich für die x Komponente des Operators

$$\Delta \vec{B}_{absx} = \frac{\partial^2 \vec{B}_{absx}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vec{B}_{absx}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vec{B}_{absx}}{\partial z^2} \quad (5. 20)$$

dieser wird zu

$$\Delta \vec{B}_{abs_x} = \frac{\partial}{\partial x} \frac{\partial \vec{B}_{abs_x}}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial y} \frac{\partial \vec{B}_{abs_x}}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial z} \frac{\partial \vec{B}_{abs_x}}{\partial z} \quad (5.21)$$

Laut dem erweiterten Durchflutungsgesetz ist die Rotation der magnetischen Flussdichte bei einem zeitlich unveränderlichen Feld gleich Null. Dies lässt sich auf den vorliegenden Fall übertragen da gilt $\lambda \gg y$. Dies besagt, dass die Wellenlänge λ sehr viel größer als die Abstände zwischen den Induktoren bzw. zwischen den Induktoren und dem zu erwärmenden Material ist. Zudem weisen alle Felder die gleiche Frequenz auf. Unter diesen Randbedingungen kann von einem zeitlich unveränderlichen Feld ausgegangen werden. Daraus resultiert

$$\frac{\partial \vec{B}_{abs_x}}{\partial x} = \frac{\partial \vec{B}_{abs_y}}{\partial y} \quad (5.22)$$

und

$$\frac{\partial \vec{B}_{abs_x}}{\partial x} = \frac{\partial \vec{B}_{abs_z}}{\partial z} \quad (5.23)$$

daraus folgt

$$\Delta \vec{B}_{abs_x} = \frac{\partial}{\partial x} \frac{\partial \vec{B}_{abs_x}}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial y} \frac{\partial \vec{B}_{abs_y}}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial z} \frac{\partial \vec{B}_{abs_z}}{\partial x} \quad (5.24)$$

Da das Feld kontinuierlich ist, kann die Gleichung umgestellt werden zu

$$\Delta \vec{B}_{abs_x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial \vec{B}_{abs_x}}{\partial x} + \frac{\partial \vec{B}_{abs_y}}{\partial y} + \frac{\partial \vec{B}_{abs_z}}{\partial z} \right) = \frac{\partial}{\partial x} (\nabla \cdot \vec{B}) \quad (5.25)$$

Da laut Gauß für B gilt

$$\nabla \cdot \vec{B} = 0 \quad (5.26)$$

folgt daraus

$$\Delta \vec{B}_{abs_x} = \frac{\partial}{\partial x} (\nabla \cdot \vec{B}) = 0 \quad (5.27)$$

Die y und z Komponenten des Vektors können nach dem gleichen Schema berechnet werden. So ergibt sich $\Delta \vec{B}_{abs} = 0$ und $\nabla \vec{B}_{abs} = 0$.

Zur weiteren Analyse des Feldes müssen die Felder mathematisch diskutiert und auf das Vorhandensein eines Extremums hin untersucht werden. Laut der mehrdimensionalen Funktionsanalyse, müssen für das Vorhandensein eines Extremums eines Feldes folgende notwendigen Bedingungen erfüllt sein:

- Für ein Extremum muss im Punkt (x_1, y_2, z_3) gelten $\nabla \vec{B}_{abs}(x, y, z) \Big|_{(x_1, y_2, z_3)} = 0$

- Die Hesse-Matrix darf im Punkt (x_1, y_2, z_3) nicht indefinit sein (sie ist indefinit, wenn mindestens ein Eigenwert positiv und ein Eigenwert negativ ist)
- Nicht alle Eigenwerte der Hesse-Matrix $E_i = 0$ sind, da ansonsten ein Sattelpunkt vorliegt

$$H(\vec{B}_{abs}(x, y, z))|_{(x_1, y_2, z_3)} = \begin{pmatrix} \delta_x^2 \vec{B}_{abs} & \delta_x \delta_y \vec{B}_{abs} & \delta_x \delta_z \vec{B}_{abs} \\ \delta_x \delta_y \vec{B}_{abs} & \delta_y^2 \vec{B}_{abs} & \delta_y \delta_z \vec{B}_{abs} \\ \delta_x \delta_z \vec{B}_{abs} & \delta_y \delta_z \vec{B}_{abs} & \delta_z^2 \vec{B}_{abs} \end{pmatrix} \Bigg|_{(x_1, y_2, z_3)} \quad (5. 28)$$

Da wie gezeigt $\Delta B_{abs} = 0$ und $\nabla B_{abs} = 0$ ist ergibt sich daraus

$$\sum_i E_i = \text{Spur}(H|_{(x_1, y_2, z_3)}) = \Delta \vec{B}_{abs}|_{(x_1, y_2, z_3)} = 0 \quad (5. 29)$$

So folgt, da die Spur der Hessematrix gleich Null ist, sind entweder alle Eigenvektoren gleich Null oder die Hessematrix ist indefinit. Somit kann kein Extremum der magnetischen Flussdichte vorliegen. Damit kann gezeigt werden, dass bei beliebiger Anzahl von Induktoren, an beliebigen Positionen unter der Voraussetzung von Wellenlängen, welche im Vergleich zu den sonstigen Abmessungen groß sind und von Feldern, die mit der gleichen Frequenz schwingen, kein Extremum der magnetischen Feldstärke vorliegen kann.

Daraus folgt, dass der geforderte Temperaturverlauf durch die Überlagerung mehrerer elektromagnetischer Felder nicht erreicht werden kann, da sich kein Intensitätsmaximum der Felder ausbildet.

5.2.2 Spiegelung des Feldes mit Parabolspiegeln

Für elektromagnetische Felder mit einer Frequenz von circa 470 kHz existieren Materialien, die das Feld reflektieren. Der Ansatz bezieht sich darauf, diese Materialien in einer Form fertigen zu lassen, die einem Parabolspiegel mit einer definierten Brennpunktlinie in der Fügeebene der beiden Platten entspricht [159]. Da die Funktion von Parabolspiegeln auf dem Prinzip der geometrischen Optik beruht, wird dieses Prinzip im Folgenden näher untersucht.

Um in Systemen elektromagnetische Wellenfelder als Lösung der Maxwell-Gleichungen zu bestimmen, kann die Näherung der geometrischen Optik verwendet werden. Mathematisch wird diese Näherung aus den Maxwell-Gleichungen hergeleitet, in dem man den Grenzfall minimaler Wellenlängen $\lambda \rightarrow 0$ betrachtet. Die daraus

resultierende Strahlenoptik (geometrische Optik), reduziert den Rechenaufwand im Vergleich zur Wellenoptik.

Die Grundlage der geometrischen Optik sind zeit-harmonische (monochromatische) Wellen mit der Kreisfrequenz ω , den langsam veränderlichen Vektorfunktionen des Ortes, die die Amplitude der Welle bestimmen e und h , die optische Weglänge $S(\vec{r})$, die Lichtgeschwindigkeit c , die Wellenlänge λ und der Betrag des Wellenvektors im Vakuum k_0 [160 bis 162]:

$$\vec{E}(\vec{r}, t) = \vec{e}(\vec{r}) e^{ik_0 S(\vec{r})} e^{-i\omega t} \quad (5.30)$$

$$\vec{H}(\vec{r}, t) = \vec{h}(\vec{r}) e^{ik_0 S(\vec{r})} e^{-i\omega t} \quad (5.31)$$

Dabei wird, um zur geometrischen Optik zu gelangen, der Zeitfaktor $e^{-i\omega t}$ unterdrückt und der rasch oszillierende Phasenfaktor $e^{ik_0 S(\vec{r})}$ abgeschieden. Mit dem zurückbleibenden Amplitudenvektoren $\vec{e}(\vec{r})$ und $\vec{h}(\vec{r})$ können die Maxwellgleichungen mit $k_0 = \omega/c = 2\pi/\lambda_0$ umgeschrieben werden [160 bis 162]:

$$\nabla S \times h + \varepsilon e = \frac{1}{ik_0} \nabla \times h \quad (5.32)$$

$$\nabla S \times -\mu h = \frac{1}{ik_0} \nabla \times e \quad (5.33)$$

$$e \cdot \nabla S = \frac{1}{ik_0} (e \cdot \log \varepsilon + \nabla e) \quad (5.34)$$

$$e \cdot \nabla S = \frac{1}{ik_0} (h \cdot \log \mu + \nabla h) \quad (5.35)$$

Im Grenzfall $\lambda \rightarrow 0$ folgt $k_0 \rightarrow \infty$, somit kann die rechte Seite der Gleichungen vernachlässigt werden. Für die Anwendbarkeit der geometrischen Optik muss die Bedingung erfüllt sein, dass die in den Termen enthaltenen räumlichen Ableitungen beschränkt bleiben. In vereinfachter Form sind die Gleichungen nur lösbar, wenn gilt [160 bis 162]:

$$(\nabla S(r))^2 = n^2(r) \quad (5.36)$$

wobei $n^2 = \varepsilon\mu$ und n der Brechungsindex ist. Diese Differentialgleichung wird als Eikonalgleichung bezeichnet, welche die Grundlage der geometrischen Optik bildet [160 bis 162].

Da zur Anwendung der geometrischen Optik die Bedingung erfüllt sein muss, dass die Wellenlänge λ um ein Vielfaches kleiner ist als die größten Abmessungen im Versuchsaufbau, [159 bis 162] ergibt sich, dass Parabolspiegel zur Konzentration

des elektromagnetischen Feldes bei der Verwendung von 400 Generatoren nicht eingesetzt werden können, da die Wellenlänge größer 700 m ist. Daher wird dieser Ansatz nicht weiter verfolgt.

5.2.3 Kühlung der Oberfläche mit einem Fluid

Wie in Kapitel 3.3 erläutert wird ((3. 33) und (3. 39)) steigt der Wärmefluss mit steigender Strömungsgeschwindigkeit oder steigender Temperaturdifferenz zwischen dem Körper und dem umgebenden Medium an. Durch das Richten eines Druckluftstroms auf die Oberfläche des zu erwärmenden Laminats kann der Wärmestrom an der Oberfläche erhöht werden und die Maximaltemperatur in Dickenrichtung verschoben werden.

So hat sich gezeigt, dass dieser Ansatz sowohl mit den Anforderungen übereinstimmt, als auch nach detaillierter theoretischer Betrachtung anwendbar ist. Im weiteren Verlauf der Arbeit muss dessen praktische Anwendbarkeit verifiziert werden. In Grenzbereichen ist allerdings auch dieses Verfahren nicht anwendbar. Wenn die Wärmeleitfähigkeit des oberen Bauteils sehr gering wird ((5. 37)) oder die Dicke des dem Induktor zugewandten Bauteils zu dick wird, schmilzt die Oberfläche trotz Kühlung auf, bzw. der Wärmeenergieabfluss ist zu groß und es kann keine Schweißung hergestellt werden.

$$\dot{Q}_{Kv} = \lim_{\alpha \rightarrow 0} \alpha A_W dT = 0 \quad (5. 37)$$

6 Experimentelle Realisierung

Zur Validierung der bisherigen ausführlichen theoretischen Betrachtungen steht nun die praktische Realisierung im Fokus. Dazu werden die experimentellen Details zur Realisierung der Untersuchungen aufgeführt. Dies umfasst den Aufbau des Versuchsstandes, eine Beschreibung der verwendeten Materialien und deren Eigenschaften sowie die Probenkörperherstellung. Zudem werden die für die Untersuchungen notwendigen Versuchsaufbauten und Messsystematiken genauer betrachtet.

6.1 Anlagentechnik

Die praktischen Untersuchungen zu den anwendbaren Temperaturmessverfahren im elektromagnetischen Feld, die Validierung des definierten Modells zur Temperaturverteilung und der Ansätze zur Optimierung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung stellen hohe Anforderungen an die Anlagentechnik und den Versuchsstand. Daher gilt es, einen Versuchsstand zu konstruieren und aufzubauen, der zum einen die für wissenschaftliche Untersuchungen notwendige Genauigkeit liefert und die Ermittlung reproduzierbarer Ergebnisse ermöglicht und zum anderen eine Skalierbarkeit auf die spätere industrielle Anwendung gewährleistet. Eine weitere Anforderung an den Versuchsstand wird durch die hohe Anzahl an Prozesseinflussparameter gegeben. Um diese kontrollieren und/oder einstellen zu können, bzw. die Optimierungsansätze und die in der späteren Anwendung auftretenden Bedingungen darstellen zu können, ist eine hohe Flexibilität des Versuchsstandes notwendig. Diese Variabilität ist auch bei der Software des Versuchsstands zu berücksichtigen.

6.1.1 Versuchsstand

Zur Durchführung der Versuche und Verschweißung der Probekörper wurde am IVW Kaiserslautern ein eigens dafür konstruierter Induktionsschweiß-Versuchsstand aufgebaut (Abbildung 14). Mit dem Versuchsstand können 2D-Faserverbundwerkstoffproben statisch und kontinuierlich induktiv erwärmt und verschweißt werden. Dazu wird der Probenkörper auf dem 1-achsig (gelber Pfeil; x-Richtung) verfahrbaren Probenhalter fixiert. Die Erwärmung erfolgt von der Ober- oder Unterseite durch einen Induktor (Abbildung 14), welcher in z-Richtung verfahr-

bar und in x- und y- Richtung (gelber Pfeil) kippbar ist. Das induktive Feld wird durch einen 400 kHz-Induktionsgenerator von Ceia erzeugt. Die Regelung der Leistung kann zwischen 10 % und 99 % variiert werden (siehe Tabelle 28; E Details zum Versuchsstand) [163]. Die Temperierung der Probekörper erfolgt durch einen Linearinfrarotstrahler line IR 360 von MES. Zur Temperaturmessung im Laminate und der Druckluft wird ein Yokogawa Thermoschreiber DX1012 und zur Messung der Oberflächentemperatur während des Schweißprozesses ein Raytec CM Pyrometer verwendet.

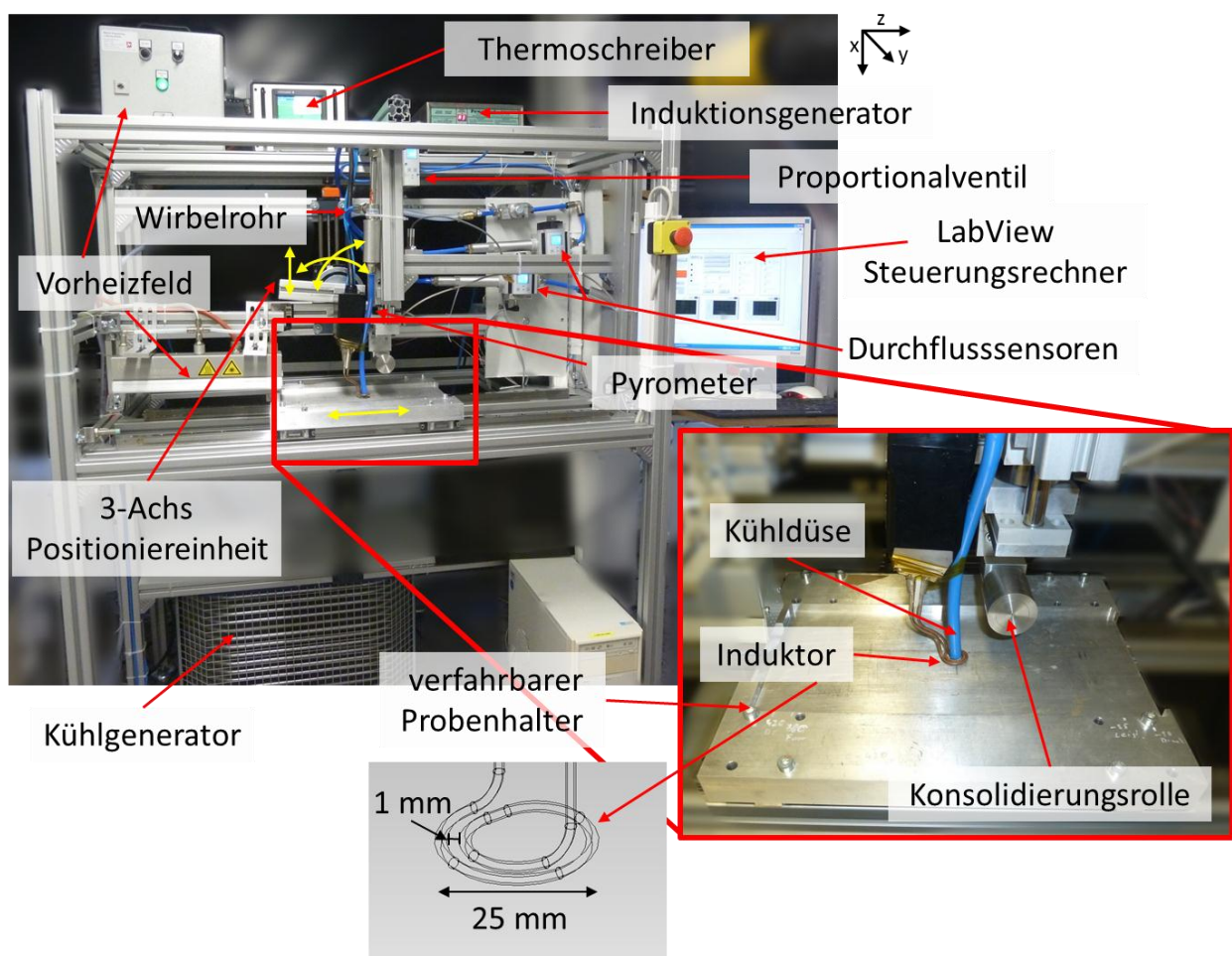


Abbildung 14: Induktionsschweiß-Versuchsstand am IVW

Für Referenzmessungen kommt zudem ein 4-Kanal faseroptisches Temperatur-Messsystem von Polytec zum Einsatz. Die Druckaufbringung erfolgt durch den Festo Druckzylinder DSBC in Kombination mit dem Festo Proportionalventil VPPM. Die Druckluftversorgung erfolgt über ein 0,6 MPa Druckluftanschluss. Dieser wird zur

Kühlung der Oberfläche mit einer Kühldüse verwendet. Die Druckluftdurchflussmenge wird im Bereich 0-900 l/min reguliert. Die Messung der Durchflussmenge erfolgt durch Festo SFAM-62 Durchflusssensoren. Die Temperatur der Kühldruckluft wird mit einem Wirbelrohr (Serie 3400) mit verschiedenen Wirbelgeneratoren im Bereich von -30 °C – 20 °C variiert (siehe Abbildung 65; E Details zum Versuchsstand). Die in den späteren Untersuchungen verwendeten Kaltluft- und die dazugehörigen Eingangsströme sind in Tabelle 27 aufgeführt. Die Steuerung erfolgte durch einen LabVIEW-Steuerungsrechner.

6.1.2 Steuerungssoftware

Die Steuerung des Induktions-Schweißversuchsstandes erfolgte durch einen LabVIEW-Steuerungsrechner (Abbildung 14). In Abbildung 15 ist die grafische Benutzeroberfläche (GUI) des LabVIEW-Programms gezeigt. Mit dieser werden folgende Parameter gesteuert:

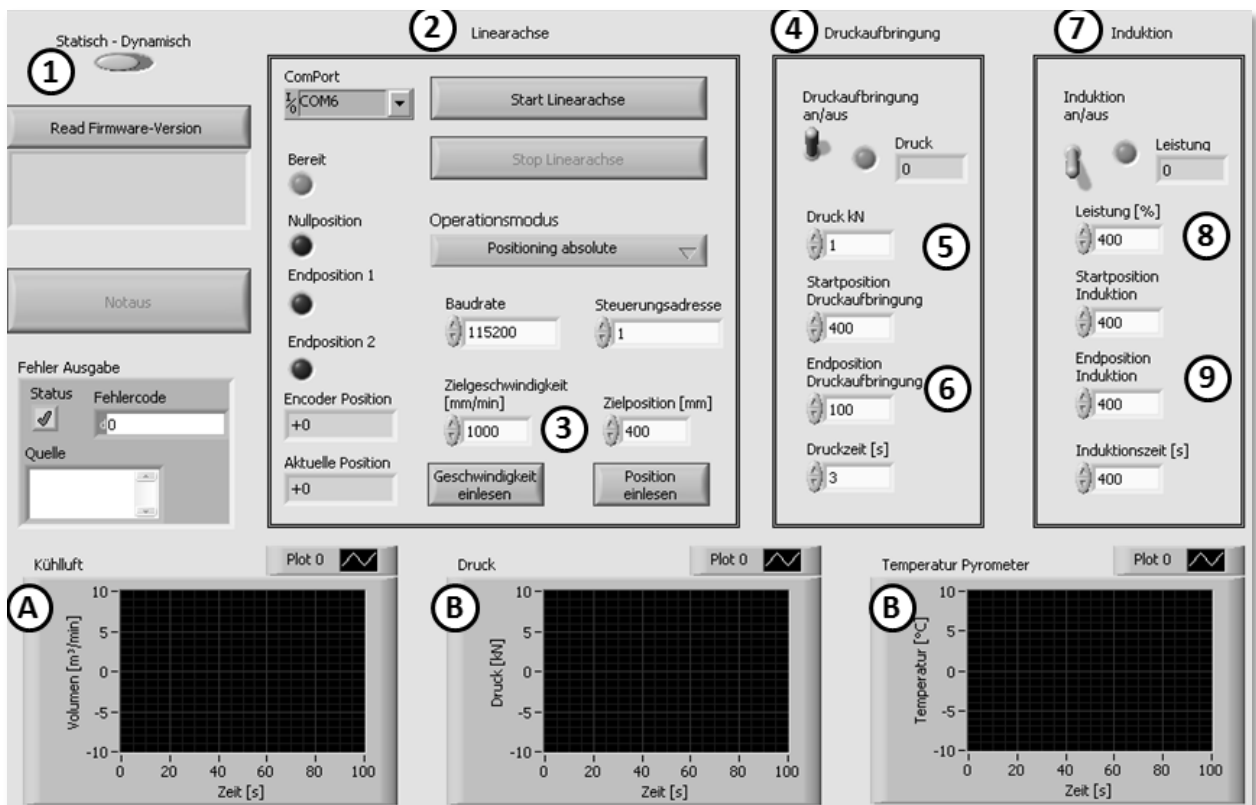


Abbildung 15: LabVIEW-Steuerung des Induktionsschweiß-Versuchsstands

1. Auswahl einer kontinuierlichen oder statischen induktiven Erwärmung bzw. Verschweißung
2. Steuer- und Kontrollfeld der Linearachse
3. Eingabefelder der Verfahrensgeschwindigkeit und des Verfahrenswegs
4. Steuer- und Kontrollfeld der Druckaufbringung
5. Eingabefeld des Konsolidierungsdrucks
6. Eingabefelder des Druckapplikationsbereichs (kontinuierlich) oder der Druckapplikationszeit (statisch)
7. Steuer- und Kontrollfeld der Induktion
8. Eingabefeld der Leistung
9. Eingabefelder des induktiven Erwärmungsbereichs (kontinuierlich) oder der induktiven Erwärmungszeit (statisch)

Angezeigt und aufgezeichnet werden:

- A. Das Volumen der Kühlluft
- B. Der aufgebrachte Druck
- C. Die Oberflächentemperatur des Laminats im mittleren Bereich des Induktors

6.2 Materialien

In diesem Kapitel werden die in der Arbeit verwendeten Materialien und deren Eigenschaften beschrieben. Zudem wird genauer auf die Herstellung der Lamine, welche im späteren Verlauf als Probekörper dienen, eingegangen und auch deren Eigenschaften beschrieben.

6.2.1 Halbzeuge

Bei allen Untersuchungen werden kohlenstofffaserverstärkte (CF) Polyetheretherketon (PEEK)-Lamine verwendet. Diese werden hergestellt aus kohlenstofffaserverstärkten PEEK Tapes (CF/PEEK-UD) von Toho Tenax oder kohlenstofffaserverstärktem PEEK Gewebe (CF/PEEK-FAB) von Toho Tenax (Eigenschaften siehe Tabelle 9), den sogenannten thermoplastischen Prepregs.

Tabelle 9: Eigenschaften der verwendeten Halbzeuge [164, 165]

Produkt	TPWF PEEK-HTA40	TPUD PEEK-HTS45
Halbzeugart	Kohlenstofffasergewebe PEEK Prepreg	UD-Kohlenstofffaser PEEK Prepreg
Faser	Tenax-E HTA40 3K	Tenax-E HTS45 12K
Matrix	PEEK (Vestakeep 2000)	PEEK (Vestakeep 2000)
Flächengewicht [g/m²]	475	220
Matrixgehalt [Gewichts%]	40	34
Dichte (Faser) [g/cm³]	1,76	1,77
Dichte (Matrix) [g/cm³]	1,3	1,3
Dicke (60 % FVG) [mm]	0,31	0,134
Breite [mm]	1200	304,8
Bindung	Leinwand	-
Glasübergangstemperatur [°C]	143	143
Schmelztemperatur [°C]	342	342

6.2.2 Laminatherstellung

Für die Laminatherstellung werden die thermoplastischen Prepregs der Laminatgröße entsprechend zugeschnitten. Der Lagenaufbau des Laminats wird aus diesen Zuschnitten aufgebaut. Zur Fixierung der Tapes miteinander werden diese mit einem LötKolben aufeinander geheftet. Die Konsolidierung erfolgt in einem Ofen unter Verwendung des Vakuumaufbaus aus Abbildung 16. Unter vollem Vakuum wird der Ofen undefiniert bis auf 400 °C aufgeheizt. Diese Temperatur wird 1 Stunde gehalten und anschließend mit maximal 5 °C pro Minute abgekühlt.

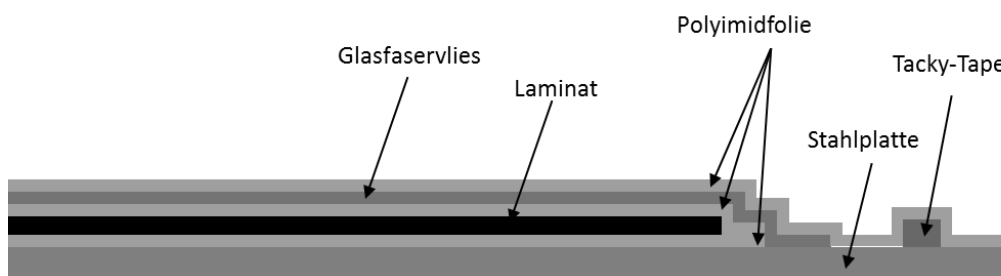


Abbildung 16: Vakuumaufbau zur Herstellung der Laminat

6.2.3 Lamineigenschaften

- **Faservolumen- und Porengehalt**

Der Faservolumengehalt der verwendeten Materialien wurde von der Universität Augsburg am Lehrstuhl für Experimentalphysik II für die Lamine nach [166] bestimmt. Die Faservolumengehalte der Probekörper nach der Konsolidierung sind in Tabelle 10 aufgeführt.

Tabelle 10: Faservolumengehalt der CF/PEEK-Lamine

Halbzeug	Faservolumengehalt [%]	Porengehalt [%]
TPUD PEEK-HTS45	62,0 (+/-1,1)	0,7 (+/-0,3)
TPWF PEEK-HTA40	56,3 (+/-1,8)	1,9 (+/-0,6)

- **Zug- und Schubfestigkeit**

Die Schubfestigkeit wurden nach AIMM 1-0002 [167] bei 23 °C, die Zugfestigkeiten nach DIN EN ISO 527-4 [168] bei 23 °C bestimmt. Die jeweiligen Ergebnisse sind in Tabelle 11 aufgeführt.

Tabelle 11: Zug- und Schubfestigkeiten der CF/PEEK-Lamine [164, 165]

Parameter	Halbzeug	Aufbau	Wert
Zugfestigkeit	TPUD PEEK-HTS45	0°	2450 MPa
Zugfestigkeit	TPUD PEEK-HTS45	90°	88 MPa
Zugfestigkeit	TPWF PEEK-HTA40	[(0,90) ₃] _s	955 MPa
E-Modul	TPUD PEEK-HTS45	0°	142 GPa
E-Modul	TPWF PEEK-HTA40	[(0,90) ₃] _s	60 GPa
Scherfestigkeit	TPWF PEEK-HTA40	[(0,90) ₂] _s	160 MPa
G-Modul	TPWF PEEK-HTA40	[(0,90) ₂] _s	5 GPa

- **Dichte**

Die Dichte der Lamine wird mit Hilfe der Dichten aus Tabelle 9 und den ermittelten Faservolumengehalten bestimmt (siehe Tabelle 12).

Tabelle 12: Dichte der CF/PEEK-Lamine

Material	Dichte [g/cm ³]
TPUD PEEK-HTS45	1,59
TPWF PEEK-HTA40	1,56

- **Thermische Leitfähigkeit und Kapazität**

Die thermische Kapazität der verwendeten Lamine wurde von Airbus Group Innovations (Ottobrunn) bestimmt. Dazu erfolgte eine DSC-Messung (DSC Q20 von TA Instruments) mit der Saphir-Methode, bei der die Wärmekapazität eines Saphirs im Vergleich zum Probenmaterial gemessen wird. Die Messung erfolgte wie in Abbildung 17 gezeigt im Temperaturbereich von 0 °C bis 440 °C. Die gemessenen Werte werden in der Abbildung linear interpoliert.

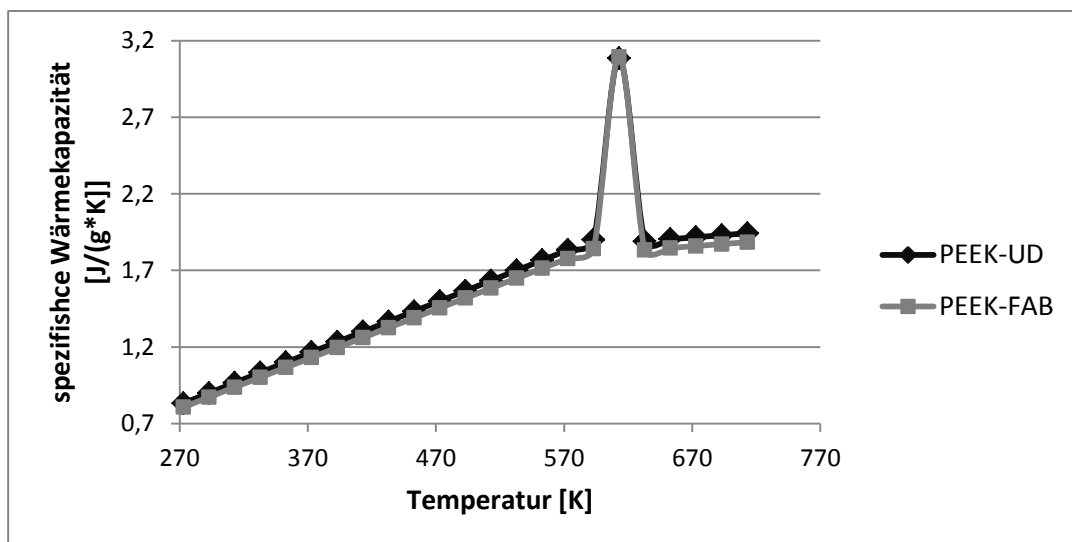


Abbildung 17: Spezifische Wärmekapazität der Lamine in Abhängigkeit der Temperatur

Die Messung der Wärmeleitfähigkeit in Dickrichtung wurde von der Universität Augsburg am Lehrstuhl für Experimentalphysik II durchgeführt. Die Messung erfolgt unter Verwendung der Laser Flash Methode (LFA). Die Ergebnisse sind in Tabelle 13 aufgeführt.

Tabelle 13: Thermische Leitfähigkeit der CF/PEEK-Lamine

Parameter	PEEK-UD	PEEK-FAB
Thermische Leitfähigkeit in Dickenrichtung [W/(mK)]	0,31	0,33

- **Relative Permittivität und relative magnetische Permeabilität**

Die elektromagnetischen Parameter relative Permittivität und relative magnetische Permeabilität wurden von Fink, Mitschang, Moser und Rudolf [44, 65, 169] übernommen (siehe Tabelle 14).

Tabelle 14: Relative Permittivität und relative magnetische Permeabilität der CF/PEEK-Lamine [44, 65, 169]

Parameter	CF/PEEK
Relative Permittivität [F/m]	3,7
Relative magnetische Permeabilität [H/m]	1

- **Elektrische Leitfähigkeit**

Die elektrische Leitfähigkeit der verwendeten Materialien wurde von Airbus Group Innovations (Ottobrunn) bestimmt. Dazu erfolgte eine dreistufige Oberflächenvorbereitung mit Polieren (Körnung 1200), Reinigen (Isopropanol) und Aufbringen von Silberlack (Conrad Electronic ; Product-Id 53004262). Die Tests wurden nach dem Standard [170] mit der Anlage Keithley 2400 inkl. Testvorrichtung von (Keithley Instruments Inc.) durchgeführt. Die Leitfähigkeitswerte sind in Tabelle 15 aufgelistet.

Tabelle 15: Elektrische Leitfähigkeit der CF/PEEK-Lamine

Material	Elektrische Leitfähigkeit x-Richtung [S/m]	Elektrische Leitfähigkeit z-Richtung [S/m]
TPUD PEEK-HTS45	$7,0 \cdot 10^3$	$9,8 \cdot 10^3$
TPWF PEEK-HTA40	$6,3 \cdot 10^3$	$9,7 \cdot 10^3$

6.3 Charakterisierungsmethoden und Probekörperherstellung

Dieses Kapitel beschreibt die Versuchsaufbauten, Messparameter und Probekörperherstellung der in dieser Arbeit durchgeführten praktischen Untersuchungen. Es gliedert sich dabei in die vier Unterkapitel Temperaturmessung mit Thermoelementen, Temperaturverteilung beim statischen induktiven Erwärmen, Temperaturverteilung beim kontinuierlichen Induktionsschweißen und die Sensibilitätsanalyse.

6.3.1 Charakterisierungsmethoden und Probekörperherstellung zur Untersuchung der interlaminaren Temperaturmessung mit verschiedenen Thermoelementtypen

Um die Eignung von Thermoelementen zur interlaminaren Temperaturmessung während des induktiven Schweißprozesses zu bestimmen, werden sechs verschiedene Thermoelementtypen (Typ: J; K; T; E; N; S) untersucht. Diese werden aufgrund ihrer Verfügbarkeit und Ihrer jeweiligen Eigenschaften (Temperaturbereich, magnetische Eigenschaften, minimaler Drahtdurchmesser) ausgewählt. Zur Bestimmung der prozessabhängigen Parameter Abstand zum Induktor und Induktionsgeneratorleistung kann (3. 23) verwendet werden. Es werden jeweils drei Abstände und Leistungen betrachtet (siehe Tabelle 16). Ein weiterer Einflussfaktor auf die Messung ist die Wärmestrahlung des Induktors. Wie in Kapitel 3.4.3 erwähnt, beeinflussen auch die Drahtdicke und die von der Legierung abhängige Curie-Temperatur die Messung.

Um den Einfluss dieser sechs Einflussparameter zu bestimmen bzw. zu verifizieren, werden drei unterschiedliche Versuchsaufbauten gewählt. Der Einfluss der Parameter Thermoelementtyp, Induktorabstand, Induktionsgeneratorleistung und Thermoelementdicke wird mit Versuchsaufbau 1 untersucht. Mit Versuchsaufbau 2 wird der Einfluss der Wärmestrahlung des Induktors und mit Versuchsaufbau 2 der Einfluss der Thermoelementtemperatur untersucht (siehe Abbildung 18). Bei allen Versuchsaufbauten werden die Thermoelemente mit einer Lage Polyimidklebeband auf dem Probenträger fixiert. Für die Versuchsaufbauten 1 und 2 wird ein PEEK-Probenträger gewählt. Für Versuchsaufbau 3 wird als Probenträger eine beheizbare Keramik-Platte verwendet. Die thermische Abschirmung bei Versuchsaufbau 2 wird mit einem Rohacell®-Schaum realisiert. Die für den jeweiligen Versuchsaufbau verwendeten Thermoelementtypen, Thermoelementdrahtdicken und alle weiteren Parameter sind in Tabelle 16 aufgeführt.

Tabelle 16: Parameter der Versuchsaufbauten 1-3 zur Thermoelementeignungsbestimmung der Temperaturmessung im elektromagnetischen Feld (EMF)

Versuchsaufbau	1	2	3
Thermoelementtyp	J; K; T; E; N; S	J; K; T; E; N; S	J; K; T; E; N; S
Thermoelement-Durchmesser [mm] (Typ: J; T; E; N; S)	0,13	0,13	0,13
Thermoelement-Durchmesser [mm] (Typ: K)	0,02; 0,05; 0,07; 0,013; 0,25; 0,38	0,02; 0,05; 0,07; 0,013; 0,25; 0,38	0,02; 0,05; 0,07; 0,013; 0,25; 0,38
Induktionsgeneratorleistung [%]	10; 50; 99	10; 50; 99	99
Abstand Induktor-Thermoelement [mm]	1; 2; 3	2	1
Heizzeit [s]	5	5	5
Probenträger	PEEK-Platte	PEEK-Platte	Keramikplatte
Probenträgertemperatur [°C]	20	20	50; 100; 150; 200; 250; 300
Abschirmung	Keine	Rohacell® Schaum	Keine

Da bei der induktiven Erwärmung auch die Kohlenstofffasern selbst von elektrischem Strom durchflossen werden, ist der Kontakt zwischen den Thermoelementspitze und den Fasern ein weiterer Einflussfaktor. Durch die Verwendung unterschiedlicher elektrischer Isolierungen gilt es, den Einfluss des elektrischen Stroms in der Faser auf die Messung zu verifizieren. Aufgrund der hohen Prozessgeschwindigkeit beim Induktionsschweißen beeinflussen die elektrischen Isolierungen, welche die Thermo-elementspitze auch thermisch isolieren, den Prozess. Ein weiterer Nachteil bei der Verwendung von Isolierungen ist eine Beeinflussung der induktiven Erwärmung des Laminats durch die elektrische Isolierung der Laminatlagen voneinander. Dadurch wird der elektrische Strom beim Übergang von einer Laminatlage zur nächsten

behindert, wodurch die Erwärmung vermindert wird. Daher werden die drei Varianten keine Isolierung, die Isolierung mit Polyimidklebeband und die Isolierung mit Glasgewebe untersucht. Zur Untersuchung des Einflusses werden die Proben wie in Abbildung 18 dargestellt, mit einem Induktorabstand von 4 mm und einer Generatorleistung von 10 % für 2 Sekunden unter dem Induktor erwärmt.

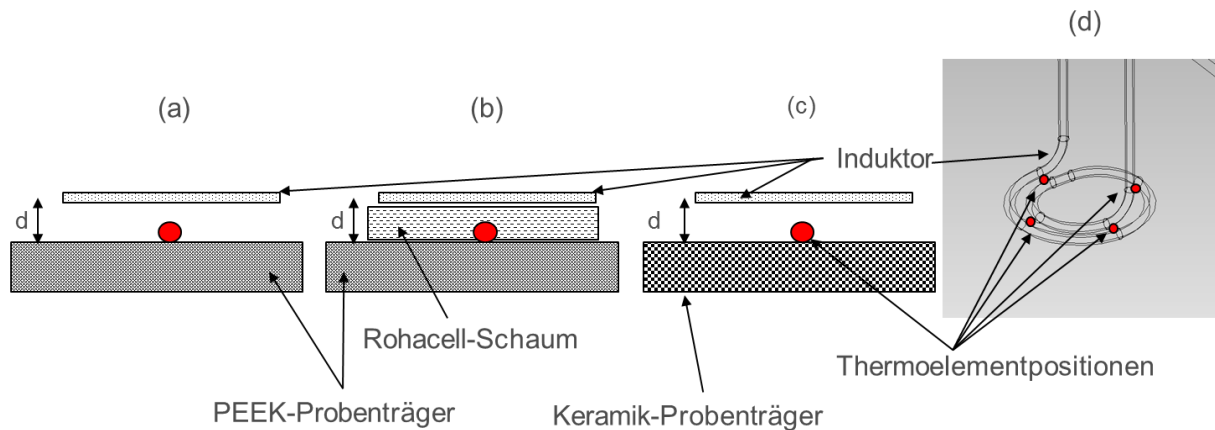


Abbildung 18: Versuchsaufbauten zur Bestimmung der Eignung von Thermoelementen für die Temperaturmessung im EMF ((a) Versuchsaufbau 1; (b) Versuchsaufbau 2; (c) Versuchsaufbau 3; (d) Messpositionen der Thermoelemente für alle Versuchsaufbauten unter dem Induktor)

Dazu werden Probekörper mit integrierten Thermoelementen hergestellt. Um den Einfluss der Fixierung und Isolierung der Thermoelemente im Laminat zu bestimmen, werden drei Varianten untersucht. Die Thermoelemente werden mit 10 mm Abstand zur Spitze mit einem Polyimidklebeband [171] fixiert (1). Eine Isolierung der Messspitze zu den Kohlenstofffasern erfolgt nicht. Das Thermoelement wird mit einer Lage Polyimidklebeband [171] unter und über der Messspitze fixiert und isoliert (2). Die dritte Isolierungsart erfolgt durch eine Lage Glasfaservlies (Faserflächengewicht 4 g/m² 172) ober- und unterhalb der Messspitze (3). Das Vlies wird wiederum mit Polyimidklebeband isoliert (siehe Abbildung 19). Es werden Typ E Thermoelemente mit einem Drahtdurchmesser von 0,13 mm verwendet und der Abstand von einem Thermoelement zum nächsten beträgt 10 mm.

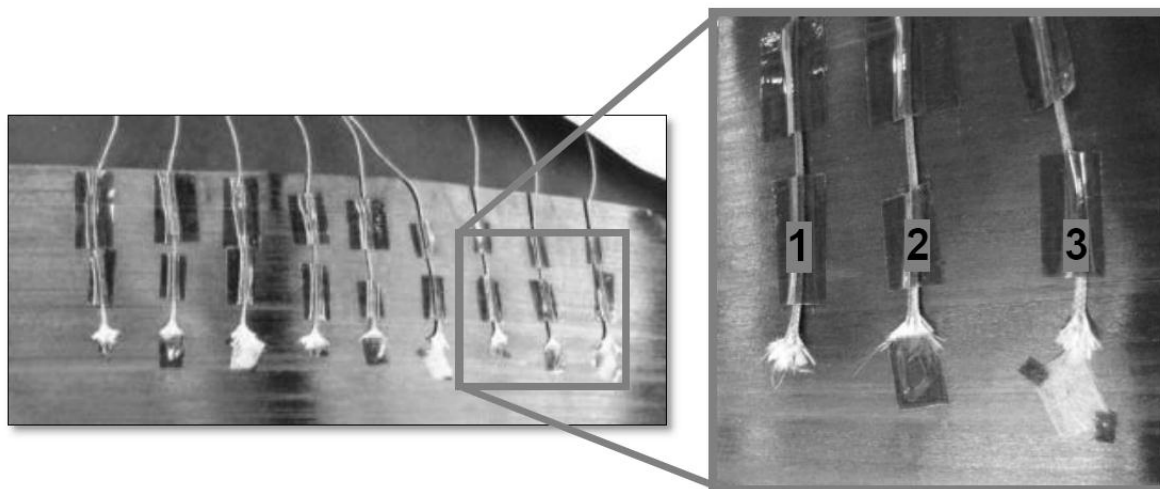


Abbildung 19: Isolierungsvarianten interlaminarer Thermoelemente in einem 8-lagigen CF/PEEK-Laminat (1. ohne Isolierung; 2. mit Polyimidisolierung; 3. mit Glasgewebeisolierung)

6.3.2 Charakterisierungsmethoden und Probekörperherstellung zur Untersuchung der Temperaturverteilung beim statischen induktiven Erwärmen

Zur Validierung des entwickelten Modells wird die Temperaturverteilung in Dickenrichtung, der Einfluss der Laminatdicke auf diese und das theoretisch diskutierte Zurückspiegeln des elektromagnetischen Feldes beim Unterschreiten der Skintiefe untersucht. Dazu muss die Temperatur im Laminat in verschiedenen Dicken während des Erwärmungsprozesses gemessen werden. Über die Dicke werden dazu verschiedenen Messpositionen definiert. Die Messpositionen geben dabei die Positionen der Thermoelemente im Laminat an, wobei die Position 0 die dem Induktor zugewandte Oberfläche beschreibt und alle weiteren Positionen die Unterseite der jeweiligen Lage (bspw. Unterseite Lage 5 entspricht Thermoelementposition 5, siehe Abbildung 20). Pro Messposition werden insgesamt sechs Probekörper hergestellt. Die zu untersuchenden Laminatdicken mit den entsprechenden Elementpositionen, den Lagenaufbauten und der Bezeichnung sind in Tabelle 17 aufgeführt. Im weiteren Verlauf der Arbeit werden die Probekörper nur noch mit ihrer jeweiligen Bezeichnung benannt.

Tabelle 17: Aufbau der Probekörper mit integrierten Thermoelementen

Halbzeug	La- gen	Messposi- tionen	Lagenaufbau	Dicke [mm]	Bezeich- nung	
TPUD PEEK- HTS45	4	0; 1; 2; 3; 4	$[(0^\circ/90^\circ)_2]_s$	0,52	PEEK-UD-4	UD-Laminat
TPUD PEEK- HTS45	8	0; 1; 2; 3; 4; 5; 6; 7; 8	$[(0^\circ/90^\circ)_4]_s$	1,04	PEEK-UD-8	
TPUD PEEK- HTS45	16	0; 1; 4; 6; 8; 10; 12; 15; 16	$[(0^\circ/90^\circ)_8]_s$	2,08	PEEK-UD-16	
TPUD PEEK- HTS45	32	0; 2; 4; 8; 12; 16; 20; 24; 28; 30; 32	$[(0^\circ/90^\circ)_{16}]_s$	4,16	PEEK-UD-32	
TPWF PEEK- HTA40	4	0; 1; 2; 3; 4	$[(0^\circ/90^\circ)_2]_s$	1,24	PEEK-FAB-4	gewebeverstärktes Laminat
TPWF PEEK- HTA40	8	0; 1; 2; 3; 4; 5 ; 6 ; 7; 8	$[(0^\circ/90^\circ)_4]_s$	2,48	PEEK-FAB-8	
TPWF PEEK- HTA40	16	0; 1; 4; 6; 8; 10; 12; 15; 16	$[(0^\circ/90^\circ)_8]_s$	4,96	PEEK-FAB- 16	

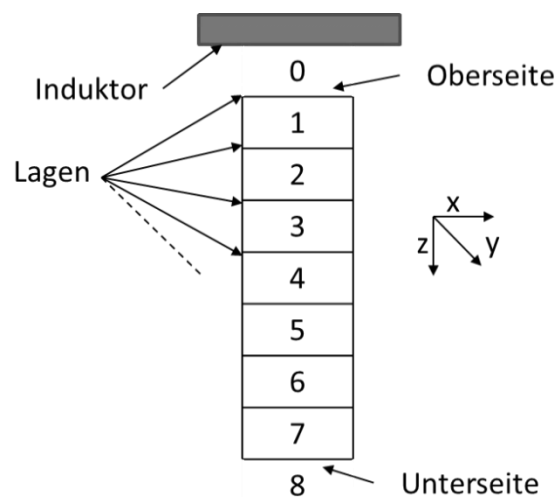


Abbildung 20: Messpositionen (z-Richtung) der Thermoelemente im Laminat

Bei der interlaminaren Temperaturmessung werden vor jedem Messdurchgang die Lamine so ausgerichtet, dass die Position (die Thermoelementspitze), an welcher

die Temperatur gemessen wird, an der vorab definierten Stelle unter dem Induktor liegt (siehe Abbildung 21). Somit kann bei jeder Messung die Temperatur nur an einer Position (einem Thermoelement) gemessen werden. Nach jedem Messdurchgang wird die Temperatur des Laminats auf Raumtemperatur abgekühlt bevor eine neue Messung folgt.

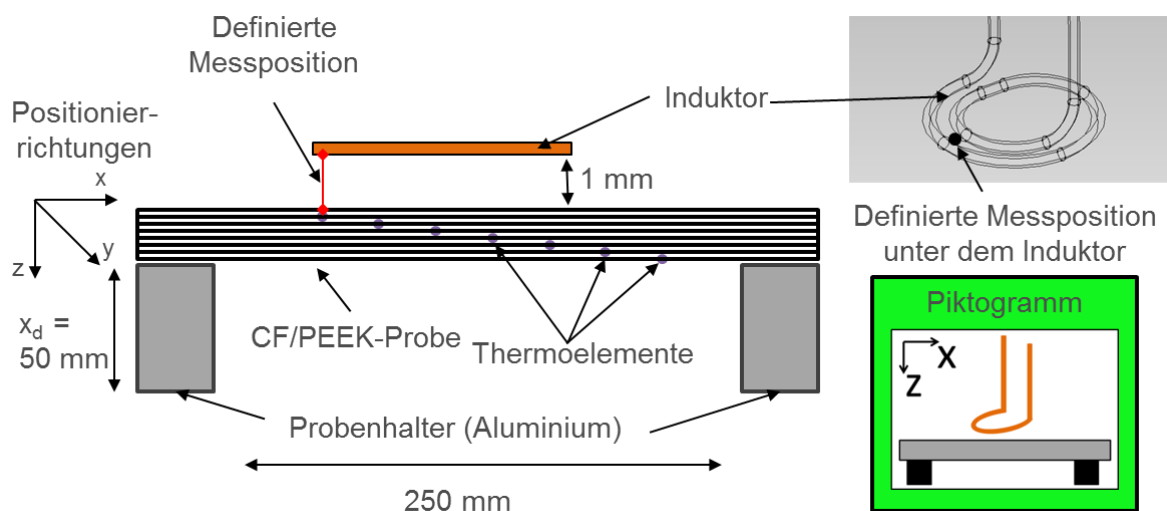


Abbildung 21: Versuchsaufbau zur Validierung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung (mit piktografischer Darstellung unten rechts)

Je Probekörperaufbau (beispielweise PEEK-UD-4) werden sechs Thermoelemente pro Messposition (z-Richtung) in Laminat eingebracht. Diese sechs Thermoelemente je Messposition (z-Richtung) befinden sich allerdings auf unterschiedlichen X- bzw. y-Positionen. Aus diesen sechs Thermoelementen je Messposition in (z-Richtung) werden anschließend die Mittelwerte der Temperaturverläufe gebildet (Messrate 8 Hz). Die gemittelten Temperaturverläufe einer jeden Messposition (z-Richtung) je Laminat werden im weiteren Verlauf so ausgewertet, dass bei statischer Erwärmung jeweils die gemessene Temperatur nach zwei Sekunden Aufheizdauer analysiert wird. Zur Validierung des Modells werden zudem auch die Temperaturverläufe über die komplette Zeitspanne von zwei Sekunden betrachtet. Wie in Abbildung 21 gezeigt, haben die Aluminiumprobekörper einen Abstand von 250 mm. Durch die geringe Prozesszeit und den großen Abstand zum Induktor haben diese daher keinen Einfluss auf den Erwärmungsprozess.

Bei der Untersuchung der Rückspiegelung des elektromagnetischen Feldes in das Laminat, wie durch (5. 5) beschrieben, wird der bisherige Versuchsaufbau (Abbildung 21), durch eine 10 mm dicke Platte Fluxtrol unter dem Laminat ergänzt (siehe Abbildung 22). Dieser Werkstoff spiegelt das elektromagnetische Feld [173] und wirft somit das aus dem Probekörper austretende Feld in das Laminat zurück.

Die Untersuchungen, die zur Validierung des Modells dienen, werden mit den Parametern aus Tabelle 18 durchgeführt. Die Parameter werden so gewählt, dass das Laminat nicht aufschmilzt und die Messung somit wiederholt werden kann. Alle Versuche werden statisch durchgeführt.

Tabelle 18: Versuchsparameter zur Modellvalidierung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung

Parameter	Wert
Abstand Induktor Unterseite - Probekörper Oberseite [mm]	1; 3
Induktionsgeneratorleistung [%]	10
Generatorfrequenz [kHz]	470
Erwärmungszeit [s]	2
Messintervall [Hz]	8
Anzahl der Wiederholungen	3
Ausgangstemperatur [°C]	25
Anpresskraft [kN]	1

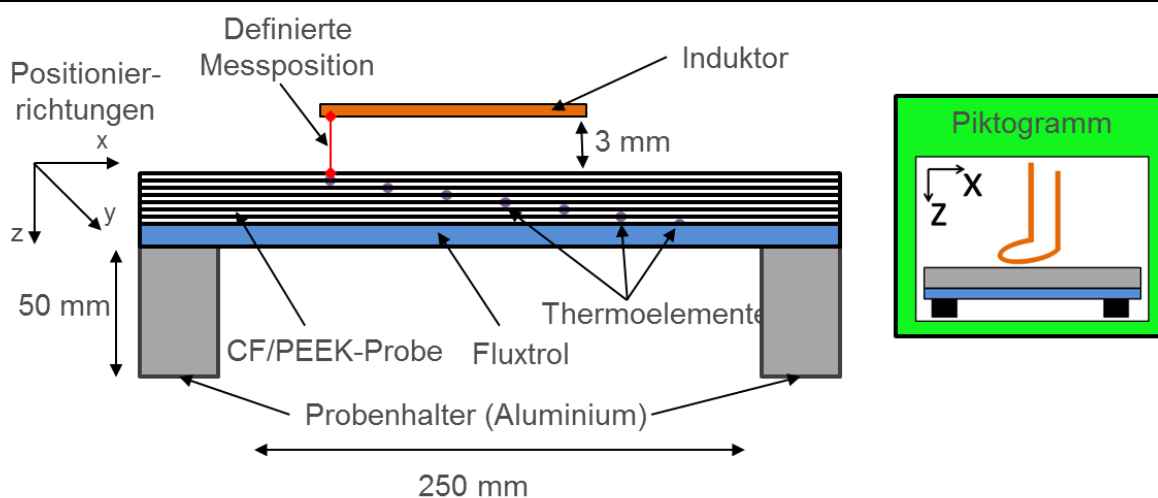


Abbildung 22: Versuchsaufbau zur Untersuchung der Rückspiegelung des elektromagnetischen Feldes in das Laminat (mit piktografischer Darstellung unten rechts)

Der Einfluss der Oberflächenkühlung mit Druckluft wird mit dem Versuchsaufbau dargestellt in Abbildung 23 untersucht. Im Vergleich zum Aufbau gezeigt in Abbildung 21 ist in diesem Aufbau eine Druckluftdüse mit einem Abstand von 4 mm zur Laminatoberfläche ergänzt.

Um den Einfluss der erzwungenen Konvektion auf die Temperaturverteilung und das Modell zu untersuchen, werden Messungen mit unterschiedlichen Druckluftvolumina und Drucklufttemperatur durchgeführt. Die Probekörper aus den Untersuchungen zur Temperaturverteilung in Dickenrichtung werden wiederverwendet. Die gewählten Parameter sind in Tabelle 19 aufgeführt.

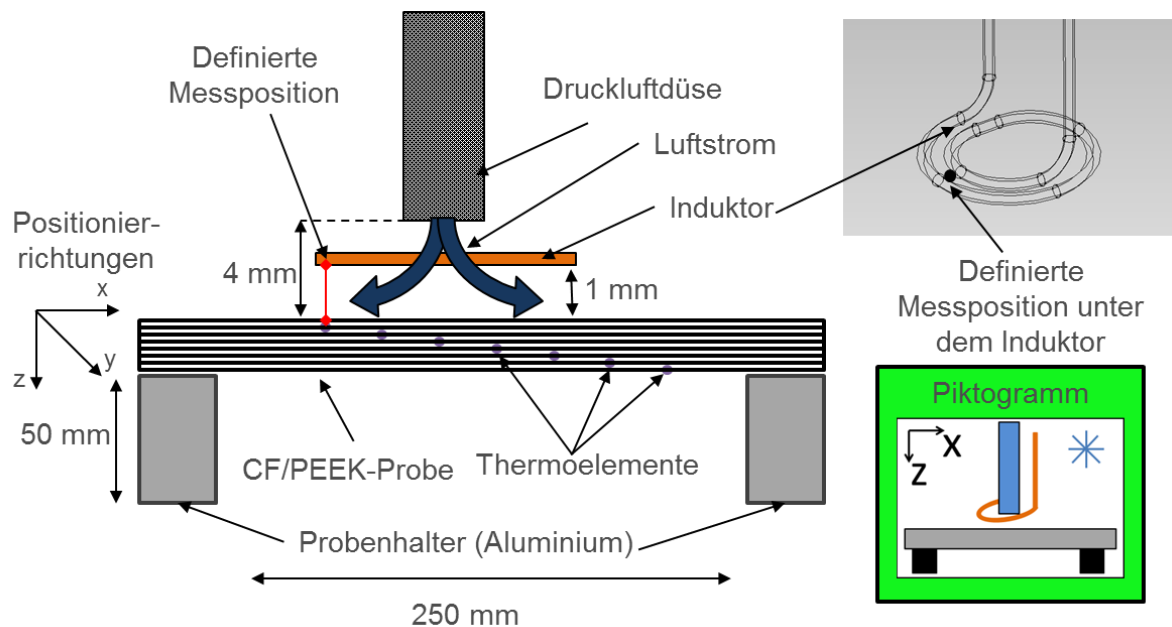


Abbildung 23: Versuchsaufbau zur Untersuchung der Optimierung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung durch die Verwendung von Druckluft (mit piktografischer Darstellung unten rechts; Schneeflocke zeigt Kühlung mit reduzierter Drucklufttemperatur an)

Zur Validierung des Temperaturverlaufsmodells in Dickenrichtung für gestapelte Lamine, welche mit dem Anpressdruck P_c aufeinander gepresst werden, wird der in Abbildung 24 gezeigte Versuchsaufbau verwendet. Durch die Konsolidierung der Lamine mit einer Vakuumfolie weist die obere Seite starke Unebenheiten auf. Die der Stahlplatte zugewandte Seite ist dahingegen glatt. Um einen möglichst gleichmäßigen Kontakt zwischen den gestapelten Platten zu ermöglichen, sind die glatten

Flächen stets der anderen Platte zugewandt. Die Druckapplikation erfolgt durch einen Holzrahmen mit der Kantenlänge 50 mm. Dieser gewährleistet eine gleichmäßige Kraftübertragung vom Druckzylinder auf das Laminat.

Tabelle 19: Versuchsparameter zur Optimierung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung durch die Kühlung der Oberfläche mit Druckluft

Parameter	Wert
Abstand Induktor Unterseite - Probekörper Oberseite [mm]	1
Induktionsgeneratorleistung [%]	10
Generatorfrequenz [kHz]	470
Erwärmungszeit [s]	2
Druckluftvolumen [l/min] bei 25 °C Drucklufttemperatur	100; 300; 500
Drucklufttemperatur [°C] bei 100 l/min Druckluftvolumen	25; 0; -15; -30
Messintervall [Hz]	8
Anzahl der Wiederholungen	3
Ausgangstemperatur [°C]	25

Die Herstellung der Lamine erfolgt wie in Kapitel 6.2.2 beschrieben. Bei der Bestimmung des Temperaturverlaufs in Dickenrichtung werden zusätzlich noch interlaminar Thermolemente eingebracht. Um den Einfluss der Dicke zu berücksichtigen, werden verschiedene Lamine mit variierenden Lagenanzahlen gefertigt (siehe Tabelle 17). Die Thermolemente werden an definierten Messpositionen zwischen den Lagen positioniert. Es werden jeweils drei Probekörper in einen Probekörper integriert, damit reduziert sich der Aufwand. Diese Positionen sind (flächig) so verteilt, dass die Thermolemente in einer Lage weder auf der gleichen Horizontalen noch auf der gleichen Vertikalen liegen. So können die Einflüsse einzelner Faserbündel auf das Erwärmungsverhalten mitbetrachtet werden. Zudem werden die Positionen so gewählt, dass sich die Drähte verschiedener Thermolemente nicht überlagern (siehe Abbildung 25).

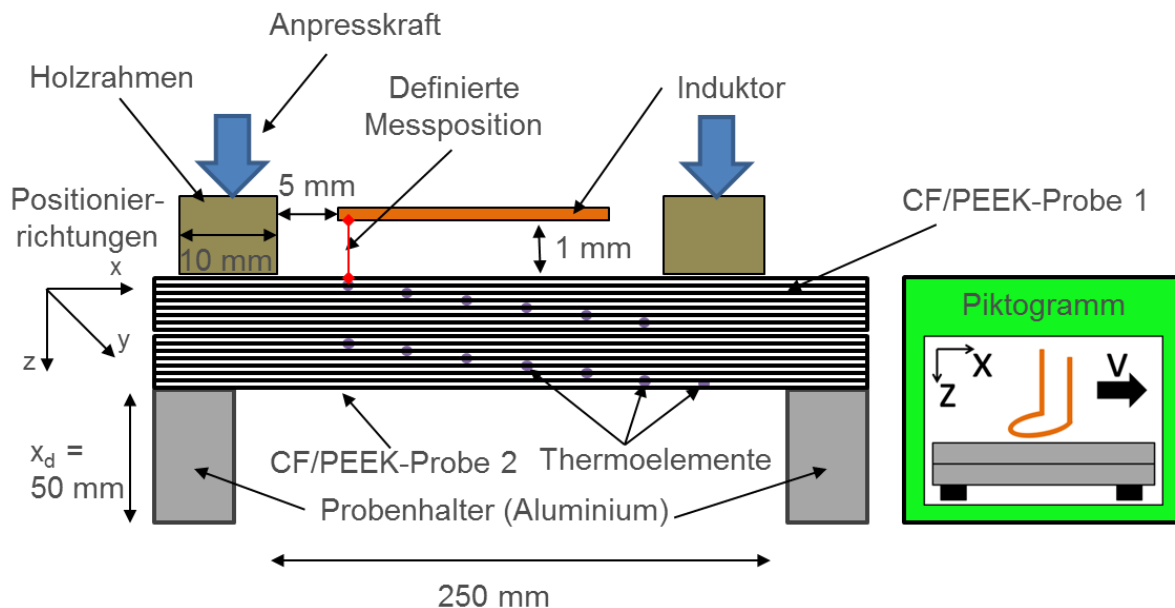
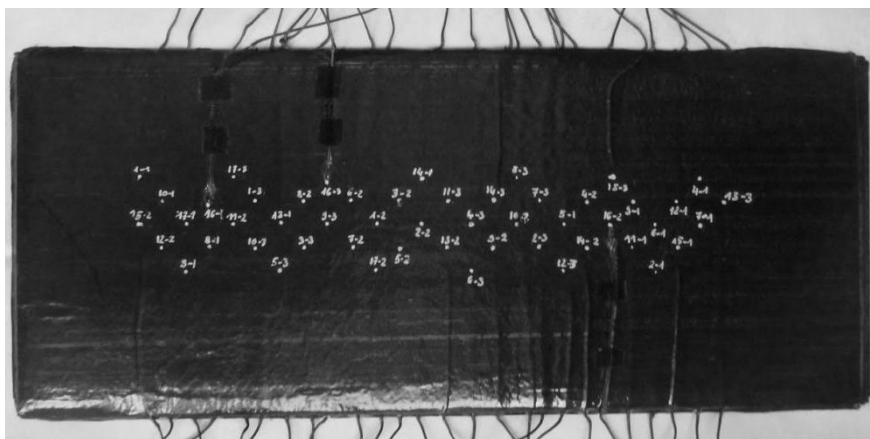


Abbildung 24: Versuchsaufbau zur Untersuchung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung bei 2 gestapelten Laminaten (mit piktografischer Darstellung unten rechts; im Piktogramm der dynamischen Schweißung ist im Vergleich zur statischen Erwärmung ein „v“ zur Anzeige der Geschwindigkeit ergänzt)



3-1		11-1		2-2		10-2		1-3		9-3		16-3
4-1	7-1	12-1	15-1	3-2	6-2	11-2	14-2	2-3	5-3	10-3	13-3	14-3
0-1	5-1	8-1	13-1	16-1	4-2	7-2	12-2	15-2	3-3	6-3	11-3	12-3
	1-1	6-1	9-1	14-1	0-2	5-2	8-2	13-2	16-2	4-3	7-3	12-3
		2-1		10-1		1-2		9-2		0-3		8-3

Abbildung 25: Nummerierung der Thermoelemente (oben: Probekörper mit angezeichneten Thermoelementpositionen; unten: schematische Beschreibung der Positionen)

Zur Steigerung der Genauigkeit und Maximierung der flächigen Auflösung werden die Thermoelemente mit zwei Matrizen positioniert. Dies erfolgt nachdem eine Lage auf eine andere geheftet wurde. Die Vorpositionierung der Thermoelemente erfolgt durch das Anschmelzen der Thermoelementposition auf dem Laminat mit einem LötKolben. Nach der Fixierung des Thermoelements an dieser Position wird das Thermoelement mit einem Laser ausgerichtet. Nach der Konsolidierung des Laminats, wie in Kapitel 6.2.2 beschrieben, werden mit den gleichen Matrizen die Positionen der Thermoelemente im Laminat auf der Oberfläche angezeichnet. Diese Markierung dient bei der späteren Erwärmung der Ausrichtung des Induktors. Mit diesem Vorgehen kann eine Positioniergenauigkeit kleiner 1 mm erreicht werden.

6.3.3 Charakterisierungsmethoden und Probekörperherstellung zur Untersuchung der Temperaturverteilung beim kontinuierlichen Induktionsschweißen

Um das statische Modell an kontinuierliche Verschweißungen zu adaptieren, werden die Parameter Schweißgeschwindigkeit und Kühlvolumenstrom (Druckluftvolumen) variiert. Alle Versuchsparameter sind in Tabelle 20 aufgeführt.

Tabelle 20: Versuchsparameter Übertragung des statischen Modells auf den kontinuierlichen Schweißprozess

Parameter	Wert
Abstand Induktor Unterseite - Probekörper Oberseite [mm]	1
Induktionsgeneratorleistung [%]	10
Generatorfrequenz [kHz]	470
Schweißgeschwindigkeit [m/min]	0,1 - 0,5
Druckluftvolumen [l/min] bei 25 °C Drucklufttemperatur	0-700
Messintervall [Hz]	8
Ausgangstemperatur [°C]	25

Die Herstellung der Lamine erfolgt wie in Kapitel 6.2.2 und 6.3 beschrieben. Zur Messung der Temperatur in Dickenrichtung während eines kontinuierlichen Schweißprozesses werden ausschließlich die Positionen der Thermoelemente

angepasst (siehe Abbildung 26). Die Lamine werden nach den in Tabelle 17 aufgeführten Lagenaufbauten gefertigt.

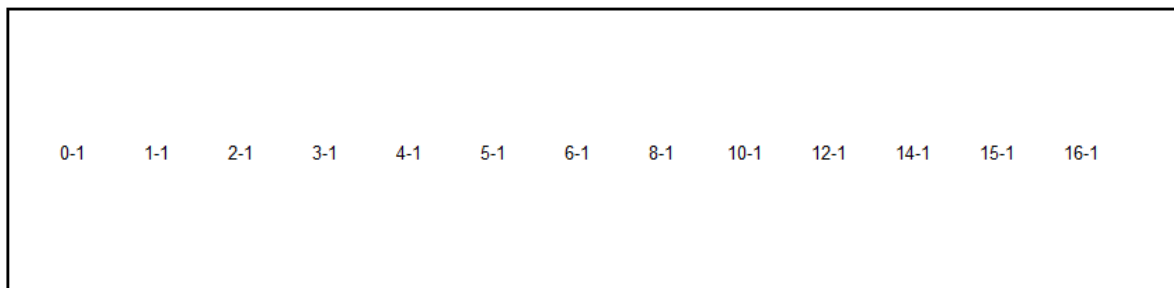


Abbildung 26: Nummerierung der Thermoelemente und schematische Beschreibung der Positionen (vgl. Abbildung 25)

6.3.4 Mechanische Festigkeit, Sensibilitätsanalyse und Ultraschalluntersuchung von induktiv verschweißten Probekörpern

Zur weiteren Validierung des Prozessfensters werden mit den definierten Variablen Verschweißungen durchgeführt und die Scherfestigkeit der verschweißten Lamine mit Hilfe von Single-Lap-Shear-Prüfkörpern überprüft. Für die Einordnung der erreichten Festigkeit werden parallel dazu Referenzproben hergestellt, welche unter Vakuum im Ofen gefügt werden.

Die 8-lagigen UD/PEEK-Lamine werden wie in Kapitel 6.2.2 beschrieben konsolidiert. Vor der Verschweißung werden die endkonsolidierten Lamine zugeschnitten und die Oberflächen mit Aceton gereinigt. Um die beim Induktionsschweißen in randnahen Bereichen auftretenden Randeffekte zu reduzieren, wird die normgerechte Überlapplänge [174] von 20 mm auf 52,5 mm erhöht. Allerdings wird der Schweißbereich durch die Verwendung von Polyimidklebeband auf 20 mm beschränkt (siehe Abbildung 27 (a)). So kann der normgerechte Schweißbereich eingehalten werden. Um die Lamine zu fügen, werden diese zueinander fixiert und anschließend bei den in Tabelle 22 gegebenen Parametern verschweißt.

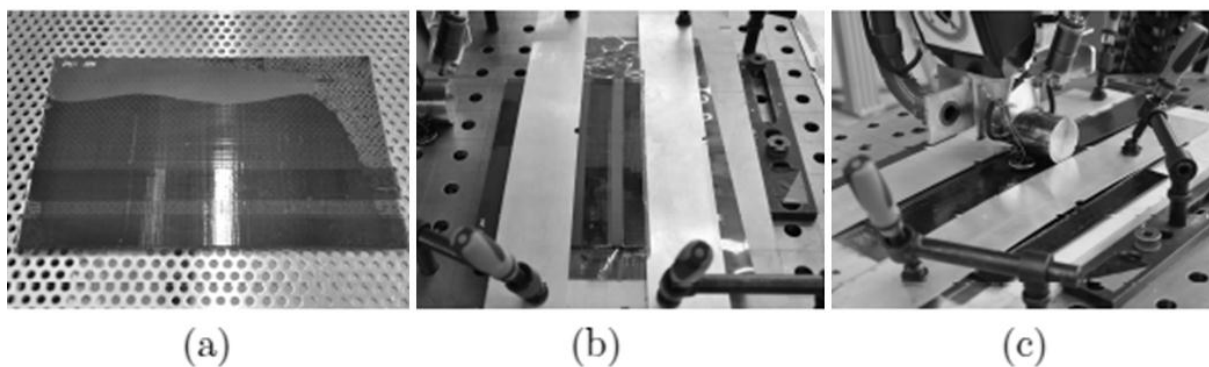


Abbildung 27: Verschweißung der Single-Lap-Shear-Prüfkörper ((a) Beschränken des Schweißbereichs mit Polyimidklebeband; (b) Einspannen der Prüfplatten vor dem Schweißprozess; (c) Verschweißen der Prüfkörper))

Um die Prozesssensibilität zu untersuchen, werden weitere Probekörper gefertigt, bei denen jeweils ein Parameter in Vergleich zu den definierten Parametern abweicht. Wie in Tabelle 21 aufgeführt, werden die Leistung, der Induktorabstand, die Anpresskraft und das Kühlvolumen variiert. Die Generatorleistung ist am Induktionsgenerator mit einer Genauigkeit von 1 % einstellbar und überwachbar. Ein Abweichen der Leistung im Prozess ist anlagenbedingt nur bei einer Fehlfunktion möglich, was durch die Prozessüberwachung detektiert wird. Gleiches gilt für die Schweißgeschwindigkeit und den Anpressdruck. Daher wird die Generatorleistung im Bereich +5 % bis -5 % der definierten Generatorleistung variiert. Die Schweißgeschwindigkeit wird im Bereich -0,05 m/min und +0,05 m/min variiert. Beim Anpressdruck ist ausschließlich eine Verringerung des Drucks möglich, da bei den definierten Prozessparametern mit maximalem Anpressdruck geschweißt wird. Im Vergleich zu den beschriebenen Parametern kann der Induktorabstand mit der verwendeten Anlagentechnik nicht überwacht werden. Ausgehend von den definierten Parametern wird der Abstand zwischen -1 mm und +1 mm variiert. Eine präzisere Einstellung ist beim aktuellen Versuchsstand und bei der industriellen Anlage unter Berücksichtigung des aktuellen Konzepts nicht möglich. Des Weiteren werden vor den Verschweißungen Polyimidklebebandstücke (siehe Abbildung 28), welche jeweils einen bestimmten Prozentsatz der Schweißfläche bedecken, in die Schweißnaht eingeklebt, um so den Einfluss von Fehlstellen aufzuzeigen. Ein weiterer Einflussfaktor besteht in der vor dem Schweißprozess durchgeführten Oberflächenvorbereitung. Um deren Auswir-

kungen auf die Verschweißung zu untersuchen, werden parallel zur in der Regel angewandten Reinigung mit Aceton noch drei weitere Verfahren untersucht. Dazu werden die Probekörper dem Konsolidierungsprozess entnommen und anschließend ohne Oberflächenvorbereitung, nach einer Aktivierung der Oberfläche mit Niederdruckplasma (Abbildung 60) und nach dem händischen Anschleifen der Oberfläche mit Schleifpapier (Körnung 320) und dem anschließenden Reinigen mit Aceton, induktiv verschweißt.

Tabelle 21: Variierte Parameter zur Untersuchung der Prozesssensibilität

Parameter	Werte
Leistung [%]	-5; -3;-1; +1; +3; +5
Induktorabstand [mm]	-0,5; +0,5; +1
Anpresskraft [kN]	-0,5; -0,3; -0,1
Geschwindigkeit [m/min]	-0,05; -0,03; -0,01; +0,01; +0,03; +0,05
Einschlüsse [%]	6; 3; 1,5
Kühlvolumen [l/min]	-100; -50; +50; +100
Oberflächenvorbereitung	Keine; Schleifen und Aceton; Plasmaaktivierung

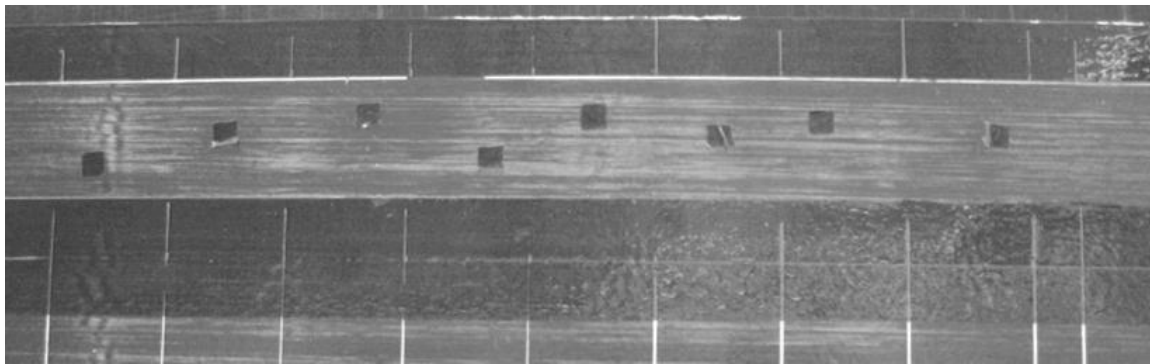


Abbildung 28: Polyimidklebeband-Einschlüsse im Schweißbereich

Parallel dazu werden als Referenzprobekörper im Ofen unter Vakuum zwei Lamine gefügt. Dazu werden die Lamine wie beschrieben konsolidiert, mit Aceton gereinigt, der Fügebereich mit Polyimidklebeband begrenzt und anschließend zueinander fixiert. Danach erfolgte ein zweiter Konsolidierungsprozess im Ofen wie in Kapitel

6.2.2 beschrieben. Die Prüfung der Laminare erfolgte normgerecht nach DIN EN 2243-1 6 [174].

Voraussetzung für die industrielle Anwendung des Prozesses in der Luftfahrt ist die Detektierbarkeit der möglichen Prozessschwankungen bzw. deren Auswirkungen. Dazu werden mit der in der Luftfahrt üblichen Qualitätssicherungsmethode Ultraschall die Proben untersucht und die Ergebnisse mit den Scherfestigkeiten verglichen. Dazu werden alle verschweißten Probekörper mit Ultraschall untersucht. Bei der Untersuchung wird der Schweißbereich der Prüfkörper mit einem sogenannten Ultraschall C-Scan abgescannt und das 6 dB Kriterium angewendet. Das heißt, bei der Amplitudenmessung gelten alle Bereiche des Laminats, bei denen der an der Unterseite gemessene Schallpegel um 6 dB abfällt, als fehlerhaft und werden in den folgenden Abbildungen rot dargestellt. Parallel dazu wird eine Laufzeitmessung des an die Oberfläche zurück gespiegelten Antwortsignals durchgeführt. So wird die Tiefe des Antwortsignals über eine Farbskala dargestellt.

7 Diskussion der experimentellen Versuchsergebnisse

Nach der umfassenden theoretischen Diskussion der Temperaturverteilung in Dickenrichtung und der Optimierungsmethoden, gilt es im Folgenden, deren praktische Validierung umzusetzen. Dazu wurden im vorangegangenen Kapitel die Grundlagen durch die Beschreibung der Versuchsaufbauten und den dazugehörigen Probekörpern sowie deren Herstellung geschaffen. Zur Validierung der entwickelten Modelle erfolgt daher vorab die Definition einer Messsystematik zur Messung der interlaminaren Temperaturverteilung während des Schweißprozesses. Darauf basierend kann die Validierung der Modelle und die Diskussion der sich daraus ergebenden Schlussfolgerungen durchgeführt werden.

7.1 Definition einer Messsystematik zur interlaminaren Temperaturmessung im elektromagnetischen Feld

7.1.1 Bestimmung des Thermoelementtypinflusses auf die Temperaturmessung im EMF

Der Thermoelementtyp und somit die Art der Legierungen der Thermoelementdrähte haben, wie in Kapitel 6.3 beschrieben wird, einen großen Einfluss auf die Erwärmung im elektromagnetischen Feld. Wie in Abbildung 29 gezeigt, erwärmen sich insbesondere die Thermoelemente des Typs K und J mit einer ferromagnetischen Eisen und Nickellegierung stark. Die geringste Erwärmung weisen die Thermoelemente des Typs T und E auf. Sie eignen sich somit für die interlaminaren Messungen im EMF.

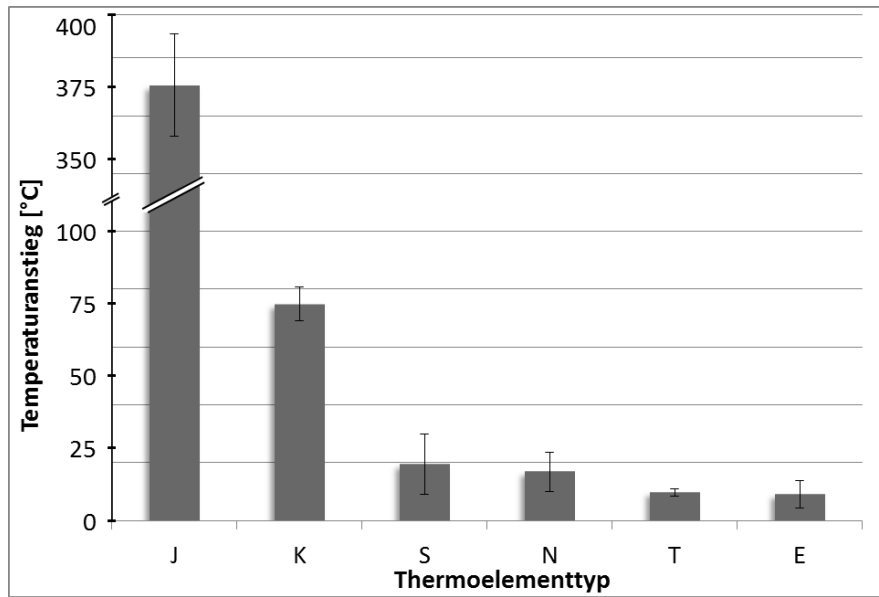


Abbildung 29: Temperaturanstieg bei Thermoelementen mit einem Durchmesser von 0,13 mm nach einer Erwärmung von 5 s bei 99 % Generatorleistung in Abhängigkeit des Thermoelementtyps

7.1.2 Bestimmung des Induktorwärmestrahlungseinflusses auf die Temperaturmessung im EMF

Der Einfluss der Induktorwärmestrahlung auf die Erwärmung der Thermoelemente im elektromagnetischen Feld wird in Abbildung 30 dargestellt. Bei einem Abstand von 3 mm wird die Differenz aus den Messungen mit und ohne Abschirmung der Wärmestrahlung berechnet. Es zeigt sich bei 99 % Induktionsgeneratorleistung eine Temperaturdifferenz von 2,5 °C, was auf die Wärmestrahlung des Induktors zurück zu führen ist. Der Einfluss auf den Abstand mit 1 mm und 2 mm kann aufgrund der Abschirmungsdicke nicht gemessen werden und wird mit (3. 48) berechnet. Diese Abweichungen werden in den folgenden Berechnungen hinsichtlich der Verwendbarkeit von Thermoelementen mit in die Ergebnisse einberechnet.

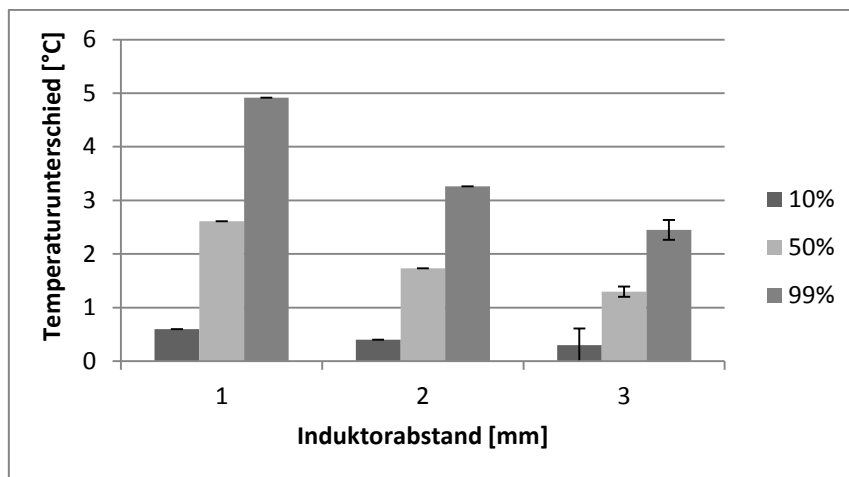


Abbildung 30: Differenz des Temperaturanstiegs bei Thermoelementen Typ E; Durchmesser 0,13 mm nach einer Erwärmung von 5s in Abhängigkeit der Generatorleistung und des Abstands (3 mm Abstand: gemessen; 1 mm und 2 mm Abstand: berechnet)

7.1.3 Bestimmung des Thermoelementdrahtdickeneinflusses auf die Temperaturmessung im EMF

Wie in Kapitel 6.3 beschrieben, wird der Temperaturanstieg bei Thermoelementen im EMF durch das Verhältnis von Volumen zur Oberfläche und somit durch den Radius der Thermoelementspitze beeinflusst (siehe Abbildung 31).

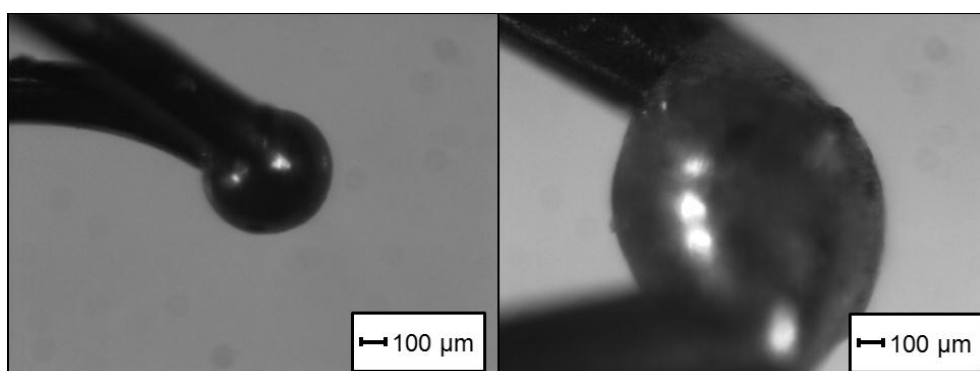


Abbildung 31: Mikroskopische Aufnahme eines Thermoelements Typ K mit 50-facher Vergrößerung (rechts: Drahtdurchmesser: 0,13 mm; links: Drahtdurchmesser: 0,25 mm)

In Abbildung 32 kann die lineare Abhängigkeit der Erwärmung vom reziproken Radius der Thermoelemente gezeigt werden. Durch die Abhängigkeit des Volumens

der Schweißspitze vom verwendeten Drahtdurchmesser gilt es, zur Erreichung geringer Erwärmungen der Thermoelemente geringe Drahtdurchmesser zu wählen. Zur Reduktion der Standardabweichung ist zudem eine gleichmäßige Verschweißung der Drahtenden notwendig.

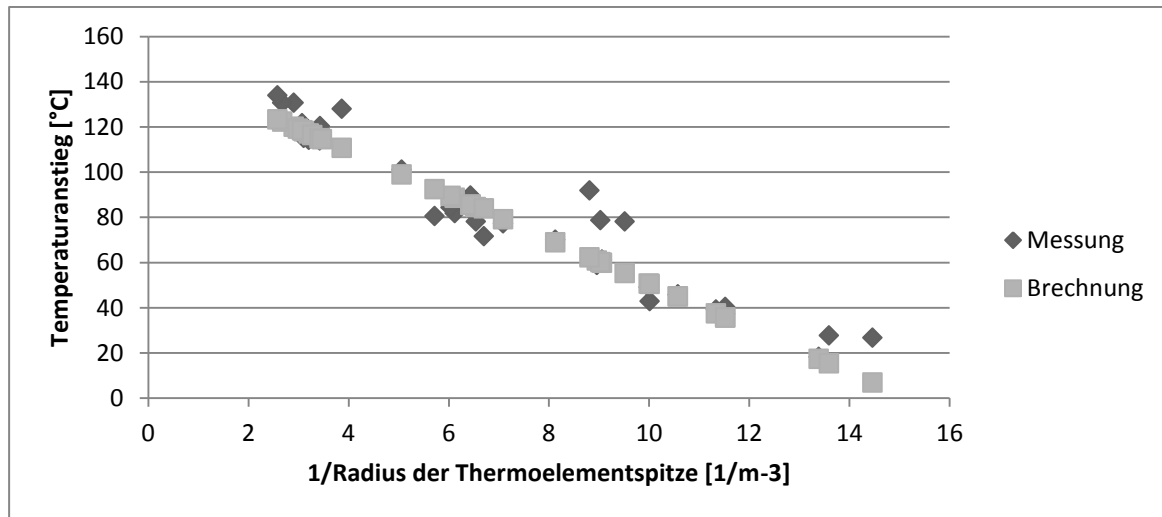


Abbildung 32: Temperaturanstieg bei Thermoelementen (Typ K) nach einer Erwärmung von 5 s bei 99 % Generatorleistung in Abhängigkeit des Radius der Thermoelementspitze

7.1.4 Bestimmung des Induktorabstandeinflusses auf die Temperaturmessung im EMF

In Abbildung 33 ist der Einfluss des Induktorabstands auf den Temperaturanstieg gezeigt. Der Abfall der Erwärmung kann wie beschrieben durch die Verwendung von (3. 17) berechnet werden. Durch den Abfall der Erwärmung um mehr als 80 % bei einem Anstieg von 1 mm auf 3 mm besteht in der interlaminaren Temperaturmessung die Notwendigkeit, diesen Faktor mit einzuberechnen. Mit steigendem Abstand fällt der Messfehler somit deutlich ab. Die genaue Übereinstimmung von Rechnung und Messung in Abbildung 33 resultiert aus der Berechnung der Konstanten von (3. 17) mit diesem Wert.

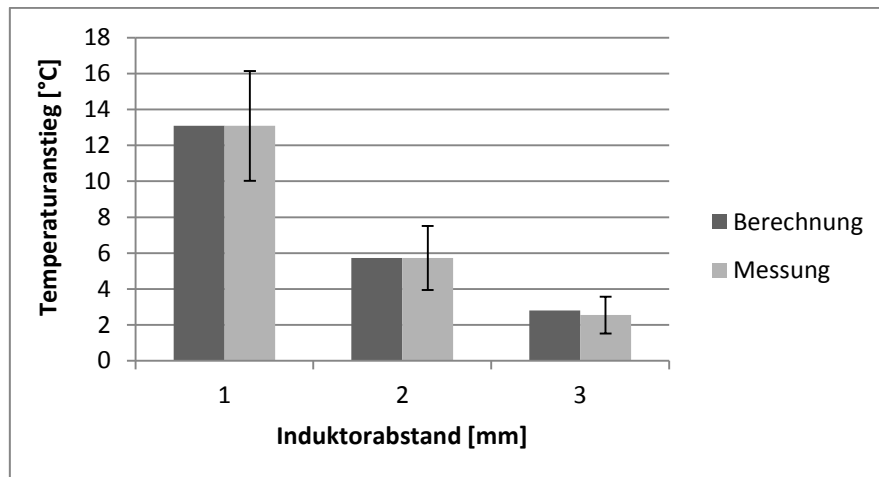


Abbildung 33: Temperaturanstieg bei Thermoelementen Typ E; Durchmesser 0,13 mm und 99 % Induktionsgeneratorleistung nach einer Erwärmung von 5 s in Abhängigkeit des Induktorabstands (mit Wärmestrahlungskorrektur)

7.1.5 Bestimmung des Induktionsgeneratorleistungseinflusses auf die Temperaturmessung im EMF

Wie auch der Einfluss des Induktorabstands kann auch der Einfluss der Leistung berechnet werden. Die quadratische Abhängigkeit vom Strom ist in (3. 18) gezeigt. In Abbildung 34 zeigt sich die Übereinstimmung von Berechnung und Messung. Auch hier gilt, dass sich der Fehler bei der Abnahme der Leistung reduziert und auch dies in der späteren Bestimmung der interlaminaeren Temperaturverteilung berücksichtigt werden muss. Die genaue Übereinstimmung von Rechnung und Messung in Abbildung 34, bei 99 % Induktionsgeneratorleistung resultiert aus der Berechnung der Konstanten von (3. 18) mit diesem Wert.

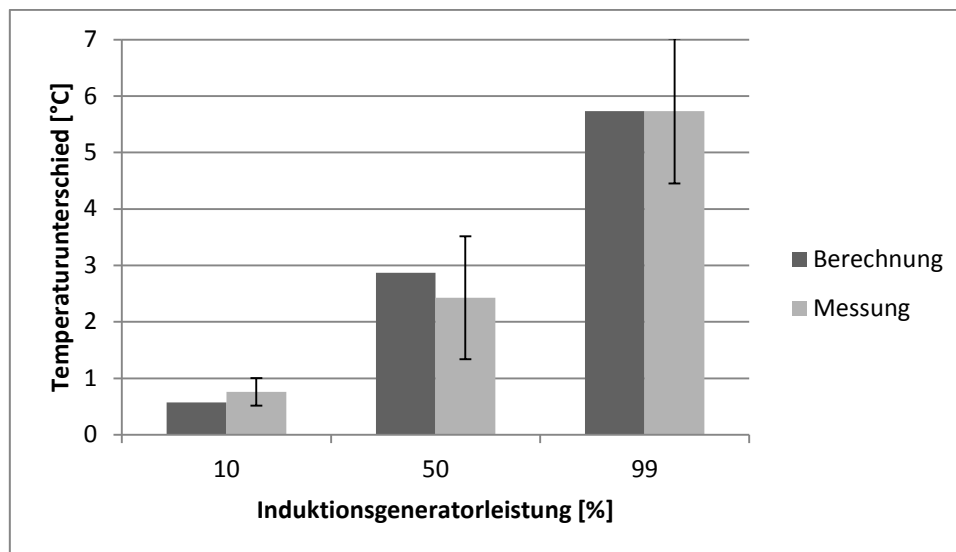


Abbildung 34: Temperaturanstieg bei Thermoelementen Typ E; Durchmesser 0,13 mm und 2 mm Induktorabstand nach einer Erwärmung von 5s in Abhängigkeit der Induktionsgeneratorleistung (mit Wärmestrahlungskorrektur)

7.1.6 Bestimmung des Thermoelementtemperatureinflusses auf die Temperaturmessung im EMF

Wie in Abbildung 35 gezeigt ist, kann keine signifikante Abhängigkeit des Temperaturanstiegs eines Typ E-Thermoelements im elektromagnetischen Feld festgestellt werden. Dies stimmt mit den Annahmen über die Erwärmung von Thermoelementen des Typs E überein. Da Thermoelemente des Typs E nicht aus ferromagnetischen Legierungen bestehen [153 bis 155] und wie in Kapitel 6.3 beschrieben der primäre Faktor bei der temperaturabhängigen Erwärmung von Metallen und metallischen Legierungen der Ferromagnetismus ist, kann von einer homogenen Erwärmung ausgegangen werden.

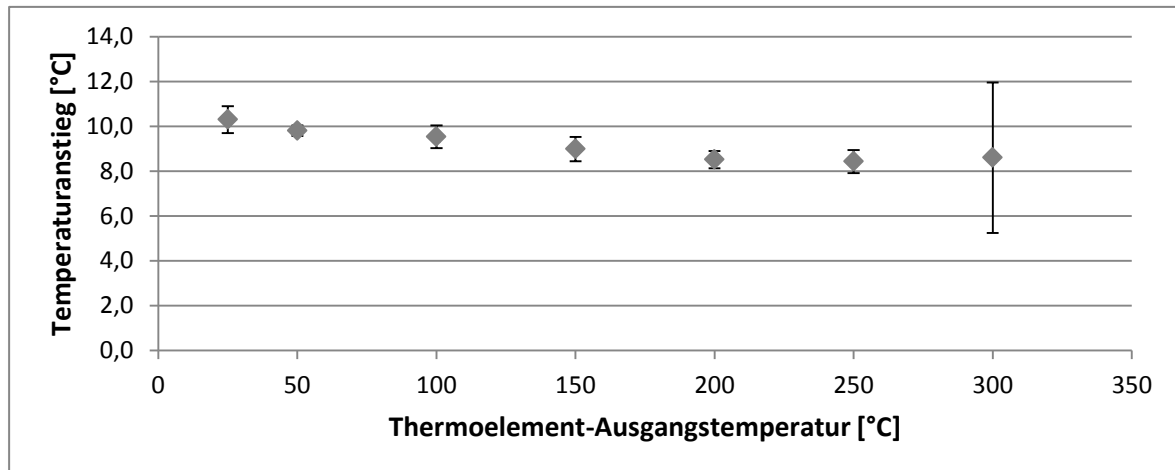


Abbildung 35: Temperaturanstieg bei Thermoelementen Typ E; Durchmesser 0,13 mm, 1 mm Induktorabstand und 99 % Induktionsgeneratorleistung nach einer Erwärmung von 5 s in Abhängigkeit der Ausgangstemperatur des Thermoelements (mit Wärmestrahlungskorrektur)

7.1.7 Bestimmung des Einflusses der Thermoelementfixierung und –isolierung auf die interlaminaire Temperaturmessung

Die Isolierung der Thermoelemente hat einen Einfluss auf die interlaminaire Temperaturmessung während der induktiven Erwärmung des Laminats. Wie in Abbildung 37 gezeigt ist, werden ohne Isolierung die höchsten Temperaturen erreicht. Dies ist mit der hohen Prozessgeschwindigkeit und der geringen Wärmeleitfähigkeit der elektrisch isolierenden Materialien zu erklären. Durch die thermische Isolierung der Schweißspitze fällt die Temperatur im Laminat wieder ab, bis diese von dem Thermoelement gemessen werden kann. Auch eine Beeinflussung der Messung durch den Kontakt der Schweißspitze mit den während des Prozesses stromführenden Kohlenstofffasern kann nicht detektiert werden. Somit wird bei den Messungen die geringste Standardabweichung bei den nicht isolierten Thermoelementen gemessen.

7.1.8 Zusammenfassung der Einflüsse auf den Temperaturmessprozess im EMF und Ableitung einer entsprechenden Messsystematik

Basierend auf den Ergebnissen der durchgeführten Studie wird zur Messung der interlaminairen Temperaturverteilung folgende Messsystematik gewählt. Zur Minimierung der elektromagnetischen Einflüsse werden Thermoelemente des Typs E mit einem Drahtdurchmesser von 0,13 mm (geringster zur Verfügung stehender Draht-

durchmesser) verwendet. Der Einfluss durch das elektromagnetische Feld wird beispielsweise bei 10 % Leistung und 2 mm Abstand auf unter 1 °C reduziert. Zur Homogenisierung der thermoelementbedingten Fehler aufgrund des Volumens der Schweißpunktspitze werden die Thermoelemente wie in Abbildung 31 dargestellt nicht verdreht, sondern nur in einem Schweißpunkt verschweißt. Wie beschrieben können alle weiteren Einflüsse berechnet und die Messergebnisse nach den Messungen mathematisch fehlerbereinigt werden.

Durch das Einlaminiert von Thermoelementen werden die Laminatlagen voneinander separiert (siehe Abbildung 36) und der Strom- und Wärmefluss beeinflusst. Um diesen Einfluss auf die Messungen zu minimieren, werden die Thermoelemente im Messbereich 10 mm abisoliert und zwischen den Thermoelementen ein Abstand von 10 mm eingehalten. Wie demonstriert wird, ist eine elektrische Isolierung der Thermoelementspitzen nicht notwendig.

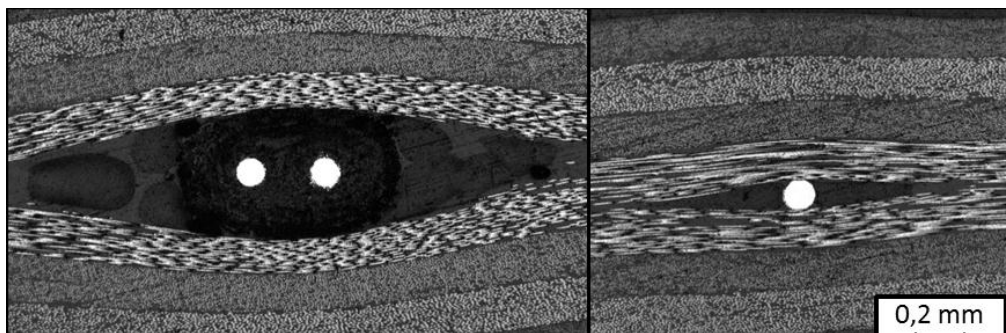


Abbildung 36: in CF/PEEK-Laminat einlaminierte Thermoelemente (links: mit Glasfasersolierung; rechts: abisoliert)

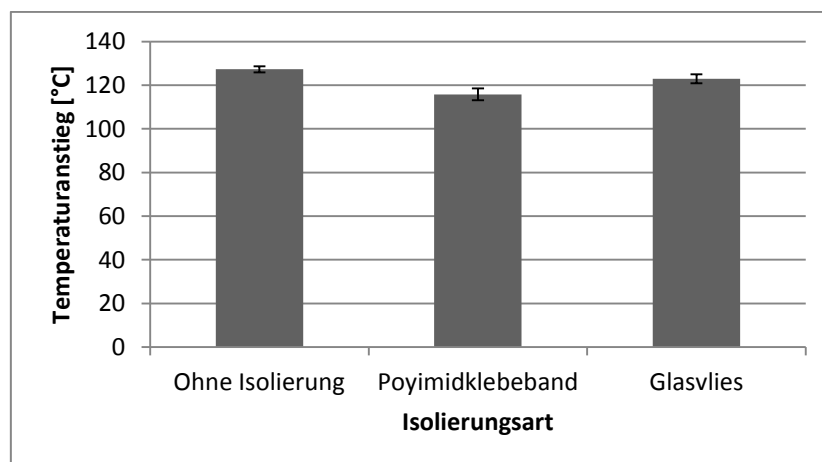


Abbildung 37: Einfluss der Messspitzenisolerungsart auf die interlaminare Temperaturmessung (Abstand 4 mm; 2 s; 10 % Leistung)

7.2 Validierung und Diskussion des Modells der Temperaturverteilung in Dickenrichtung während der induktiven Erwärmung

Mit dem Ziel der Optimierung des Temperaturverlaufs werden in den Vorkapiteln die theoretischen Grundlagen erarbeitet und auf deren Basis ein Temperaturmodell erstellt. Die umfassenden Untersuchungen zur Temperaturmessungen im elektromagnetischen Feld ermöglichen zudem die Definition einer validierten Methode zur interlaminaren Temperaturmessung. Ausgehend davon folgt nun die Validierung dieses Modells. Dazu werden die getroffenen Annahmen und der Aufbau des analytischen Modells zur Beschreibung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung während des induktiven Erwärmens für einfache und gestapelte Lamine validiert. Die ermittelte Temperaturverteilung und deren Auswirkung auf den Schweißprozess werden zudem intensiv diskutiert. Am Ende des Kapitels werden die Versuchsergebnisse zur Optimierung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung und deren Effizienz evaluiert.

7.2.1 Validierung des Ansatzes der EMF-Semipermeabilität der Laminatoberflächen

Um die in Kapitel 5.1.1 getätigte Annahme der EMF-Semipermeabilität der Laminatoberflächen und um die daraus abgeleitete Funktion (5. 5) zu validieren, werden die Temperaturverteilungen mit bzw. ohne Fluxtrol auf der Unterseite (siehe Abbildung 21 und Abbildung 22) des Laminats miteinander verglichen. Dazu sind in Abbildung 38 die Temperaturverläufe zweier Lamine mit und ohne Fluxtrol auf der Unterseite nach einer zwei-sekündigen induktiven Erwärmung bei 10 % Generatorleistung aufgetragen. Es zeigt sich beim Vergleich des Temperaturverlaufs des 4-lagigen mit dem 8-lagigen Laminat (ohne Fluxtrol) ein Temperaturunterschied von 50 °C zwischen Lage 1 und 2. Dahingegen besteht beim Vergleich des 4-lagigen mit dem 8-lagigen Laminat (mit Fluxtrol), ein Temperaturunterschied von 110 °C zwischen Lage 1 und 2. Dies zeigt, dass die Oberflächen semipermeabel für das elektromagnetische Feld (EMF) sind. Das EMF wird somit an beiden Oberflächen zurück ins Laminat gespiegelt. Die daraus resultierende höhere Stromdichteverteilung bei dünnen Laminen bedingt somit die höhere Temperatur bei diesen Laminen. Wie in Kapitel 3.3 schon theoretisch erläutert, nimmt dieser Effekt mit steigender Bauteildicke ab und ist ab $d \gg s$ nicht mehr messbar, da sich die zurückgespiegelte Strom-

dichte mit steigender Laminatdicke 0 annähert. Beim Vergleich des Temperaturverlaufs des 4-lagigen Laminats mit und ohne Fluxtrol auf der Unterseite in Abbildung 38 zeigt sich ein deutlicher Anstieg der Temperatur über die komplette Laminatdicke bei der Verwendung von Fluxtrol. Dies bestätigt sich auch für die 8-lagigen Proben (Abbildung 38). Somit kann gezeigt werden, dass das EMF nicht wie durch Vrana [87] mit (3. 17) angenommen wird bei Körpern mit $d \leq s$ an der Unterseite komplett reflektiert wird. Das EMF wird an den Oberflächen wie in Abbildung 38 gezeigt wird, nur teilweise zurück ins Laminat gespiegelt, der andere Teil tritt aus dem Laminat aus. Durch den Einsatz des Fluxtrols an der Unterseite wird ein Teil des austretenden Feldes zurück ins Laminat gespiegelt, was zu einem weiteren Anstieg der Temperatur durch einen höheren Energieeintrag führt. Wäre (3. 17) im vorliegenden Fall anwendbar, könnte durch den Einsatz des Fluxtrols kein weiterer Anstieg erzielt werden, da das komplette EMF schon an der Unterseite des Materials zurück ins Material gespiegelt worden wäre. Die in (5. 5) angenommene EMF-Semipermeabilität der Oberflächen eines Körpers kann somit validiert werden.

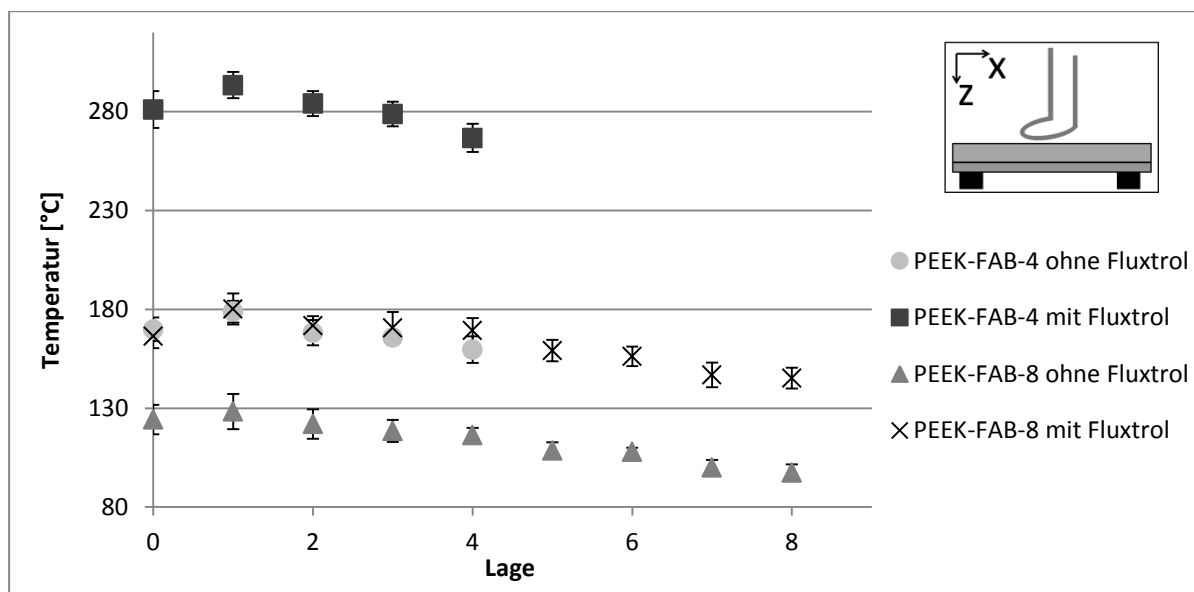


Abbildung 38: Interlaminarer Temperaturverlauf eines 4- und eines 8-lagigen PEEK-Gewebe-Laminats mit und ohne Verwendung von Fluxtrol auf der Unterseite

7.2.2 Validierung und Diskussion des Modells der Temperaturverteilung in Dickenrichtung bei einem einzelnen konsolidierten Laminat

In diesem Abschnitt wird der interlaminare Temperaturverlauf bei statischer Erwärmung mit und ohne Kühlung der Oberfläche eines einzelnen konsolidierten Laminats,

wie in Abbildung 21 dargestellt, betrachtet. In diesem Zusammenhang wird das entwickelte Modell validiert, kalibriert und diskutiert.

Validierung

Die Validierung des entwickelten Temperaturmodells erfolgt durch den Vergleich der Messergebnisse mit den auf dem Modell basierenden Simulationsergebnissen. In Abbildung 39 und Abbildung 40 werden dazu die Messergebnisse nach einer zwei-sekündigen induktiven Erwärmung bei 1 mm Induktorabstand und 10 % Leistung (Versuchsaufbau: Abbildung 21) mit den jeweiligen simulierten Ergebnissen verglichen. Der Verlauf der simulierten Temperaturverteilung gewebeverstärkter Laminaten mit einer Dicke zwischen 1,24 und 4,96 mm (Abbildung 39) weist eine hohe Übereinstimmung mit den Messergebnissen auf. Die mittlere Temperaturabweichung beträgt 4 °C, bei einer maximalen Abweichung von 9 °C.

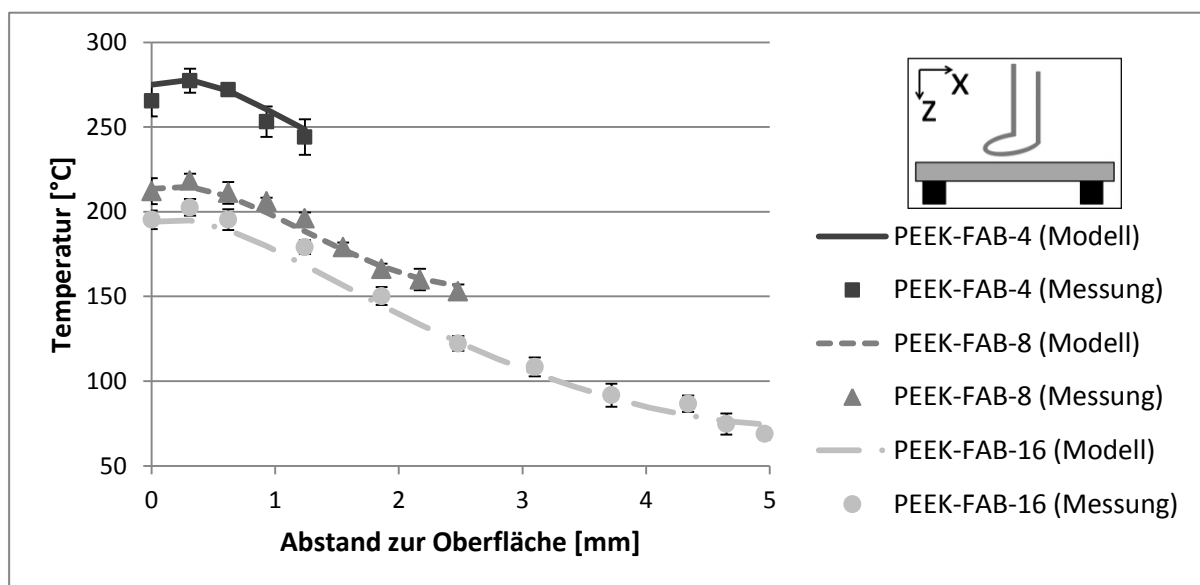


Abbildung 39: Temperaturverlauf in Dickenrichtung (z – Richtung aus Abbildung 21) nach 2 s induktiver Erwärmung bei 1 mm Induktorabstand und 10 % Leistung von gewebeverstärkten CF/PEEK-Laminaten (Laminatdicken: 1,24 - 4,96 mm)

Auch beim Temperaturverlauf in Dickenrichtung der UD-Laminaten (Abbildung 40) in Abhängigkeit der Laminatdicke (1,04 – 4,16 mm) besteht eine gute Übereinstimmung von Simulationsergebnissen und Messung. Sowohl die qualitative Abhängigkeit der Temperatur vom Abstand zur Oberfläche, als auch der Einfluss der Laminatdicke und der quantitative Temperaturanstieg während des Erwärmungsprozesses werden

dargestellt. Im Vergleich von Messung und Simulationsergebnissen von gewebeverstärkten Laminaten mit UD-Laminaten weisen die zuletzt genannten eine höhere Abweichung zwischen Simulationsergebnissen und Messung auf. Diese beträgt im Mittel 7 °C, mit einer maximalen Abweichung von 13 °C. Dies resultiert vor allem aus der ungleichmäßigeren Erwärmung der UD-Laminats, worauf auch die im Mittel 3 °C höhere Standardabweichung hinweist.

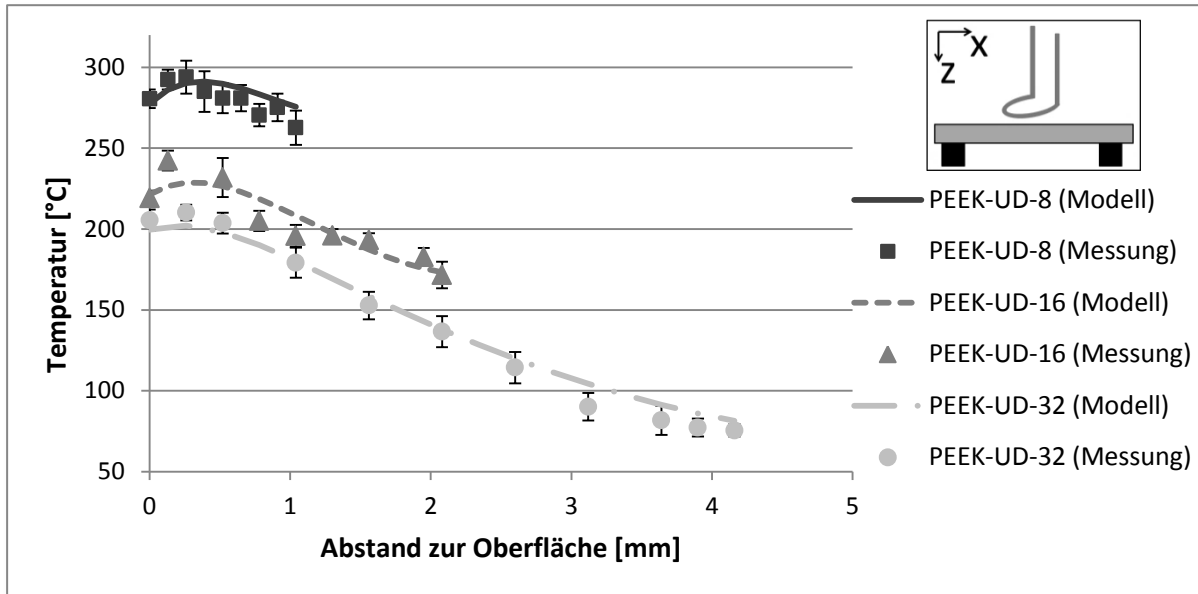


Abbildung 40: Temperaturverlauf in Dickenrichtung (z – Richtung aus Abbildung 21) nach 2 s induktiver Erwärmung bei 1 mm Induktorabstand und 10 % Leistung von UD-CF/PEEK-Laminaten (Laminatdicken: 1,04 - 4,16 mm)

Um das Modell bei verschiedenen Erwärmungszeiten zu validieren, werden in Abbildung 41 die mit dem Modell simulierten und gemessenen Temperaturverläufe zwischen null und zwei Sekunden Erwärmungszeit eines 2,48 mm dicken Gewebeverstärkten Laminats an drei verschiedenen Positionen in Dickenrichtung (an der Oberfläche, in der Mitte des Laminats und auf der Unterseite) in 0,125 s Schritten verglichen. Auch hier zeigt sich eine hohe Übereinstimmung der Messung mit den Simulationsergebnissen. Dies manifestiert sich in einer mittleren Temperaturabweichung von 3 °C.

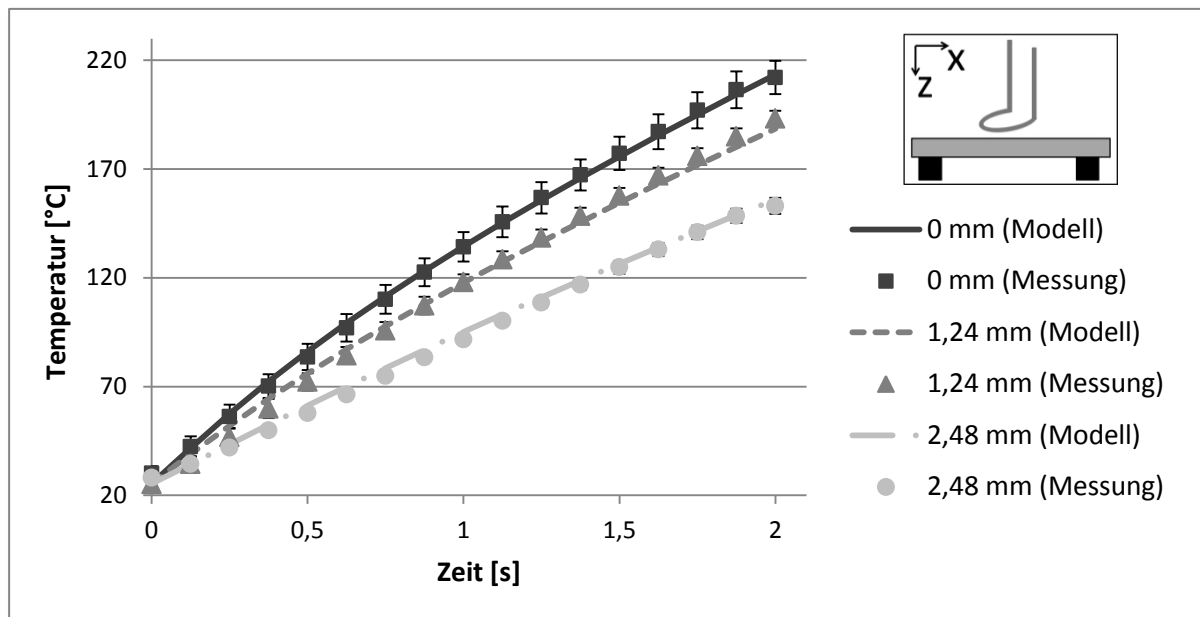


Abbildung 41: zeitabhängiger Temperaturverlauf an drei interlaminaeren Messtiefen eines 2,48 mm dicken gewebeverstärkten CF/PEEK-Laminats bei induktiver Erwärmung mit 1 mm Induktorabstand und 10 % Leistung

In Abbildung 42 und Abbildung 43 ist der Einfluss von erzwungener Konvektion aufgeführt. Auch hier weisen die Simulationsergebnisse hohe Übereinstimmungen mit der Messung auf. Sowohl der Einfluss des Kühlvolumens (Abbildung 42), als auch der Einfluss der Temperatur des Kühlfluids (Abbildung 43) auf die interlaminaere Temperaturverteilung können abgebildet werden. Die maximale Abweichung zwischen dem Mittelwert der gemessenen Temperatur und den Simulationsergebnissen beträgt bei 500 l/min Kühlvolumen (20 °C) und gewebeverstärkten Laminaten (1,24-4,96 mm) 13 °C. Bei UD-Laminaten (2,08-4,16 mm) und 100 l/min Kühlvolumen (-15 °C) beträgt die maximale Abweichung 12 °C. Die maximalen Standardabweichungen bei den beschriebenen Parametern betragen 11 °C.

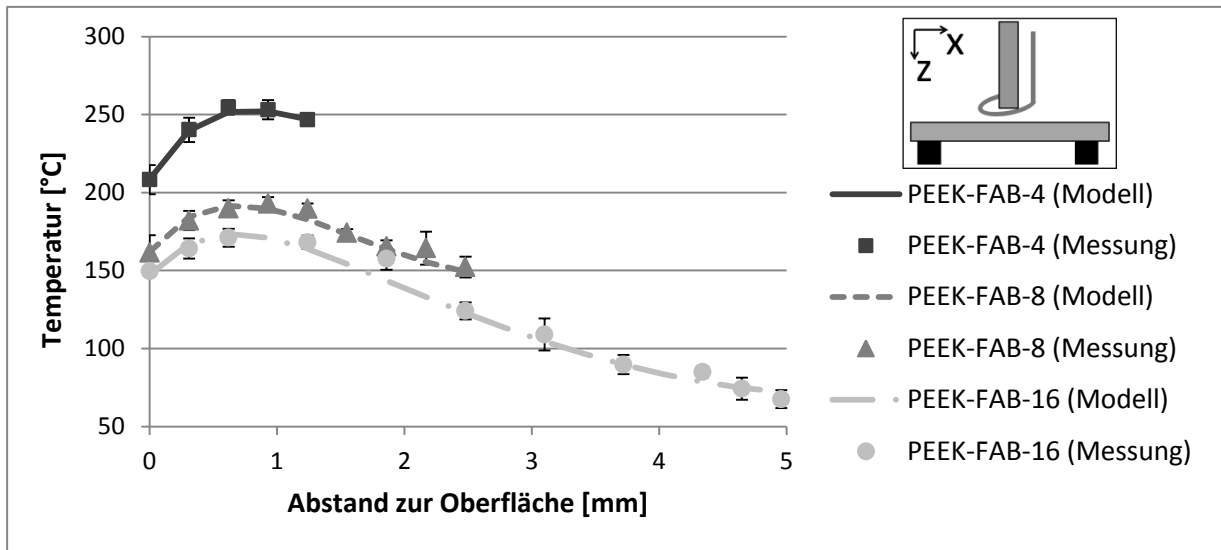


Abbildung 42: Temperaturverlauf in Dickenrichtung (z – Richtung aus Abbildung 21) nach 2 s induktiver Erwärmung bei 1 mm Induktorabstand, 10 % Leistung und 500 l/min Kühlvolumen (mit 20 °C) von gewebeverstärkten CF/PEEK-Laminaten (Laminatdicken: 1,24 - 4,96 mm)

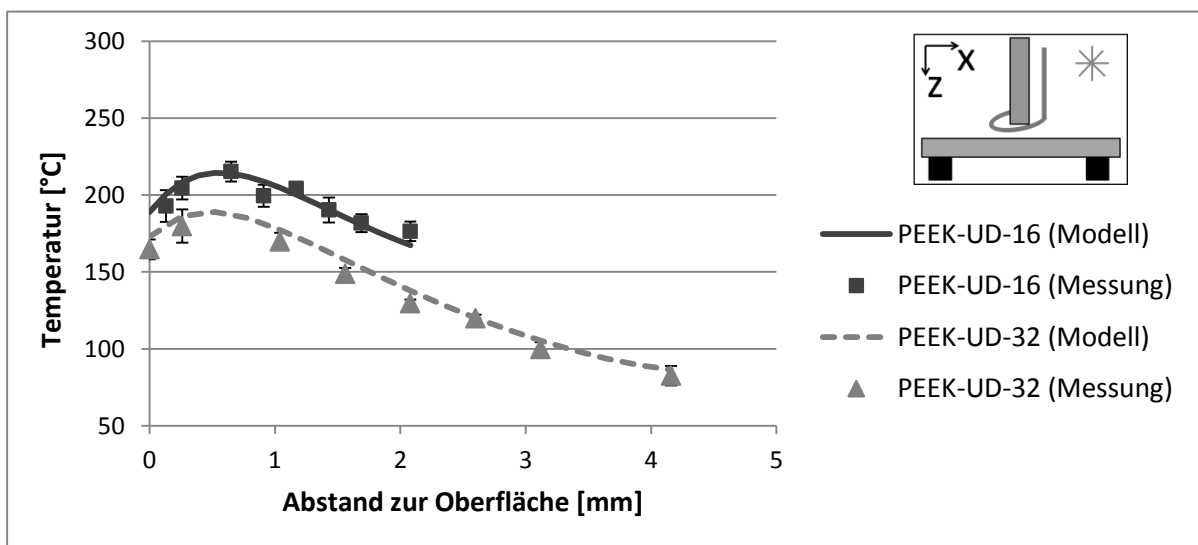


Abbildung 43: Temperaturverlauf in Dickenrichtung nach 2 s induktiver Erwärmung bei 1 mm Induktorabstand, 10 % Leistung und 100 l/min Kühlvolumen (mit -15 °C) von UD-CF/PEEK-Laminaten (Laminatdicken: 2,08 - 4,16 mm)

Diskussion – Temperaturverteilung ohne Optimierung

Mit der eindimensionalen Temperaturverteilung wird der Einfluss der Parameter Kühlvolumen, Strömungsgeschwindigkeit, Kühllufttemperatur, induktive Feldstärke

und Laminatdicke auf die Erwärmung in Dickenrichtung dargestellt. Die für das Modell getroffenen Annahmen können bestätigt werden. Durch die EMF-Semipermeabilität kann der Einfluss der Laminatdicke für Lamine mit einer Dicke im Bereich der Skintiefe gezeigt werden ((5. 5)). Beim Vergleich zweier Lamine mit einer Dicke von 4,96 und 1,04 mm zeigt sich in der Laminattiefe 0,4 mm beim dünneren Laminat nach 2 s Erwärmung eine um 90 °C höhere Temperatur. Insbesondere bei Dickensprüngen von Laminen (z.B. Aufdopplern) gilt es, dies zu berücksichtigen. Zudem hat sich gezeigt, dass die Maximaltemperatur im Laminat nicht an der Oberfläche, sondern im Laminat vorliegt. Durch die geringere Kontaktfläche der äußeren Lagen mit benachbarten Lagen, reduziert sich in diesen Bereichen die Energieeinbringung (Abbildung 9). Bei der gegebenen Frequenz des Induktionsgenerators von 470 kHz zeigt sich zudem ein starker Temperaturabfall in Dickenrichtung. Bei den gegebenen Parametern werden bei Laminen mit einer Dicke von 4,96 mm Temperaturunterschiede von 120 °C gemessen. Da sich die Maximaltemperaturen im oberen Bereich des Laminats herausbilden, erschwert dies die Maximierung der Temperatur im Schweißbereich.

Diskussion – Temperaturverteilung in Abhängigkeit des Kühlvolumens

Das Überströmen der Oberfläche durch einen Fluidstrom stellt eine effektive Methode zur Reduktion der Oberflächentemperatur dar. Wie in Abbildung 44 am Beispiel eines 16-lagigen gewebeverstärkten CF/PEEK-Laminats gezeigt wird, hat der Volumenstrom und die daraus resultierende höhere Strömungsgeschwindigkeit des Fluids einen entscheidenden Einfluss auf die Temperaturreduktion. So kann im vorliegenden Beispiel in den statischen Tests eine Absenkung der Temperatur um 45 °C bei 500 l/min Kühlvolumen erreicht werden.

Wie aus (3. 41) hervorgeht, erfolgt die Temperaturreduktion nicht linear zum Kühlvolumen. Dies bestätigt sich in Abbildung 45, welche die Temperaturabnahme im Verhältnis zur Maximaltemperatur in Abhängigkeit des Kühlvolumens am Beispiel des 32-lagigen UD-Laminats zeigt. So wird die Temperatur an der Oberfläche des Laminats bei einer Volumenstromzunahme von 100 auf 300 l/min um 10 % gesenkt. Bei einer weiteren Volumenstromsteigerung von 300 l/min auf 500 l/min fällt die weitere Temperaturreduktion an der Oberfläche auf 7 % ab.

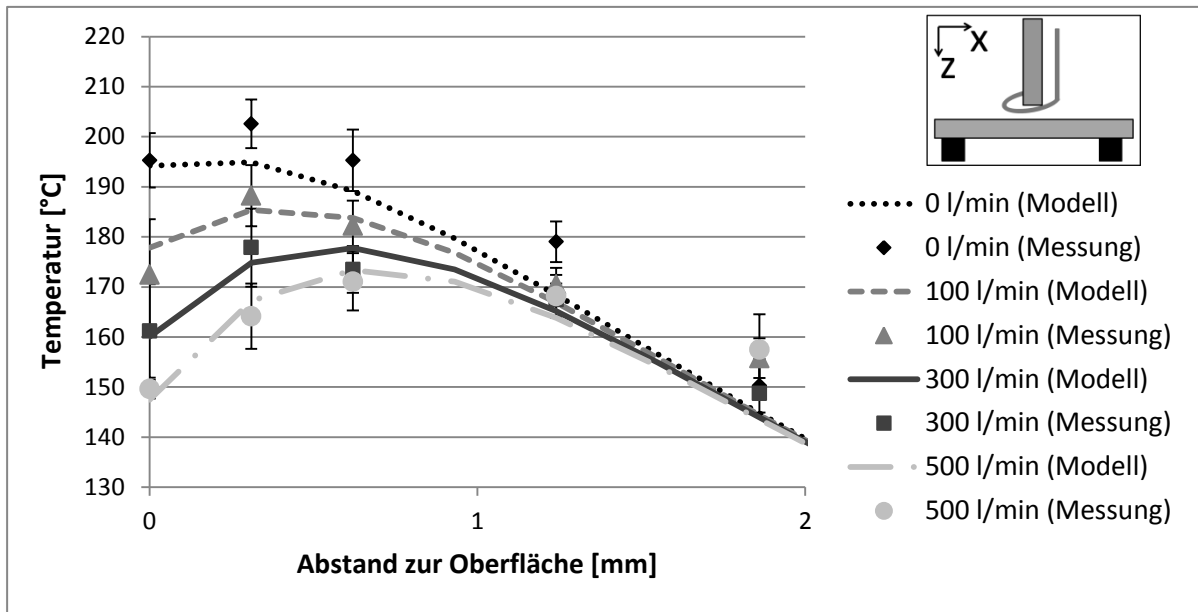


Abbildung 44: Einfluss des Kühlvolumens auf die Absenkung der Temperatur nach 2 s Erwärmung, 1 mm Abstand, und 10 % Leistung bei einem gewebeverstärkten 16-lagigen CF/PEEK-Laminat

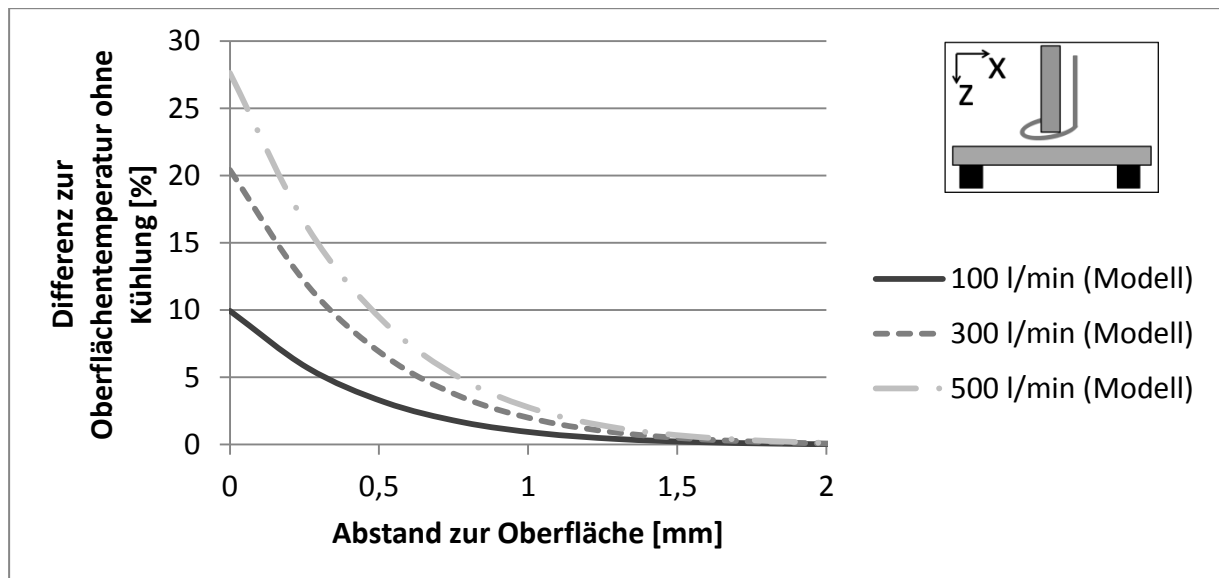


Abbildung 45: Einfluss des Kühlvolumens auf die Absenkung der Temperatur nach 2 s Erwärmung, 1 mm Abstand, und 10 % Leistung bei einem 32-lagigen UD-CF/PEEK Laminat

Allerdings zeigt sich in Abbildung 46 eine Unabhängigkeit der Temperaturabnahme im Verhältnis zur Maximaltemperatur von der Laminatdicke und somit der Oberflächentemperatur. Die gezeigten Verläufe der Temperaturabnahme im Verhältnis zur Maximaltemperatur weisen alle einen vergleichbaren Gradienten auf. Zudem ist

sowohl in Abbildung 45 als auch in Abbildung 46 zu erkennen, dass der Einfluss der Kühlung bei den statischen Versuchen unabhängig von der Laminatdicke und dem Kühlvolumenstrom nur bis zu einer Tiefe von ca. 1,5 mm reicht.

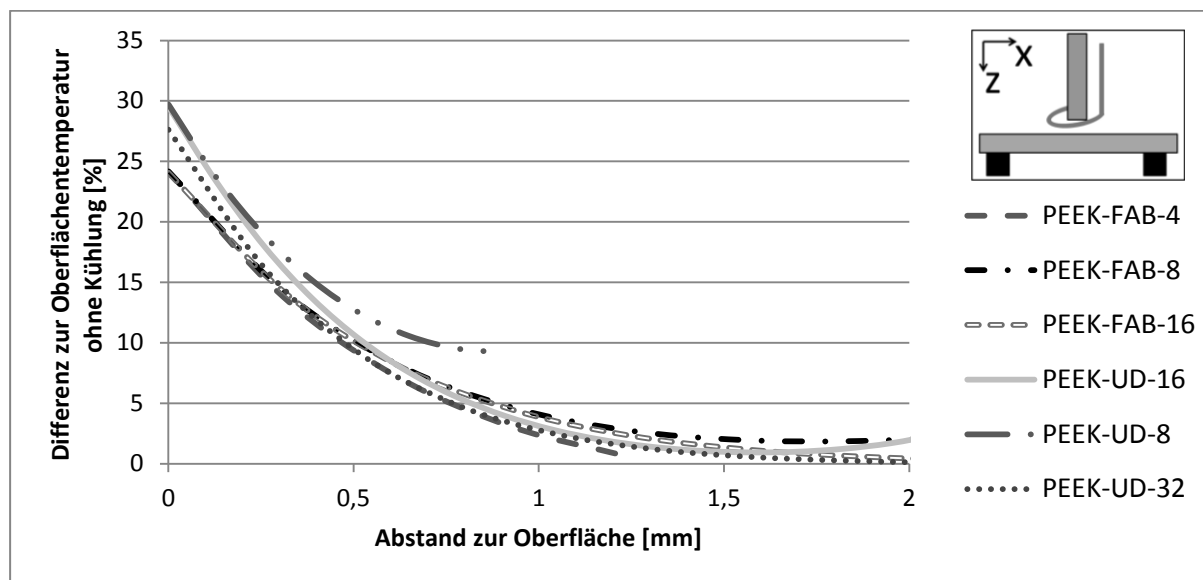


Abbildung 46: Temperaturabnahme (Simulationsergebnisse) im Verhältnis zur Maximaltemperatur ohne Kühlung bei 500 l/min Kühlvolumen in Abhängigkeit der Laminatdicke und des Abstands zur Oberfläche

Diskussion – Temperaturverteilung in Abhängigkeit der Kühlfluidtemperatur

Auch für die Kühlfluidtemperatur kann ein Einfluss auf die Temperaturreduktion gezeigt werden. Wie in Abbildung 47 für den Temperaturbereich 20 °C bis -30 °C am Beispiel des 16-lagigen gewebeverstärkten CF/PEEK-Laminats gezeigt ist, steigt die interlaminare Temperaturreduktion mit sinkender Kühlfluidtemperatur an.

Im Vergleich zur Kühlung mit einem Fluid bei Raumtemperatur zeigt sich zwar ein Anstieg der Kühlleistung, beim Vergleich der Eingangskühlvolumina manifestiert sich allerdings die geringere Effizienz bei der Verwendung eines Wirbelstromrohrs. In Abbildung 48 werden zwei der interlaminaren Temperaturverteilungen zweier Kühlströme mit einem Eingangsvolumen von 300 l/min verglichen. Dabei wird beim ersten Kühlstrom, unter Verwendung eines Wirbelstromrohrs, 100 l/min des Kühlstroms auf 2 °C abgesenkt und dieser zur Kühlung verwendet. Beim zweiten Kühlstrom werden die kompletten 300 l/min bei Raumtemperatur zur Kühlung des Laminats verwendet. Im vorliegenden Beispiel kann bei der Verwendung des kom-

pletten Kühlstroms die Oberflächentemperatur um 8 %-Punkte weiter abgesenkt werden.

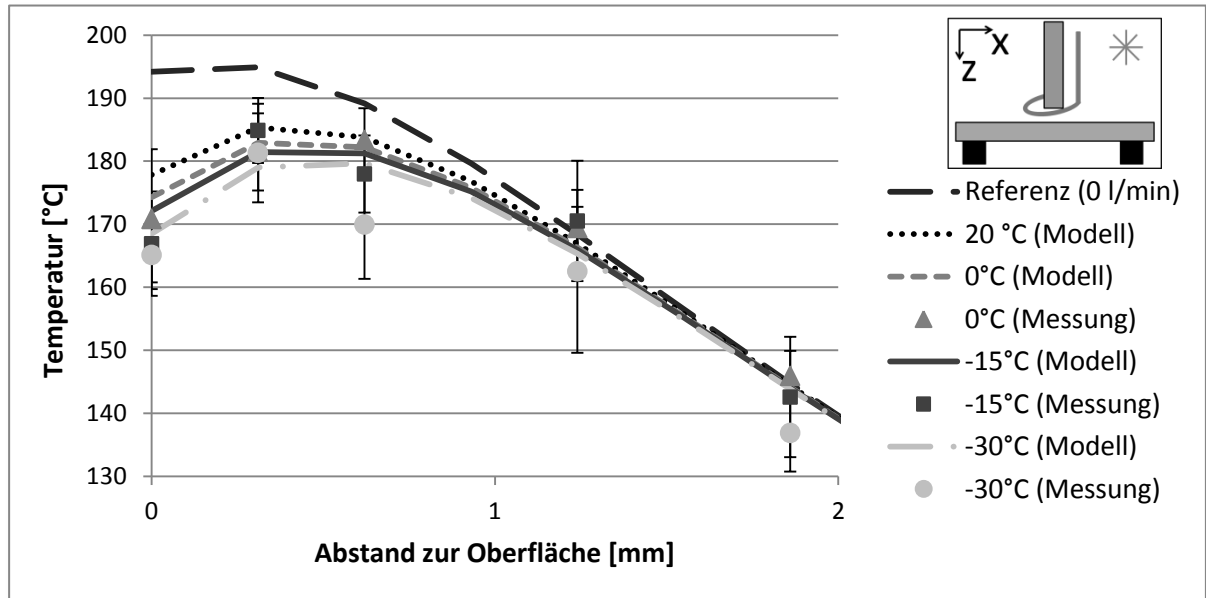


Abbildung 47: Einfluss der Kühlfluidtemperatur auf die Absenkung der Temperatur nach 2 s Erwärmung, 1 mm Abstand, und 10 % Leistung bei einem gewebeverstärkten 16-lagigen CF/PEEK-Laminat

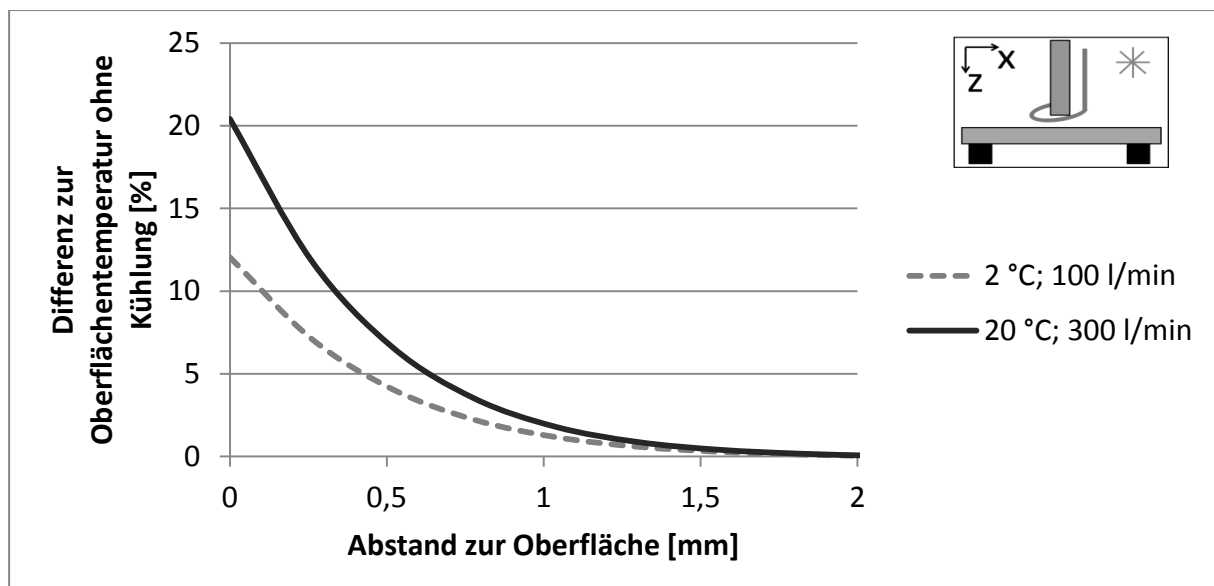


Abbildung 48: Vergleich der Absenkung der Temperatur nach 2 s Erwärmung, 1 mm Abstand, 10 % Leistung und 300 l/min Eingangskühlvolumen bei einem 32-lagigen UD-CF/PEEK Laminat

7.2.3 Validierung und Diskussion des Modells der Temperaturverteilung in Dickenrichtung bei zwei gestapelten Laminaten

In diesem Abschnitt wird der interlaminare Temperaturverlauf bei statischer Erwärmung zweier, gestapelter konsolidierter Lamine, welche durch Druckapplikation aufeinander gepresst werden, wie in Abbildung 24 dargestellt, betrachtet. In diesem Zusammenhang wird das entwickelte Modell validiert, kalibriert und diskutiert.

Validierung

In den Abbildungen 49 bis 51 sind die Temperaturverteilungen gestapelter Lamine unterschiedlicher Dicken im Vergleich zu den Simulationsergebnissen aufgeführt. In allen Abbildungen sind die Temperaturverteilungen im oberen Laminat und im unteren Laminat abgebildet. Da die Unterseite des oberen Laminats und die Oberseite des unteren Laminats den gleichen Abstand zur Oberfläche aufweisen, werden für diesen Punkt (bei Abbildung 49 bei 2,48 mm Abstand zur Oberfläche) jeweils zwei Temperaturen (die des oberen und die des unteren Laminats) angegeben. Durch den Temperaturabfall in diesem Bereich weist der Verlauf somit eine Unstetigkeitsstelle auf. Diese wird im Abschnitt Diskussion näher betrachtet.

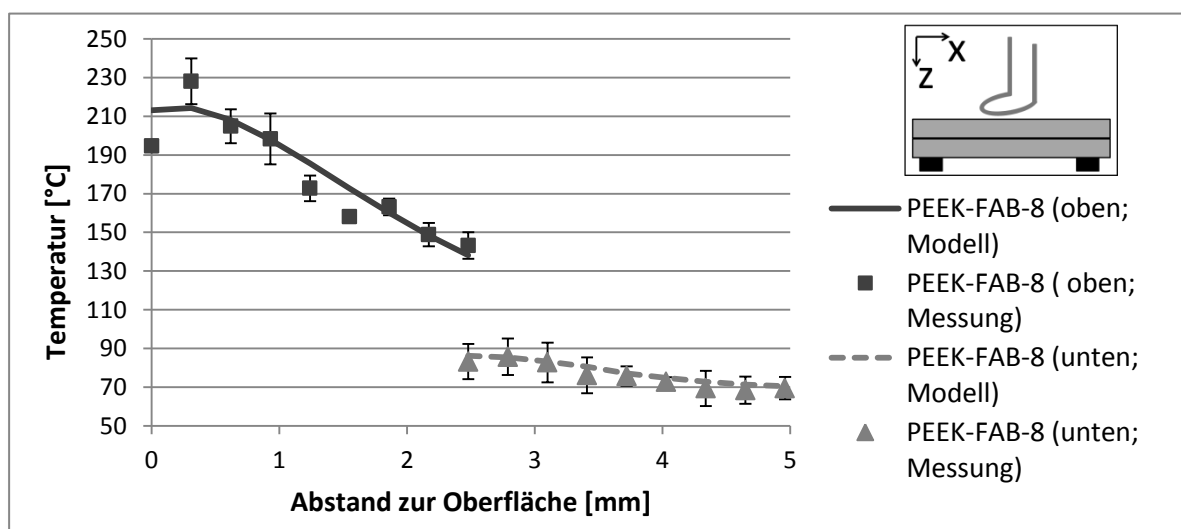


Abbildung 49: Temperaturverlauf in Dickenrichtung (z – Richtung aus Abbildung 24) nach 2 s induktiver Erwärmung bei 1 mm Induktorabstand und 10 % Leistung von 2 gestapelten 8-lagigen gewebeverstärkten CF/PEEK-Laminaten (Laminatdicken: 2 x 2,48 mm)

Im Vergleich zur Temperaturverteilung in einem Laminat zeigt sich ein Anstieg der Standardabweichung und der Abweichung der simulierten Temperatur zur gemessenen mittleren Temperatur. Bei den UD-Laminaten steigt die Standardabweichung dabei bis auf 21 °C an. Ähnliches ist bei der Abweichung der mittleren gemessenen Temperatur mit einem Anstieg auf 20 °C zu beobachten. Der primäre Einflussfaktor ist dabei die geringere Genauigkeit bei der Ausrichtung. Durch die Positionierung der zwei Platten aufeinander kann die hohe Positioniergenauigkeit der Messungen, die bei einer Platte gegeben ist, nicht mehr erreicht werden, was sich durch die hohe planare Inhomogenität des EMFs direkt auf die Standardabweichung auswirkt.

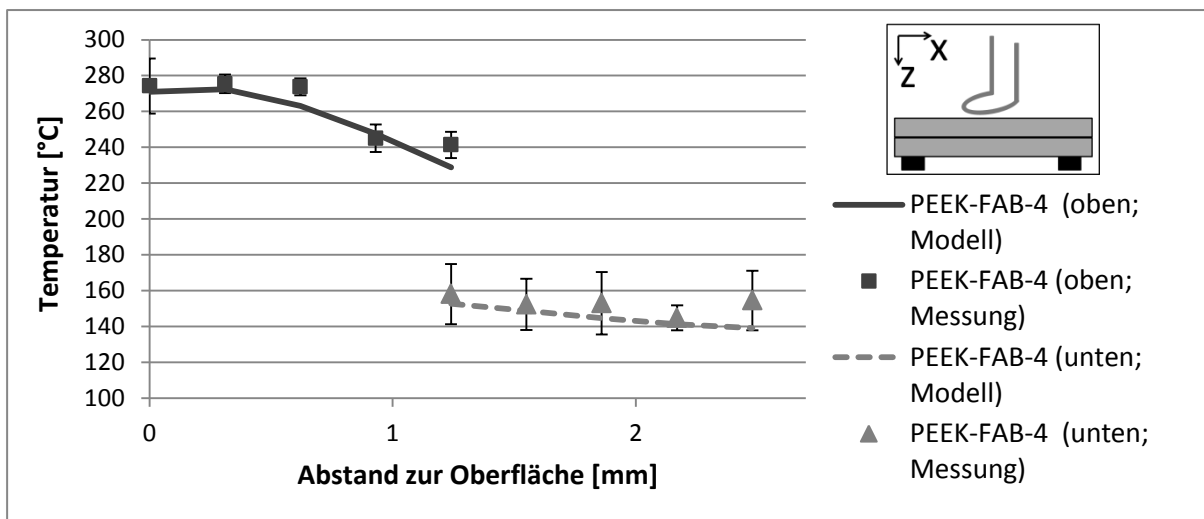


Abbildung 50: Temperaturverlauf in Dickenrichtung (z – Richtung aus Abbildung 24) nach 2 s induktiver Erwärmung bei 1 mm Induktorabstand und 10 % Leistung von 2 gestapelten 4-lagigen gewebeverstärkten CF/PEEK-Laminaten (Laminatdicken: 2 x 1,24 mm)

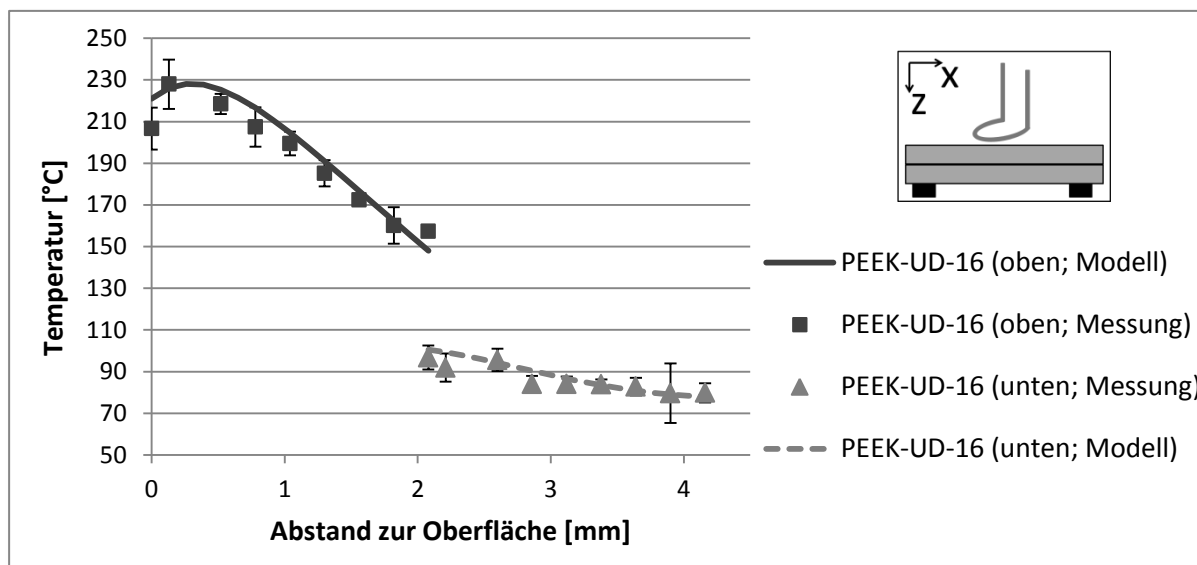


Abbildung 51: Temperaturverlauf in Dickenrichtung (z – Richtung aus Abbildung 24) nach 2 s induktiver Erwärmung bei 1 mm Induktorabstand und 10% Leistung von 2 gestapelten 16-lagigen UD-CF/PEEK-Laminaten (Laminatdicken: 2 x 2,08 mm)

Diskussion

Durch die Semipermeabilität der Laminatoberflächen und der daraus resultierenden partiellen Zurückspiegelung des EMFs in das Laminat ist die Stromdichteverteilung des EMFs am Übergang eines Laminats zum Nächsten unstetig (vgl. (5. 9)). Dies zeigt sich in der Unstetigkeit des Temperaturverlaufs an dieser Stelle. Bei gestapelten Laminaten gleicher Dicke verändert sich der Verlauf des EMFs nicht, ausschließlich die Amplitude reduziert sich beim unteren Laminat. Eine Auswirkung des zweiten Laminats auf die Stromdichteverteilung im ersten Laminat existiert nicht. Wie in Abbildung 52 gezeigt wird, beeinflussen sich die Laminare durch die Wärmeleitung zwischen den Laminaten. Abhängig vom Kontaktwiderstand (5. 17) erwärmt das obere Laminat das untere Laminat und kühlt dabei ab. Beim 4-lagigen gewebeverstärkten Laminat sinkt dabei die Temperatur an der Unterseite um 20 °C ab. Durch die geringe Dicke dieses Laminats wirkt sich der Einfluss auf die Temperaturverteilung des kompletten Laminats aus.

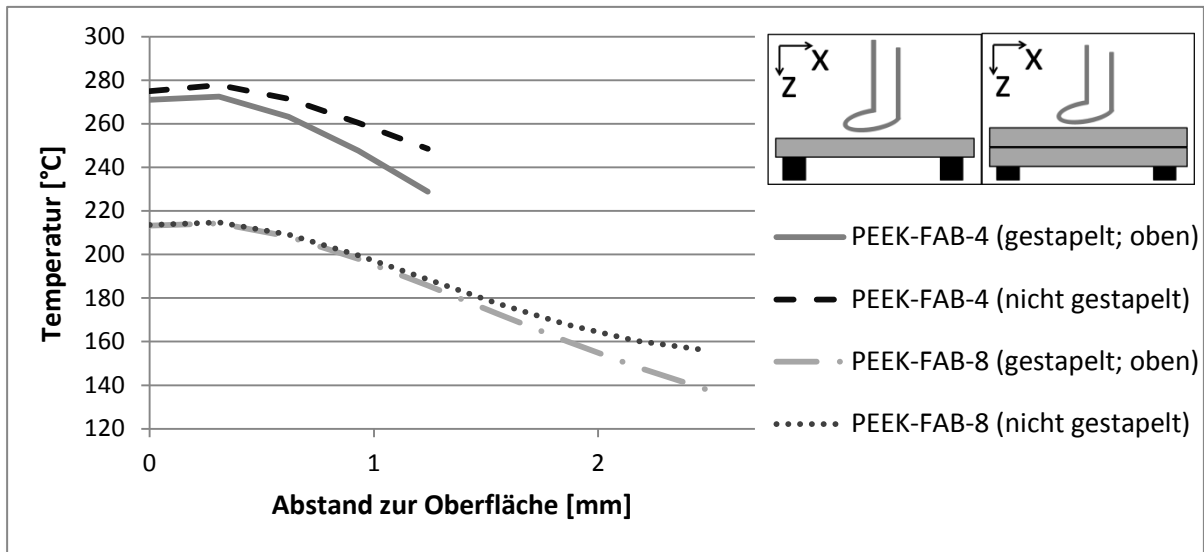


Abbildung 52: Vergleich der Temperaturverläufe in Dickenrichtung (z – Richtung aus Abbildung 24) nach 2 s induktiver Erwärmung bei 1 mm Induktorabstand und 10 % Leistung des oberen zweier gestapelter 4/8-lagigen FAB- CF/PEEK-Laminaten und einem nicht gestapelten 4/8-lagigen FAB-CF/PEEK-Laminat

Bei allen in dieser Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen wurde der Anpressdruck, wie in Kapitel 6.3 beschrieben, nicht variiert. Der Einfluss des Anpressdrucks zeigt sich allerdings mit Hilfe des Modells in Abbildung 53. Der Temperaturanstieg durch die Wärmeleitung bei den gegebenen Parametern der obersten Lage beim 8-lagigen gewebeverstärkten Laminat beträgt dabei 8 °C. Laut den Simulationsergebnissen könnte durch eine Verdoppelung des Anpressdrucks der Temperaturunterschied zwischen den in Kontakt stehenden Oberflächen um weitere 20 % gesenkt werden (siehe Abbildung 53). Dies zeigt den Einfluss des Drucks während des Erwärmungsprozesses. Bei der Verschweißung zweier Laminat sollte daher zur Reduktion der Temperaturdifferenz während des Erwärmungsprozesses ein möglichst hoher Anpressdruck herrschen.

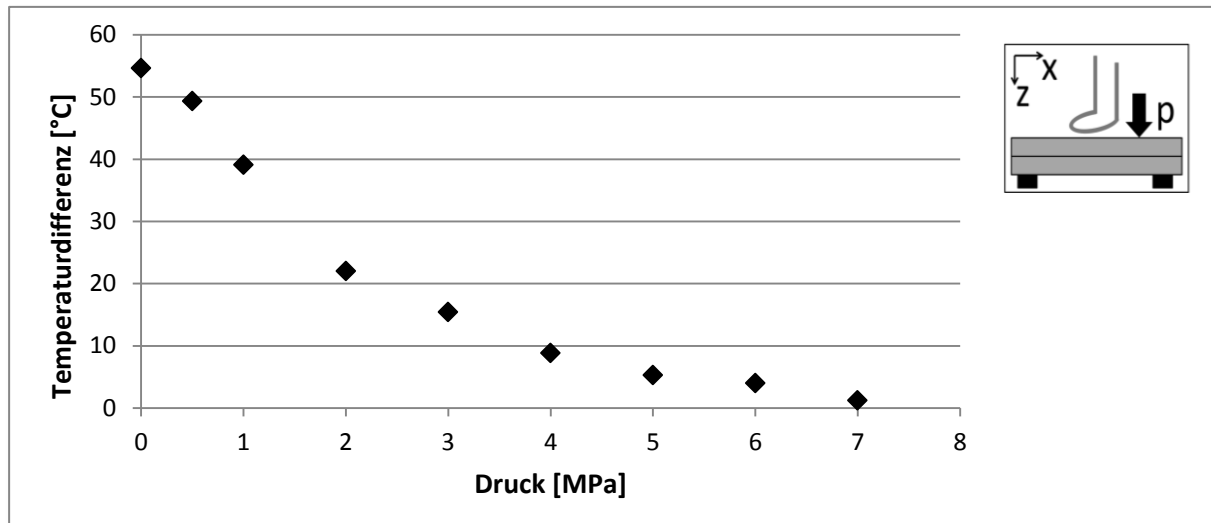


Abbildung 53: Simulation des Anpressdruckeinflusses (zwischen oberer und unterer Platte) auf die Temperaturdifferenz der sich berührenden Oberflächen der Platten am Beispiel zweier 8-lagiger FAB-CF/PEEK- nach 2 s induktiver Erwärmung bei 1 mm Induktorabstand und 10 % Leistung

7.3 Temperaturverteilung beim kontinuierlichen Induktionsschweißen

In Kapitel 7.2 wird das analytische Modell der Temperaturverteilung beim statischen induktiven Erwärmen validiert und die Ergebnisse diskutiert. Genauso soll nun in diesem Kapitel die Temperaturverteilung beim kontinuierlichen Induktionsschweißprozess behandelt werden. In Abbildung 54, Abbildung 56 und Abbildung 55 sind verschiedene Temperaturverläufe während des induktiven Schweiß- bzw. Erwärmungsprozesses aufgeführt. Im Vergleich zur statischen Erwärmung zeigen sich deutlich größere Abweichungen zwischen Simulationsergebnissen und Messung. Dies resultiert aus dem größeren Einfluss der schon beschriebenen dreidimensionalen Effekte und der nur einmaligen Messung der Temperaturen. Trotz der größeren Abweichungen liefert das Modell auch für kontinuierliche Verschweißungen eine ausreichende Qualität zur Definition eines Prozessfensters. Zudem hat sich gezeigt, dass durch die Integration der c_p -Kurve in das Modell auch die Temperaturänderungen während der Phasenänderungen bei ca. 340 °C abgebildet werden. Auch der in Abbildung 54 aufgezeigte Anstieg der Generatorleistung kann mit dem gegebenen Modell dargestellt werden.

In Abbildung 54 ist der Temperaturverlauf des oberen Laminats zweier 16-lagiger gewebeverstärkter Lamine in Abhängigkeit der Generatorleistung gezeigt. Dabei wird der Einfluss der Generatorleistung auf die Erwärmung deutlich. Somit wird bei einer Erwärmung mit 10 % Generatorleistung eine Maximaltemperatur von 259 °C und bei der Erwärmung mit 20 % Generatorleistung 443 °C erreicht. Auch der interlaminare Temperaturgradient von einer Lage zur Nächsten ist bei hohen Generatorleistungen mit bis zu 55 °C deutlich höher als bei geringen Generatorleistungen mit bis zu 24 °C.

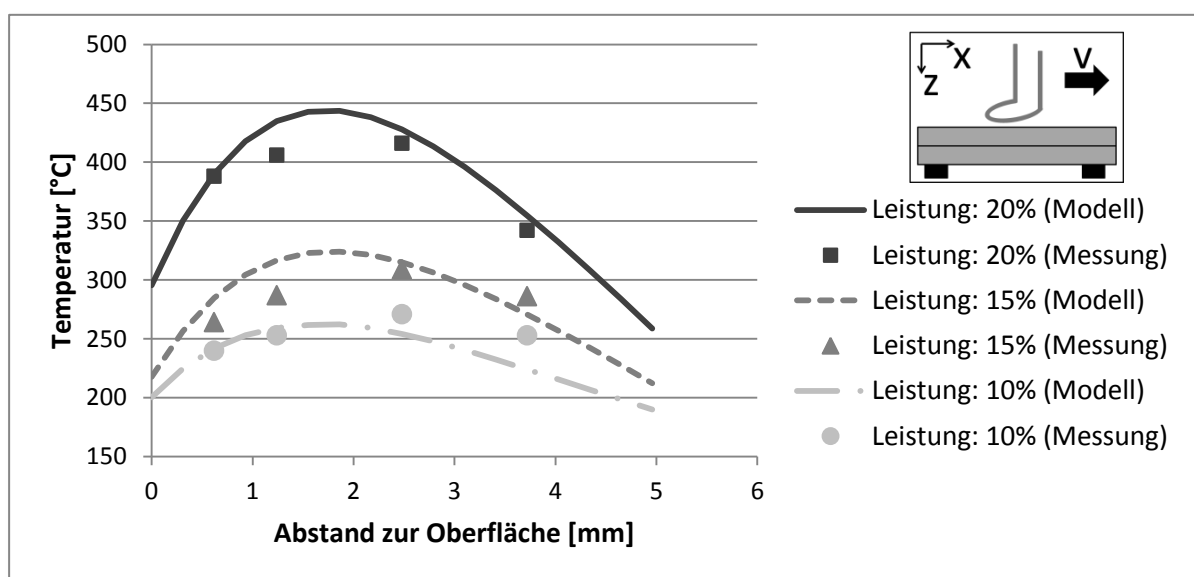


Abbildung 54: Interlaminarer Temperaturverlauf des Oberen zweier 16-lagiger gewebeverstärkter CF/PEEK-Lamine während des kontinuierlichen Schweißprozesses bei 0,1 m/min, 1 mm Induktorabstand und 700 l/min Kühlvolumen in Abhängigkeit von der Generatorleistung

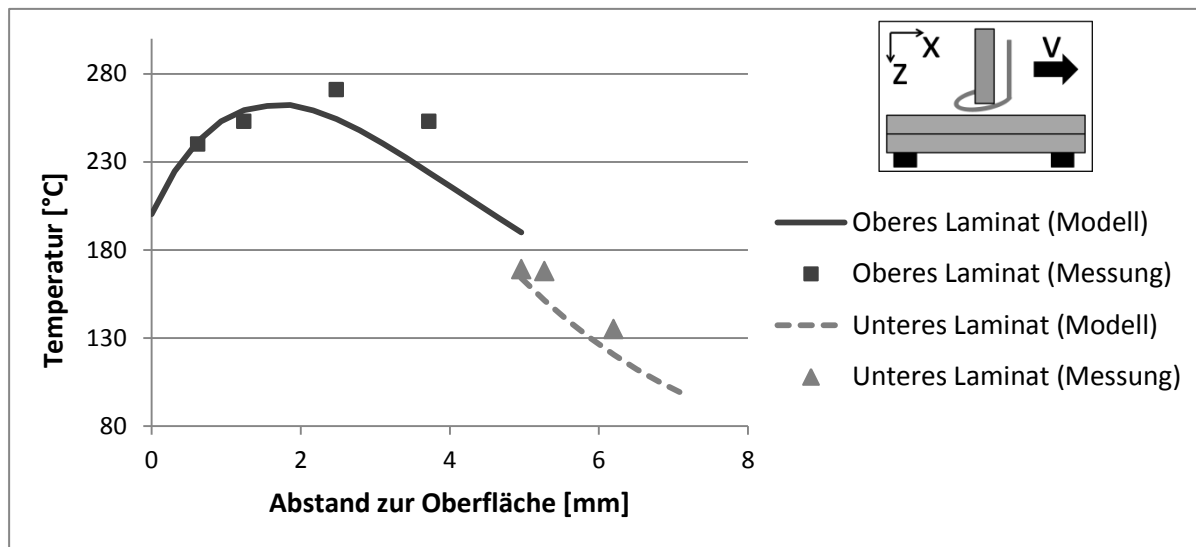


Abbildung 55: Interlaminarer Temperaturverlauf zweier 16-lagiger gewebeverstärkter CF/PEEK-Lamine während des kontinuierlichen Schweißprozesses bei 0,1 m/min, 1 mm Induktorabstand und 700 l/min Kühlvolumen

Der in Abbildung 56 dargestellte Temperaturverlauf über 2 Lamine zeigt ebenso deutliche Unterschiede zur statischen Erwärmung. Insbesondere im Zwischenbereich ist der Temperaturgradient deutlich geringer. Durch die Reduktion der Festigkeit mit steigender Temperatur, was laut Sridhar [113] einen direkten Einfluss auf die dimensionslose Kontaktdehnung ϵ_c^* hat, reduziert sich der Kontaktwiderstand. Zudem herrscht durch die Druckapplikation mit einer Anpressrolle im Schweißbereich ein höherer Anpressdruck, was den Kontaktwiderstand weiter reduziert. Auch die höhere Prozesszeit (ca. 20 s bei 0,1 m/min) und der damit gestiegene Einfluss der Konduktion führen zu einer Homogenisierung der Temperaturverteilung.

Ein weiterer Effekt, welcher bei der Verschweißung der Lamine deutlich wird, ist in Abbildung 56 dargestellt. Wie in den vorherigen Kapiteln schon intensiv diskutiert wird, hat die Laminatdicke einen entscheidenden Einfluss auf die Temperaturverteilung in Dickenrichtung. Für das Verschweißen der Lamine lässt sich somit aus Gleichung (5. 5) ableiten, dass nach erfolgreich durchgeführter Verschweißung bei nochmaliger induktiver Erwärmung des Laminats die Temperaturen deutlich geringer sind. Dies zeigt sich in Abbildung 56, in der die Temperaturverläufe eines Laminats bei einer Erwärmung vor der Verschweißung, sowie bei einer zweiten, nochmaligen Erwärmung nach der Verschweißung dargestellt sind. Erkennbar reduziert sich die

Temperatur an der Oberfläche von 240 °C vor der Verschweißung, auf 179 °C bei nochmaliger induktiver Erwärmung mit den gleichen Parametern (nach der Verschweißung). Dies bestätigen zum einen die Simulationsergebnisse und zum anderen bietet sich somit ein neuer Ansatz für eine Inline-Prozesskontrolle.

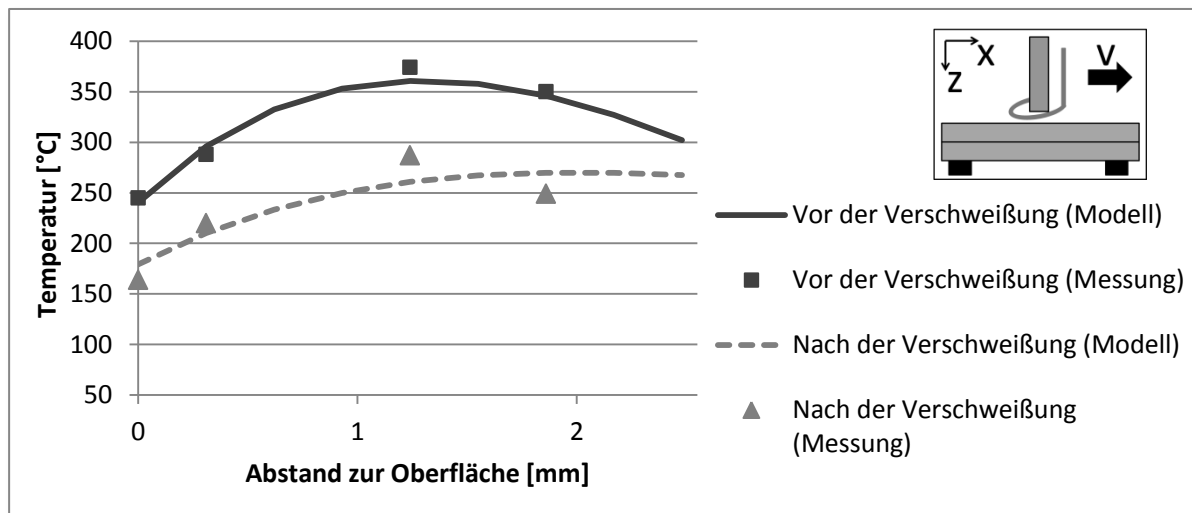


Abbildung 56: Vergleich des interlaminaren Temperaturverlaufs während des kontinuierlichen Schweißprozesses bei 0,1 m/min, 1 mm Induktorabstand und 700 l/min Kühlvolumen des Oberen zweier 8-lagiger gewebeverstärkter CF/PEEK bei einer Erwärmung vor der Verschweißung, sowie bei einer zweiten, nochmaligen Erwärmung nach der Verschweißung

7.4 Grenzen des Modells der Temperaturverteilung in Dickenrichtung

Wie gezeigt werden konnte korreliert der mit Hilfe des entwickelten Modells simulierte und der gemessene Temperaturverlauf der untersuchten CF/PEEK-Lamine bei einer Laminatdicke > 1 mm (siehe Abbildung 39). In Abbildung 57 wird der simulierte Verlauf und der gemessene Temperaturverlauf in Dickenrichtung eines 4-lagigen UD-Laminats (Laminatdicke: 0,52 mm) verglichen. Durch die abnehmende Laminatdicke und den damit einhergehenden Anstieg der Stromdichte zeigt der simulierte Temperaturverlauf im Vergleich zum 1,04 mm dicken Laminat einen starken Anstieg der Temperatur bis auf 500 °C. Die gemessene Temperatur fällt an gleicher Stelle dahingegen auf 150 °C ab. Im Gegensatz zu den bisherigen Laminatdicken kann das Modell in diesem Bereich nicht angewendet werden. Der Temperaturabfall kann mit den vorliegenden Theorien nicht erklärt werden. Durch den Temperaturunterschied

von 350 °C kann die Ursache nur bei der elektromagnetischen Erwärmung liegen. Insbesondere der Einfluss der Semipermeabilität auf die Erwärmung kann nicht auf dünne Laminats (Dicke < 1 mm) übertragen werden. Auch die im Verhältnis zur Dicke geringere Anzahl der Faserkreuzungen wirkt sich negativ auf die Erwärmung aus.

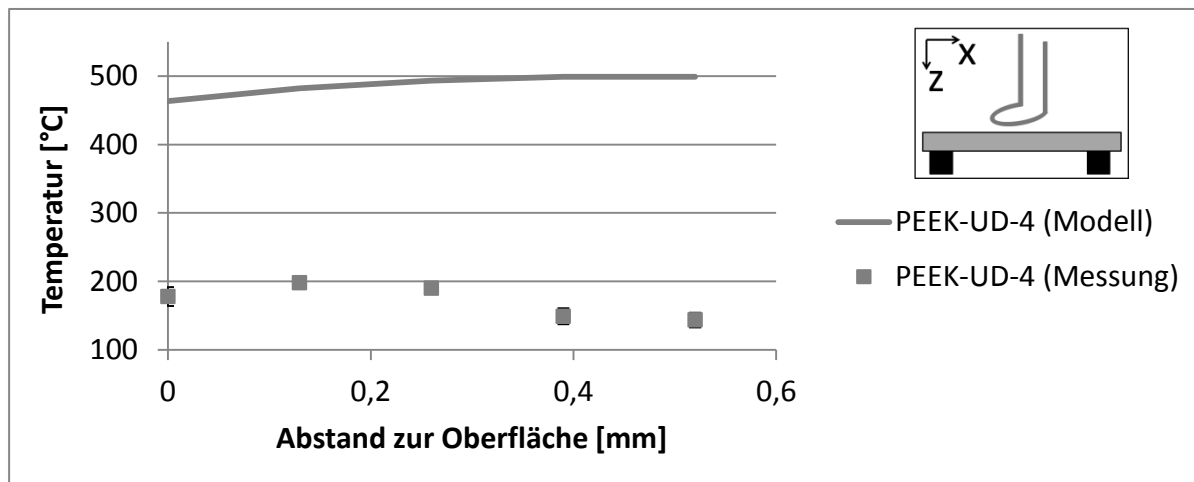


Abbildung 57: Temperaturverlauf in Dickenrichtung (z – Richtung aus Abbildung 24) nach 2 s induktiver Erwärmung bei 1 mm Induktorabstand und 10 % Leistung eines 4-lagigen UD-CF/PEEK-Laminats

7.5 Zwischenfazit

Hinsichtlich der Nachweisbarkeit einer erfolgreich durchgeführten Schweißung wird die Diskussion von der Temperaturverteilung in Dickenrichtung geprägt. Zu deren Bestimmung wird eine interlaminare, EMF-tolerante Temperaturmessmethode identifiziert und deren genaue Anwendbarkeit für diesen Prozess definiert und validiert. Mit Typ E Thermoelementen mit Drahtdurchmessern kleiner 0,1 mm, ausreichenden Abständen im Laminat und parameterabhängigen Korrekturfunktionen ist somit der interlaminare Temperaturverlauf darstellbar. Dies ermöglichte erstmals die fundierte Validierung des im Verlauf dieser Arbeit entwickelten analytischen Temperaturmodells. Nach der jeweiligen materialabhängigen Validierung dieses Modells ermöglicht es die präzise Bestimmung der Temperaturverteilung in Dickenrichtung. Die Simulationsergebnisse auf Basis des Modells zeigen zudem deutlich den Dickeneinfluss auf die Temperaturverteilung auf, auch der Einfluss verschiedener Prozessparameter wie Induktorabstand oder Generatorleistung sind

abbildbar. Damit steht für künftige Untersuchungen eine effiziente Methode zur Auslegung der Prozessparameter zur Verfügung. Parameteranpassungen bei Dickensprüngen im Bauteil werden so mit geringem versuchstechnischem Aufwand möglich.

Durch eine umfassende theoretische und praktische Betrachtung der Temperaturoptimierungsverfahren wurde mittels der Kühlung der Oberfläche mit einem Gas mit variablen Temperaturen und Volumenströmen ein Verfahren identifiziert, mit dem die geforderten Oberflächenqualitäten erreicht werden können. Auch die Optimierung wurde in einem validierten, variabel einsetzbaren, analytischem Modell abgebildet und zur Definition der Prozessparameter erfolgreich eingesetzt.

8 Übertragung der Ergebnisse auf die industrielle Anwendung

Nach der erfolgreichen Validierung des Temperaturmodells gilt es, die daraus generierten Ergebnisse für die industrielle Anwendung zu nutzen. Dazu werden unter Berücksichtigung der industriellen Anforderungen die mit dem Modell definierten Prozessparameter dazu verwendet, Scherfestigkeitsprüfkörper zu fertigen und zu testen. Um den Einfluss und die Detektierbarkeit von Prozesseinflüssen beschreiben zu können, werden zusätzlich Prüfkörper mit definierten Fehlern und Prozessabweichungen geschweißt und diese mit dem Ultraschallprüfverfahren untersucht. Das Kapitel schließt mit einer Kostenbetrachtung des Induktionsschweißprozesses im Helikopterbau am Beispiel eines Helikopterstandardbauteils ab.

8.1 Definition der Prozessparameter

Die Prozessparameter, mit welchen die in den folgenden Unterkapiteln getesteten Prüfkörper hergestellt wurden, werden unter Verwendung des validierten Modells für 8-lagige UD-Laminat (Tabelle 22) definiert. Diese Prozessparameter wurden anhand der Kriterien einer optimalen Schweißtemperatur im Schweißbereich von ca. 400 °C, einer möglichst geringen Oberflächentemperatur und einer homogenen Temperaturverteilung zwischen beiden Laminaten im Schweißbereich gewählt. Die gewählten Prozessparameter werden zusätzlich noch einmal durch eine Temperaturverteilungsmessung in einem Probelaminat validiert. Dazu wird in Abbildung 58 die simulierte und die gemessene Temperaturverteilung im oberen und unteren Laminat während der Verschweißung miteinander verglichen. Es zeigt sich, dass mit dem Modell gute Simulationsergebnisse erzielt werden und die Verschweißungen mit den angegebenen Parametern durchgeführt werden können.

Tabelle 22: Parameter des Prozessfensters für 8-lagige UD-Lamine

Parameter	Wert	Einheit
Generatorleistung	25	%
Kühlvolumen	300	l/min
Kühlfluidtemperatur	20	°C
Induktorabstand	2	mm
Schweißgeschwindigkeit	0,1	m/min
Anpresskraft	1	kN

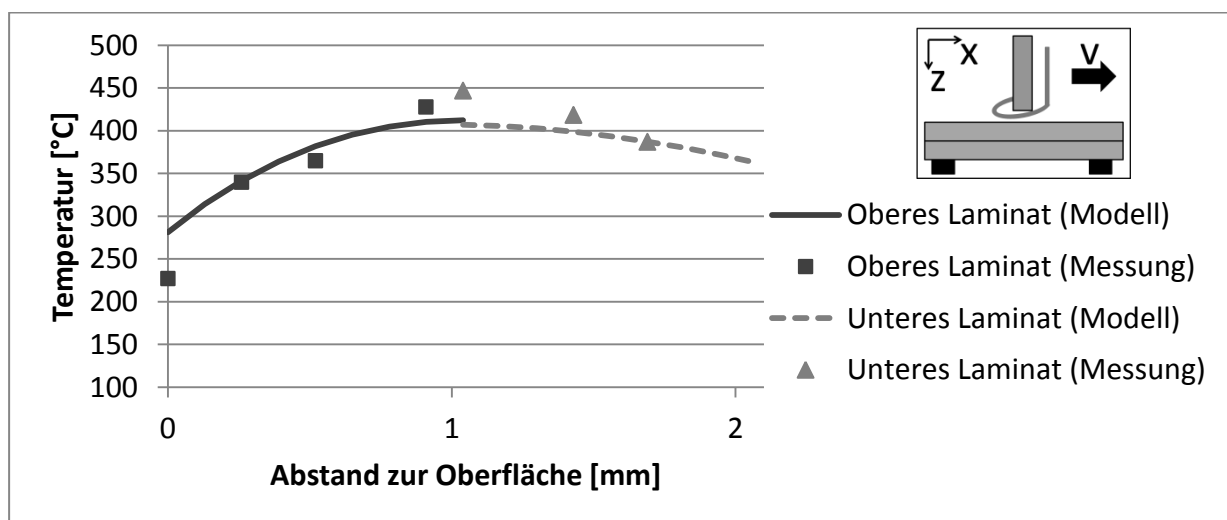


Abbildung 58: Interlaminarer Temperaturverlauf im definierten Prozessfenster für den Schweißprozess zweier 8-lagiger UD-CF/PEEK-Lamine

8.2 Mechanische Festigkeit und Sensibilitätsanalyse am Beispiel induktionsgeschweißter Prüfkörper

Wie Abbildung 59 zeigt, werden bei induktiv verschweißten Probekörpern und den im Ofen gefügten Referenzprobekörpern vergleichbare Scherfestigkeitswerte, welche nach der in Kapitel 6.3.4 beschriebenen Norm DIN EN 2243-1 [174] ermittelt werden, erreicht. Dies zeigt, dass mit den verwendeten Parametern eine Fügung mit hoher mechanischer Performance hergestellt werden kann.

Im Vergleich zu den Referenzprobekörpern ist bei der betrachteten Abweichung der Parameter ein deutlicher Festigkeitsabfall zu erkennen. Aufgrund der eingebrachten Einschlüsse ist durch die geringe Fügefläche eine Reduktion der Scherfestigkeit erkennbar. Die Abnahme der Scherfestigkeit erfolgt dabei nicht linear zur Reduktion

der Schweißfläche, sondern beträgt bei einer Abnahme der Schweißfläche um 6 % ca. 24 %. Dies kann mit dem komplexeren Spannungszustand innerhalb der Schweißfläche erklärt werden, welcher zu einem früheren Versagen durch Spannungsspitzen führt.

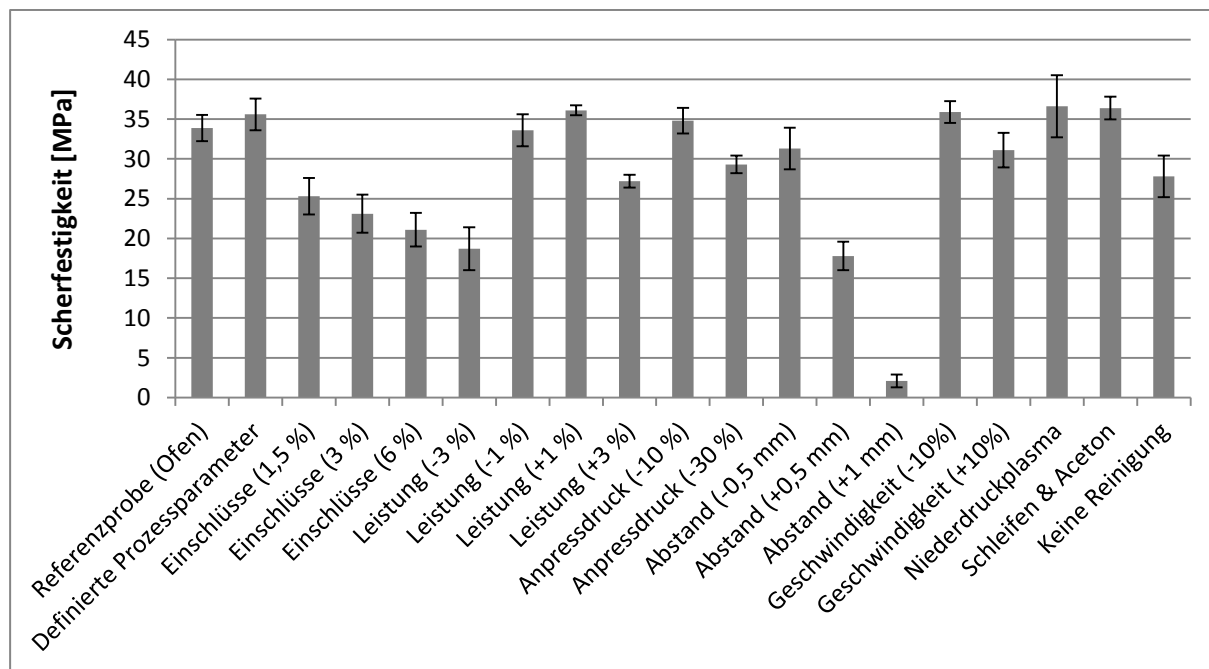


Abbildung 59: Eine Auswahl der Scherfestigkeiten (LSS) der verschweißten Laminate (Referenzproben, definiertes Prozessfenster, Prozessabweichungen und Oberflächenvorbereitungsmethoden)

Durch die Abnahme der Induktionsgeneratorleistung um 5 % bzw. die Zunahme des Induktorabstands (um 1 mm) wird im Laminat die Schweißtemperatur nicht mehr erreicht und es erfolgt nur ein leichtes Ankleben der Lamine aneinander. Im Gegensatz dazu wird bei einem Anstieg der Generatorleistung um 5 % das Polymer durch ein Überschreiten der Degradationstemperatur degradiert. Dadurch wird das Laminat strukturell geschädigt, was zu einem Abfall der Scherfestigkeit führt. Bei einer Reduktion der Geschwindigkeit um 30 % oder 50 %, beziehungsweise bei der Reduktion des Abstandes auf 1 mm steigt dieser Effekt soweit an, dass die Verschweißung abgebrochen werden muss, da das Laminat bei diesen Parametern verbrennt. Die Variation des Kühlvolumens um 100 l/min hat nur einen geringen Einfluss auf die Scherfestigkeit, da sich die Temperaturveränderung entsprechend der Simulationsergebnisse auf die oberen Lagen konzentriert und somit bei einer

Reduktion primär eine Auswirkung auf die Oberflächenqualität hat. Bei einer Abnahme des Drucks reduziert sich die Festigkeit durch einen Anstieg des Kontaktwiderstandes und der daraus resultierenden höheren Differenz zwischen den Temperaturen im oberen und unteren Laminat (siehe Kapitel 7.2.2). Zudem reduziert sich die Anhaftung im vorliegenden Fall weiter, da durch das zur Begrenzung des Schweißbereichs eingesetzte Polyimidklebeband ein weiterer Abstandshalter im Schweißbereich vorliegt, der überwunden werden muss. Auch die Oberflächenvorbereitungsmaßnahmen zeigen einen Einfluss auf die Scherfestigkeit (siehe Abbildung 59) beim Schweißprozess, wobei festgestellt werden kann, dass eine Oberflächenvorbereitung notwendig ist, da so die Scherfestigkeit um 8 MPa gesteigert werden kann. Die Art der Oberflächenvorbereitung ist allerdings nicht entscheidend, da sowohl mit dem bei allen Probekörpern verwendeten Reinigen mit Aceton, dem Anschleifen mit anschließenden Reinigen mit Aceton und der Plasmaaktivierung Scherfestigkeiten von 35,5 – 36,5 MPa (siehe Abbildung 59) erreicht wurden. Es kann resümiert werden, dass eine geringfügige Variation der Prozessparameter Leistung, Anpressdruck, Kühlvolumen und Schweißgeschwindigkeit nur geringe Auswirkungen auf die mechanische Festigkeit hat. Zudem kann ein Abweichen von diesen Parametern durch die Prozessüberwachung detektiert werden. Durch die geringe Positioniergenauigkeit weist der Induktorabstand den größten Einfluss auf. Bei einer Reduktion um 1 mm (50 %) ist keine Schweißung mehr möglich. Beim späteren industriellen Einsatz muss dies bei der Dickentoleranz des Bauteils berücksichtigt werden, da ansonsten eine Beschädigung des Laminats droht. Dieser Effekt kann durch eine Erhöhung des Induktorabstands minimiert werden, wodurch allerdings die Effizienz des Prozesses reduziert wird.

Durch das applizierte Kühlfluid kann zudem die Temperatur auf unter 300 °C gesenkt werden, was laut Kern [175] die maximale kurzfristige Einsatztemperatur von PEEK ist, bei der noch keine geometrischen Veränderungen der Matrix auftreten. In Abbildung 60 sind bei einer verschweißten Prüfkörperplatte der Überlappungsbereich und der Schweißbereich, welche während des Verschweißens erhitzt wurden, gekennzeichnet. Beim Vergleich dieser Bereiche mit den nicht erhitzten Bereichen des Laminats zeigt sich, dass die Oberfläche durch den Schweißprozess nicht beeinflusst wird.

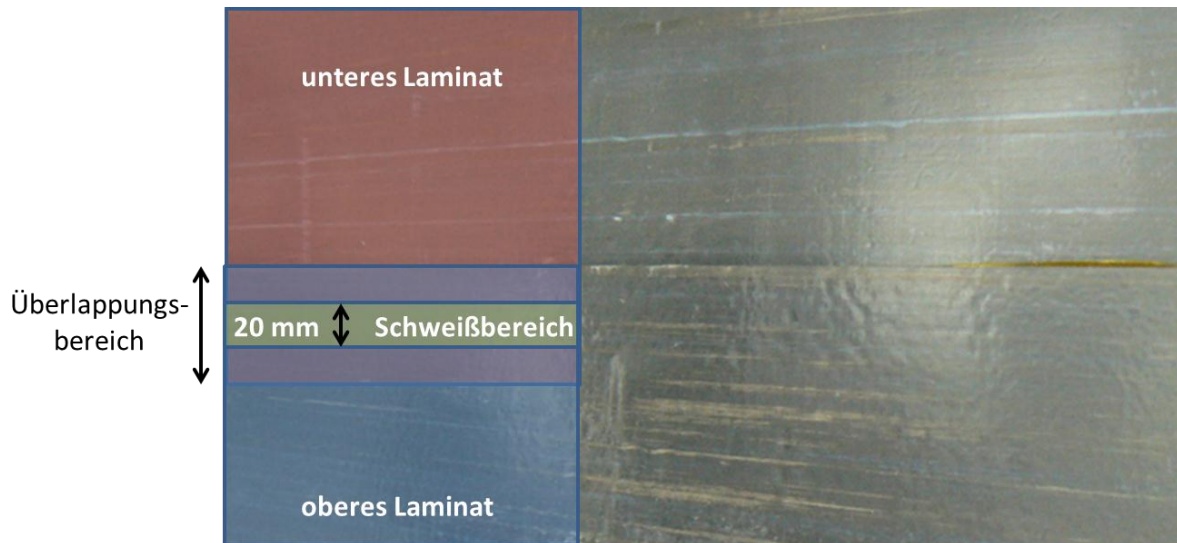


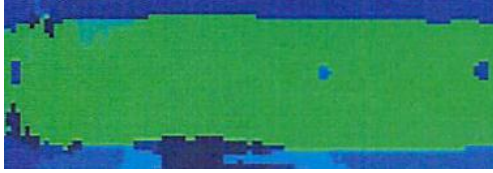



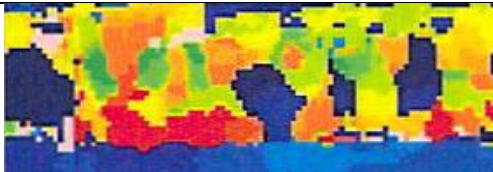
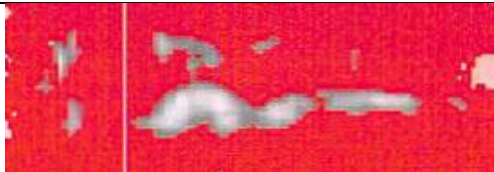



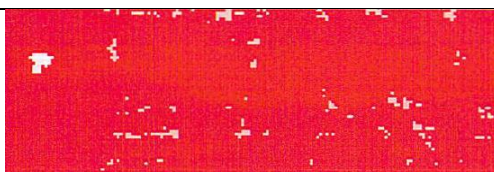


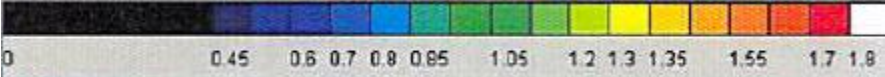


Abbildung 60: Oberfläche der verschweißten Prüfkörper

8.3 Inline-Prozesskontrolle und Ultraschalluntersuchung induktionsgeschweißter Prüfkörper

Bei der Verschweißung der Prüfkörper hat sich gezeigt, dass die Messung der Oberflächentemperatur als Inline-Qualitätssicherungsmethode sich bei der Kühlung der Oberfläche nur noch eingeschränkt eignet. Durch die Absenkung der Oberflächentemperatur wird die Temperaturdifferenz, welche eine erfolgreich durchgeführte Schweißung von einer nicht erfolgreich durchgeführten Verschweißung unterscheidet sehr gering. Gemäß den Simulationsergebnissen (siehe Abbildung 51 und Abbildung 53) wäre die Messung der Temperatur an der Unterseite anstatt an der Oberseite möglich. Diese wird von der der Kühlung nicht beeinflusst und weist zudem bei der Verschweißung zweier Laminare auf eine gute Anpressung des oberen Bauteils an das untere Bauteil hin, da sich ein Spalt zwischen den Bauteilen in einem deutlich geringeren Wärmeübergang manifestiert.

Tabelle 23: Vergleich der Laufzeitmessung und der Amplitudenmessung der Ultraschalluntersuchung der verschweißten Lamine (im Randbereich der Darstellung ist jeweils der Übergangsbereich zur Polyimidklebebandbegrenzung dargestellt)

Probekörper	Laufzeitmessung	Amplitudenmessung
Referenzprobekörper (Ofen)		
Definierte Schweißparameter		
Einschluss (1,5 %)		
Einschluss (6 %)		
Leistung (+3 %)		
Leistung (-3 %)		
Druck (-0,3 kN)		
Skala der Laufzeitmessung	 <p>0 0,45 0,6 0,7 0,8 0,85 1,05 1,2 1,3 1,35 1,55 1,7 1,8</p>	

In Tabelle 23 ist eine Übersicht aller Ultraschallmessungen aufgeführt. Dabei bestätigen sich die Annahmen und Erkenntnisse aus Kapitel 8.2. Die Referenzprobe und die Probekörper, welche mit den definierten Schweißparametern geschweißt wurden, weisen eine durchgängig gute Anbindung bei der Amplitudenmessung und auch bei der Laufzeitmessung auf. Bei der Einbringung der Einschlüsse zeigt sich in weiten Bereichen ein Abfall des Signals > 6 dB. Die blauen Bereiche bei der Laufzeitmessung weisen auf eine Rückspiegelung des Signals in der Schweißebene hin, da in diesen Bereichen das Signal durch die eingebrachten Einschlüsse zurückgeworfen wird. In den restlichen Bereichen bildet sich eine inhomogene Verteilung aus. Bei einer positiven oder negativen Leistungsabweichung um 5 % ist über den kompletten Bereich ein Abfall der Amplitude um mehr als 6 dB messbar. Bei einer Leistungsreduktion zeigen die blauen Bereiche der Laufzeitmessung eine Zurückspiegelung im Schweißbereich, was auf eine nicht durchgeführte Schweißung hindeutet. Dahingegen zeigen die schwarzen Bereiche eine Rückspiegelung des Signals im Bereich der Oberfläche. Dies weist auf die Matrixdegradation in diesen Bereichen hin. Bei einem Abfall des Anpressdrucks zeigt die Amplitudenmessung eine gute Anbindung, die schwarzen Bereiche der Laufzeitmessung dahingegen weisen auf Degradation durch einen zu geringen Konsolidierungsdruck hin. Diese Übersicht zeigt, dass mit Hilfe der Ultraschalltechnologie alle untersuchten Fehler nachgewiesen werden können. Sowohl Einschlüsse, Degradation, Delamination und mangelhafte Anbindung können identifiziert werden. Die vor allem beim Kleben auftretende mangelhafte Anbindung, 'Kissing Bond' kann in diesem Zusammenhang nicht abgebildet werden. Da die Schweißung beim 'Kissing Bond' allerdings nicht vollständig durchgeführt wurde und nur ein leichtes Anhaften der Bauteile vorliegt, ist dieser Fehler mit der beschriebenen Inline-Prozesskontrolle identifizierbar.

8.4 Kostenbetrachtung des Induktionsschweißprozesses am Beispiel einer generischen Helikopterstruktur

8.4.1 Rahmenbedingung zur Durchführung der Kostenrechnung

Die durchgeführte Prozesskostenrechnung erfolgt am Beispiel einer helikopterrelevanten Struktur. Als Musterbauteil wurde dazu die verstärkte Außenseitenstruktur des Helikoptertyps H135 gewählt. Wie in Abbildung 61 dargestellt wird die Hautstruktur durch insgesamt zwölf Stringer und Spante verstärkt. Diese werden im vorliegen-

den Beispiel mit Hilfe der Induktionsschweißtechnologie mit der Außenhaut gefügt. Dazu sind die Schweißnähte rot markiert.

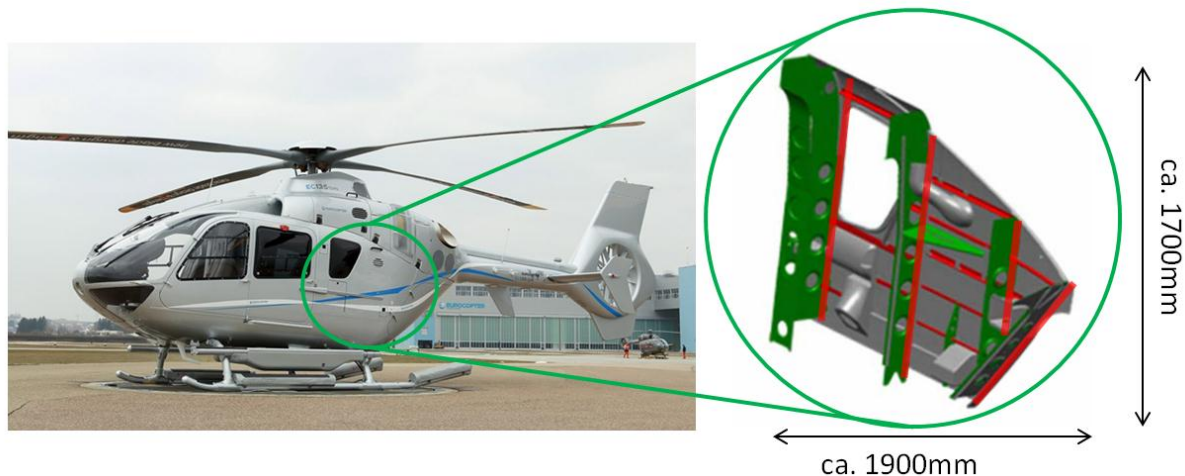


Abbildung 61: links: H135; rechts: potentielle helikopterrelevante Struktur am Beispiel einer verstärkten Außenseitenstruktur des H135 (rot: potentielle Schweißnähte)

Das vorliegende Bauteil wird aktuell genietet und ist somit nicht für das induktive Fügen ausgelegt. Es müssen daher Annahmen zum Material und zur konstruktiven Auslegung getroffen werden. Die Gurtbreite der Verstärkungsstrukturen wird einheitlich mit 30 mm angenommen. Die Länge aller Schweißnähte summiert sich auf 14 m. Der Krümmungsradius ist konstant und alle Strukturen bestehen aus CF/PEEK. Wie in Kapitel 3.3.4 beschrieben muss vor der Durchführung einer Kostenrechnung eine Methode gewählt werden. Da im vorliegenden Fall die zu verwendende Anlagentechnik bekannt ist, wird die Methode Bottom-up gewählt. Weiterhin wird zur Vereinfachung mit NRC- und RC-Kosten gerechnet, welche sich wie beschrieben ebenso für diesen Fall eignen. Dem Kostenstrukturplan, wie er von Curran et al. [128] definiert wurde folgend, bezieht sich die Kostenrechnung ausschließlich auf den Prozessschritt des Bauteilfügens der beschriebenen Struktur.

Da es sich um eine Machbarkeitsstudie handelt wird die Kostenabschätzungs-kategorie 4 gewählt (siehe F Details zur Kostenrechnung; Tabelle 29). Daher werden zur Abschätzung heuristisch (Expertenschätzung), deterministisch (auf Fakten basierend) und stochastisch (entsprechend, bei Airbus Helicopters durchgeführte Projekte) ermittelte Werte herangezogen. So beträgt die Zeit zur Abschreibung der Anlagen 3 Jahre, weitere betriebswirtschaftliche Einflussgrößen wie Zinsen, Steuervergünsti-

gungen, usw. werden auf Grund der Kostenabschätzungs-kategorie 4 nicht berücksichtigt.

Zur Durchführung der Kostenrechnung der induktiven Verschweißung von TPC Helikopterbauteilen sind in Tabelle 30 (siehe F Details zur Kostenrechnung) die einmaligen (NRC) und wiederkehrenden (RC) Kosten, Aufwände für Installation und Betrieb einer Induktionsschweißzelle, sowie die betriebswirtschaftlichen Randbedingungen aufgeführt. Aufgrund der entgegengesetzten Krümmungen von Stringern und Spanten sind prozesstechnisch zwei unterschiedlich gekrümmte Rollen und Induktoren einzusetzen. Dies wird durch das Einkalkulieren eines Umrüstvorgangs berücksichtigt und ist zusammen mit allen weiteren prozessrelevanten Daten in Tabelle 32 aufgeführt.

8.4.2 Zusammenfassung der berechneten Bauteilkosten

Die Kostenrechnung (siehe Tabelle 31; F Details zur Kostenrechnung) bezieht sich auf die oben beschriebene linke und rechte Außenseitenstruktur des Helikoptermodells H135. Für dieses Bauteilpaar summieren sich bauteilunabhängigen NRC-Kosten im Durchschnitt auf 212.000 €. Bei der Fertigung im Einschichtbetrieb entstehen somit für den Abschreibungszeitraum von drei Jahren und bei einer Stückzahl von 65 Helikoptern des Typs H135 pro Jahr mittlere NRC-Kosten von 1087 € pro Helikopter. Die Prozesszeit teilt sich unter Berücksichtigung der 14 m Schweißnaht pro Bauteil in 70 min Schweißzeit und 45 Minuten Rüstzeit auf. Daraus resultieren bei interner Fertigung im Durchschnitt 671 € RC-Kosten pro Helikopter.

Die Gesamtkosten summieren sich bei der aktuellen Stückzahl an H135 Helikoptern im Abschreibungszeitraum pro Helikopter auf durchschnittlich 1759 € (siehe Tabelle 31). Da sich wie beschrieben die Datenqualität und die Berechnungsmethodik auf die Kostenabschätzungs-kategorie 4 bezieht, ergibt sich daraus pro Bauteil ein Kostenbereich zwischen -30 % und + 50 % in Bezug auf die geschätzten Bauteilkosten. Zudem kann nicht von einem einzelnen induktionsgeschweißten Bauteil ausgegangen werden. Daher ist in Abbildung 62 der bauteilanzahlabhängige Verlauf des Kostenbereichs gegeben. Daraus ergeben sich im Zweischichtbetrieb bei 340 Arbeitstagen und somit ca. 2400 geschweißten Bauteilen pro Jahr, Fügekosten von minimal 190 € und maximal 405 € pro Bauteil bei der Herstellung von Gleichteilen.

Da innerhalb dieser Arbeit kein direkter Kostenvergleich mit anderen Füge-technologien erfolgt, kann nur eine grobe Kosteneinordnung gegeben werden. Wenn für das Musterbauteil eine Wandstärke von 2 mm für die Außenhaut und 5 mm für die Stringer und Spante angenommen wird, summiert sich das Bauteilgewicht auf circa 15 kg. Woraus bei konventioneller Herstellung (wie in Kapitel 3.3.4 beschrieben) Fügekosten von 6000 € (für ein Bauteil dieses Gewichts) resultieren. Beim vollständigen Verzicht auf Niete zeigt diese Abschätzung somit die hohe Effizienz des Induktionsschweißens, da selbst bei einer Stückzahl von nur 65 Helikoptern pro Jahr die maximalen Fügekosten (Kostenabschätzungsklasse 4) 50 % unter den Fügekosten konventioneller Fertigung (Nieten) liegen.

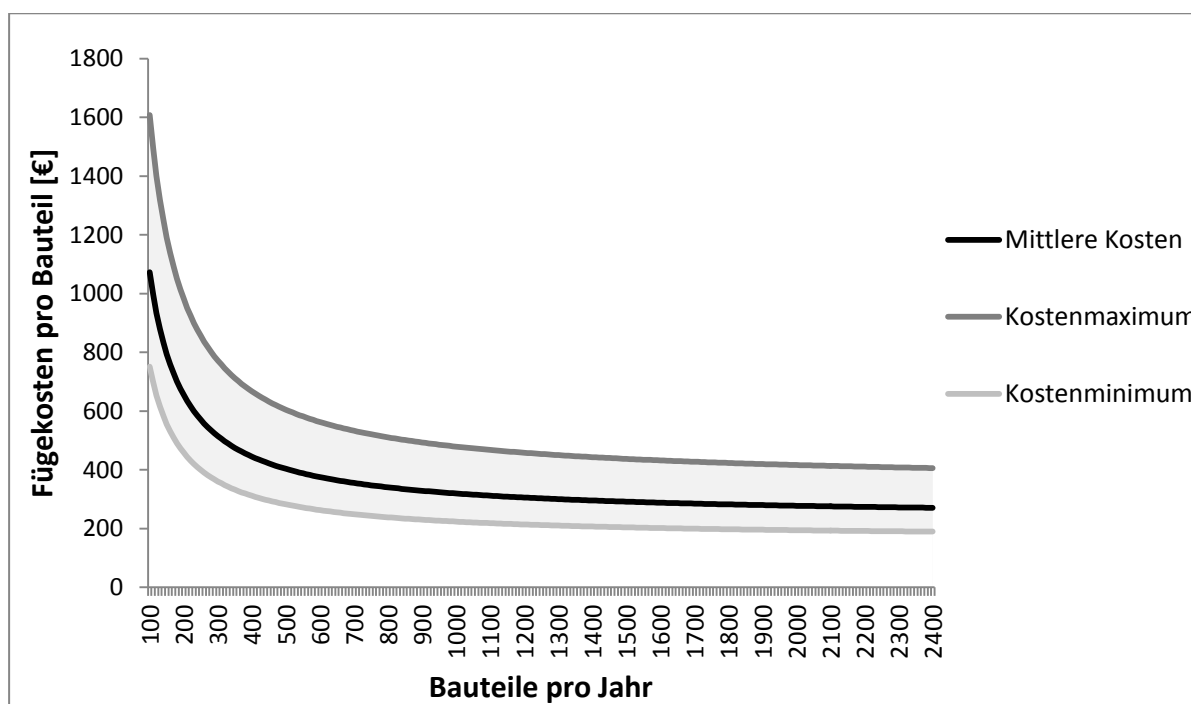


Abbildung 62: Fügekostenbereich in Abhängigkeit der Bauteilanzahl pro Jahr

8.5 Zwischenfazit zur industriellen Anwendung der Induktionsschweißtechnologie

Zur Bestätigung der Leistungsfähigkeit wurden basierend auf den gewählten Prozessparametern LSS-Proben gefertigt und diese getestet. Es konnte gezeigt werden, dass durch das Induktionsschweißen Scherfestigkeiten erreicht werden können, die mit Scherfestigkeiten im Ofen co-konsolidierter Prüfkörper vergleichbar sind. Um auch eine Nachweisbarkeit der mechanischen Leistungsfähigkeit zu gewährleisten,

wurde zudem eine Sensibilitätsanalyse durchgeführt. Eine detaillierte Analyse der in diesen Untersuchungen gewonnenen Daten ermöglicht die Aussage, dass mit den definierten Schweißparametern hohe Fügefestigkeiten, welche mit den in der Literatur [17, 67] erreichten Werten vergleichbar sind, erreicht werden. Ein Abweichen der Parameter von den definierten Prozessparametern resultiert in einer Reduktion der mechanischen Leistungsfähigkeit der Fügung. Insbesondere der Induktorabstand beeinflusst die Fügefestigkeit in hohem Maße. Mit der in der Luftfahrt verwendeten Ultraschalltechnologie wurde ein Verfahren identifiziert, mit dem die Auswirkungen der beschriebenen Prozessschwankungen aufgezeigt werden können. Parallel dazu wurde durch die Messung des Temperaturverlaufs bei einer erneuten Erwärmung nach dem Verschweißen, ein Ansatz zur Entwicklung einer neuen Inline-Prozesskontrollmethode aufgezeigt, mit der erfolgreich durchgeführte Schweißungen identifiziert werden können. Die im Kleben auftretenden und nur schwer identifizierbaren 'Kissing Bonds', bei welchen die Klebung nur ein leichtes Anhaften darstellt und nicht die geforderten Kennwerte erreicht, können somit ausgeschlossen werden. Zudem kann erfolgreich bestätigt werden, dass aufwendige Oberflächenvorbereitungsmaßnahmen zur Sicherung einer hohen Fügefestigkeit beim Induktionsschweißen nicht notwendig sind.

Die für die Induktionsschweißtechnologie durchgeführte Kostenabschätzung zeigt das hohe Kosteneinsparpotential der Technologie, im Vergleich zum Nieten auf. Insbesondere bei hohen Stückzahlen kann eine hohe Kosteneffizienz erreicht werden.

9 Zusammenfassung

Für Luftfahrtunternehmen steht der Erhalt bzw. der Ausbau der Wettbewerbsfähigkeit durch eine Steigerung der Leistungsfähigkeit ihrer Produkte bei gleichzeitiger Kostenreduktion im Vordergrund. Einen zentralen Ansatzpunkt dazu bietet die Gewichtsreduktion. Insbesondere im Bereich der Füge Technologien besteht beim Einsatz nietfreier Verfahren ein hohes Potential. Durch den Verzicht auf kostenintensive Fügezusatzstoffe wie Nieten und durch einen Anstieg des Automatisierungsgrads muss zudem eine kostenseitige Optimierung erreicht werden. Allerdings muss die Gewährleistung der Nachweisbarkeit bei der Verwendung einer neuen Technologie stets gegeben sein.

Durch die Auswertung der bestehenden Fachliteratur im Abgleich mit den Anforderungen an den Fügeprozess wurde das Induktionsschweißen als die potentialreichste Füge Technologie für diesen Anwendungsbereich identifiziert. Das Ziel dieser Arbeit war daher die Adaption des Induktionsschweißprozesses an die Anforderungen des Helikopterbaus. Dieses Ziel konnte mit den in der Literatur beschriebenen Verfahren noch nicht vollständig erreicht werden. Daher galt es durch intensive Forschung die definierten Anforderungen in den Bereichen Nachweisbarkeit (hinsichtlich einer erfolgreich durchgeführten Schweißung), Leistungsfähigkeit und Kosten zu erfüllen.

Im Bereich Nachweisbarkeit galt es, alle relevanten Prozessparameter während des Prozesses messen oder vorhersagen zu können. Dies war bei allen Parametern außer bei der interlaminaren Temperatur möglich. Dazu wurde eine EMF-tolerante Methode zur interlaminaren Temperaturmessung entwickelt, die durch umfangreiche theoretische und praktische Untersuchungen das Ergebnis lieferte, dass bei der Verwendung von Typ E Thermoelementen mit einem minimalen Drahtdurchmesser in Kombination mit analytischen Korrekturfunktionen erfolgreiche und hochgenaue interlaminare Temperaturmessungen während des Induktionsschweißprozesses möglich sind.

Weiterhin bestand die Notwendigkeit die interlaminaren Temperaturen auch während des industriellen Prozesses hinsichtlich der Nachweisbarkeit vorhersagen zu können. Zudem galt es, die zentrale Anforderung an eine Fügung, die mechanische Leis-

tungsfähigkeit, mit den durch das Modell definierten Prozessparametern zu bestätigen. Um daraus einen stabilen industriellen Prozess ableiten zu können, musste weiterhin die Fügefestigkeit in einem möglichst großen Prozessfenster erreicht werden. Zudem musste der Forderung nach einer hohen Bauteiloberflächenqualität durch die Diskussion und Auswahl einer geeigneten Temperaturverteilungsoptimierungsmethode nachgekommen werden.

Dies gelang durch die Entwicklung eines neuen analytischen Temperaturmodells, das durch die Verwendung der abgeleiteten Messsystematik validiert wurde. Dadurch wurde eine signifikante Steigerung des Detaillierungsgrades interlaminarer Temperaturverteilung erreicht. Das Modell wurde auf Basis umfangreicher experimentell ermittelter Messdaten für unterschiedliche textile Halbzeuge, Laminatdicken und Prozessparameter erfolgreich verifiziert.

Die bisher auftretende ungenügende Oberflächenqualität nach dem Schweißprozess kann nun durch adäquate Temperaturoptimierungsansätze deutlich verbessert werden. Dazu wurde durch eine umfassende Studie das Kühlen der Oberfläche mit variablen Gasvolumenströmen und Temperaturen als das einzige theoretisch anwendbare und anforderungskonforme Optimierungserfahren bestätigt. Auch dieses Verfahren konnte erfolgreich modellhaft abgebildet werden.

Diese Modelle ermöglichen die zielgerichtete, effiziente und präzise Definition der optimalen Prozessparameter. Für ein 8-lagiges UD-Laminat $[(0^\circ/90^\circ)_4]_s$ betragen diese: 25 % Generatorleistung, 300 l/min Kühlvolumenstrom, 20 °C Kühlvolumen-temperatur, 2 mm Induktorabstand, 0,1 m/min Schweißgeschwindigkeit und 1 kN Druckkraft. Die Sensibilitätsanalyse hat diese Parameter umfassend bestätigt. Sie hat ergeben, dass vor allem der Induktorabstand einen großen Einfluss auf das Schweißergebnis hat. Die hohe mechanische Festigkeit wird mit 36 MPa Scherfestigkeit im Vergleich zu Referenzprobekörpern verdeutlicht.

Ein weiterer Baustein zur Realisierung eines kosteneffizienten Prozesses ist die Verwendung schlanker Oberflächenvorbereitungsmethoden und die Anwendbarkeit effizienter NDT-Verfahren. Auch deren Einfluss auf die Fügefestigkeit bzw. die Sicherstellung der durchgeführten Fügung musste aufgezeigt werden.

Die Unabhängigkeit der Technologie von aufwendigen Oberflächenvorbereitungsverfahren wurde durch Untersuchungen verschweißter Probekörper bestätigt. So kann

bereits mit einer einfachen Reinigung der Oberfläche mit Aceton die maximale Scherfestigkeit erreicht werden. Weiterhin konnte demonstriert werden, dass die in der Luftfahrt primär angewandte NDT-Methode, die Ultraschalluntersuchung, sich zur Qualitätssicherung eignet.

Die Prozesskosten werden in bisherigen Forschungsansätzen durch abweichende Randbedingungen sehr unterschiedlich bewertet. Um eine Aussage über den Kostenaspekt in der vorliegenden Kombination von Material, Prozessvariante und Bauteil treffen zu können, musste dieser neu betrachtet werden.

Eine eingehende Kostenabschätzung anhand einer repräsentativen Helikopterstruktur bestätigt die Kosteneffizienz der Technologie. Die hohen Prozessgeschwindigkeiten ermöglichen die schnelle Amortisation der Neuinvestitionen, welche durch die Einführung dieses Prozesses in die industrielle Anwendung notwendig werden. Um eine hohe Fertigungsauslastung zu erreichen und somit die hohen Prozessgeschwindigkeiten nutzen zu können, wird daher ein breites Bauteilspektrum empfohlen.

Zusammenfassend konnte mit dem Induktionsschweißen eine Füge-technologie identifiziert werden, die den hohen Anforderungen der Luftfahrt genügt und im Vergleich zu den aktuell verwendeten Nietverfahren eine signifikant höhere Gewichts- und Kosteneffizienz aufweist.

10 Literatur

- [1] Enders, T.: Major EU summit for Aviation. Sustainable aviation at the heart of a thriving European economy. Madrid: Airbus Press Center 2011
- [2] 6th Aviation and Environment summit: Summit declaration. Towards sustainable aviation. Genf: Air Transport Action Group 2012
- [3] Brockmann, W., Geiß, P. L., Klingen, J. u. Schröder, B. K.: Klebtechnik. Klebstoffe, Anwendungen und Verfahren. Weinheim: Wiley-VCH 2005
- [4] Rudolf, R., Mitschang, P., Neitzel, M. u. Rueckert, C.: Welding of high-performance thermoplastic composites. *Polymers & polymer composites* 7 (1999) 5, S. 309–315
- [5] Ageorges, C. u. Ye, L.: Fusion bonding of polymer composites. from basic mechanisms to process optimisation. *Engineering materials and processes*. London: Springer 2002
- [6] Messler, R. W. u. Genc, S.: Integral Micro-Mechanical Interlock (IMMI) Joints for Polymer-Matrix Composite Structures. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 11 (1998) 3, S. 200–215
- [7] Messler, R. W.: *Joining of materials and structures. From pragmatic process to enabling technology*. Amsterdam, Boston: Elsevier ©2004
- [8] Fernie, J., Threadgill, P. u. Watson, M.: Progress in joining advanced materials. *Welding and Metal Fabrication* (1991), S. 179–184
- [9] Chen, Y. u. Benatar, A.: Infrared welding of polypropylen. In: *Annual Technical Conference/Society of Plastics Engineers*, S. 1235–1238
- [10] Swartz, H. u. Swartz, J.: Focused infrared melt fusion. Another option for welding thermoplastic composites. *SME Technical Paper: joining composites* (1989), S. 1–16
- [11] Campbell, F. C.: *Manufacturing technology for aerospace structural materials*. 1. Amsterdam: Elsevier 2006
- [12] Arias, M. u. Ziegmann, G.: The Impulse Resistance Welding: A new Technique for Joining Advanced Thermoplastic Composite Parts. *International SAMPE Symposium and Exhibition*. 1996

- [13] Stoynov, L. A. u. Yarlagadda, P.: Joining of engineering thermoplastics by concentrated beam insolation. a feasibility study. *Journal of Materials Processing Technology* 138 (2003) 138, S. 67–74
- [14] La Stoynov, Yarlagadda, P. u. Yen, W. C.: A feasibility study into joining of engineering thermoplastics utilising concentrated beam solar radiation. *Renewable Energy* 21 (2000) 3-4, S. 333–361
- [15] Knapp, W., Clement, S., Franz, C., Oumarou, M. u. Renard, J.: Laser-bonding of long fiber thermoplastic composites for structural assemblies. *Physics Procedia* 5 (2010), S. 752
- [16] Silverman, E. u. Griese, R.: Joining methods for Graphite/PEEK thermoplastic composites. *SAMPE Journal* (1989) 25, S. 34–38
- [17] Todd, S. M.: Joining thermoplastic composites. *Society for the Advancement of Material and Process Engineering* (1990), S. 383–392
- [18] Handbook of plastics joining. A practical guide. Norwich, N.Y: The Library 1997
- [19] SABS Standards Division: Plastics pipes and fittings. Butt fusion jointing procedures for polyethylene (PE) pipes and fittings used in the construction of gas and water distribution systems. South African national standard. Ed. 1, SANS 21307:2011. Pretoria: SABS Standards Division 2011
- [20] Grewell, D. A.: Amplitude and force profiling: Studies in ultrasonic welding of thermoplastics. In: *Society of Plastics Engineers Inc - Technical papers of the Annual*, S. 1188–1192
- [21] Stokes, V. K.: Joining methods for plastics and plastic composites. an overview. *Polymer Engineering and science* (1989) 19, S. 1310–1324
- [22] Bates, P., Couzens, D. u. Kendall, J.: Vibration welding of continuously reinforced thermoplastic composites. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 14 (2001) 4, S. 344–354
- [23] Vandi, L.-J., Hou, M., Veidt, M., Truss, R., Heitzmann, M. u. Paton, R.: Interface diffusion and morphology of aerospace grade epoxy co-cured with thermoplastic polymers. 28th International Congress of the Aeronautical Sciences (ICAS 2012). 2012
- [24] Wool, R. P.: *Polymer Interfaces. Structure and Strength*. München: Hanser Verlag 1995

- [25] Helfand, E. u. Tagami, Y.: Theory of the interface between immiscible polymers. *Journal of Polymer Science Part B: Polymer Letters* 9 (1971) 10, S. 741–746
- [26] Rajagopalan, G.: *Diffusion of Reacting Thermosets Into Thermoplastics*. University of Delaware 1998
- [27] Rajagopalan, G.: Diffusion and reaction of epoxy and amine in polysulfone-transport modeling and experimental validation. *Polymer* 41 (2000) 24, S. 8543–8556
- [28] US Department of Defense: *The composite materials handbook-MIL 17. Volume 3. Polymer matrix composites materials usage, design and analysis*. Lancaster, Pa.: Technomic Pub. Co. 1990
- [29] Pirizadeh, M., Azdast, T., Rash Ahmadi, S., Mamaghani Shishavan, S. u. Bagheri, A.: Friction stir welding of thermoplastics using a newly designed tool. *Materials & Design* 54 (2014), S. 342–347
- [30] Ahmed, T., Stavrov, D., Bersee, H. u. Beukers, A.: Induction welding of thermoplastic composites. an overview. *Composites Part A - Applied Science and Manufacturing* (2005), S. 1638–1651
- [31] Fink, B. K., McCullough, R. L. u. Gillespie, J.: *Induction heating of carbon-fiber composites. Electrical potential distribution model*, Army Research Laboratory. Aberdeen 1999
- [32] Mitschang, P., Rudolf, R. u. Neitzel, M.: Continuous Induction Welding Process, Modelling and Realisation. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* (2002) 15, S. 127–153
- [33] Moser, L., Mitschang, P. u. Schlarb, A.: Robot Based Induction Welding of Thermoplastic Polymer Composites. *International SAMPE symposium* (2008)
- [34] Kathirgamanathan, P.: Microwave welding of thermoplastics using inherently conducting polymers. *Polymer* 34 (1993) 14, S. 3105–3106
- [35] Leighton, J., Brantley, T. u. Szabo, E.: RF welding of PVC and other thermoplastic compounds. *Journal of Vinyl and Additive Technology* 15 (1993) 3, S. 188–192
- [36] Stavrov, D. u. BERSEE, H.: Resistance welding of thermoplastic composites-an overview. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 36 (2005) 1, S. 39–54

- [37] Katsiropoulos, C. V., Moraitis, G. A., Labeas, G. N. u. Pantelakis, S. G.: Optimisation of laser welding process for thermoplastic composite materials with regard to component quality and cost. *Plastics, Rubber and Composites* 38 (2009) 2-4, S. 153–161
- [38] Bader, W., Möller, P. u. Ruhslund, K.: Schweißen und Kleben faserverstärkter Thermoplaste. *Schweissen und Schneiden* 46 (1994) 8, S. 367–371
- [39] Ageorges, C., Ye, L. u. Hou, M.: Advances in fusion bonding techniques for joining thermoplastic matrix composites. a review. *Composites Part A - Applied Science and Manufacturing* (2001) 32, S. 839–857
- [40] Kempe, G., Krauss, H. u. Korger-Roth, G.: Adhesion and Welding of Continuous Carbon-Fiber Reinforced Polyether Etherketone (CF-PEEK/APC2). In: *Developments in the Science*, S. 105–112
- [41] Davies, P., Cantwell, W. J., Jar, P.-Y., Bourban, P.-E., Zysman, V. u. Kausch, H. H.: Joining and repair of a carbon fibre-reinforced thermoplastic. *Composites* 22 (1991) 6, S. 425–431
- [42] Taylor, N. S., Jones, S. B. u. Weld, M.: The feasibility of welding thermoplastic composite materials. *Construction and Building Materials* 3 (1989) 4, S. 213–219
- [43] Kim, H.-J., Yarlagadda, S., Gillespie, J., Shevchenko, N. B. u. Fink, B. K.: A study on the induction heating of carbon fiber reinforced thermoplastic composites. *Advanced composite materials* 1 (2002) 11, S. 71–80
- [44] Rudolf, R., Mitschang, P. u. Neitzel, M.: Induction heating of continuous carbon-fibre-reinforced thermoplastics. *composites: Part A: applied science and manufacturing* (2000), S. 1191–1202
- [45] Rudnev, V.: *Handbook of induction heating*. New York: Marcel Dekker 2003
- [46] Wijngaarden, M. J.: *Robotic induction welding of carbon fiber reinforced thermoplastics*. SAMPE. 2005
- [47] Stokes, V. K.: Experiments on the induction welding of thermoplastics. *Polymer Engineering and science* (2003) 9, S. 1523–1541
- [48] Ageorges, C. u. Ye, L.: Resistance welding of thermosetting composite/thermoplastic composite joints. *Composites Part A - Applied Science and Manufacturing* 32 (2001) 11, S. 1603–1612

- [49] Ageorges, C., Ye, L., Mai, Y. W. u. Hou, M.: Characteristics of resistance welding of lap shear coupons. Part I: Heat transfer. *Composites Part A - Applied Science and Manufacturing* 29 (1998) 8, S. 899–909
- [50] Ageorges, C., Ye, L. u. Hou, M.: Experimental investigation of the resistance welding for thermoplastic-matrix composites. Part I: heating element and heat transfer. *Composite Science and Technology* 60 (2000) 7, S. 1027–1039
- [51] Ageorges, C., Ye, L. u. Hou, M.: Experimental investigation of the resistance welding of thermoplastic-matrix composites. Part II: optimum processing window and mechanical performance. *Composite Science and Technology* 60 (2000) 8, S. 1191–1202
- [52] Ahmed, T., Stavrov, D. u. Bersee, H. (Hrsg.): *An experimental investigation into resistance and induction welding for aerospace structures. a comparison.* 2006
- [53] DUBE, M., Hubert, P., YOUSEFPOUR, A. u. Denault, J.: Resistance welding of thermoplastic composites skin/stringer joints. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 38 (2007) 12, S. 2541–2552
- [54] Dubé, M., Hubert, P., Yousefpour, A., Denault, J. u. Waldham-Gagnon, M. (Hrsg.): *Resistance welding of thermoplastic composites skin/stringer specimens.* 2006
- [55] Chazerain, A., Hubert, P., Yousefpour, A. u. Bersee, H.: Mechanical Performance of resistance-welded thermoplastic composite double lap shear specimens. In: *Sampe technical conference.* 2008
- [56] Villegas, I., Bersee, H., Hubert, P. u. Yousefpour, A.: Performance analysis of resistance welded and co-consolidated joints in continuous fibre reinforced thermoplastic composites. In: *Proceedings of SAMPE 2010.* Seattle: Sampe 2010, S. 1–11
- [57] Hou, M., Ye, L. u. Mai, Y. W.: An experimental study of resistance welding of carbon fibre fabric reinforced polyetherimide (CF fabric PEI) composite material. *Applied Composites Materials* 6 (1999) 1, S. 35–49
- [58] Richardson, A., Gervais, R., YOUSEFPOUR, A. u. Hojjati, M.: Performance of Resistance Welded Thermoplastic Composites with Integral Mechanical Joints. *SAMPE* (2009)

- [59] Didi, M., Emrich, S., Mitschang, P. u. Kopnarski, M.: Characterization of Long-Term Durability of Induction Welded Aluminum/Carbon Fiber Reinforced Polymer-Joints. *Advanced Engineering Materials* 15 (2013) 9, S. 821–829
- [60] Zach, T., Lew, J. u. North, T. W. R.: Joining of high strength oriented polypropylene using electromagnetic induction bonding and ultrasonic welding. *Materials Sciens and Technology* (1989) 5, S. 281–287
- [61] Mitschang, P., Blinzler, M. u. Woginger, A.: Processing technologies for continuous fibre reinforced thermoplastics with novel polymer blends. *composites science and technology* 63 (2003) 14, S. 2099–2110
- [62] Schutzrecht WO 2008133507 A3. 2007. Wijngaarden, M. J.: Method and device for electromagnetic welding of moulded parts
- [63] EADS IW: Rapport de project. Assemblage de structures thermoplastiques. EADS IW 2012
- [64] Mahdi, S., Kim, H.-J., Gama, B. A., Yarlagadda, S. u. Gillespie, J.: A comparison of oven-cured and induction-cured adhesively bonded composite joints. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* (2003) 6, S. 519–542
- [65] Moser, L.: Experimental analysis and modeling of susceptorless induction welding of high performance thermoplastic polymer composites. IVW-Schriftenreihe, Bd. 101. Kaiserslautern: IVW 2012
- [66] Border, J. u. Salas, R.: Induction heated joining of thermoplastic composites without metal susceptors. *Tomorrow's Materials: Today* 34 (1989), S. 2569–2578
- [67] Cogswell, F. N.: Thermoplastic aromatic polymer composites. A study of the structure, processing and properties of carbon fibre reinforced polyetheretherketone and related materials. Oxford: Butterworth-Heinemann 1992
- [68] Miller, A., Chang, C., Payne, A., Gur, M., Menzel, E. u. Peled, A.: The Nature of induction heating in graphite-fibre, polymer-matrix composite materials. *SAMPE Journal* (1990) 26, S. 37–53
- [69] Zinn, S. u. Semiatin, S.: Coil design and fabrication. basic design and modifications. *Heat treating* (1988), S. 32–41
- [70] Zinn, S. u. Semiatin, S. L.: Elements of induction heating. Design, control, and applications. Metals Park, Ohio: ASM International 1988

- [71] Lin, W., Miller, A. u. Bunemann, O.: Predictive capabilities of an induction heating model for complex-shape graphite fiber/polymer matrix composites. In: 24th International SAMPE Technical Conference, S. 606–620
- [72] Remijn, J.: Susceptorless induction welding. Joining of realistic carbonfibre reinforced structures, TU Delft Master Thesis. Delft 2013
- [73] Eurocopter Deutschland: Induction structural bonding. Manufacturing of helicopter structures. 2012
- [74] Hooning, S. M.: Investigation into induction welding for thermoplastic composite structures. Assembly of an aircraft stiffened shell structure, TU Delft Master Thesis. Delft 2011
- [75] Kagan, V. u. Nichols, R.: Benefits of induction welding of reinforced thermoplastics in high performance applications. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* (2005) 24, S. 1345–1352
- [76] Lawless, G. W.: A study of the induction heating of organic composites. 1993
- [77] Lin, W.: Induction heating model for graphite fiber/thermoplastic matrix composites. *SAMPE Journal* (1991) 27, S. 45–51
- [78] Lin, W.: Induction heating model for high frequency induction joining and repair of complex-shape graphite fiberpolymer matrix composites, Stanford University. Stanford University 1993
- [79] Lin, W., Stanford University. Dept. of Materials Science u. Engineering: Induction Heating Model for High Frequency Induction Joining and Repair of Complex-shape Graphite Fiber/polymer Matrix Composites. Stanford University 1992
- [80] Rapoport, E. u. Pleshivtseva, Y.: Optimal control of induction heating processes. Boca Raton, FL: CRC/Taylor & Francis 2007
- [81] Suwanwatana, W., Yarlagadda, S. u. Gillespie, J.: Hysteresis Heating based induction bonding of thermoplastic composites. *composites science and technology* (2006) 66, S. 1713–1723
- [82] Yarlagadda, S., Kim, H.-J., Gillespie, J., Shevchenko, N. B. u. Fink, B. K.: A study on the induction heating of conductive fiber reinforced composites. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* (2002) 36, S. 401–421

- [83] Wrona, E.: Numerische Simulation des Erwärmungsprozesses für das induktive Randschichthärten komplexer Geometrien. Dissertation. 1. Göttingen: Cuvillier 2005
- [84] Wolff, I.: Maxwellsche Theorie. Grundlagen und Anwendungen. Band 1: Elektrostatik. Aachen: Wolff 2005
- [85] Wolff, I.: Maxwellsche Theorie. Grundlagen und Anwendungen. Band 2: Strömungsfelder, Magnetfelder, Wellenfelder. 5. Aachen: Wolff 2005
- [86] Haase, H. u. Garbe, H.: Elektrotechnik. Theorie und Grundlagen. Springer-Lehrbuch. Berlin, New York: Springer 1998
- [87] Vrana, J.: Grundlagen und Anwendungen der aktiven Thermographie mit elektromagnetischer Anregung. Induktions- und Konduktionsthermographie. Saarbrücker Reihe Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Bd. 18. Aachen: Shaker 2008
- [88] Merker, G. u. Eiglmeier, C.: Fluid- und Wärmetransport Wärmeübertragung. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag 1999
- [89] Küpfmüller, K., Mathis, W. u. Reibiger, A.: Theoretische Elektrotechnik. Eine Einführung. Springer-Lehrbuch. 19. Berlin, Heidelberg: Imprint: Springer Vieweg 2013
- [90] Rudolf, R.: Entwicklung einer neuartigen Prozess- und Anlagentechnik zum wirtschaftlichen Fügen von thermoplastischen Faser-Kunststoff-Verbunden. Schriftenreihe // Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, IVW, Bd. 10. Kaiserslautern: IVW 2001
- [91] Iwashita, Y., Fujisawa, H., Ichikawa, M. u. Tajima, Y.: Reduction of RF skin loss with thin foils. 2007 IEEE Particle Accelerator Conference (PAC), S. 2134–2136
- [92] Worrall, C.: A New Approach to Improved Control of Thermoplastic Composites Induction Welding. TWI Industrial Member reports 1033/2013 (2013) 1033
- [93] Yarlagadda, S., Fink, B. K. u. Gillespie, J.: Resistive susceptor design for uniform heating during induction bonding of composites. Journal of Thermoplastic Composite Materials (1998) 11, S. 321–337
- [94] Duhovic, M., Moser, L., Mitschang, P., Maier, M., Caldichoury, I. u. L'Eplattenier, P.: Simulating the joining of composite materials by electromagnetic

- induction. Proceedings of the 12th international LS-DYNA users conference. 2012
- [95] Norpoth, L. u. Muzzy, J.: Quantitative analysis of APC 2 consolidation. *Materials- Pathway to the future* (1988), S. 1331–1341
- [96] Gutowski, T. G.: Resin flow/fiber deformation model for composites. *Sampe Quarterly* 17 (1985) 3, S. 58–64
- [97] Gutowski, T. G., Cai, Z., Bauer, S., Boucher, D., Kingery, J. u. Wineman, S.: Consolidation Experiments for Laminate Composites. *Journal of Composite Materials* 21 (1987) 7, S. 650–669
- [98] Gutowski, T. G., Morigaki, T. u. Zhong Cai: The Consolidation of Laminate Composites. *Journal of Composite Materials* 21 (1987) 2, S. 172–188
- [99] Wool, R. P. u. O'Connor, K. M.: Time dependence of crack healing. *Journal of Polymer Science: Polymer Letters Edition* 20 (1982) 1, S. 7–16
- [100] Wool, R. P.: A theory of crack healing in polymers. *Journal of Applied Physics* 52 (1981) 10, S. 5953
- [101] Loos, A. C. u. Dara, P. H.: Processing of Thermoplastic Matrix Composites. In: Thompson, D. O. u. Chimenti, D. E. (Hrsg.): *Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation*. Boston: Springer 1987, S. 1257–1265
- [102] Lee, W. I. u. Springer, G. S.: A Model of the Manufacturing Process of Thermoplastic Matrix Composites. *Journal of Composite Materials* 21 (1987) 11, S. 1017–1055
- [103] Mantell, S. C., Qiuling W. u. Springer, G. S.: Processing Thermoplastic Composites in a Press and by Tape Laying--Experimental Results. *Journal of Composite Materials* 26 (1992) 16, S. 2378–2401
- [104] de Gennes, P. G.: Reptation of a Polymer Chain in the Presence of Fixed Obstacles. *The journal of chemical physics* 55 (1971) 2, S. 572
- [105] Wool, R. P., Yuan, B.-L. u. McGarel, O. J.: Welding of polymer interfaces. *Polymer Engineering and science* 29 (1989) 19, S. 1340–1367
- [106] Schwartz, M. M.: *Joining of composite materials*. American Society of Metals 1994
- [107] Beevers, A.: Welding: The way ahead for thermoplastic? *Engineering ACE* 11-12 (1991) 231

- [108] Tipler, P. A. u. Gerlich, D.: Physik. Spektrum Lehrbuch. 3. Heidelberg: Spektrum Akad. Verl. 2000
- [109] VDI-Wärmeatlas. Mit 320 Tabellen. Springer reference. 11., bearb. und erw. Aufl. Berlin: Springer Vieweg 2013
- [110] Cooper, M. G., Mikic, B. B. u. Yovanovich, M. M.: Thermal contact conductance. *International Journal of heat and mass transfer* 12 (1969) 3, S. 279–300
- [111] Mikić, B. B.: Thermal contact conductance; theoretical considerations. *International Journal of heat and mass transfer* 17 (1974) 2, S. 205–214
- [112] Bush, A. W., Gibson, R. D. u. Thomas, T. R.: The elastic contact of a rough surface. *Wear* 35 (1975) 1, S. 87–111
- [113] Sridhar u. Yovanovich, M. M.: Elastoplastic contact conductance model for isotropic conforming rough surfaces and comparison with experiments. *Journal of heat transfer* 118 (1996) 1, S. 3–9
- [114] Yovanovich, M. M.: Thermal contact correlations. AIAA paper (1982) 81-1164, S. 83–95
- [115] Sridhar, M. R. u. Yovanovich, M.: Review of elastic and plastic contact conductance models - Comparison with experiment. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer* 8 (1994) 4, S. 633–640
- [116] Gibbins, J.: Thermal contact resistance of polymer interfaces, University of Waterloo Masterthesis. Waterloo 2006
- [117] Hofmann, H. M.: Wärmeübergang beim pulsierenden Prallstrahl. Dissertation. Karlsruhe: Universitätsverlag Karlsruhe 2005
- [118] Schlünder, E. U. u. Gnielinski, V.: Wärme- und Stoffübertragung zwischen Gut und aufprallendem Düsenstrahl. *Chemie Ingenieur Technik - CIT* 39 (1967) 9-10, S. 578–584
- [119] Shi, Y., Ray, M. B. u. Mujumdar, A. S.: Effects of prandtl numer on impinging jet heat transfer under a semi-confined turbulent slot jet. *International Communications in Heat and Mass Transfer* 29 (2002) 7, S. 929–938
- [120] Shi, Y.: Numerical simulation of heat transfer characteristics under semi-confined impinging slot jets. Dissertation. Singapore: NUS - National University of Singapore 2004

- [121] Gnielinski, V.: Berechnung mittlerer Wärme- und Stoffübergangskoeffizienten an laminar und turbulent überströmten Einzelkörpern mit Hilfe einer einheitlichen Gleichung. *Forschung im Ingenieurwesen* 41 (1975) 5, S. 145–153
- [122] Herbert O. jr., Martin B. u. Thomas R.: *Strömungsmechanik. Grundlagen - Grundgleichungen - Lösungsmethoden - Softwarebeispiele*. 4. Wiesbaden: Vieweg + Teubner Verlag 2011
- [123] Modest, M. F.: *Radiative heat transfer*. 2nd ed. Amsterdam, Boston: Academic Press 2003
- [124] Juul, N. H.: View Factors in Radiation Between Two Parallel Oriented Cylinders of Finite Lengths. *Journal of heat transfer* 104 (1982) 2, S. 384
- [125] Feingold, A. u. Gupta, K. G.: New Analytical Approach to the Evaluation of Configuration Factors in Radiation From Spheres and Infinitely Long Cylinders. *Journal of heat transfer* 92 (1970) 1, S. 69
- [126] Burt, D. N. u. Doyle, M. F.: *The American Keiretsu. A Strategic Weapon for Global Competitiveness*. Berkeley: Business One Irwin 1993
- [127] Kundu, A. K., Raghunathan, S., Curran, R. u. Cather, G.: Cost modelling as a holistic tool in the multi-disciplinary systems architecture of aircraft design- The next step 'Design for Customer'. 41 st AIAA Aerospace Sciences Meeting & Exhibit, Reno, NV. 2003
- [128] Curran, R., Raghunathan, S. u. Price, M.: Review of aerospace engineering cost modelling: The genetic causal approach. *Progress in Aerospace Sciences* 40 (2004) 8, S. 487–534
- [129] Asiedu, Y. u. Gu, P.: Product life cycle cost analysis: State of the art review. *International Journal of Production Research* 36 (1998) 4, S. 883–908
- [130] Liebers, A.: *An architecture for cost control in manufacturing; the use of cost information in order-related decisions*. Ph.D. thesis. University of Twente 1998
- [131] Ostwald, P. F.: *Engineering cost estimating*. 3rd ed. Englewood Cliffs, N.J.: Prentice Hall 1992
- [132] Stewart, R. D., Wyskida, R. M. u. Johannes, J. D.: *Cost estimator's reference manual. New dimensions in engineering*. 2nd ed. New York: Wiley 1995
- [133] Rajkumar, R. u. Aitor, P.: Cost Estimating and Risk Analysis in Manufacturing Processes. In: Hayhurst, D. R., Hinduja, S., Atkinson, J., Burdekin, M., Hannam,

- R. G., Li, L. u. Labib, A. W. (Hrsg.): Proceedings of the 33rd International MATA-DOR Conference. London: Springer London 2000, S. 177–182
- [134] Boehm, B. W.: Software Engineering Economics. In: Pioneers and Their Contributions, S. 99–150
- [135] Norm AACE International. AACE International Recommended Practice 18R-97; 2005. Cost estimate classification system - as applied in engineering, procurement and construction for the process industries
- [136] ASTM: Classification for Cost Estimate Classification System. E2516. West Conshohocken, PA: ASTM international 2011
- [137] Silverman, E. M. u. Forbes, W. C.: Cost analysis of thermoplastic composites processing methods for spacecraft structures. SAMPE Journal 26 (1990) 6, S. 9–15
- [138] Don, R. C., McKnight, S. H., Wetzel, E. D. u. Gillespie Jr, J. W.: Application of thermoplastic resistance welding techniques to thermoset composites. Proceedings of the Society of Plastic Engineers (1994), S. 1295–1299
- [139] Lee, D. E. u. Hahn, H. T.: Comparative assembly cost performance analysis of joint technologies in composite structures. American Society for Composites, Technical Conference, 12 th, Dearborn, MI. 1997, S. 756–765
- [140] Benatar, A. u. Gutowski, T. G.: Method for fusion bonding thermoplastic composites. SAMPE Journal USA 18 (1986) 1
- [141] Egerton, M. W. u. Gruber, M. B.: Thermoplastic filament winding demonstrating economics and properties via in-situ consolidation. 33rd International SAMPE Symposium. 1988, S. 35–46
- [142] Chang, I. Y. u. Lees, J. K.: Recent developments in thermoplastic composites. A review of matrix systems and processing methods. Journal of Thermoplastic Composite Materials (1988) 277, S. 277–296
- [143] Grimm, R. A.: Fusion welding techniques for plastics. Welding journal (1990), S. 23–28
- [144] Herrmann, A.: Ist die CFK-Technologie des Flugzeugbaus auf andere Branchen übertragbar? 10 Jahre CTC. Stade 2014
- [145] Lee, B. H., Kim, Y. H., Park, K. S., Eom, J. B., Kim, M. J., Rho, B. S. u. Choi, H. Y.: Interferometric fiber optic sensors. Sensors (Basel, Switzerland) 12 (2012) 3, S. 2467–2486

- [146] OPSenes Solutions: White-Light Polarization interferometry Technology. Fiber optic solutions. 2014
- [147] Grzybowski, B. A., Britain, S. T. u. Whitesides, G. M.: Thermally actuated interferometric sensors based on the thermal expansion of transparent elastomeric media. *Review of Scientific Instruments* 70 (1999) 4, S. 2031
- [148] Hoffmann, L., Müller, M. S., Krämer, S., Giebel, M., Schwotzer, G. u. Wieduwilt, T.: Applications of fibre optic temperature measurement. *Proceedings of the Estonian Academy of Science Engineering* 13 (2007) 4, S. 363–378
- [149] Shen, Y., Qiang-Zhou, R., Hao, S., Jing, Z., Lei, L., Qin-Fang, X., Su-Chang, Z., Du Y.-Y., Ding-Yi, F. u. Xue-Guang, Q.: High temperature probe sensor with high sensitivity based on Michelson interferometer. *Acta Physica Sinica* 62 (2013) 8, S. 1–5
- [150] Nau, M.: Elektrische Temperaturmessung. Mit Thermoelementen und Widerstandsthermometern. Messen - regeln - registrieren. Fulda: JUMO 2004
- [151] Gerthsen, C., Meschede, D. u. Vogel, H.: Gerthsen Physik. Mit 109 durchgerechneten Beispielen und 1049 Aufgaben mit vollständigen Lösungswegen. Springer-Lehrbuch. 21., völlig neubearb.Aufl. Berlin: Springer 2002
- [152] Trofimowa, T. I.: Physik. 4., überarbeitete Aufl. Braunschweig, Wiesbaden: Vieweg 1997
- [153] ASTM: Manual on the use of thermocouples in temperature measurement. ASTM manual series. 4. ed, MNL 12. Philadelphia, PA: ASTM 1993
- [154] Norm US Departement of Commerce NBS 40; 01.03.1962. Thermocouple Materials
- [155] Körtvélyessy, L.: Thermoelement-Praxis. Neue theoretische Grundlagen und deren Umsetzung. 3. Aufl. Essen: Vulkan-Verl. 1998
- [156] SAB Bröckses: Thermocouples and resistance thermometers. Mineral insulated. Viersen 2013
- [157] Michalski, L., Eckersdorf, K., Kucharski, J. u. McGhee, J.: Temperature measurement. 2nd ed. Chichester, New York: J. Wiley 2001
- [158] Omega: Technische Dokumentation. Thermoelementleitungen und Zubehör. 2014

- [159] Russer, P.: Electromagnetics, microwave circuit and antenna design for communications engineering. Artech House antennas and propagation library. 2. Boston, MA: Artech House 2006
- [160] Landau, L. D., Lifshits, E. M. u. Pitaevskii, L. P.: Electrodynamics of continuous media. Pergamon international library of science, technology, engineering, and social studies. 2, Bd. 8. Oxford [Oxfordshire], New York: Pergamon 1984
- [161] Born, M. u. Wolf, E.: Principles of optics. Electromagnetic theory of propagation, interference and diffraction of light. 7. Cambridge, New York: Cambridge University Press 1999
- [162] Voges, E.: Optische Kommunikationstechnik. Handbuch für Wissenschaft und Industrie. Engineering online library. Berlin: Springer 2002
- [163] Costruzioni Elettroniche Industriali Automatismi S.p.A.: CEIA Induction generator 400kHz. Technical documentation. Arezzo 2009
- [164] TohoTenax: Technical Datasheet. Tenax® ThermoPlastic. TPUD PEEK-HTA40. 2014
- [165] TohoTenax: Technical Datasheet. Tenax® ThermoPlastic. TPWF PEEK-HTA40. 2014
- [166] Norm DIN EN 2564; 1998. Bestimmung der Faser-, Harz- und Porenanteile (Luft- und Raumfahrt)
- [167] Norm AITM 1-0002; 1998. Determination of in-plane shear properties
- [168] Norm DIN EN ISO 527-4; 1997. Tensile Properties of Isotropic and Orthotropic Fiber-Reinforced Plastic Composites
- [169] Fink, B. K., McCullough, R. L. u. Gillespie, J. W.: The Influence of Moisture on Dielectric Behavior of Poly-Etheretherketone/ Carbon Fiber Composites. Journal of Thermoplastic Composite Materials 5 (1992) 2, S. 90–104
- [170] Norm AITM 2-0064. Electrical resistance for a composite laminate with carbon fibre: measurement along the X or Y direction
- [171] Airtech Europe Sarl: Airkap 1 Polyimid Klebeband. Technical data sheet. Airtech Europe Sarl 2011
- [172] Technical fibre products Ltd: Optiveil Glas. Technical data sheet. Technical fibre products Ltd 2013
- [173] Polytron Kunststofftechnik GmbH: Werkstoffbroschüre. Ferroton und Fluxtrol. Bergisch Gladbach: Polytron Kunststofftechnik GmbH 2009

- [174] Norm DIN EN 2243-1 6; 2005. Luft- und Raumfahrt - Nichtmetallische Werkstoffe . Strukturelle Klebstoffsysteme - Prüfverfahren - Teil 6: Bestimmung der Schubspannung und Gleitung
- [175] Kern GmbH: Datenblatt Polyetheretherketon. 2015
- [176] Doering, K. T. N.: Fatigue friction stir welded lap joints with sealants, University of science and technology Masterarbeit. Missouri 2009
- [177] Potente, H. u. Uebbing, M.: Friction welding of polyamides. Polymer Engineering and science 37 (1997) 4, S. 726–737
- [178] Ku, H., Siores, E. u. Ball, J.: Microwave facilities for welding thermoplastic composites and preliminary results. Journal of microwave power and electromagnetic energy (1999) 34, S. 195–205
- [179] Schutzrecht EP 1 297 944 B1. 2001. Wolf, E., Glotzbach, U., Hartmann, S. u. Wurr, E.: Verfahren zum Laserdurchstrahlschweißen von Kunststoffteilen
- [180] Norm DIN 12770; 1982. Laborgeräte aus Glas; Flüssigkeits-Glasthermometer, Allgemeine Hinweise, Erläuternde Angaben; Normenausschuß Laborgeräte und Laboreinrichtungen
- [181] Buff, W.: Grundlagen der Berechnung von Flüssigkeitsglasthermometern. Lehrbogen f. d. berufl. Qualifiz. d. Werkt. im Bereich der VVB Techn. Glas., Leipzig: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie 1970
- [182] Lipták, B. G.: Instrument engineers' handbook. 4th ed. Boca Raton, FL: CRC Press 2003
- [183] Norm DIN 16203; 1988. Zeigerthermometer; Feder- und Bimetallthermometer, Anforderungen und Prüfung; Normenausschuß Primäre Meßgeräte und -einrichtungen (NPM)
- [184] Tautzenberger, P. u. Stöckel, D.: Vergleich der Eigenschaften von Thermometallen und Memory-Elementen. Metall 41 (1987), S. 26–32
- [185] Acromag: Criteria for temperature sensor selection of T/C and RTD sensor types. A Comparison of Thermocouple and RTD temperature sensors. Wixom 2011
- [186] Temperatur Messelemente Hettstedt GmbH: Technical documentation. Platin Pt100. Maintal: Temperatur Messelemente Hettstedt GmbH 2014
- [187] Bernhard, F.: Technische Temperaturmessung. Physikalische und meßtechnische Grundlagen, Sensoren und Meßverfahren, Meßfehler und Kalibrierung ;

- Handbuch für Forschung und Entwicklung, Anwendungspraxis und Studium ; mit 297 Tabellen und 202 Berechnungsbeispielen. VDI-Buch. Berlin [u.a.]: Springer 2004
- [188] Vishay: NTC Thermistors. Technical documentation. 2012
- [189] Reichert, H.: Halbleiter-Thermistoren: preiswerte Präzision. Elektronik 1989
- [190] Bedford, R. E., Bonnier, G., Maas, H. u. Pavese, F.: Techniques for approximating the International Temperature Scale of 1990. Bureau International des Poids et Mesures, Sèvres (1990)
- [191] Norm ITS 90; 1990. Carbon Resistance Thermometers
- [192] PTB: Die SI-Basiseinheiten. Definition, Entwicklung, Realisierung. Braunschweig: PTB 1991
- [193] Scholtzel, P.: Temperaturmessung mit Quarzsensoren. VDI-Z 112 (1970), S. 14–18
- [194] STATEK Corporation: Technical documentation. Sensor datasheets. 2014
- [195] Telle, R., Salmang, H. u. Scholze, H.: Keramik. 7. Berlin: Springer 1998
- [196] VDI/VDE. Handbuch Meßtechnik I 3511; 1991. Technische Temperaturmessungen; Grundlagen und Übersicht über besondere Temperaturmeßverfahren
- [197] Gier, S. u. Scheuerpflug, W.: Contour and pattern recognition of temperature fields with image analysis. Proceedings of the International Society for Optic and Photonics 3386 (1998)
- [198] Abramovic, B. G. u. Kartavcev, V.: Cvetovye indikatory temperatury
- [199] Koswig, H. D.: Flüssige Kristalle. Eine Einführung in ihre Anwendung. 1. Berlin: VEB Deutscher Verlag der Wissenschaften 1985
- [200] Alves, R. V. u. Wickersheim, K. A.: Fluoropticm Thermometry: Temperature Sensing Using Optical Fibers. Proceeding of the international society of optics and photonics 0403 (1984)
- [201] Wickersheim, K. A.: A New Fiberoptic Thermometry System For Use In Medical Hyperthermia. Proceeding of the international society of optics and photonics 0713 (1987)
- [202] Fernicola, V. u. Crovini, L.: Two fluorescent decay-time thermometers. Temperature, Its measurement and Control in Science and Industry, Bd. 6. 1992
- [203] Grattan, K. T. V u. Zhang, Z.: Fiber optic fluorescence thermometry. Sensor physics and technology series, Bd. 2. London, New York: Chapman & Hall 1995

- [204] Dils, R. R.: High-temperature optical fiber thermometer. *Journal of Applied Physics* 54 (1983) 3, S. 1198–1201
- [205] Lee, C. E., Atkins, R. A. u. Taylor, H. F.: Performance of a fiber-optic temperature sensor from -200 to 1050°C . *Optics Letters* 13 (1988) 11, S. 1038
- [206] Carlomagno, G. M. u. Cardone, G.: Infrared thermography for convective heat transfer measurements. *Experiments in Fluids* 49 (2010) 6, S. 1187–1218
- [207] Kreith, F. u. Goswami, D. Y.: *The CRC handbook of mechanical engineering. Mechanical engineering handbook series.* 2nd ed. Boca Raton: CRC Press 2005
- [208] Eputek GmbH: *Technical Datasheet. Vortex tube.* 2014
- [209] Bakhshi, P. u. Touran, A.: An Overview of Budget Contingency Calculation Methods in Construction Industry. *Procedia Engineering* 85 (2014), S. 52–60
- [210] Yeo, K. T.: Risks, Classification of Estimates, and Contingency Management. *Journal of Management in Engineering* 6 (1990) 4, S. 458–470
- [211] Statistische Amt der Europäischen Union: *Industriestrompreise in Deutschland 2010 bis 2014.* Luxemburg 2014
- [212] Festo: *Luft in der Pneumatik.* Esslingen am Neckar 2014
- [213] Airtech Europe Sarl: *Product catalogue and prices.* Airtech Europe Sarl 2011
- [214] Klüger, P.: *Energieeffiziente Produktion mit KUKA Robotern.* Augsburg: KUKA GmbH 2011
- [215] Nord LB: *Aviation Compact. Sector Research.* Hamburg: Nord LB 2013
- [216] Airbus Group S.A.S.: *Geschäftsbericht. Das Unternehmen im Jahr 2013.* Toulouse 2013

11 Anhang

A. Bewertung von Technologien zum Fügen thermoplastischer Faserverbundwerkstoffe

Tabelle 24: Bewertung von Technologien zum Fügen von thermoplastischen Faserverbundwerkstoffen

Verfahren	Technologischer Reifegrad	Investitionskosten	Hilfs- und Fügezusatzstoffe	Zusätzliche Prozessschritte	Taktzeit	Energieeffizienz	Automatisierbarkeit	Eignung f. komplexe Geometrien	Materialspektrum	prozessbedingtes Gewicht	QS-Aufwand	Prozessstabilität	Reparierbarkeit
Duroplastes Co-Bonding (RTM- Presse) [23, 24, 41]	.	:	+	++	.	.	:	.	:
Thermoplastisches Co-Bonding (Heißpresse) [23, 24, 41]	.	:	.	o	.	.	+	++	+	.	:	.	++
Heizelementschweißen [5, 38, 40]	++	o	++	+	+	o	++	.	++	++	+	+	o
Heißgasschweißen [5, 38, 40, 42]	+	o	++	+	+	.	++	++	:	++	.	o	o
Autoklav-Fügen [5, 16, 38]	++	:	:	:	:	:	:	++	++	++	++	++	o
Ofen-Vakuum-Fügen [5, 38]	++	.	:	:	:	.	:	++	++	++	++	++	o
Press-Fügen [5, 16, 38]	++	:	+	.	.	.	++	o	++	++	++	+	o
Rotationsschweißen [5, 42]	+	+	++	++	++	++	++	:	++	o	o	o	.
Vibrationsschweißen [5, 39 bis 41]	+	.	+	.	++	++	++	o	++	+	o	o	o
Zirkularschweißen [5, 42]	.	+	++	++	++	++	++	:	++	o	+	o	.
Ultraschallschweißen [5, 16, 39 bis 42]	+	++	o	o	++	++	++	o	++	+	+	o	.

Röhreischweißen [29, 176, 177]	,	,	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	○	,
Induktionsschweißen [5, 31 bis 33, 42 bis 47]	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	○	+	○
Mikrowellenschweißen [5, 34, 178]	+	+	○	+	+	+	+	+	+	+	○	+	○	
Dielektrischschweißen [5]	+	+	○	+	+	+	+	+	+	+	○	+	○	
Widerstandsschweißen [39, 42, 48];[50 bis 58]	,	+	○	+	+	+	,	+	+	,	+	○	+	
Laserschweißen [15, 179]	○	,	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	,
Infrarotschweißen [5, 16]	+	+	+	+	+	+	,	+	+	+	+	+	+	,
Nieten [5, 16, 39, 42]	+	+	:	:	:	+	○	+	+	:	+	+	+	+
Heißnieten [5, 42]	+	+	:	,	:	+	○	+	+	:	+	+	+	+
Inserts [5]	+	+	:	:	:	+	○	:	+	:	+	+	+	+
Schrauben [5, 39]	+	+	:	○	:	+	○	+	+	:	+	+	+	+
Heißschrauben [5, 39]	+	+	:	○	:	+	○	+	+	:	+	+	+	+
Kleben [5, 16, 39, 42]	+	+	,	:	:	○	○	+	,	,	,	,	,	:
Lösungsmittelkleben [5, 16, 39]	+	+	,	:	:	+	○	+	+	○	,	,	:	:
Schmelzkleben [5, 39]	+	+	,	:	○	+	○	+	:	,	,	,	,	+
MBC [6, 7]	:	+	+	:	,	○	,	+	+	+	○	:	:	:
IMMIs [6, 7]	:	+	+	:	+	+	+	+	+	+	○	:	:	:
Eigenfügung [6, 7]	:	+	+	:	+	+	+	+	+	+	○	:	:	:

B. Vergleich industriell angewandter Temperaturmessverfahren

Tabelle 25: Eigenschaften verschiedener Temperaturmessverfahren

Gruppe	Messverfahren	Unterer Messbereich [°C]	Oberer Messbereich [°C]	Minimale Zeitkonstante [s]	Sensor größer als [mm]	Messung im Laminat	Elektronische Datenaufzeichnung	Beeinflusst durch das EMF	Druckbeständigkeit
Mechanische Berührungsthermometer	Flüssigkeitsgasthermometer (nicht benetzend)	-50 [180, 181]	650 [180, 181]	24 [182]	6 [182]	Nein [180, 181]	Nein [180, 181]	Nein [180, 181]	Nein [180, 181]
	Flüssigkeitsgasthermometer (benetzend)	-200 [180, 181]	200 [180, 181]	24 [182]	6 [182]	Nein [180, 181]	Nein [180, 181]	Nein [180, 181]	Nein [180, 181]
	Flüssigkeitsfederthermometer	-40 [183]	500 [183]	24 [182]	6 [182]	Nein [183]	Nein [183]	Nein [183]	Nein [183]
	Bimetall-Thermometer	-50 [184]	400 [184]	-	25 [182]	Nein [184]	Nein [184]	Ja [184]	Nein [184]
Widerstandsthermometer (WTM)	Platin-WTM	-200 [157]	850 [157]	1 [185]	1 [186]	Ja [157]	Ja [157]	Nein [157]	Ja [157]
	Ni-WTM	-60 [157]	180 [157]	1 [185]	1 [186]	Ja [157]	Ja [157]	Ja [157]	Ja [157]
	RhFe-WTM	-50 [157]	150 [157]	1 [185]	1 [186]	Ja [157]	Ja [157]	Ja [157]	Ja [157]
	Cu-WTM	-50 [157]	150 [157]	1 [185]	1 [186]	Ja [157]	Ja [157]	Nein [157]	Ja [157]
	NTC-Thermistoren	-30 [187]	200 [187]	0,9 [188]	1 [188]	Ja [187]	Ja [187]	Ja [187]	Ja [187]
	PTC-Thermistoren	-30 [187]	200 [187]	10 [188]	1 [188]	Ja [187]	Ja [187]	Ja [187]	Ja [187]
	Si-WTM	-80 [187]	175 [187]	-	3 [189]	Ja [189]	Ja [189]	Ja [189]	Ja [189]
	Ge-WTM	-200 [190]	150 [190]	-	-	Ja [190]	Ja [190]	Ja [190]	Ja [190]
	Carbon-WTM	-200 [191]	90 [191]	0,06 [191]	-	Ja [191]	Ja [191]	Ja [191]	Ja [191]
Thermoelemente	Thermoelementtyp T (Cu/Cu-Ni)	-200 [153 bis 155]	300 [153 bis 155]	0,00 5 [155]	0,01 [158]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]
	Thermoelementtyp J (Fe/Cu-Ni)	-200 [153 bis 155]	810 [153 bis 155]	0,00 5 [155]	0,01 [158]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]

							155]	155]	155]
	Thermoelementtyp E (Ni-Cr/Cu-Ni)	-200 [153 bis 155]	800 [153 bis 155]	0,00 5 [155]	0,01 [158]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]
	Thermoelementtyp K (Ni-Cr/Ni-Al)	-200 [153 bis 155]	1000 [153 bis 155]	0,00 5 [155]	0,01 [158]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]
	Thermoelementtyp N (Ni-Cr-Si/Ni-Si)	-200 [153 bis 155]	1000 [153 bis 155]	0,00 5 [155]	0,01 [158]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]
	Thermoelementtyp R (Pt-13%Rh/Pt)	0 [153 bis 155]	1700 [153 bis 155]	0,00 5 [155]	0,01 [158]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]
	Thermoelementtyp S (Pt-10%Rh/Pt)	0 [153 bis 155]	1500 [153 bis 155]	0,00 5 [155]	0,01 [158]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]
	Thermoelementtyp B (Pt-30%Rh/Pt)	0 [153 bis 155]	1700 [153 bis 155]	0,00 5 [155]	0,01 [158]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]
	Thermoelementtyp C (W5%Re-W26%Re)	0 [153 bis 155]	1700 [153 bis 155]	0,00 5 [155]	0,01 [158]	Nein [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]	Ja [153 bis 155]
Spezielle elektrische Temperaturmessverfahren	Rauschthermometer	-150 [187]	1600 [187]	-	10 [192]	Nein [157]	Ja [157]	Ja [157]	Ja [157]
	Quarzthermometer	-40 [193, 193]	230 [193]	1 [187]	1 [194]	Ja [187]	Ja [187]	Nein [187]	Ja [187]
	Ultraschallthermometer	30 [157]	17000 [157]	0,00 0001 [157]	-	Nein [157]	Ja [157]	Ja [157]	Ja [157]
Spezielle nichtelektrische Temperaturmessverfahren	Seeger Kegel	560 [195, 196]	1980 [195, 196]	10 [195, 196]	31 [195, 196]	Nein [195, 196]	Nein [195, 196]	Nein [195, 196]	Nein [195, 196]
	Temperaturmessfarben	20 [197]	1200 [197]	0,00 1 [198]	10 [158]	Nein [187]	Nein [187]	Nein [187]	Nein [187]
	Flüssigkristalle	-30 [199]	120 [199]	0,01 [199]	1 [199]	Nein [199]	Ja [199]	Nein [199]	Ja [199]
	Akustische Temperaturmessverfahren	-200 [187]	1700 [187]	0,25 [182]	-	Nein [12]	Ja [187]	Ja [187]	Ja [187]

Faseroptische Temperaturmessverfahren	Spektral-kodierte-Lumineszenz-Temperatur-sensoren	-50 [200]	250 [200]	0,3 [182]	0,05 [182]	Ja [187]	Ja [187]	Nein [187]	Ja [187]
	Zeitkodierte-Lumineszenz-Temperatur-sensoren	0 [201]	800 [201]	0,29 [202]	0,05 [182]	Ja [187]	Ja [187]	Nein [187]	Ja [187]
	Temperatur-sensor (Schwar-zer Strahler)	300 [203]	2000 [203]	0,3 [182]	0,05 [182]	Ja [187]	Ja [187]	Nein [187]	Ja [187]
	Strahlungsther-mometer mit Faseroptik	100 [204]	1500 [204]	0,3 [182]	0,05 [182]	Ja [187]	Ja [187]	Nein [187]	Ja [187]
	Interferometri-sche Tempera-tursensoren	-200 [205]	1000 [205]	0,3 [182]	0,05 [182]	Ja [187]	Ja [187]	Nein [187]	Ja [187]
Strahlungstemperaturmessung	Gesamtstrah-lungsthermome-ter	-100 [157, 187]	1700 [157, 187]	0,1 [157]	kein Sensor [157]	Nein [157, 187]	Ja [157, 187]	Nein [157, 187]	Ja [157, 187]
	Spektral-Strahlungsther-mometer	20 [157, 187]	1700 [157, 187]	0,00 5 [157]	kein Sensor [157]	Nein [157, 187]	Ja [157, 187]	Nein [157, 187]	Ja [157, 187]
	Bandstrahlungs-thermometer	-100 [157, 187]	1700 [157, 187]	3 [157]	kein Sensor [157]	Nein [157, 187]	Ja [157, 187]	Nein [157, 187]	Ja [157, 187]
	Verhältnis-Strahlungsther-mometer	175 [157, 187]	1700 [157, 187]	0,1 [157]	kein Sensor [157]	Nein [157, 187]	Ja [157, 187]	Nein [157, 187]	Ja [157, 187]
Thermo-graphie	Thermografie	-50 [157, 187]	1500 [157, 187]	0,02 [206]	kein Sensor [157]	Nein [157, 187]	Ja [157, 187]	Nein [157, 187]	Ja [157, 187]

C. Verwendete Sichtfaktoren

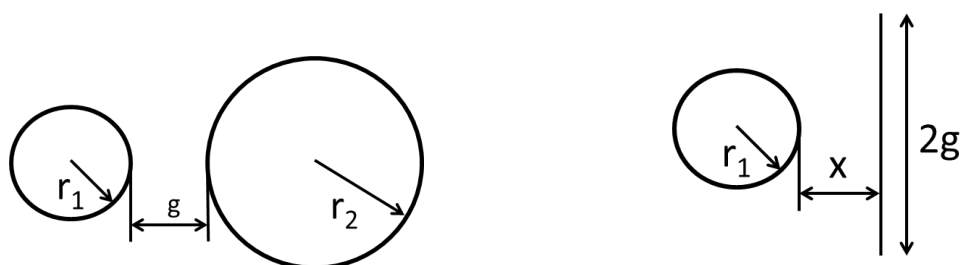


Abbildung 63: rechts: Zwei parallele Zylinder mit unterschiedlichen Radien [124]; links: Ein Zylinder und eine Platte mit dem Abstand x [125]

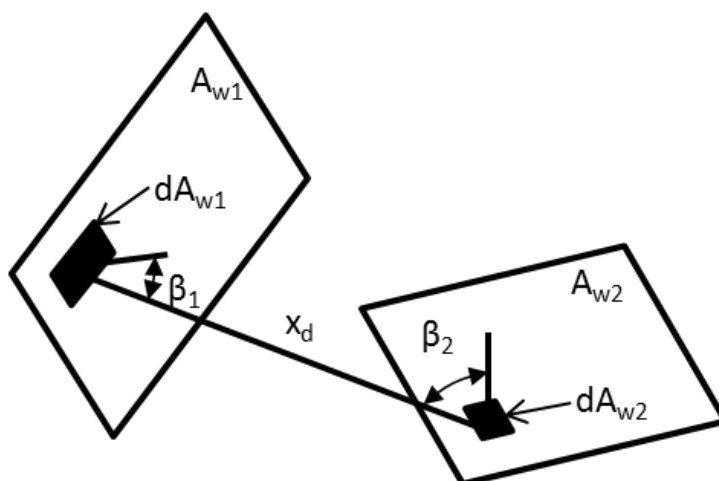


Abbildung 64: Berechnung des Sichtfaktors zweier Flächen mit dem Abstand x_d , deren Flächennormalen im Winkel β_1 ; β_2 zueinander stehen [109]

D. Modellierungsparameter

Tabelle 26: Verwendete Modellierungsparameter

Parameter	Wert	Einheit
Abstand Probekörper-Werkzeug	0,05	m
Anpressdruck	0,4	MPa
Ausgangstemperatur	25	$^{\circ}C$
Luftdichte [207]	1,293	kg/m^3
Durchmesser Induktordraht	0,004	m
Emissionsgrad Aluminium (walzblank) [109]	0,039	–
Emissionsgrad CFK [109]	0,7	–
Emissionsgrad Kupfer (angelaufen) [109]	0,76	–
Erdanziehungskraft	9,81	m/s^2
Fittingfaktor W	4,6875	–
Vorfaktor Induktionsleistungsgleichung d_1	0,45	–
Vorfaktor Induktionsleistungsgleichung d_2	3	–
Vorfaktor Induktionsleistungsgleichung d_3	0,53	–
Vorfaktor Induktionsleistungsgleichung b_1	0,00036036	–
Vorfaktor Induktionsleistungsgleichung b_2	0,00006552	–
Vorfaktor Induktionsleistungsgleichung b_3	2,36	–
Vorfaktor Induktionsleistungsgleichung b_4	1,73	–
Fittingfaktor 3D-Effekte k_{fs}	4,6875	–
Fittingfaktor 3D-Effekte (kontinuierlich) k_{fk}	1	–
Korrekturfaktor der reduzierten Energieeinbringung in den Randlagen k_{ael}	0,7	–
Induktorabstand	0,001	m
Magnetfeld an der Oberfläche des Körpers H_0	4,49	A/mm

isobarer Wärmeausdehnungskoeffizient Luft (30 °C, 1bar) [207]	0,0033106	$1/K$
kinematische Viskosität Luft (30 °C; 1 bar) [207]	1,62765E-05	m^2/s
Kühlvolumenstrom	0; 100; 300; 500	l/min
Lagendicke	0,00013; 0,00031	m
Nulltemperatur [207]	-273,15	$^{\circ}C$
Plattenbreite	0,27	m
Plattenlänge	0,27	m
Prandtl-Zahl Luft (bei -0 °C; 0,1 MPa) [207]	0,7179	–
Prandtl-Zahl Luft (bei -15 °C; 0,1 MPa) [207]	0,72066	–
Prandtl-Zahl Luft (bei 20 °C; 0,1 MPa) [207]	0,71486	–
Prandtl-Zahl Luft (bei -30 °C; 0,1 MPa) [207]	0,72362	–
Spezifische Wärmekapazität Luft [207]	1005	$J/kg \cdot K$
Stefan-Boltzmann-Konstante [207]	5,6704E-08	$W/m^2 \cdot K^4$
Strahlungsfläche 1	0,001521	m^2
Strahlungsfläche 2	0,000001	m^2
Strömungsgeschwindigkeit 100 l/min	17	m/s
Strömungsgeschwindigkeit 300 l/min	52	m/s
Strömungsgeschwindigkeit 500 l/min	84	m/s
Temperatur Druckluft	20; 0; -15; -30	$^{\circ}C$
Temperaturleitfähigkeit Luft (30 °C; 0,1 MPa) [207]	0,000022854	m^2/s
Thermischer Kontaktwiderstand (0,5 MPa) [116]	0,0089739	m^2K/W
Überströmte Länge	0,0125	m
Viskosität Luft [207]	0,0000171	$Pa \cdot s$
Wärmeleitfähigkeit Luft (30 °C; 1 bar)	0,026424	$W/m \cdot K$
Wärmeleitfähigkeit Luft [207]	0,0261	$W/m \cdot K$
Winkel Oberflächennormalen 1 zu 2	90	$^{\circ}$
Winkel Oberflächennormalen 2 zu 1	90	$^{\circ}$
Zeitschritte	0,025	s

E. Details zum Versuchsstand

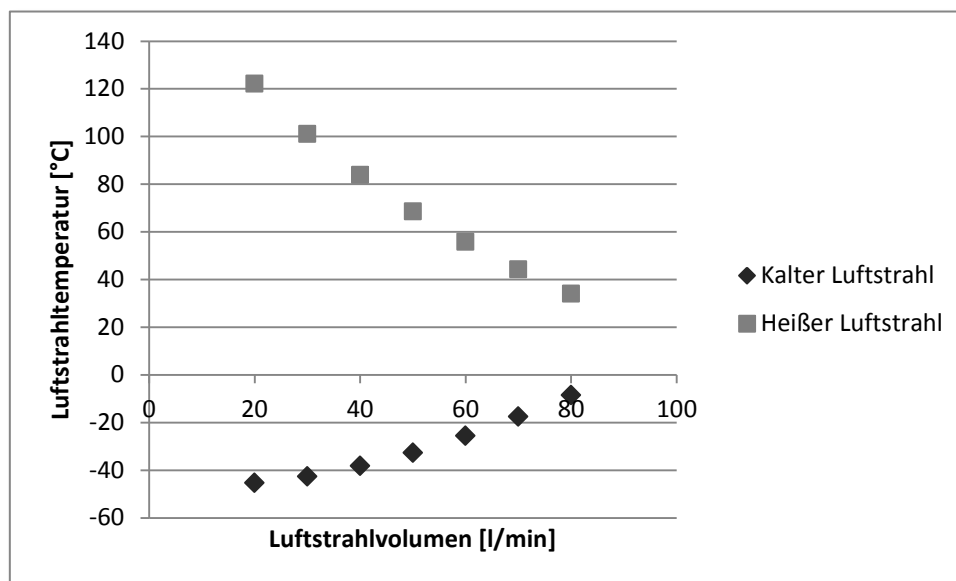


Abbildung 65: Wirbelstromtemperatur des heißen und kalten Wirbelstroms in Abhängigkeit des Volumens bei 100 l/min, 0,6 MPa und 20 °C Umgebungstemperatur [208]

Tabelle 27: Verwendete Volumenströme und Temperaturen bei der Verwendung einer Wirbelstromdüse

Kaltluftstromtemperatur	Kaltluftstrom	Eingangsvolumenstrom
0 °C	100 l/min	320 l/min
-15 °C	100 l/min	360 l/min
-30 °C	100 l/min	400 l/min

Tabelle 28: Leistung und Strom des CEIA Induktionsgenerators mit 470 kHz [163]

Leistung [%]	[A]
10	85,85
20	121,44
30	148,58
40	171,71
50	192,01
60	210,31
70	226
80	242,68
90	257,56
100	271,43

F. Details zur Kostenrechnung

Tabelle 29: Generische Kostenabschätzungsmatrix gegliedert nach dem Projektfortschritt entsprechenden Klassen (N: niedrigste zu erwartende Kosten; H: höchste zu erwartende Kosten) [135, 136, 209, 210]

Klasse	Projektdefinitionsfortschritt [%]	Ergebnis	Methodik	Datengenauigkeit [%]
5	0 – 2	Konzeptscreening	Heuristisch oder stochastisch	N: -20 - -50 H: +30 - +100
4	1 – 15	Konzeptstudie oder Machbarkeitsstudie	Primär stochastisch	N: -15 - -30 H: +20 - +50
3	10 – 40	Budgetfreigabe oder Budgetkontrolle	Teilweise stochastisch, deterministisch und heuristisch	N: -10 - -20 H: +10 - +30
2	30 – 70	Kostenkontrolle oder Angebot	Primär deterministisch	N: -5 - -15 H: +5 - +20
1	50 – 100	Kostenvoranschlag, Angebot oder Kostenkontrolle	Deterministisch	N: -3 - -10 H: +3 - +15

Tabelle 30: Kosten und Ressourcenaufwand für Installation und Betrieb einer Induktionsschweißzelle (h: heuristisch; d: deterministisch; s: stochastisch)

Kostenart	Parameter	Wert
NRC	Roboterzelle (inkl. 6-achs-Roboter)	100.000 € (h)
	Induktionsschweiß-Endeffektor	40.000 € (h)
	Werkzeughalter	25.000 € (s)
	Energie und Druckluftanschlüsse und -verbindungen	2500 € (s)
	Mitarbeiterschulung	40 h/Mitarbeiter (s)
	Induktor	100 €/Stück (d)
	Werkzeug (Beispielbauteil)	30.000 €/Stück (d)
RC	Energiekosten	0,0844 €/kWh (d) [211]
	Druckluftkosten	0,025 €/m ³ (d) [212]
	Personalkosten (intern)	100 €/h (h)

	Aceton	5 €/l (d) [213]
	Energieaufnahme des Induktionsgenerators bei 100% Generatorleistung	2,7 kW (d) [163]
	Durchschnittliche Energieaufnahme des Roboters pro Produktionsbewegung (210 kg; 2700 mm Reichweite)	3 kW (d) [214]
	Programmieraufwand pro Schweißnaht (gerade / Kurve mit gleichbleibendem Radius)	1 h/Naht (s)
	Programmieraufwand pro Schweißnaht (Splines)	5 h/Naht (s)
	Instandhaltung	100 h/a (s)
	Ersatzteile	1000 €/a (s)
Randbedin- gungen	Abschreibungszeitraum	3 a (s)
	Helikoptermarkt (zivil und halbstaatlich)	1000 Stück/a (s) [215]
	Marktanteil Airbus Helicopters	46 % (s) [216]
	Stückzahl H135	65 Stück/a (s) [216]

Tabelle 31: Kosten pro Bauteil (Fertigungsvolumen von 130 Bauteilen pro Jahr)

Kostenart	durchschnittliche Kosten [€]
Personalkosten	230
Energiekosten (inkl. Druckluftkosten)	5,61
Hilfsstoffe	0,05
Wartung und Instandhaltung	100
NRC-Kosten	543,58
Gesamtschweißkosten pro Bauteil	1758,50

Tabelle 32: Prozessparameter zur Verschweißung des Musterbauteils

Parameter	Wert
Schweißgeschwindigkeit	0,2 m/min
Induktionsgeneratorleistung	25 %
Kühlvolumen	300 l/min
Oberflächenvorbereitungszeit	30 min
Rüstzeit	30 min
Zwischenrüstzeit	15 min

Betreute studentische Arbeiten

Pessans-Goyheneix, M.: Definition and development of a tooling concept for the joining of thermoplastic composite demonstrator, Ottobrunn / Stockholm: Eurocopter Deutschland GmbH / Royal Institute of Technology, 2011.

Remijn, J.: Susceptorless induction welding. Joining of realistic carbonfibre reinforced structures, Donauwörth / Delft: Airbus Helicopters Deutschland GmbH / TU Delft, 2013.

Baghdijan, S.: Analyze and improvement of the heat distribution for the induction welding process, Donauwörth / Paris: Airbus Helicopters Deutschland GmbH / École d'Ingénieurs CESI, 2013.

Sagerer, S.: Parameterstudie zum Induktionsschweißen von faserverstärkten Thermoplast-Duroplastverbindungen, Donauwörth / München: Airbus Helicopters Deutschland GmbH / TU München, 2014.

Publikationen

Journals und Buchbeiträge

Schieler, O.; Beier, U.; Mitschang, P.: Temperature measurement in electromagnetic fields – by the example of the induction welding process. Journal of Heat Transfer. (eingereicht; noch nicht veröffentlicht)

Schieler, O.; Beier, U.; Mitschang, P.: Control of the through thickness temperature distribution in carbon composite aerospace parts during induction welding. Journal of Thermoplastic Composite Materials. (eingereicht; noch nicht veröffentlicht)

Schieler, O.; Beier, U.: Induction welding of hybrid thermoplastic-thermoset composite parts. KMUTNB: International Journal of Applied Science and Technology. (eingereicht; noch nicht veröffentlicht)

Symposien und Konferenzbeiträge

Schieler, O.: Induction welding of carbon fibre reinforced thermoplastics (TPC). Tooling Workshop - Thermoplastics. Bremen, 11. – 12.10.2012

Schieler, O.: MAIplast. Entwicklung kosteneffizienter Verarbeitungstechnologien zur automatisierten Prozessierung von thermoplastischen Hochleistungsverbundwerkstoffen für Großserienanwendungen. CFK Symposium - Hannover Messe. Hannover. 07. – 11.04.2014

Schieler, O.: Optimized Induction Welding Process for the Efficient Manufacturing of TPC Aerospace Parts. Sampe Europe SETEC 14. Tampere Finnland, 09. – 11.09.2014

Patente

Schutzrecht EP 2666617 A1 (27.11.2013). Schieler, O.; Parlevliet, P.; Weimer, C.