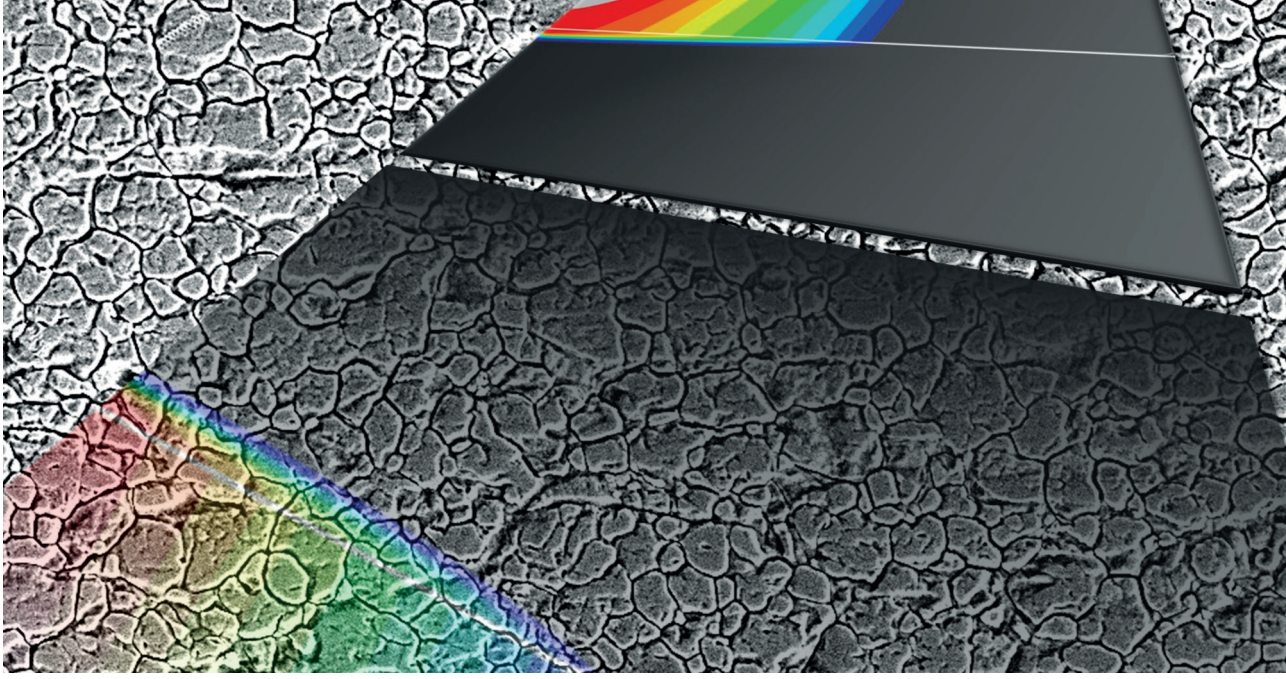


FAU Studien aus dem Maschinenbau 347

Philipp Amend

Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen

FAU UNIVERSITY PRESS

Philipp Amend

Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen

FAU Studien aus dem Maschinenbau

Band 347

Herausgeber der Reihe:

Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke
Prof. Dr.-Ing. Nico Hanenkamp
Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein
Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt
Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack

Philipp Amend

Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen

Dissertation aus dem Lehrstuhl für Photonische Technologien (LPT)
Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt

Erlangen
FAU University Press
2020

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

Bitte zitieren als
Amend, Philipp. 2020. *Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen.* FAU Studien aus dem Maschinenbau 347.
Erlangen: FAU University Press. DOI: 10.25593/978-3-96147-327-4.

Das Werk, einschließlich seiner Teile, ist urheberrechtlich geschützt.
Die Rechte an allen Inhalten liegen bei ihren jeweiligen Autoren.
Sie sind nutzbar unter der Creative-Commons-Lizenz BY-NC.

Der vollständige Inhalt des Buchs ist als PDF über den OPUS-Server der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg abrufbar:
https://opus4.kobv.de/opus4-fau/home

Umschlag:
Bildgestaltung: Philipp Amend, München
Motiv: Philipp Amend, München

Verlag und Auslieferung:
FAU University Press, Universitätsstraße 4, 91054 Erlangen

Druck: docupoint GmbH

ISBN: 978-3-96147-326-7 (Druckausgabe)
eISBN: 978-3-96147-327-4 (Online-Ausgabe)
ISSN: 2625-9974
DOI: 10.25593/978-3-96147-327-4

Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen

Der Technischen Fakultät
der Friedrich-Alexander-Universität
Erlangen-Nürnberg

zur
Erlangung des Doktorgrades Dr.-Ing.

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Philipp Amend

aus Weißenburg

Als Dissertation genehmigt
von der Technischen Fakultät
der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg

Tag der mündlichen Prüfung:	24.07.2019
Vorsitzender des Promotionsorgans:	Prof. Dr.-Ing. Reinhard Lerch
Gutachter:	Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt Prof. Dr.-Ing. habil. Maik Gude, TU Dresden

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand im Wesentlichen im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der Bayerisches Laserzentrum GmbH (blz). Grundlegende Aspekte dieser Arbeit wurden innerhalb des Projekts „Elektromobile Fahrzeug-Plattform“, das durch das Bayerische Staatsministerium für Wirtschaft und Medien, Energie und Technologie (StMWi) gefördert wurde, erarbeitet. Ich danke dem StMWi für die Finanzierung und den Projektpartnern für die konstruktive Zusammenarbeit.

Mein ganz besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt, dem Ordinarius des Lehrstuhls für Photonische Technologien (LPT), für seine wissenschaftliche und methodische Unterstützung während der gesamten Bearbeitungsphase meiner Dissertation. Ein herzlicher Dank gebührt Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Maik Gude, dem Inhaber der Professur für Leichtbaudesign und Strukturbewertung an der TU Dresden, für die wissenschaftliche Betreuung als Zweitgutachter. Mein weiterer Dank gilt dem Vorsitzenden der Prüfungskommission Prof. Dr.-Ing. habil. Tino Hausotte und dem fachfremden Gutachter Prof. Dr.-Ing. Stefan Will.

Den Geschäftsführern des blz, Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt und Dr.-Ing. Stephan Roth, danke ich für das in mich gesetztes Vertrauen als Mitarbeiter und Gruppenleiter der Fachgruppe „Prozesstechnik Kunststoffe“. Die Möglichkeit zur selbstständigen Bearbeitung verschiedenster wissenschaftlicher und industrieller Fragestellungen hat mir neue Denkanstöße geliefert, so dass ich mich persönlich und fachlich weiterentwickeln konnte.

Bei meinen ehemaligen Kolleginnen und Kollegen am blz und LPT möchte ich mich herzlich für die fachlichen Diskussionen, für die freundliche Arbeitsatmosphäre und die stete Unterstützung bedanken. Zudem möchte ich allen technischen Mitarbeitern für die tatkräftige Unterstützung bei den für die Arbeit nötigen Versuchen und Analysen danken.

Ich bedanke mich auch bei allen durch mich wissenschaftlich, fachlich und inhaltlich betreuten Studenten, studentischen Hilfskräften und Praktikanten für den fachlichen Austausch und ihr Engagement bei der Unterstützung dieser wissenschaftlichen Arbeit. Namentlich herausgreifen möchte ich folgende Personen: Jan Friese, Clemens Dreher, Michael Gränitz, Martin Ittner, Christian Kapfenberger, Bernd Kohl, Andreas Kümmeth, Simon Kölbl, Johannes Machui, Felix Michel, Christian Mohr, Daniel Ordnung, Patrick Michels, Benjamin Pillach, Sebastian Pfindel, Michael Pillipp, Christopher Rosti, Martin Vitzthum und Tim Zimmermann.

Mein Dank geht auch an meinen Bruder Jonas und Dr.-Ing. Kristina Eisen, die mich in meiner Studien- und Berufswahl maßgeblich unterstützt und bestärkt haben. Dankbar erinnere ich mich auch an meine Oma Martha, die mir als Student und Doktorand immer viel Zuspruch gab, und an unseren Familienhund Leo, dessen große Fähigkeit vor allem in der Vereinfachung und Relativierung der Dinge lag. Mein herzlichster Dank gilt meiner liebende Frau Wencke, die mich immer unterstützt hat, damit ich in zahlreichen Arbeitsstunden während unserer gemeinsamen Freizeit meine Dissertation erfolgreich ausarbeiten konnte. Besonders großer Dank gilt meinen Eltern Gudrun und Bernhard, die mich in allen Lebenslagen stets gefördert haben. Dieser Rückhalt hat wesentlich zum erfolgreichen Abschluss meiner Promotion beigetragen.

München, im Juli 2020 Philipp Amend

Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis vii

1 Einleitung 1

2 Stand der Technik und Forschung 3

2.1 Werkstoffliche Grundlagen 3

2.2 Klebtechnische Grundlagen 10

2.2.1 Abgrenzung des Klebens von anderen Fügeverfahren 10

2.2.2 Bindungskräfte 11

2.2.3 Adhäsionstheorien 12

2.2.4 Zerstörende Prüfung und Brucharten von Klebungen 16

2.2.5 Kleben von Kunststoffen, Metallen und Mischverbindungen 17

2.3 Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen 18

2.3.1 Schmelzkleben mit Klebstoff 18

2.3.2 Schmelzkleben ohne Klebstoff 21

2.3.3 Laserbasiertes Schmelzkleben 23

3 Zielsetzung und Methodik 31

4 Versuchswerkstoffe und -einrichtungen 33

4.1 Versuchswerkstoffe und deren Eigenschaften 33

4.1.1 Thermoplastische Versuchswerkstoffe 33

4.1.2 Metallische Versuchswerkstoffe 37

4.1.3 Grenzflächeneigenschaften 39

4.1.4 Oberflächenanalyse und -behandlung 41

4.2 Versuchseinrichtungen 44

4.2.1 Versuchsaufbau für die laserbasierte Erwärmung von Metallen 44

4.2.2 Versuchsaufbau für das Kleben 46

4.2.3 Analyse- und Prüfverfahren zur Charakterisierung der Klebung 48

4.2.4 Temperaturberechnung 51

5 Experimentelle und berechnungsgestützte Prozessanalyse 57

5.1 Vergleich von Experiment und Berechnung 57

5.1.1 Laserbasierte Erwärmung von Metallen 57

5.1.2 Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen 61

5.2 Analyse von Prozess-, Werkstoff- und Umwelteinflüssen 67
5.2.1 Einfluss der Prozessparameter 67
5.2.2 Einfluss der Werkstoffeigenschaften des metallischen Fügeteils 83
5.2.3 Einfluss der Werkstoffeigenschaften des thermoplastischen Fügeteils 98
5.2.4 Einfluss der Oberflächeneigenschaften des metallischen Fügeteils 102
5.2.5 Einfluss der Umweltbedingungen 110
5.3 Analyse klebtechnischer Anwendungen 113
5.3.1 Dichtes Kunststoff-Metall-Gehäuse 113
5.3.2 Belastbarer Kunststoff-Metall-Träger 114
6 Methodik zur berechnungsgestützten Prozessauslegung 119
7 Zusammenfassung und Ausblick 123
8 Summary and outlook 127
Anhang 131
Literaturverzeichnis 133

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

Symbol	*Einheit*	*Beschreibung*
α	1/K	Linearer, thermischer Ausdehnungskoeffizient
$\alpha_{1.4301}$	1/K	Linearer, thermischer Ausdehnungskoeffizient, 1.4301
α_K	1/K	Linearer, thermischer Ausdehnungskoeffizient, Kunststoff
α_M	1/K	Linearer, thermischer Ausdehnungskoeffizient, Metall
α_{PA6}	1/K	Linearer, thermischer Ausdehnungskoeffizient, PA6
α_W	W/(m²·K)	Wärmeübergangskoeffizient
$\alpha_{W,f.\ Konv}$	W/(m²·K)	Wärmeübergangskoeffizient, freie Konvektion
γ	mN/m	Oberflächenspannung
γ^d	mN/m	Oberflächenspannung, disperser Anteil
γ_l	mN/m	Oberflächenspannung, Flüssigkeit (l = liquidus)
γ^p	mN/m	Oberflächenspannung, polarer Anteil
γ_s	mN/m	Oberflächenspannung, Feststoff (s = solidus)
γ_{sl}	mN/m	Grenzflächenspannung
ΔT	°C	Temperaturdifferenz
$\Delta T_{1.4301}$	°C	Temperaturdifferenz, 1.4301
ΔT_a	°C	Temperaturdifferenz zwischen T_V und T_G
ΔT_{AlMg3}	°C	Temperaturdifferenz, AlMg3
ΔT_k	°C	Temperaturdifferenz zwischen T_V und T_K
$\Delta T_{Gr,max}$	°C	Temperaturdifferenz zwischen verschiedenen $T_{Gr,max}$
$\Delta T_{Mo,max}$	°C	Temperaturdifferenz zwischen verschiedenen $T_{Mo,max}$
$\Delta T/\Delta x$	°C	Temperaturgradient, x-Richtung
$\Delta T/\Delta y$	°C	Temperaturgradient, y-Richtung
$\Delta T/\Delta z$	°C	Temperaturgradient, z-Richtung
$\Delta\tau_{PMMA,u\text{-}str}$	MPa	Zugscherfestigkeitsdifferenz, PMMA, un-/strukturiertes Metall
$\Delta\tau_{PP,u\text{-}str}$	MPa	Zugscherfestigkeitsdifferenz, PP, un-/strukturiertes Metall
ε		Emissionsgrad
ε_D	%	Dehnung
ε_G		Emissionsgrad, Graphit
η	Pa·s	Viskosität
η_0	Pa·s	Nullviskosität

η_A		Einkoppelgrad
η_D	Pa·s	Dehnviskosität
η_{th}		Thermischer Wirkungsgrad
$\eta_{th,k}$		Kalibrierter, thermischer Wirkungsgrad
η_P		Prozesswirkungsgrad
θ	°	Benetzungswinkel
λ	nm	Wellenlänge
λ_P	nm	Spektraler Messbereich, Pyrometer
λ_T	nm	Spektraler Messbereich, Thermokamera
λ_W	W/(m·K)	Wärmeleitfähigkeit
$\lambda_{W,K}$	W/(m·K)	Wärmeleitfähigkeit, Kunststoff
$\lambda_{W,M}$	W/(m·K)	Wärmeleitfähigkeit, Metall
ν		Querkontraktionszahl
ν_K		Querkontraktionszahl, Kunststoff
$\nu_{PA6,lf}$		Querkontraktionszahl, PA6, luftfeucht
ρ	g/cm³	Dichte
ρ_K	g/cm³	Dichte, Kunststoff
ρ_{LM}	g/cm³	Dichte, Leichtmetall
ρ_M	g/cm³	Dichte, Metall
ρ_{SM}	g/cm³	Dichte, Schwermetall
σ	MPa	Zugfestigkeit
$(-)\sigma$	MPa	Zugspannung
$(+)\sigma$	MPa	Druckspannung
σ_{PA6}	MPa	Zugfestigkeit, PA6
$\sigma_{PA6,lf}$	MPa	Zugfestigkeit, PA6, luftfeucht
$\sigma_{PA6,\varphi,max}$	MPa	Zugfestigkeit, PA6, maximaler Wassergehalt
σ_W	MPa	Wärmespannung
τ	MPa	Zugscherfestigkeit
$\tau_{K,max}$	MPa	Zugscherfestigkeit, Kunststoff, maximal
$\tau_{M,max}$	MPa	Zugscherfestigkeit, Metall, maximal
τ_{max}	MPa	Zugscherfestigkeit, maximal
$\tau_{max,Ü=1}$	MPa	Zugscherfestigkeit, maximal, Ü=1
$\tau_{max,Ü=4}$	MPa	Zugscherfestigkeit, maximal, Ü=4
τ_p	MPa	Zugscherfestigkeit, polierte Oberfläche
τ_g	MPa	Zugscherfestigkeit, gestrahlte Oberfläche
τ_{2B}	MPa	Zugscherfestigkeit, 2B-Oberfläche
$\tau_{PA6,max}$	MPa	Zugscherfestigkeit, PA6, maximal
$\tau_{PA\ PACM12,max}$	MPa	Zugscherfestigkeit, PA PACM12, maximal
$\tau_{PMMA,max}$	MPa	Zugscherfestigkeit, PMMA, maximal
$\tau_{PMMA,str,max}$	MPa	Zugscherfestigkeit, PMMA, strukturiertes Metall, maximal

$\tau_{PMMA,u,max}$	MPa	Zugscherfestigkeit, PMMA, unbehandeltes Metall, maximal
$\tau_{PP,str,max}$	MPa	Zugscherfestigkeit, PP, strukturiertes Metall, maximal
$\tau_{PP,u,max}$	MPa	Zugscherfestigkeit, PP, unbehandeltes Metall, maximal
φ	Gew.-%	Wassergehalt
φ_k	Gew.-%	Wassergehalt, konditioniert
φ_{max}	Gew.-%	Wassergehalt, maximal
φ_{PA6}	Gew.-%	Wassergehalt, PA6
$\varphi_{PA6,k}$	Gew.-%	Wassergehalt, PA6, konditioniert
$\varphi_{PA6,lf}$	Gew.-%	Wassergehalt, PA6, luftfeucht
$\varphi_{PA6,max}$	Gew.-%	Wassergehalt, PA6, maximal
$\varphi_{PA\ PACM12,k}$	Gew.-%	Wassergehalt, PA PACM12, konditioniert
$\varphi_{PA\ PACM12,max}$	Gew.-%	Wassergehalt, PA PACM12, maximal
$\varphi_{PMMA,max}$	Gew.-%	Wassergehalt, PMMA, maximal

Symbol	*Einheit*	*Beschreibung*
a	m^2/s	Temperaturleitfähigkeit
a_M	m^2/s	Temperaturleitfähigkeit, Metall
a_P	mm	Messabstand, Pyrometer
a_T	mm	Messabstand, Thermokamera
A		Absorptionsgrad
$A_{1.4301}$		Absorptionsgrad, 1.4301
A_{AlMg3}		Absorptionsgrad, AlMg3
A_B	mm^2	Benetzungsfläche
$A_{B,S}$	mm^2	Benetzungsfläche, Simulation
A_G		Absorptionsgrad, Graphit
A_{geo}	mm^2	Geometrische Oberfläche
A_K	mm^2	Klebfläche
A_{Kreis}	mm^2	Kreisfläche
A_{wahr}	mm^2	Wahre Oberfläche
A_{wirk}	mm^2	Wirksame Oberfläche
Al		Aluminium
Al_2O_3		Aluminiumoxid
Al99,5		Reinaluminium, EN AW-1050A
AlMg3		Aluminium-Magnesium-Legierung, EN AW-5754
AW		Aluminium-Knetlegierung (Aluminium wrought)
b	$J/(K \cdot m^2 \cdot s^{0,5})$	Wärmeeindringkoeffizient
b_B	mm	Benetzungsbreite
$b_{B,S}$	mm	Benetzungsbreite, Simulation
c_p	J/(kg·K)	Spezifische Wärmekapazität

$c_{p,1.4301}$	J/(kg·K)	Spezifische Wärmekapazität, 1.4301
$c_{p,AlMg3}$	J/(kg·K)	Spezifische Wärmekapazität, AlMg3
$c_{p,K}$	J/(kg·K)	Spezifische Wärmekapazität, Kunststoff
$c_{p,M}$	J/(kg·K)	Spezifische Wärmekapazität, Metall
$c_{p,PA6}$	J/(kg·K)	Spezifische Wärmekapazität, PA6
C		Kohlenstoff
CH_2		Methylengruppe
CH_3		Methylgruppe
C_6H_6		Benzol
CO		Carbonylgruppe
CO_2		Kohlendioxid
CONH		Carbonamidgruppen
COOH		Carboxylgruppe
$COOCH_3$		Funktionelle Gruppe von PMMA
Cr		Chrom
Cr_2O_3		Chrom(III)-oxid
Cu		Kupfer
Cu-OF		Reinkupfer, 2.0040
d	mm	Materialstärke
d_K	mm	Materialstärke, Kunststoff
d_L	mm	Laserstrahldurchmesser am Werkstück
d_{LLK}	mm	Durchmesser, Lichtleitkabel
d_M	mm	Materialstärke, Metall
d_P	mm	Messfleckdurchmesser, Pyrometer
d_{Te}	mm	Thermoelement-Feindrahtdurchmesser
DC01		Tiefziehstahl, 1.0330
Dgs		Digits
DIN		Deutsches Institut für Normung
DSC		Dynamische Differenzkalorimetrie
E	MPa	E-Modul
E_K	MPa	E-Modul, Kunststoff
E_{ku}	J/mm	Kumulierte Streckenenergie
E_M	MPa	E-Modul, Metall
E_{PA6}	MPa	E-Modul, PA6
$E_{PA6,lf}$	MPa	E-Modul, PA6, luftfeucht
$E_{PA6,\varphi,max}$	MPa	E-Modul, PA6, maximaler Wassergehalt
E_{PMMA}	MPa	E-Modul, PMMA
E_{PP}	MPa	E-Modul, PP
E_S	J/mm	Streckenenergie
EDX		Energy dispersive X-ray spectroscopy
EN		Europäische Normen
f	Hz	Frequenz

f_F	mm	Fokussierbrennweite
f_K	mm	Kollimationsbrennweite
f_P	Hz	Aufnahmefrequenz, Pyrometer
f_T	Hz	Aufnahmefrequenz, Thermokamera
f_{Te}	Hz	Aufnahmefrequenz, Thermoelement
f_V		Oberflächenvergrößerungsfaktor
F	N	Kraft
F_H	N	Hubkraft
$F_{H,max}$	N	Hubkraft, maximal
F_{max}	N	Kraft, maximal
Fe		Eisen
Fe_2O_3		Eisen(III)-oxid
FEM		Finite Element Methode
FVK		Faserverbundkunststoff
Gew.-%	%	Gewichtsprozent
h_L	mm	Hatchabstand
h_S	mm	Schmelzlinsenhöhe
$h_{S,S}$	mm	Schmelzlinsenhöhe, Simulation, maximal
H		Wasserstoff
H_2O		Wasser
H_{ku}	%	Kumulierte Häufigkeit
I	W/mm^2	Intensität
I_0	W/mm^2	Intensität, Zentrum des fokussierten Laserstrahls
I_{5mm}	W/mm^2	Intensität, $d_L = 5$ mm
I_{6mm}	W/mm^2	Intensität, $d_L = 6$ mm
IMA		In-Mould Assembly
k. A.		Keine Angabe
K		Kristallisationsgrad
l	mm	(Naht-)länge
l_{th}	mm	Thermische Eindringtiefe
LAMP		Laser-Assisted Metal and Plastic (LAMP) Joining
LLK		Lichtleitkabel
LSM		Laser Scanning Mikroskop
m	kg	Masse
m_{EDX}	%	Massenanteil, EDX Messung
m_M	g/mol	Mittlere Molmasse
m_{TGA}	%	Massenanteil, TGA Messung
max.		Maximal
min.		Minimal
Me		Metall
Mg		Magnesium
n		Probenanzahl

ns	10^{-9} s	Nanosekunde
N		Stickstoff
NE		Nichteisen
NH, NH_2		Aminogruppe
Ni		Nickel
O		Sauerstoff
OH		Hydroxylgruppe
p_F	MPa	Fügedruck
p_{Luft}	bar	Luftdruck
$p_{Luft,max}$	bar	Luftdruck, maximal
ps	10^{-12} s	Pikosekunde
P_A	W	Laserleistung, absorbiert
P_K	W	Konvektionsverlustleistung
P_L	W	Laserleistung
$P_{L,max}$	W	Laserleistung, maximal
P_P	W	Prozessleistung
P_R	W	Laserleistung, reflektiert
P_S	W	Strahlungsverlustleistung
P_T	W	Laserleistung, transmittiert
P_V	W	Verlustleistung
P_W	W	Wärmeleitungsverlustleistung
PA		Polyamid
PA6		Polyamid 6
$PA6_{lf}$		Polyamid 6, luftfeucht
PA66		Polyamid 66
PA PACM12		Polyamid, amorph, hier: TROGAMID CX7323
PbS		Blei-Sulfit
Pkw		Personenkraftwagen
PMA		Post-Mould Assembly
PMMA		Polymethylmethacrylat
PP		Polypropylen
PREN		Pitting Resistance Equivalent Number
$\dot{q}$	W/m^2	Wärmestromdichte
Q	J	Wärme
$\dot{Q}$	W	Wärmestrom
r	mm	Radius
r_H	K/s	Heizrate
$r_{H,lin}$	K/s	Heizrate, linear
r_K	K/s	Kühlrate
$r_{K,lin}$	K/s	Kühlrate, linear
R		Reflexionsgrad
Re		Rest

REM		Rasterelektronenmikroskop
s	mm	Klebschichtdicke
S_a	µm	Arithmetischer Flächen-Mittenrauwert
Si		Silizium
St		Stahl
t	s	Zeit
t_A	s	Aushärtezeit
t_B	s	Benetzungszeit
$t_{B,max}$	s	Benetzungszeit, maximal
$t_{B,max,Vh}$	s	Benetzungszeit, maximal, Verbundhaftung
$t_{B,min,Vh}$	s	Benetzungszeit, minimal, Verbundhaftung
$t_{Gr,max}$	s	Zeit bis zum Erreichen von $T_{Gr,max}$
t_H	s	Heizzeit
t_{H20}	s	Lagerungsdauer, Wassser
$t_{H20,80}$	s	Lagerungsdauer, Wassser, $T_{H20} = 80$ °C
$t_{H20,TR}$	s	Lagerungsdauer, Wasser, $T_{H20} = T_R$
t_I	s	Integrationszeit
t_K	s	Kühlzeit
t_{KP}	s	Prüfdauer, KorroPad
$t_{Mo,max}$	s	Zeit bis zum Erreichen von $T_{Mo,max}$
t_{Of}	h	Lagerungsdauer, Ofen
t_P	s	Pulsdauer
t_S	µm	Strukturtiefe
$t_Ü$	s	Zeit, Überfahrt Ü
$t_{Ü=1}$	s	Zeit, Überfahrt Ü = 1
$t_{Ü=10}$	s	Zeit, Überfahrt Ü = 10
t_{ww}	s	Wechselwirkungszeit
therm.		thermisch
T	°C	Temperatur
T_A	°C	Aushärtetemperatur
T_{Av}	°C	Durchschnittstemperatur (average temperatur)
T_F	°C	Fließtemperatur
$T_{F,a}$	°C	Fließtemperatur, amorpher Kunststoff
$T_{F,k}$	°C	Fließtemperatur, teilkristalliner Kunststoff
$T_{F,PA6}$	°C	Fließtemperatur, PA6
T_G	°C	Glasübergangstemperatur
T_{Gr}	°C	Grenzflächentemperatur
$T_{Gr,max}$	°C	Grenzflächentemperatur, maximal
$T_{Gr,max,1.4301}$	°C	Grenzflächentemperatur, maximal, 1.4301
$T_{Gr,max,AlMg3}$	°C	Grenzflächentemperatur, maximal, AlMg3
$T_{Gr,max,Ü=1}$	°C	Grenzflächentemperatur, Metalloberseite, maximal, Ü=1

$T_{Gr,max,Ü=4}$	°C	Grenzflächentemperatur, Metalloberseite, maximal, Ü=4
T_{H20}	°C	Wassertemperatur
$T_{H20,80}$	°C	Wassertemperatur, $T_{H20} = 80$ °C
$T_{H20,TR}$	°C	Wassertemperatur, $T_{H20} = T_R$
T_K	°C	(Re-)Kristallisationstemperatur
T_{KS}	°C	Kristallitschmelztemperatur
$T_{KS,PA6}$	°C	Kristallitschmelztemperatur, PA6
T_{KP}	°C	Prüftemperatur, KorroPad
T_{korr}	°C	Korrosionsbedingt max. zulässige Temperatur
T_{Ku}	°C	Temperatur, Kunststoffunterseite
$T_{Ku,min}$	°C	Temperatur, Kunststoffunterseite, minimal
T_{max}	°C	Temperatur, maximal
T_{MS}	°C	Metallschmelztemperatur
T_{Mo}	°C	Temperatur, Metalloberseite
$T_{Mo,max}$	°C	Temperatur, Metalloberseite, maximal
$T_{Mo,max,1.4301}$	°C	Temperatur, Metalloberseite, maximal, 1.4301
$T_{Mo,max,AlMg3}$	°C	Temperatur, Metalloberseite, maximal, AlMg3
$T_{Mo,max,Ü=1}$	°C	Temperatur, Metalloberseite, maximal, Ü=1
$T_{Mo,max,Ü=4}$	°C	Temperatur, Metalloberseite, maximal, Ü=4
T_{Mu}	°C	Temperatur, Metallunterseite
$T_{Mu,max}$	°C	Temperatur, Metallunterseite, maximal
T_{Of}	°C	Ofentemperatur
T_P	C	Pyrometer-Temperatur
T_{PA6}	°C	Temperatur, PA6
$T_{PA6,max}$	°C	Temperatur, PA6, maximal
T_R	°C	Raumtemperatur
T_S	°C	Simulation-Temperatur
$T_{S,max}$	°C	Simulation-Temperatur, maximal
T_T	°C	Thermokamera-Temperatur
$T_{T,max}$	°C	Thermokamera-Temperatur, maximal
T_{Te}	°C	Thermoelement-Temperatur
T_{TS}	Dgs	Thermokamera-Signal
T_U	°C	Umgebungstemperatur
T_V	°C	Verarbeitungstemperatur
$T_{V,max}$	°C	Verarbeitungstemperatur, maximal
$T_{V,min}$	°C	Verarbeitungstemperatur, minimal
T_z	°C	Zersetzungstemperatur
TGA		Thermogravimetrische Analyse
UV		Ultraviolett
Ü		Überfahrt
v	mm/s	Vorschubgeschwindigkeit

$v_{Gr,KS}$	mm/s	Kristallitschmelzbedingt max. Geschwindigkeit
$v_{Gr,F}$	mm/s	Fließbedingt max. Geschwindigkeit
$v_{Gr,Vh}$	mm/s	Verbundhaftungsbedingt max. Geschwindigkeit
$v_{Gr,zbf}$	mm/s	Zersetzungsblasenbedingt min. Geschwindigkeit
$v_{Gr,Z}$	mm/s	Zersetzungsbedingt min. Geschwindigkeit
$v_{Mo,korr}$	mm/s	Korrosionsbedingt min. Geschwindigkeit
$v_{Mo,korr,0,5mm}$	mm/s	Korrosionsbedingt min. Geschwindigkeit, $d_M = 0{,}5$ mm
$v_{Mo,korr,1,0mm}$	mm/s	Korrosionsbedingt min. Geschwindigkeit, $d_M = 1{,}0$ mm
$v_{Mo,korr,1,5mm}$	mm/s	Korrosionsbedingt min. Geschwindigkeit, $d_M = 1{,}5$ mm
$v_{Mo,korr,1000W}$	mm/s	Korrosionsbedingt min. Geschwindigkeit, $P_L = 1000$ W
$v_{Mo,korr,200W}$	mm/s	Korrosionsbedingt min. Geschwindigkeit, $P_L = 200$ W
$v_{Mo,korr,500W}$	mm/s	Korrosionsbedingt min. Geschwindigkeit, $P_L = 1000$ W
$v_{Mo,korr,5mm}$	mm/s	Korrosionsbedingt min. Geschwindigkeit, $d_L = 5$ mm
$v_{Mo,korr,6mm}$	mm/s	Korrosionsbedingt min. Geschwindigkeit, $d_L = 6$ mm
$v_{Mo,MS}$	mm/s	Metallschmelzbedingt min. Geschwindigkeit
$v_{Prüf}$	mm/s	Vorschubgeschwindigkeit, Zugprüfung
$v_{V,max}$	mm/s	Max. Verarbeitungsgeschwindigkeit ($\triangleq v_{Gr,Vh}$)
$v_{V,max,5mm}$	mm/s	Max. Verarbeitungsgeschwindigkeit, $d_L = 5$ mm
$v_{V,max,6mm}$	mm/s	Max. Verarbeitungsgeschwindigkeit, $d_L = 6$ mm
$v_{V,min}$	mm/s	Min. Verarbeitungsgeschwindigkeit ($\triangleq v_{Gr,zbf}$)
$v_{V,min,5mm}$	mm/s	Min. Verarbeitungsgeschwindigkeit, $d_L = 5$ mm
$v_{V,min,6mm}$	mm/s	Min. Verarbeitungsgeschwindigkeit, $d_L = 6$ mm
Vh		Verbundhaftung
W	mm	Auflagerstützweite
w_0	mm	Minimaler Laserstrahlradius
w_S	mm	Stempelweg
W_A	mN/m	Adhäsionsarbeit
x^p		Polarität
X - H		Protonendonatorgruppe
Y		Zielgröße
Y_a		Protonenakzeptorgruppe
zbf		zersetzungsblasenfrei
z_R	mm	Rayleigh-Länge

1 Einleitung

In einer von Globalisierung, Individualisierung, Bevölkerungswachstum und Urbanisierung geprägten Welt sind in den letzten Jahrzehnten sowohl der Mobilitätsbedarf als auch die Vielfalt an Mobilitätsformen stetig gestiegen. Die moderne Gesellschaft empfindet Mobilität als Ausdruck von individueller Freiheit, Selbstbestimmung, Wohlstand und Lifestyle. Zentraler Treiber des Megatrends Mobilität ist die Automobilität. Weltweit gibt es mehr als eine Milliarde Fahrzeuge, von denen die meisten durch fossile Brennstoffe angetrieben werden [1]. Die Massenmotorisierung führt jedoch vor allem in Großstädten zu Problemen wie hoher Stickoxid- und Feinstaubbelastung, Dauerstaus, Parkplatzmangel und Lärm [2]. Um in Zukunft eine umweltverträgliche und nachhaltige Automobilität zu erzielen, hat die Politik eine Reduktion der Treibhausgasemissionen im Verkehr um mindestens 60 Prozent gegenüber dem Stand von 1990 beschlossen [3]. Dies betrifft vor allem die Reduktion des Ausstoßes von Kohlendioxid (CO_2), das bei der Verbrennung fossiler Energieträger entsteht [4]. Bei der Verringerung der durch den Autoverkehr verursachten CO_2-Emissionen spielt das Fahrzeuggewicht eine entscheidende Rolle. Bei einer Betrachtung des Lebenszyklus eines Fahrzeugs inklusive Fertigung und Recycling entfallen ca. 85% der gesamten Treibhausgasemissionen auf die Nutzungsphase. Durch eine Verminderung des Fahrzeuggewichts um 100 kg werden 0,3 bis 0,5 l/100 km weniger Sprit verbraucht. Dies hat zur Folge, dass acht bis zwölf Gramm weniger CO_2/km freigesetzt werden [5]. Um das Fahrzeuggewicht signifikant zu verringern, ist ein ressourceneffizienter Leichtbau erforderlich, der sich durch den Einsatz der richtigen Werkstoffe an der richtigen Stelle in Kombination mit geeigneten Fertigungstechnologien auszeichnet [6]. In Bild 1a ist der Materialmix für Fahrzeuge der Vergangenheit, Gegenwart und Zukunft dargestellt. In den letzten Jahren wurden schwere Bauteile aus konventionellem Stahl immer mehr durch leichtere Bauteile aus hochfestem Stahl, Magnesium, Aluminium und Faserverbundkunststoffen (FVK) ersetzt [7]. Das dadurch eingesparte Gewicht wurde meist für zusätzliche Bauteile zur Verbesserung von Komfort, Sicherheit bzw. Fahrleistung genutzt. Für Elektrofahrzeuge sind Leichtbaulösungen von größter Bedeutung, da durch diese das hohe zusätzliche Gewicht der für die Elektrifizierung notwendigen Batterie ausgeglichen werden muss. Die Reduktion des Gesamtfahrzeuggewichts führt dabei zu einer Erhöhung der Reichweite bzw. bei gleich bleibender Reichweite zur Verminderung der Batteriegröße und damit zur Senkung von Kosten für den Energie-

speicher [5]. In Fahrzeugen der Zukunft wird der prozentuale Anteil an Leichtbauwerkstoffen weiter zunehmen (siehe Bild 1a). Die Studie „Chancen und Herausforderungen im ressourceneffizienten Leichtbau“ [6] zeigt jedoch, dass Experten aus Industrie und Forschung nicht ein spezielles Material als „Allheilmittel“ für die Zukunft sehen, sondern eine wirkortgerechte Kombination unterschiedlicher Materialien empfehlen [5]. Durch hybride Werkstoffverbunde, z. B. aus Kunststoffen und Metallen, können Synergien zweier Werkstoffe zur Verbesserung der Gesamteigenschaften genutzt werden. Sie bieten daher ein großes Leichtbaupotential, da die Werkstoffzusammensetzung des Bauteils gezielt an die lokalen und globalen Anforderungen angepasst werden kann [8]. Eine Multimaterialbauweise im Fahrzeugbau kann jedoch nur umgesetzt werden, wenn effiziente und prozesssichere Fügeverfahren zur Verfügung stehen, die den unterschiedlichen Materialeigenschaften der zu fügenden Bauteile gerecht werden [5]. Mehrere Studien [6, 9] zeigen, dass noch deutlicher Forschungsbedarf im Bereich der Fügetechniken für Mischverbindungen besteht. Hierbei wird ein besonders hoher Forschungsbedarf für das Kleben von Kunststoffen mit Metallen festgestellt (siehe Bild 1b).

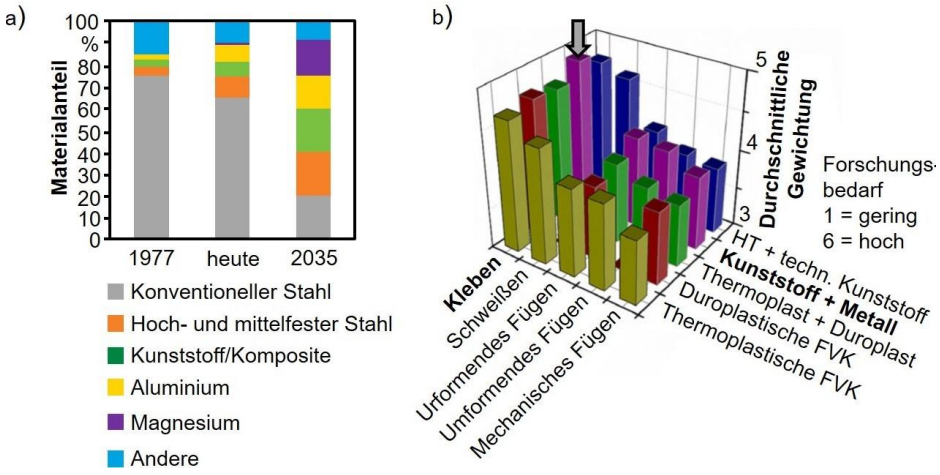


Bild 1: a) Materialzusammensetzung eines Pkw in der Vergangenheit, Gegenwart und Zukunft (nach [7]); b) Forschungsbedarf bei Werkstoffen und Werkstoffkombinationen, differenziert nach den entsprechenden Fügetechniken (gewichtet von 1 = kein Forschungsbedarf bis 6 = hoher Forschungsbedarf) [9]

2 Stand der Technik und Forschung

2.1 Werkstoffliche Grundlagen

2.1.1 Metalle

Metalle besitzen hohe Festigkeiten und Steifigkeiten [10]. Ihre Elastizitätsmoduln (E-Moduln) sind deutlich höher als die von Kunststoffen. Sie zeichnen sich auch durch eine hohe elektrische und thermische Leitfähigkeit aus [11]. Es wird zwischen Eisen- und Nichteisen-Metalle (NE-Metalle) unterschieden. Eisen-Metalle sind Stähle und Eisen-Gusswerkstoffe. Bei NE-Metallen gibt es Leicht- ($\rho_{LM} < 4{,}5$ g/cm³) und Schwermetalle ($\rho_{SM} > 4{,}5$ g/cm³) [12]. Für Leichtbauanwendungen kommen im Bereich der Metalle, vor allem Stähle in hoch- und höchstfesten Modifikationen sowie Leichtmetalle, wie z. B. Aluminium (Al), zum Einsatz.

Die Oberfläche von Metallen spielt für das Kleben eine bedeutetende Rolle, so dass diese im Folgenden beschrieben wird. Technische Oberflächen unterliegen fertigungsbedingten Einflüssen und sind keine idealen Oberflächen. Sie besitzen einen Schichtaufbau und können nach ihrer Morphologie, Topografie und Energie beurteilt werden [13]. Einen wesentlichen Einfluss auf die technische Oberfläche hat die Oberflächenbehandlung [14]. Diese lässt sich in die Bereiche Oberflächenvorbereitung (z. B. entfetten), Oberflächenvorbehandlung (u. a. chemische Vorbehandlung) und Oberflächennachbehandlung (z. B. Klimatisierung) unterteilen [15].

Ausgehend vom Grundwerkstoff wird für Metalloberflächen zwischen einer inneren und äußeren Grenzschicht unterschieden (siehe Bild 2a). Die innere Grenzschicht besitzt herstellungsbedingt spezifische, gegenüber dem Grundwerkstoff veränderte physikalische und/oder mechanische Eigenschaften und lässt sich in eine Verformungs- und Verfestigungszone unterteilen. Die äußere Grenzschicht weist häufig eine vom Grundwerkstoff abweichende Zusammensetzung auf. Sie beinhaltet sowohl die Oxid- und Adsorptionsschicht als auch anhaftende Verunreinigungen [12]. Die wenige Nanometer dicke Oxidschicht dient als Schutz der Metalloberfläche vor der Umgebung. Sie ist von größter technischer Bedeutung für die Korrosionsbeständigkeit der Metalle [14]. Die Oxidschicht reagiert mit Substanzen aus der Umgebung, wodurch eine Adsorptionsschicht, z. B. bestehend aus Wasser oder Gasen, gebildet wird. Zudem können sich auf der Oberfläche Verunreinigungen in Form fester (z. B. Staub) oder flüssiger (z. B. Öle) Substanzen befinden, die vor dem Auftrag des Klebstoffs durch

Reinigung entfernt werden sollten. Als eine der letzten Schichten auf der Metalloberfläche hat die Oxidschicht einen großen Einfluss auf die Ausbildung der Haftungskräfte in Klebungen [15].

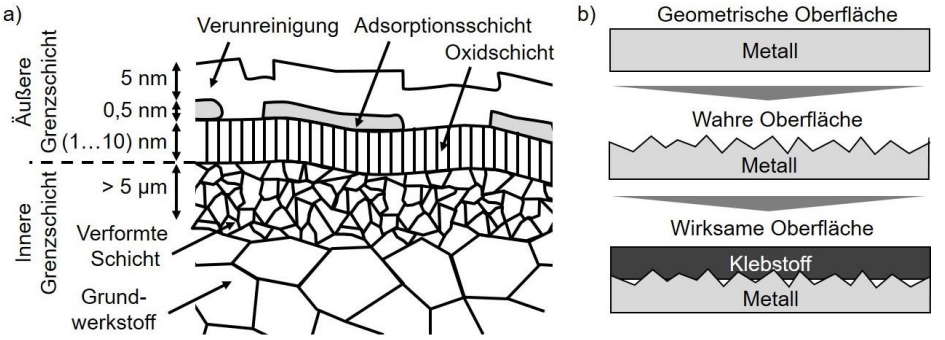


Bild 2: Schematische Darstellungen: a) Querschnitt einer Metalloberfläche (in Anlehnung an [12]); b) Unterschied zwischen geometrischer A_{geo}, wahrer Awahr und wirksamer Oberfläche A_{wirk} (in Anlehnung an [15])

Neben der mikroskopischen Oberflächenmorphologie hat die makroskopische Oberflächentopographie eine Einfluss auf das Kleben [15]. Die Topografie beschreibt die Oberfläche unter geomtrischen Gesichtspunkten [13]. Es wird zwischen geometrischer, wahrer und wirksamer Oberfläche unterschieden (siehe Bild 2b). Die geometrische Oberfläche A_{geo} ist eine ideale Oberfläche, die in der Praxis nicht zu erreichen ist, so dass in Realität stets die wahre Oberfläche vorzufinden ist. Die wahre Oberfläche enthält die geometrische Oberfläche und schließt die Oberflächenrauheit und die dadurch resultierende Oberflächenvergrößerung mit ein. Der Quotient aus wahrer Oberfläche A_{wahr} und geometrischer Oberfläche A_{geo} ergibt den Oberflächenvergrößerungsfaktor f_V (siehe Gleichung (1)) [15].

$$f_V = \frac{A_{wahr}}{A_{geo}} \qquad (1)$$

Bei herkömmlichen Methoden der mechanischen und chemischen Oberflächenvorbehandlung besitzt dieser Faktor Werte zwischen 1,2 und 1,6. Theoretisch ist die komplette wahre Oberfläche zur Ausbildung von Grenzschichtreaktionen fähig. Es kann jedoch sein, dass die wahre Oberfläche nicht vollständig durch den Klebstoff benetzt wird. Die benetzte Oberfläche wird daher als wirksame Oberfläche A_{wirk} bezeichnet. Die wahre Oberfläche ist größer als die wirksame Oberfläche und diese ist wiederum größer als die geometrische Oberfläche [15]. Die Oberflächentopografie kann durch 3D-Rauheitskenngrößen beschrieben werden. Ein häufig verwendeter Kennwert ist dabei der arithmetische Flächen-Mittenrauwert S_a.

2.1.2 Kunststoffe

Kunststoffe sind organische Werkstoffe, die aus Makromolekülen aufgebaut sind. Sie werden aufgrund ihrer sehr guten Modifizierbarkeit als „Werkstoffe nach Maß“ bezeichnet. Im Gegensatz zu Metallen haben Kunststoffe eine deutlich geringere Dichte von ca. 1 g/cm³ [8]. Kunststoffe lassen sich nach ihrer Molekülbeweglichkeit bei Raumtemperatur in die Kunststoffklassen Thermoplaste, thermoplastische Elastomere, vernetzte Elastomere und Duroplaste unterteilen. Die Makromoleküle von Duroplasten und vernetzten Elastomeren sind durch Hauptvalenzbindungen chemisch vernetzt, wodurch sie eine geringere Molekülbeweglichkeit aufweisen und nicht schmelzbar sind. Die höchste Molekülbeweglichkeit besitzen Thermoplaste und thermoplastische Elastomere. Die Orientierung ihrer Makromoleküle wird durch Nebenvalenzbindungen bestimmt. Durch die geringe Reichweite und die geringe Bindungsenergie der Nebenvalenzbindungen sind diese stark temperaturabhängig. Sie können durch Zufuhr von Energie gelöst werden, so dass diese Kunstoffe schmelzbar sind. Durch Abkühlung kann der Zusammenhalt der Moleküle wiederhergestellt werden [16].

Die Morphologie von Kunststoffen ist amorph oder teilkristallin. Die Moleküle von amorphen Kunststoffen sind ungeordnet. Ihr Erscheinungsbild ist glasklar. In Schmelze bzw. Lösung liegen Kunststoffe unabhängig von ihrer Struktur im Festzustand in amorpher Form vor. Kunststoffe mit kristallinen Strukturen weisen einen erhöhten molekularen Ordnungszustand auf. Der Kristallisationsgrad K beschreibt den kristallinen Anteil eines Kunststoffs. Je höher der Wert ist, umso steifer und fester, aber auch umso spröder ist der Kunststoff. Der Kristallinitätsgrad ist u. a. abhängig von der chemischen Struktur des Kunststoffs, dem Verarbeitungsprozess und einer eventuellen Wärmenachbehandlung [16].

Im Folgenden wird auf die Phasenumwandlungen von Thermoplasten bei charakteristischen Temperaturen eingegangen (siehe Bild 3). Die einzelnen Phasenübergänge finden nicht bei diskreten Temperaturen, sondern in Temperaturintervallen statt, da die Moleküle aufgrund ihres ungleichen Gewichts und ihres unterschiedlichen Grades der gegenseitigen Durchdringung nicht zur selben Zeit ihre volle Beweglichkeit erhalten [17]. Unterhalb der Glasübergangstemperatur T_G wird die Molekülbeweglichkeit von zwischenmolekularen Wechselwirkungen dominiert. Der Thermoplast zeigt ein energieelastisches Verhalten. Er ist hart und spröde. Beim Erreichen von T_G nimmt die Mikro-Brown´schen Molekülbewegung zu. Der Thermoplast zeigt ein entropieelastisches Verhalten und erweicht. Mit

zunehmender Temperatur nimmt der behindernde Einfluss der zwischenmolekularen Wechselwirkungen ab [18].

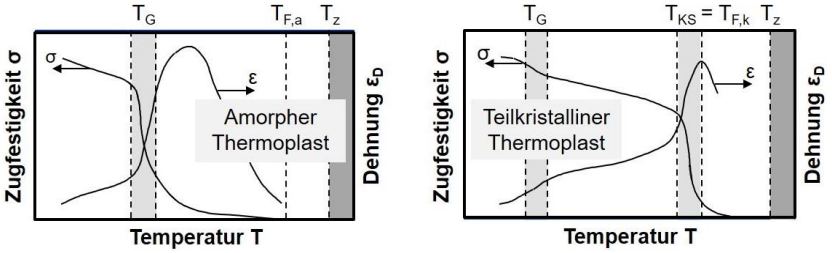


Bild 3: Qualitative Darstellung der temperaturabhängigen Zugfestigkeit σ bzw. Dehnung ε_D für amorphe und teilkristalline Thermoplaste sowie deren charakteristische Temperaturen (in Anlehnung an [19])

Mit Erreichung der Fließtemperatur T_F kommt es zu einer Makro-Brown´schen Beweglichkeit der Makromoleküle. Es lösen sich Verschlaufungen und die Molekülketten gleiten ab. Amorphe Strukturen liegen bei Überschreitung der Fließtemperatur $T_{F,a}$ im schmelzflüssigem Zustand vor. Die Fließtemperatur $T_{F,a}$ für amorphe Thermoplaste liegt typischerweise ca. 50 K über der Glasübergangstemperatur T_G. Um teilkristalline Thermoplaste vollständig aufzuschmelzen, muss die Kristallitschmelztemperatur T_{KS} überschritten werden [18]. Das Aufschmelzen der kristallinen Strukturen erfordert eine zusätzliche, latente Wärmeenergie (siehe Bild 4a).

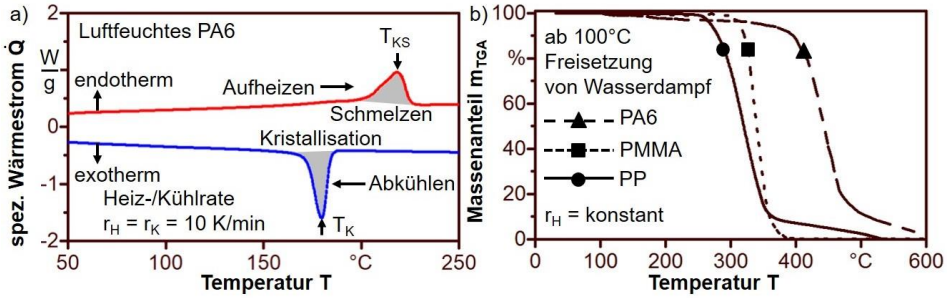


Bild 4: a) Ermittlung der Kristallitschmelz- T_{KS} und Rekristallisationstemperatur T_K für luftfeuchtes PA6 durch dynamische Differenzkalorimetrie (DSC) (eigene Messung); b) Temperaturabhängige Massenänderung bei thermogravimetrischen Analysen (TGA) in Luft für verschiedene Thermoplaste (PP; PMMA; PA6) (Werte aus [20])

Vereinfachend kann angenommen werden, dass für teilkristalline Thermoplaste die Fließtemperatur $T_{F,k}$ der Kristallitschmelzemperatur T_{KS} entspricht. Der Phasenübergang von fest zu schmelzflüssig ist umkehrbar [16]. Durch Abkühlung der Schmelze bilden sich bei Unterschreitung der Kristallisationstemperatur T_K in Abhängigkeit von der Abkühlgeschwindigkeit und -dauer neue kristalline Strukturen (siehe Bild 4a) [18]. Bei Über-

schreitung der Zersetzungstemperatur T_Z kommt es zu einem irreversiblen chemischen Umwandlungsprozess, bei dem gasförmige Zersetzungsprodukte entstehen [18]. Das Zersetzungsverhalten kann durch thermogravimetrische Analysen (TGA) bestimmt werden (siehe Bild 4b). Hierbei wird der Kunststoff mit einer konstanten Heizrate r_H (typischer Wert: 50 K/min) erhitzt und der temperaturabhängige Massenverlust detektiert. Das Zersetzungsverhalten ist abhängig von der Heizrate r_H. Höhere Heizraten führen zu höheren Zersetzungstemperaturen [21].

Kunststoffe befinden sich bei der Verarbeitung meist in einem fließfähigen Zustand. Das Maß für die Fließfähigkeit einer Kunststoffschmelze ist die Viskosität, die sich in Scherviskosität η und Dehnviskosität η_D unterteilen lässt [22]. Die Scherviskosität hat bei der Verarbeitung meist größere Bedeutung [16], weshalb sie nun näher erläutert und vereinfachend nur noch als Viskosität bezeichnet wird. Bei Newton´schen Flüssigkeiten fungiert die Viskosität als Proportionalitätsfaktor zwischen Scherspannung und Schergeschwindigkeit [22]. Bei niedrigen Scherraten, die z. B. beim Pressen vorherrschen, weisen Kunststoffe ein solches Verhalten auf. Die Viskosität ist dabei unabhängig von der Schergeschwindigkeit und wird als Nullviskosität η_0 bezeichnet (siehe Bild 5a) [16].

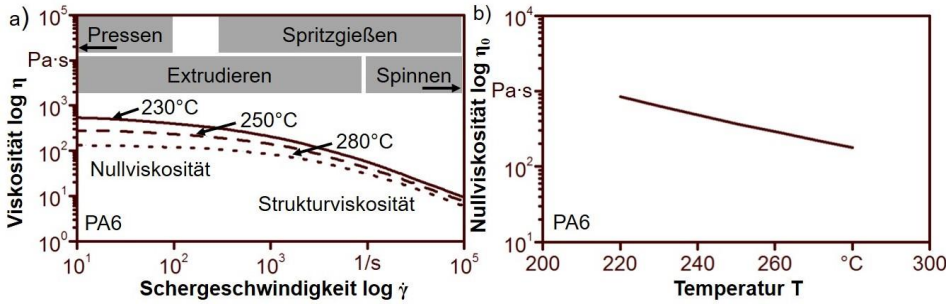


Bild 5: a) Fließkurve einer PA6-Kunststoffschmelze in Abhängigkeit von der Schergeschwindigkeit (Werte aus [23]) sowie typische Schergeschwindigkeiten für Prozesse in der Kunststoffverarbeitung (in Anlehnung an [16]); b) Nullviskosität η_0 einer PA6-Kunststoffschmelze in Abhängigkeit von der Temperatur T (Werte aus [23])

Bei mittleren und hohen Schergeschwindigkeiten, die u. a. beim Spritzgießen auftreten, verhalten sich Kunststoffe strukturviskos. Dies bedeutet, dass die Viskosität der Kunststoffschmelze mit zunehmender Schergeschwindigkeit sinkt [22]. Die Fließfähigkeit von Kunststoffen wird vor allem durch die mechanische Scherbeanspruchung, die Verarbeitungstemperatur (siehe Bild 5b), den vorherrschenden Druck und die molekulare Struktur des Kunststoffs beeinflusst [22]. In Tabelle 1 sind Nullviskositäten η_0 für verschiedene Thermoplaste bei angegebener Verarbeitungstem-

peratur T_V gegenübergestellt. Kunststoffe mit hohen Molekulargewichten weisen generell eine geringere Fließfähigkeit auf. PMMA besitzt beispielsweise ein höheres Molekulargewicht als PP bzw. PA und somit auch eine höhere Nullviskosität (siehe Tabelle 1) [24].

Tabelle 1: Nullviskositäten η_0 bei angegebenen Verarbeitungstemperaturen T_V sowie mittlere Molmassen m_M für verschiedene Thermoplaste

Bezeichnung	**PMMA**	**PP**	**PA PACM12**	**PA6**
Nullviskosität η_0 [Pa·s]	50000 T_V = 200 °C [21]	3000 T_V = 220 °C [21]	1000 T_V = 300 °C [25]	240 - 1200 T_V = 250 °C [23]
mittlere Molmasse m_M [g/mol]	100.000 - 7.500.000 [26]	200.000 - 600.000 [16]	k. A.	11.000 - 45.000 [26]

Sowohl bei der Verarbeitung als auch im Gebrauch spielen thermische Werkstoffeigenschaften eine große Rolle. Sie werden durch die spezifische (isobaren) Wärmekapazität c_p und die Wärmeleitfähigkeit λ_W beschrieben. Die spezifische Wärmekapazität gibt Auskunft über das Verhältnis zwischen zugeführter Energie und der damit bewirkten Temperaturerhöhung. Die messtechnische Ermittlung der spezifischen Wärmekapazität einer Kunststoffprobe erfolgt über die dynamische Differenzkalorimetrie (DSC; in dieser Arbeit: Hersteller: Mettler Toledo; Typ: DSC822^e; siehe Bild 4a) [16]. Typische Heizraten r_H sind 10 K/min bzw. 20 K/min [27]. Im technisch interessanten Temperaturbereich für Kunststoffe ist die spezifische Wärmekapazität temperaturabhängig (siehe Bild 6a) [16]. Typische Werte für die spezifische Wärmekapazität von Kunststoffen bei Raumtemperatur liegen zwischen 1000 und 2000 J/(kg·K) [27].

Ein Maß für die Fähigkeit eines Werkstoffs Wärme zu transportieren, ist die Wärmeleitfähigkeit λ_W. Kunststoffe haben im Vergleich zu Metallen eine geringere Wärmeleitfähigkeit (siehe Bild 6b). Im technisch interessanten Temperaturbereich für Kunststoffe besteht für die Wärmeleitfähigkeit nur eine geringe Temperaturabhängigkeit [16]. Die Temperaturleitfähigkeit a gibt Aufschluss über den Wärmetransport in Aufheiz- und Abkühlvorgängen. Sie wird aus dem Quotienten aus Wärmeleitfähigkeit λ_W und der spezifischen Wärmekapazität c_p mal der Dichte ρ berechnet (siehe Gleichung (2)) [16].

$$a = \frac{\lambda_w}{\rho \cdot c_p} \qquad (2)$$

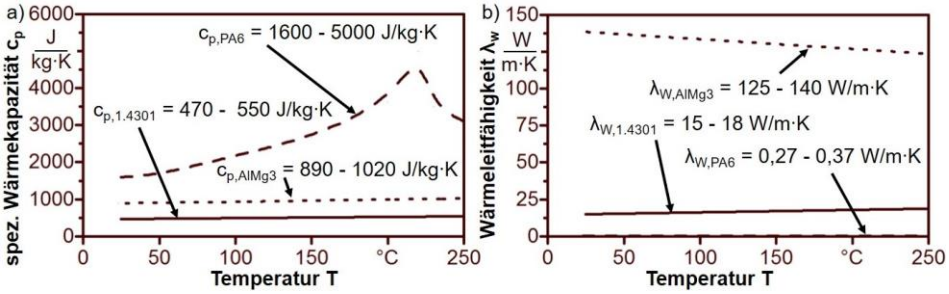


Bild 6: Temperaturabhängige Werkstoffkennwerte für verschiedene Thermoplaste und Metalle: a) Spezifische Wärmekapazität c_p (PA6 [eigene DSC-Messung]; $AlMg_3$ [28]; 1.4301 [29]); b) Wärmeleitfähigkeit λ_W (PA6 [16, 30, 31]; AlMg3 [28]; 1.4301 [29])

Sowohl bei der Herstellung als auch beim Gebrauch von Kunststoffteilen spielt die thermische Ausdehnung bzw. Schwindung eine große Rolle. Je nach Kunststoff ist die Ausdehnung der Schmelze zwei- bis viermal so groß wie im Festkörper [16]. Dieses Materialverhalten kann mit dem linearen, thermischen Ausdehnungskoeffizienten α als Maß für die Längenänderung in Abhängigkeit von der Temperatur beschrieben werden. Kunststoffe haben einen circa 10-fach höheren thermischen Ausdehnungskoeffizienten als Metalle (siehe Bild 7a) [32].

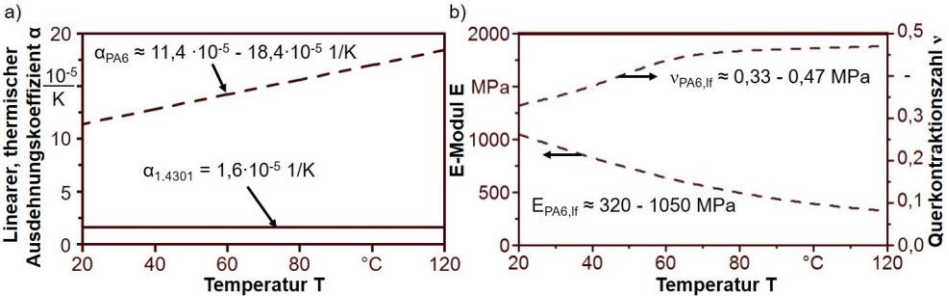


Bild 7: Temperaturabhängige Kennwerte: a) Linearer, thermischer Ausdehnungskoeffizient α (PA6 [16]; 1.4301 [33]; b) E-Modul E und Querkontraktionszahl ν (PA6 [31])

Beim Kleben muss das Ausdehnungsverhalten der Werkstoffe berücksichtigt werden. Durch Temperaturänderung ΔT wird im Klebstoff eine zusätzlich Wärmespannung σ_W (siehe Gleichung (3)) induziert, deren Höhe durch den linearen, thermischen Ausdehnungskoeffizienten des Klebstoffs α_K und des Metalls α_M sowie durch den E-Modul E_K und die Querkontraktionszahl ν_K des Klebstoffs (siehe Bild 7b) bestimmt wird [15].

$$\sigma_W = \frac{E_K \cdot \Delta T \cdot (\alpha_K - \alpha_M)}{1 - \upsilon_K} \qquad (3)$$

2.2 Klebtechnische Grundlagen

2.2.1 Abgrenzung des Klebens von anderen Fügeverfahren

Die Fertigungsverfahren nach DIN EN 8580 lassen sich in die Hauptgruppen „Urformen“, „Umformen“, „Trennen“, „Fügen“, „Beschichten“ und „Stoffeigenschaften ändern“ untergliedern [34]. „Fügen ist das auf Dauer angelegte Verbinden oder sonstige Zusammenbringen von zwei oder mehr Werkstücken geometrisch bestimmter Form oder von ebensolchen Werkstücken mit formlosem Stoff. Dabei wird jeweils der Zusammenhalt örtlich geschaffen und im Ganzen vermehrt [35].“ Die Verbindungen entstehen durch Kraft-, Form- oder Stoffschluss [36]. Die Hauptgruppe „Fügen“ wird in die Gruppen „Zusammensetzen“, „Füllen“, „An- und Einpressen“, „Kleben“, „Schweißen“, „Löten“, „Urformen“ und „Umformen“ unterteilt [35].

Kunststoff-Metall-Verbunde können durch Anspritzen von Kunststoff an Metall im Spritzgießprozess („In-Mould Assembly“, IMA) oder durch nachgelagerte Fügeprozesse („Post-Mould Assembly“, PMA) realisiert werden [37]. Durch IMA werden nacharbeitsfreie Verbunde in einem Arbeitsschritt bei sehr kurzer Zykluszeit realisiert, weshalb es vor allem in der Großserienproduktion eingesetzt wird. Thermische Fügeverfahren wie das Schweißen und Löten werden für die Erzeugung artgleicher Fügeverbindungen verwendet. Für das Fügen artungleicher Werkstoffe finden PMA-Prozesse, wie das mechanische Fügen und das Kleben, Anwendung [8]. Das mechanische Fügen umfasst dabei nichtlösbare Verbindungstypen, wie z. B. das Nieten, aus der Untergruppe „Fügen durch Umformen“ und lösbare Verbindungstypen aus der Untergruppe „Schrauben“ [38]. Gemäß DIN 8593 ist Kleben ein unlösbares Fertigungsverfahren, durch das zwei Fügeteile mittels eines Klebstoffs flächig verbunden werden [39]. Anders als bei kraft- und formschlüssigen Verfahren, bei denen eine definierte Formgebung der Fügeteile als Grundlage für die Verbindung dient, bildet sich beim Kleben eine stoffschlüssige Fügeverbindung aus. Die Bindungsursachen stoffschlüssiger Verfahren liegen im atomaren und/oder molekularen Bereich [15]. Für das Kleben wird ein nichtmetallischer Stoff - der Klebstoff - verwendet, der Fügeteile durch Bindungskräfte vereint [40]. PMA-Prozesse haben eine höhere Anzahl an Fertigungsschritten und Einzelteilen [8]. Daraus ergeben sich Nachteile, wie lange Prozesszeiten durch Reinigung, Klebstoffauftrag und dessen Aushärtung sowie zusätzliches Gewicht durch Verbindungselemente (z. B. Schrauben) [41]. PMA-Prozesse zeichnen sich jedoch auch durch eine größere Bauteilgestaltungsfreiheit, eine höhere Funktionsintegration und eine bessere Entformbarkeit aus [42].

2.2.2 Bindungskräfte

Das Kleben nutzt das Prinzip der Adhäsion, um Werkstoffe mittels eines Klebstoffs zu fügen. Der Begriff Adhäsion wird im Duden [43] als „das Aneinanderhaften zweier Stoffe oder Körper“ beschrieben. Adhäsion tritt sowohl zwischen festen Körpern als auch zwischen festen Körpern und Flüssigkeiten auf. Die Ursache für Adhäsion basiert auf dem Wirken von Wechselwirkungskräften, deren Reichweite von 0,1 bis 0,5 nm beschränkt ist. Die Oberflächen in der Grenzschicht müssen sich daher sehr nahe kommen, damit Adhäsion auftritt [15]. Die zu klebenden Körper werden als Fügeteile und die hergestellte Verbindung wird als Klebung bezeichnet. Zur Erzeugung der Klebung wird ein Klebstoff auf die Klebflächen aufgebracht, der dort chemisch oder physikalisch abbindet und eine Klebschicht zwischen den beiden Fügeteilen bildet. Für das Trennen der beiden Körper (fest - fest oder flüssig - fest) muss eine mechanische Kraft aufgewendet werden, die mindestens der Adhäsionskraft entspricht. Durch die Trennung verschwindet die Grenzfläche und es entstehen zwei „neue“ Oberflächen [44]. In einer Klebung wirken Adhäsions- und Kohäsionskräfte. Adhäsionskräfte sind Haftungskräfte, die in der Grenzschicht zwischen der Klebschicht und dem Fügeteil vorkommen. Kohäsionskräfte wirken innerhalb eines Stoffes und sind für den inneren Zusammenhalt der Klebschicht bzw. des Fügeteils verantwortlich. Die Ursachen für den Zusammenhalt zwischen zwei Stoffen bzw. innerhalb eines Stoffes können auf Haupt- und Nebenvalenzbindungen zurückgeführt werden [15].

Durch Hauptvalenzbindungen werden Atome oder Ionen chemisch miteinander verbunden. Es wird zwischen kovalenten Bindungen und Metall- bzw. Ionenbindung unterschieden. Die Bindungsenergien von chemischen Bindungen sind sehr hoch. Sie haben im Vergleich zu Nebenvalenzbindungen jedoch nur eine geringe Reichweite von 0,1 bis 0,2 nm [45].

Nebenvalenzbindungen, die auch als physikalische Bindungen bezeichnet werden, beruhen auf den Anziehungs- und Abstoßungskräften zwischen valenzmäßig ungesättigten Molekülen und haben eine Reichweite von 0,3 bis 0,5 nm. Die Anziehungskräfte werden auch als van-der-Waals-Kräfte bezeichnet und vor allem durch Dipol-Dipol-Kräfte, Induktionskräfte und Dispersionskräfte hervorgerufen. Zwischenmolekulare Wechselwirkungen haben in der Regel geringere Bindungsenergien als chemische Wechselwirkungen, jedoch können sie zwischen artfremden Stoffen unabhängig von ihrer chemischen Kompatibilität wirksam werden [15].

Wasserstoffbrückenbindungen stehen vom bindungsenergetischen Standpunkt zwischen den physikalischen und chemischen Bindungen. Eine

Wasserstoffbrücke bildet sich zwischen einem partiell positiv geladenen Wasserstoffatom (H), das sich zwischen zwei stark elektronegativen Atomen, wie z. B. Sauerstoff (O) oder Stickstoff, (N) befindet und eben solchen elektronegativen Atomen, wie z. B. O und N. Bei Wasserstoffbrückenbindungen (X-H···Y_a) wird von einer Donator-Akzeptor-Bindung aus einer Protonendonatorgruppe X-H und einer Protonenakzeptorgruppe Y_a ausgegangen [45]. Der Unterschied zwischen einer chemischen Bindung und einer Donator-Akzeptor-Bindung besteht darin, dass das Bindungselektronenpaar bei einer chemischen Bindung durch je ein Elektron von beiden Partnern gebildet wird, wohingegen bei einer Donator-Akzeptor-Bindung ein Atom bzw. Molekül als Donator fungiert und ein Bindungselektronenpaar zur Verfügung stellt [15]. Die Anziehungskraft zwischen Wasserstoffatom und Akzeptoratom ist eine elektrostatische Dipol-Dipol-Wechselwirkung [46]. Das kleine Wasserstoffatom ermöglicht eine besonders gute Annäherung der Dipole, so dass relativ hohe Bindungsenergien resultieren. Beispielsweise können sich zwischen einer oxidierten Metalloberfläche und einem geeigneten Kunststoff Wasserstoffbrücken bilden (Me = O···HO-Re, mit Me = Metall, OH = Hydroxylgruppe, Re = Rest Kunststoff) [15].

2.2.3 Adhäsionstheorien

Obwohl zahlreiche Untersuchungen zur Ermittlung von Gesetzmäßigkeiten für die Haftung von Klebschichten an Fügeflächen durchgeführt wurden, ist die genaue Ursache der Adhäsion bis heute nicht geklärt. Es existieren einzelne Adhäsionstheorien, die bisher aufgrund der Komplexität aller zusammenwirkenden Faktoren nicht in eine universelle Adhäsionstheorie zusammengefasst werden konnten [15]. In Bild 8 ist ein Überblick der existierenden Adhäsionstheorien dargestellt. Es wird zwischen mechanischer und spezifischer Adhäsion unterschieden. Die spezifische Adhäsion wird in der thermodynamische Adhäsions-, Polarisations-, elektrostatische Adhäsion-, Diffusions- und Chemisorptionstheorie beschrieben.

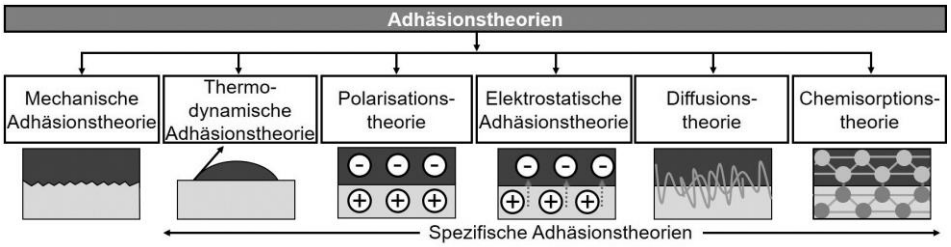


Bild 8: Einteilung der bestehenden Adhäsionstheorien sowie schematische Darstellung der zugrundeliegenden Wirkmechanismen

Die mechanische Adhäsion beruht auf der formschlüssigen Verklammerung des Klebstoffs mit der Fügeteiloberfläche. Durch diese Theorie kann aber z. B. das Verkleben von Glas oder poliertem Metall nicht erklärt werden. Sie hat somit nur für bestimmte Werkstoffe bzw. Oberflächenzustände Gültigkeit. Allgemein wird jedoch davon ausgegangen, dass die Vergrößerung der wirksamen Oberfläche (siehe Bild 2b) zu einer stärkeren Klebfestigkeit führt [45].

Die thermodynamische Adhäsionstheorie stellt einen Zusammenhang zwischen der energetischen Beschaffenheit einer Oberfläche und der an ihr erzielbaren Haftung her. Damit Haftung entsteht, müssen Fügeteil und Klebstoff so nahe zueinander gebracht werden, dass Bindungskräfte wirksam werden können. Die Benetzung der festen Fügeteiloberfläche mit dem flüssigen Klebstoff spielt dabei eine zentrale Rolle. Sie wird durch die Wechselwirkung der Oberflächenspannung des festen Fügeteils γ_s und der Oberflächenspannung der Flüssigkeit γ_l, der Grenzflächenspannung γ_{sl} zwischen den Stoffen sowie durch die Atmosphäre beeinflusst. Für die Analyse der Benetzung eignet sich die Kontaktwinkelmessung. Hierbei wird ein Tropfen einer Testflüssigkeit auf die Oberfläche aufgebracht und der Winkel (theoretische, vollständige Benetzung: $\theta = 0°$; vollständige Nichtbenetzung: $\theta = 180°$), den die an die Tropfenoberfläche geneigte Tangente mit der Festkörperoberfläche bildet, gemessen [15]. Der Zusammenhang zwischen den Oberflächenspannungen des festen Fügeteils γ_s, der Flüssigkeit γ_l, der Grenzflächenspannung γ_{sl} und dem Benetzungswinkel θ wird durch die Young´sche Gleichung (siehe Gleichung (4)) beschrieben [46]. Da die Grenzflächenspannung γ_{sl} im Vergleich zu den Oberflächenspannungen des Festkörpers γ_s und der Flüssgkeit γ_l sehr klein ist, kann sie vernachlässigt werden. Es gilt folgende empirische Regel: Je geringer die Oberflächenspannung γ_l der benetzenden Flüssigkeit bzw. je höher die Oberflächenspannung γ_s der zu benetzenden Festkörperoberfläche ist, desto besser wird die Oberfläche durch die Flüssigkeit benetzt [47]. Die Oberflächenspannung kann zudem in disperse γ^d und polare Anteile γ^p unterteilt werden [48]. Das Aufsummieren der Anteile liefert die Oberflächenspannung des Festkörpers. Die Polarität x^p eines Stoffes lässt sich durch den Quotienten aus dem polaren Anteil der Oberflächenspannung γ^p und der gesamten Oberflächenspannung γ veranschaulichen [21]. Basierend auf den Arbeiten von Young [49] leitete Dupré [50] den Zusammenhang zwischen den Größen der Young´schen Gleichung (siehe Gleichung (4)) und der Adhäsionsarbeit W_A her (siehe Gleichung (5)). Die Adhäsionsarbeit W_A beschreibt dabei die Arbeit, die notwendig ist, um zwei in Kontakt befindliche Körper auf reversiblem Weg zu trennen. Je höher die Adhäsionsarbeit W_A ist, desto

höher ist die Haftung zwischen Flüssigkeit und Werkstückoberfläche [15]. Die Adhäsionsarbeit W_A wird durch Erhöhung der Oberflächenspannung beider Komponenten gesteigert und ist am höchsten, wenn die Oberflächenspannungen beider Komponenten gleich hoch sind [51].

$$\gamma_{sl} = \gamma_s - \gamma_l \cdot \cos(\theta) \quad (4)$$

$$W_A = \gamma_l + \gamma_s - \gamma_{sl} = \gamma_l \cdot (1 + \cos(\theta)) \quad (5)$$

Tabelle 2: Oberflächenspannung γ_s, disperse γ^d und polare Anteile γ^p und Polarität x^p verschiedener Werkstoffe

Feststoff	γ_s [mN/m]	γ^d [mN/m]	γ^p [mN/m]	x^p
PP [21]	30,1	30,1	0	0
PMMA [21]	41,1	29,6	11,5	0,28
PA [21]	47,5	36,8	10,7	0,23
Edelstahl [52]	52,5	42,8	9,7	0,18

Die Polarisationstheorie nach de Bruyne [53] beruht auf der Annahme, dass sich Adhäsion aufgrund von Dipolwechselwirkungen zwischen den polaren Molekülgruppen des Klebstoffs und den Fügeteiloberflächen ausbildet. Es wird angenommen, dass die Adhäsion zwischen den Werkstoffen mit zunehmender Anzahl an polaren Gruppen in der Grenzschicht steigt. Die Dipolkräfte fallen jedoch mit zunehmender Temperatur stark ab, da mit steigender Temperatur die Makro-Brown´sche Bewegung der Moleküle der Orientierungstendenz entgegenwirkt [15]. Die Gültigkeit der Polarisationstheorie für adhäsive Phänomene ist unstrittig. Es kann davon ausgegangen werden, dass Dipolwechselwirkungen an allen adhäsiven Prozessen im Bereich der spezifischen Adhäsion beteiligt sind [46]. Die Polarisationstheorie unterliegt jedoch Einschränkungen. Einerseits können die Adhäsionskräfte, die auch an unpolaren Substanzen vorhanden sind, durch die Polarisationstheorie nicht beschrieben werden und anderseits reichen in einigen Fällen die Bindungsenergien der zwischenmolekularen Anziehungskräften zur Deutung sehr starker Adhäsion nicht aus [15]. Zudem muss bedacht werden, dass die für physikalische Adsorption verantwortlichen Bindungen durch Ersatzadsorption gelöst werden können, wenn in das System Stoffe höherer Polarität eindringen, die sich selber an den Platz der polaren Gruppe des Klebstoffs setzen. Zu diesen hochpolaren Gruppen zählt insbesondere Wasser, das wegen seiner geringen Moleküldimensionen und seiner extremen Polarität in alle Kunststoffe in bestimmten Mengen eindringen kann. Wasser kann Klebungen auf Basis physikalischer Bindungen merklich beeinträchtigen oder sogar zerstören [46].

Die elektrostatische Adhäsionstheorie nach Derjagin [54] beruht darauf, dass eine thermo-dynamische Potentialdifferenz bei der Berührung von zwei Körpern besteht und nach dem Kontakt eine Ladungsträgerdiffusion stattfindet. Dabei bildet sich eine elektrische Doppelschicht in der Grenzfläche [45], die von der Anwesenheit von Ladungsträgern wie Ionen, Elektronen oder Dipolen abhängig ist. Durch die unterschiedlichen Ladungen in der Grenzschicht kommt es zu elektrischen Anziehungskräften, die zur Haftung zwischen den beiden Körpern beiträgt [19]. Die elektrische Doppelschicht in der Grenzfläche ist umso größer, je unähnlicher sich Fügeteil und Klebstoff sind. Dies ist beispielsweise bei Kunststoff-Metall-Verbunden der Fall [55]. Eine quantitative Aussage über den Anteil der elektrischen Doppelschicht an der Gesamtfestigkeit ist bisher nicht nachgewiesen [15]. Es wird daher davon ausgegangen, dass die Doppelschicht vorhanden ist, aber in den meisten Fällen die Adhäsion nicht dominiert [46].

Die Diffusionstheorie nach Voyutskii [56] beschreibt die diffusionsbedingte Ausbildung von Adhäsionskräften zwischen Makromolekülen der Klebschicht und einem Kunststofffügeteil durch Mikro-Brown´sche Molekülbewegungen. Voraussetzung für eine diffusionsbedingte Haftung ist die Affinität der Partner zueinander und die Bewegungsmöglichkeit der Moleküle [15]. Für Metallklebungen ist die Diffusionstheorie ungeeignet [45].

Bei der Chemisorptionstheorie wird von der Ausbildung von Hauptvalenzbindungen zwischen Fügeteil und Klebstoff ausgegangen, die im Vergleich zu den Nebenvalenzbindungen deutlich höhere Bindungsenergie aufweisen [15]. Lewis und Forrestal zeigten, dass die Haftung zwischen Metall und dem unpolaren, prinzipiell schlecht haftenden PP, durch Aufpropfen chemisch reaktiver Gruppen deutlich verbessert werden kann. Dies wurde durch chemische Bindungen in der Grenzfläche zwischen Metall bzw. Oxiden und dem modifizierten PP begründet [57]. Brockmann ermittelte den Zusammenhang zwischen den Sorptionsigenschaften niedermolekularer Phenolharze [58] bzw. Epoxidharze [59] an Metalloberflächen und den resultierenden Verbundeigenschaften. Er zeigte, dass bei der makroskopischen Trennung der metallischen Fügeteile vom ausgehärteten Klebstoff kein Adhäsionsbruch auftritt, sondern eine dünne Klebstoffschicht unlösbar an der Metalloberfläche haften bleibt. Als Grund nannte er sich ausbildende chemische Bindungen zwischen den chemisch reagierenden Klebstoffen und den metallischen Fügeteilen. Im Gegensatz zu Klebungen auf Basis physikalischer Bindungen werden Klebungen auf Basis chemischer Bindungen durch das Vorhandensein von Wasser wenig bis gar nicht beeinflusst [46].

2.2.4 Zerstörende Prüfung und Brucharten von Klebungen

Für die zerstörende Prüfung von Klebungen wird fast immer ein Zugscherversuch durchgeführt. Die im Überlappstoß verklebten Fügeteile werden mit gleichmäßiger Geschwindigkeit bis zum Bruch auseinandergezogen. Die maximal gemessene Kraft F_{max} dividiert durch die Klebfläche A_K ergibt die Klebfestigkeit bzw. Zugscherfestigkeit τ (siehe Gleichung (6)) [19]

$$\tau = \frac{F_{max}}{A_K} \tag{6}$$

Die Brucharten von Klebungen lassen sich in Adhäsion-, Kohäsions- und Fügeteilbrüche unterteilen [60]. Ein reiner Adhäsionsbruch zwischen Klebstoff und Fügeteil liegt vor, wenn weder auf dem Fügeteil Klebstoffreste noch an dem Klebstoff Fügeteilreste existieren. Untersuchungen haben gezeigt, dass eine exakte Trennung zwischen den Atom- bzw. Moleküllagen des Klebstoffs und der Fügeteiloberfläche unwahrscheinlich ist. In der Realität kommt der reine Adhäsionsbruch selten vor, da sich häufig noch minimale Klebstoffreste an der Fügeteiloberfläche nachweisen lassen [58]. Die dünne Schicht, an deren Grenzfläche kohäsives Versagen auftritt, wird als „weak boundary layer“ bezeichnet. Für das kohäsive Versagen können Gaseinschlüsse im Grenzschichtbereich sowie Unterschiede in der molekularen Struktur des Klebstoffs im Grenzschichtbereich und der restlichen Klebschicht verantwortlich sein. Eine weitere Versagensursache ist das Vorhandensein von chemisorptiven Bindungen im Grenzschichtbereich zwischen Klebfläche und Klebstoff, welche die Vernetzungsfähigkeit zu den nachfolgenden Molekülen in die Klebeschicht beeinflussen. Des Weiteren werden auch grenzschichtnahe Inhomogenitäten im Klebstoff, bedingt durch chemische Reaktionen mit den Oxid- und/oder Hydroxidschichten der Metalloberfläche, als Versagensursache angegeben. In der Praxis wird auch der Begriff makroskopischer Adhäsionsbruch für eine bei einer visuellen Prüfung frei von Klebstoff befindliche Fügeteiloberfläche benutzt [46]. Im Gegensatz zum Adhäsionsbruch ist beim Kohäsionsbruch die Verbindung zwischen der Klebeschicht und den beiden Fügeteilen weiterhin intakt. Das Versagen erfolgt in der Klebstoffschicht und ist abhängig von der Festigkeit des Klebstoffs [15].

2.2.5 Kleben von Kunststoffen, Metallen und Mischverbindungen

Klebstoffe werden nach ihrem Abbindemechanismus unterteilt. Es wird nach dem Molekülzustand zu Beginn des Klebens und der Anzahl der Reaktionskomponenten unterschieden. Chemisch reagierende Klebstoffe bestehen aus reaktionsbereiten Monomeren. Meist bilden zwei gemischte Reaktionspartner die Klebschicht (2K – Reaktionsklebstoffe) oder eine Komponente findet den zweiten Reaktionspartner, z. B. Wasser, in der Klebfuge (1K - Reaktionsklebstoffe). Das chemische Abbinden ist zeit- und/oder temperaturabhängig und erfolgt mit/ohne Anwendung von Druck. Physikalisch abbindende Klebstoffe bestehen aus einer Komponente (1K - Klebstoff) und lassen sich mit Hilfe von Lösungsmitteln (Lösungsmittelklebstoff) oder erhöhter Temperatur (Schmelzklebstoff) verarbeiten. In der Klebfuge erfolgt keine chemische Reaktion [15].

Schmelzklebstoffe sind Thermoplaste [15]. Die Festigkeit von Schmelzklebungen wird durch adhäsive Bindungskräfte zwischen Klebstoff und Oberfläche sowie durch die kohäsive Klebstofffestigkeit bestimmt [19]. Ein typischer Schmelzklebstoff ist Polyamid. Bei der Klebstoffauswahl müssen stets die Temperaturanforderungen des Anwendungsfalles berücksichtigt werden, da sich Schmelzklebstoffe bei erhöhter Temperatur verformen [15].

Für das Kleben von Metallen können kalt- und warmhärtende chemisch reagierende bzw. physikalisch abbindende Klebstoffe verwendet werden. Die Oberflächenenergie des zu fügenden Metalls ist im Vergleich zum Klebstoff meist sehr groß, so dass es zu einer guten Benetzung des Fügeteils kommt. Die Qualität der Klebung metallischer Werkstoffe wird vor allem von der Oberflächenbehandlung der Fügeteile bestimmt [15].

Das Kleben von Kunststoffen ist meist schwierig. Sowohl die Kunststofffügeteile als auch der Klebstoff haben niederenergetische Oberflächen. Dies erschwert die Benetzung. Zudem müssen sich Haftungskräfte zwischen Kunststoff und Klebstoff ausbilden. Die Ausbildung dieser Kräfte wird vom chemischen Aufbau des Klebstoffs und des zu verklebenden Kunststoffs bestimmt [15]. Die Klebbarkeit eines Kunststoffs ist abhängig von dessen Polarität und Löslichkeit [61]. Für das Kleben von Kunststoffen werden sowohl Reaktions- als auch Lösungsmittelklebstoffe verwendet. Es wird zwischen Adhäsions- und Diffusionsklebung unterschieden. Bei der Adhäsionsklebung kommt es zu einer zwischenmolekularen Wechselwirkung zwischen Kunststoffoberfläche und Klebstoff. Die Diffusionsklebung basiert auf der Diffusion von Makromolekülen zwischen Kunststoff und Klebstoff durch den Einsatz von Lösungsmitteln [15].

Für das Kleben von Kunststoffen mit Metallen werden vor allem Reaktionsklebstoffe verwendet. Klebstoffsysteme für die Diffusionsklebung sind auf Grund der Undurchlässigkeit von Metallen gegenüber Lösungsmitteln ungeeignet. Die Auswahl der Reaktionsklebstoffe ist durch die begrenzte Wärmebeständigkeit der Kunststoffe auf kalt- oder nur mäßig warmhärtende beschränkt. Zudem müssen für das Kleben von Kunststoffen mit Metallen weitere werkstoff- und verfahrensspezifische Faktoren berücksichtigt werden. Die Fügeteilfestigkeit von Kunststoffen liegt im Allgemeinen um eine Zehnerpotenz niedriger als bei Metallen, wohingegen für Kunststofffügeteile und Klebschicht von ähnlichen Festigkeitswerten ausgegangen werden kann. Zudem besitzen Kunststoffe und Metalle unterschiedliche Deformationsverhalten unter Last und Temperatureinfluss, was die Festigkeitseigenschaften von Klebungen weiter erniedrigen kann. Bei Metall-Metall-Klebung liegt eine inhomogene, aber symmetrische Spannungsverteilung im Zugscherversuch vor. Es kommt zu einem kohäsiven Versagen in der Klebschicht. Bei Kunststoff-Metall-Klebung bildet sich durch die unterschiedlichen Deformationseigenschaften von Kunststoff und Metall ($E_K << E_M$) ein mehrachsiger Spannungszustand. Dadurch treten häufig Fügeteilbrüche im Kunststoffteil im Anschluss an den Überlappungsbereich auf [15]. Bedingt durch das Bruchverhalten des Kunststoffs hat der „klassische“ Zugscherversuch zur Bestimmung der Klebfestigkeit für Kunststoff-Metall-Verbunde nur eine eingeschränkte Aussagekraft [62].

2.3 Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen

2.3.1 Schmelzkleben mit Klebstoff

Der Verfahrensablauf beim Schmelzkleben mit Klebstoff lässt sich in die Prozessschritte „Aufschmelzen“, „Auftragen“, „Fügen“, „Abkühlen“ und „Handhaben“ unterteilen (siehe Bild 9a) [63]. Für das Auftragen muss der Klebstoff aufgeschmolzen werden [19]. Kenngrößen für das Auftragsverhalten sind die Fließ-, Kristallitschmelz- und Verarbeitungstemperaturen sowie die Schmelzviskosität und -stabilität [15]. Die minimale Verarbeitungstemperatur $T_{V,min}$ liegt typischerweise 20 bis 60 K oberhalb der Fließtemperatur [64]. Sie wird von der temperaturabhängigen Viskosität des Klebstoffs bestimmt (siehe Bild 9b) [63].

Im Verarbeitungstemperaturbereich ist die Viskosität sehr gering. Unterhalb der minimalen Verarbeitungstemperatur $T_{V,min}$ ist diese deutlich höher, was zu einer unzureichenden Benetzung und verminderten Haftung

zwischen Klebstoff und Fügeteil führt. Die maximale Verarbeitungstemperatur $T_{V,max}$ wird durch die Schmelzstabilität (= Widerstandsfähigkeit der Schmelze gegen thermischen und oxidativen Abbau) bestimmt. Das Viskositätsverhalten des Klebstoffs und eine darauf abgestimmte Temperaturführung hat für eine optimale Klebstoffverarbeitung und daraus resultierende optimale Klebschichteigenschaften große Bedeutung [15].

Nach dem Aufschmelzen sinkt die Temperatur des Klebstoffs mit allen folgenden Prozessschritten, so dass die Kohäsion des Schmelzklebstoffs ansteigt und es durch physikalisches Abbinden zu einer Verfestigung kommt [19]. Die Erstarrungszeit von Schmelzklebstoffen ist im Vergleich zur Härtungszeit von chemisch reagierenden Klebstoffen niedrig. Die Verfestigung bei der Abkühlung von Schmelzklebstoffen erfolgt für amorphe und teilkristalline Thermoplaste bei unterschiedlichen Temperaturen und in Abhängigkeit von den Viskositätseigenschaften der Schmelze. Generell gilt, dass Schmelzklebstoffe, die eine Schmelzviskosität mit einem steilen Anstieg bei abnehmender Temperatur besitzen, schneller abbinden als solche mit einem geringen Anstieg (siehe Bild 9b). Die Erstarrungszeit von amorphen Thermoplasten endet beim Erreichen der Glasübergangstemperatur T_G. Für teilkristalline Thermoplaste wird der Erstarrungszeitpunkt durch die eintretende Rekristallisation bestimmt. Der Rekristallisationsvorgang beim Erstarren ist in der Regel mit einer Volumenkontraktion verbunden, die auf glatten Oberflächen zu einem Adhäsionsverlust führen kann. Die Differenz zwischen der Verarbeitungstemperatur T_V und der Erstarrungstemperatur des amorphen ($\Delta T_a = T_V - T_G$) bzw. teilkristallinen Thermoplastes ($\Delta T_k = T_V - T_K$) gibt Aufschluss über die Erstarrungszeit. Die Erstarrungszeiten teilkristalliner Kunststoffe mit hohen Kristallitschmelztemperaturen sind allgemein kürzer als die von amorphen Kunststoffen [15].

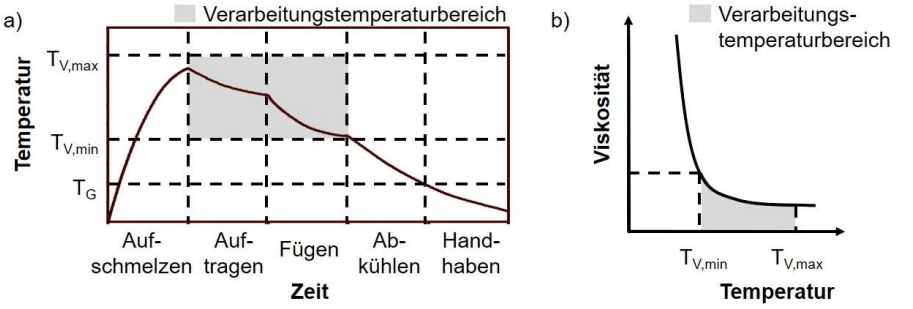
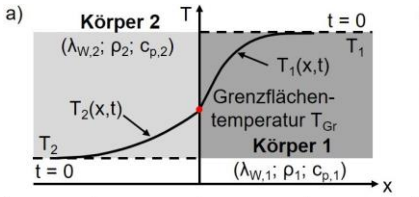


Bild 9: a) Qualitativer t-T-Verlauf für einen Schmelzklebstoff während der Verarbeitung (in Anlehnung an [63]); b) Qualitativer Viskositätsverlaufs eines Schmelzklebstoffs in Abhängigkeit von der Temperatur (in Anlehnung an [15])

Die sich zwischen dem Fügeteil und der Schmelze einstellende Grenzflächentemperatur T_{Gr} kann mit Hilfe von Gleichung (7) ermittelt werden. Hierfür wird angenommen, dass instationäre Wärmeleitung zwischen zwei in thermischem Kontakt befindlichen halbunendlichen Körpern mit verschiedenen, aber konstanten Anfangstemperaturen T_1 und T_2 vorliegt (siehe Bild 10a). Dabei fließt Wärme vom Körper 1 mit der höheren Anfangstemperatur zum Körper 2 mit der niedrigeren Temperatur bis sich eine gemeinsame Grenzflächentemperatur T_{Gr} einstellt. Diese liegt näher an der Anfangstemperatur des Körpers mit dem größeren Wärmeeindringkoeffizienten b (siehe Gleichung (7)) [65].

$$T_{Gr} = T_2 + \frac{b_1}{b_1 + b_2} \cdot (T_1 - T_2)$$
$$\text{mit } b_1 = \sqrt{\lambda_{W,1} \cdot c_{P,1} \cdot \rho_1} \text{ und } b_2 = \sqrt{\lambda_{W,2} \cdot c_{P,2} \cdot \rho_2} \qquad (7)$$

Der Kontakt zwischen einem wesentlich kälteren, gut temperaturleitfähigen Fügeteil aus Metall mit der heißen Kunststoffschmelze führt zu einer schnellen Wärmeabfuhr im Grenzflächenbereich (siehe Bild 10a). Durch den Anstieg der Viskosität wird die Benetzungsfähigkeit reduziert (siehe Bild 9b). Eine Abhilfemöglichkeit besteht in der Vorwärmung des metallischen Fügeteils auf Verarbeitungstemperatur des Schmelzklebstoffs (siehe Bild 10b) [15].



Körper 1	$c_{p,1}$ [J/(kg·K)]	ρ_1 [kg/m³]	$\lambda_{W,1}$ [W/(m·K)]
PA6	1600	1140	0,37
Körper 2	$c_{p,2}$ [J/(kg·K)]	ρ_2 [kg/m³]	$\lambda_{W,2}$ [W/(m·K)]
1.4301	470	7900	15

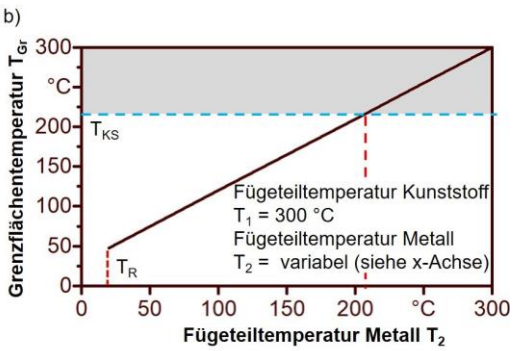


Bild 10: a) Qualitative Darstellung der instationären Wärmeleitung für den kurzzeitigen Kontakt zwischen zwei Körpern unterschiedlicher Temperatur [65] sowie Auflistung der Werkstoffeigenschaften für Körper 1 (PA6: [30]) und Körper 2 (1.4301: [33, 66]); b) Einfluss der Temperatur T_2 des metallischen Fügeteils auf die sich einstellende Grenzflächentemperatur T_{Gr} bei konstanter Kunststofftemperatur ($T_1 = T_{PA6} = 300$ °C)

Wegen der geringen Wärmeformbeständigkeit der Kunststoffe ist eine Vorwärmung des Kunststoffteils auf Klebstoffverarbeitungstemperatur (typische Werte: $T_V = 150$ - 300 °C) meist nicht möglich. Beim Schmelzkleben von Kunststoffen mit Metallen ist daher vor dem eigentlichen Fügen noch

ein zusätzlicher Prozessschritt - das Angleichen - erforderlich. Das Kunststoffteil wird auf die mit Klebstoff versehene, vorgewärmte Metalloberfläche gedrückt und für eine bestimmte Zeit gehalten bis sich die Temperaturen zwischen Kunststoff und Klebstoff angleichen. PA6 wurde in [67] mit Hilfe eines Schmelzklebstoffs mit Aluminium bzw. Tiefziehstahl nach 2 s Angleichzeit bei einer Verarbeitungstemperatur von 250 °C und einem Fügedruck von 0,34 MPa verbunden. Es wurde eine Klebfestigkeit von 8 MPa erzielt. Im Gegensatz zu warmhärtenden Reaktionsklebstoffen, bei denen Härtungszeiten im Minutenbereich erforderlich sind, tritt eine Wärmebelastung der Kunststofffügeteile durch Schmelzklebstoffe nur im Sekundenbereich auf. Die Zykluszeit beim Schmelzkleben wird primär durch die Abkühldauer bestimmt, die mehrere Minuten betragen kann [67].

2.3.2 Schmelzkleben ohne Klebstoff

Eine Sonderform des Schmelzklebens ist das Schmelzkleben ohne Klebstoff, bei dem die Klebung ohne Einsatz eines zusätzlichen Klebstoffs erfolgt [19]. Ein Fügepartner wird durch Erwärmung aufgeschmolzen und wirkt als Schmelzklebstoff, der den anderen Fügepartner benetzt und eine Klebung ermöglicht. Beim Schmelzkleben ohne zusätzlichen Schmelzklebstoff erfüllt der verwendete Thermoplast sowohl Klebstoff- als auch Bauteilfunktionen [68]. In manchen Veröffentlichungen (siehe z. B. [69, 70]) wird das Schmelzkleben ohne Klebstoff aufgrund der fügeprozessbedingten Zufuhr von Wärme auch als thermisches Fügen bezeichnet. Der Begriff thermisches Fügen ist jedoch irreführend, da dieser auch als Überbegriff für Schweiß- und Lötverfahren (siehe Kap. 2.2.1) dient. Unabhängig vom gewählten Begriff können die Verfahren für das Fügen von Kunststoffen mit Metallen nach der Art der Wärmeeinbringung unterteilt werden. Neben der Erwärmung durch Strahlung, die in dieser Arbeit im Fokus steht, kann eine Erwärmung u. a. mittels Heizelementen [71], Reibpressen [72], Ultraschall [73] und Induktion [74] erfolgen (siehe Bild 11).

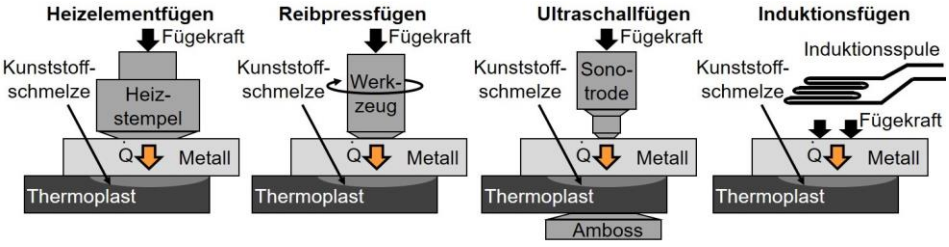


Bild 11: Schematische Darstellung verschiedener Fügeverfahren des Schmelzklebens von Kunststoffen mit Metallen ohne zusätzlichen Klebstoff mit unterschiedlicher Art der Wärmeeinbringung (in Anlehnung an [69, 75])

Beim Heizelementfügen erfolgt eine berührende Erwärmung des metallischen Fügeteils durch einen beheizten Stempel. Die durch den Stempel in das Metall eingebrachte Wärme wird durch Wärmeleitung zum thermoplastischen Fügeteil transportiert und bewirkt bei ausreichender Energiezufuhr dessen Plastifizierung. Die Heizraten sind vergleichsweise gering, so dass die Erwärmung langsam erfolgt. Dies führt zu langen Prozesszeiten. Während der Erwärmung kommt es zu Wärmeverlusten, so dass eine erhöhte Gesamtwärmeeinbringung notwendig ist. Das Verfahren zeichnet sich durch eine hohe Flexibilität in Bezug auf die zu erwärmenden Fügeteile aus, wohingegen die geometrische Flexibilität stark begrenzt ist [70].

Das Reibpressfügen, bei dem Kunststoff mit Metall im Überlappstoß mit Hilfe eines rotierenden, zylindrischen Werkzeugs gefügt werden kann, weist im Vergleich zum Heizelementfügen eine höhere Geometrieflexibilität auf. Das rotierende Werkzeug wird mit einer definierten Anpresskraft auf das metallische Fügeteil gedrückt und entlang der zu erzeugenden Verbindung bewegt. Durch die Reibung zwischen Werkzeug und Oberfläche entsteht Wärme, die für die lokale Plastifizierung des unter dem Metall befindlichen Kunststoffs genutzt wird [72].

Beim Ultraschallfügen von Kunststoffen mit Metallen wird mit Hilfe einer Sonotrode und eines Ambosses ein Fügedruck auf den Verbund aufgebracht. Zudem sendet die Sonotrode hochfrequente mechanische Schwingungen aus, wobei die Energieeinbringung in den Verbund meist über die Metallseite erfolgt [70]. Die Absorption der mechanischen Schwingungen, die Reflexion der Schwingungen in der Fügezone und die Grenzflächenreibung zwischen den Fügeflächen führen zu einer lokalen Plastifizierung des Kunststoffs in der Fügeebene [76]. Um eine ideale Erwärmung beim Ultraschallfügen zu ermöglichen, müssen konstruktive Maßnahmen getroffen und die Sonotrode speziell auf die Fügeaufgabe ausgelegt werden [80]. Der lokale und geringe Energieeintrag in Kombination mit kurzen Prozesszeiten macht das Ultraschallfügen zu einem wirtschaftlich interessanten Verfahren. Einschränkungen stellen jedoch die geringe Geometrieflexibilität und die geringe Größe der Fügeflächen dar [70].

Zur berührungslosen Herstellung von Kunststoff-Metall-Verbunden kann auch das Induktionsfügen genutzt werden [69]. Hierbei erzeugt ein Induktor ein elektromagnetisches Wechselfeld, das im Inneren des leitfähigen Werkstoffs (hier: Metall) Wirbelströme induziert [77]. Aufgrund von Wirbelstromverlusten kommt es zur Erwärmung des leitfähigen Werkstoffs [78]. Kunststoffe können aufgrund ihrer geringen elektrischen Leitfähigkeit nicht durch Induktion erwärmt werden. Die für das Aufschmelzen not-

wendige Prozesswärme in der Grenzfläche zwischen Kunststoff und Metall wird ausschließlich durch den induktiv erwärmten elektrisch leitenden Werkstoff bereitgestellt. Vorteile des Induktionsfügens sind die geringen Investitionen sowie die große Flexibilität in Bezug auf die zu fügenden Werkstoffe und Bauteile [77]. Die schnelle Erwärmung ermöglicht zudem kurze Prozesszeiten und eine großflächige Erwärmung [79]. Es gilt jedoch zu berücksichtigen, dass sich in Abhängigkeit vom Induktor und der Prozessführung inhomogene Temperaturfelder ausbilden können [71]. Durch eine lokal zu große Temperaturerhöhung in der Fügestelle besteht die Gefahr der thermischen Schädigung des Kunststoffs [80]. Wie bereits erwähnt, liegt das Hauptaugenmerk der Arbeit auf der strahlungsbasierten Erwärmung. Diese Art der Energieeinbringung beim Schmelzkleben ohne Klebstoff wird nachfolgend detailliert erläutert.

2.3.3 Laserbasiertes Schmelzkleben

Das Schmelzkleben ohne Klebstoff mittels Laserstrahlung wird im Englischen häufig als „Laser-Assisted Metal and Plastic (LAMP) Joining“ bezeichnet. In dieser Arbeit wird der deutsche Ausdruck „laserbasiertes Schmelzkleben“ genutzt. Nachfolgend wird auf das Verfahrensprinzip, die Mechanismen des Wärmetransports und den aktuellen Forschungsstand eingegangen.

Verfahrensprinzip des laserbasierten Schmelzklebens

Beim laserbasierten Schmelzkleben werden das thermoplastische und metallische Fügeteil im Überlappstoß positioniert und unter Druck gefügt. Je nach Fügepartneranordnung wird zwischen den Varianten Durchstrahl- und Wärmeleitungsfügen unterschieden (siehe Bild 12).

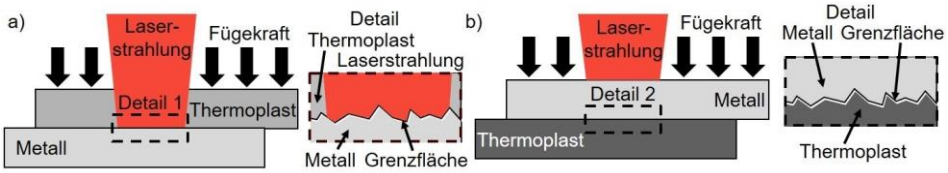


Bild 12: Schematische Darstellung der Verfahrensvarianten des laserbasierten Schmelzklebens: a) Durchstrahlfügen; b) Wärmeleitungsfügen

Beim Durchstrahlfügen befindet sich ein für die Wellenlänge der verwendeten Laserstrahlung teildurchlässiger Thermoplast über dem metallischen Fügepartner. Beim Wärmeleitungsfügen wird der metallische Fügepartner direkt bestrahlt. Anders als für das Durchstrahlfügen haben für das Wärmeleitungsfügen die optischen Eigenschaften des Thermoplasts keine

Bedeutung. Somit können durch diese Verfahrensvariante sowohl lasertransparente als auch für Laserstrahlung undurchlässige Thermoplaste mit Metallen gefügt werden. In dieser Arbeit wird stets die Verfahrensvariante des Wärmeleitungsfügens betrachtet.

Nachfolgend wird die Strahl-Stoff-Wechselwirkung für die Verfahrensvariante des Wärmeleitungsfügens näher erläutert. Die Intensitätsverteilung der emittierten Laserstrahlung ist abhängig vom verwendeten Laser und der genutzten Systemtechnik. In Bild 13a ist die Intensitätsverteilung und Strahlausbreitung eines Gauß-Strahls schematisch dargestellt. Der minimale Strahlradius w_0 befindet sich in der Strahltaille (z = 0). Im Abstand z_R entlang der Propagationsrichtung des Laserstrahls, der sogenannten Rayleigh-Länge, ist die Querschnittsfläche des Strahles doppelt so groß wie in der Strahltaille. Der Strahlradius w(z) im Abstand z zur Strahltaille (z = 0) kann durch Gleichung 8 ermittelt werden [81].

$$w(z) = w_0 \cdot \sqrt{1 + \frac{z^2}{z_R^2}} \tag{8}$$

Die rotationssymmetrische Gauß´sche Intensitätsverteilung kann durch Gleichung 9 für einen beliebigen Abstand z entlang der Laserstrahlpropagationsrichtung berechnet werden [82]. I_0 steht in der Gleichung für die maximale Intensität im Zentrum des fokussierten Strahls (r = 0, z = 0). Der minimale Strahlradius wird durch w_0 beschrieben. Des Weiteren entsprechen w(z) und r dem Strahlradius in der Entfernung z zur Strahltaille (z = 0) und der Laufvariablen in radialer Richtung [69]. Bei einem Gauß-Strahl ist die Intensität im Zentrum (r = 0) am höchsten. Die maximale Intensität entlang der z-Achse lässt sich durch Gleichung 10 ermitteln. Hierbei muss die Rayleigh-Länge z_R bekannt sein [82]. In Bild 13a ist zu sehen, dass die maximale Intensität mit wachsender Entfernung z zur Strahltaille (z = 0) stark abnimmt.

$$I(r, z) = I_0 \cdot \left(\frac{w_0}{w(z)}\right)^2 \cdot e^{\left(-2 \cdot \frac{r^2}{w^2(z)}\right)} \text{ mit } I_0 = I(r = 0, z = 0) \tag{9}$$

$$I(r = 0, z) = I_0 \cdot \left(\frac{z_R^2}{z^2 + z_R^2}\right) \tag{10}$$

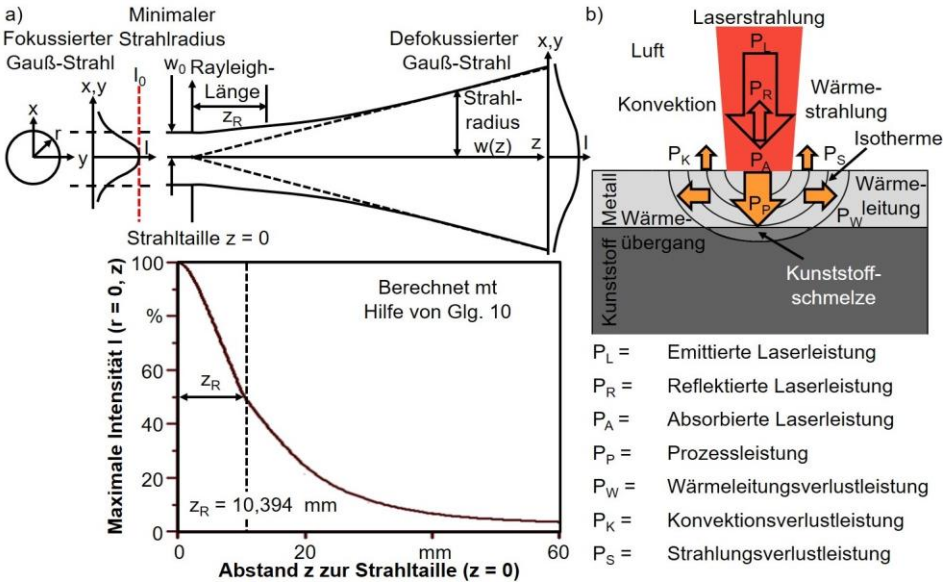


Bild 13: Schematische Darstellungen: a) Intensitätsverteilung und Strahlausbreitung eines Gauß-Strahls sowie maximale Intensität I (r = 0; z) in Abhängigkeit von der Entfernung z zur Strahltaille (z = 0); b) Strahl-Stoff-Wechselwirkung für die Verfahrensvariante Wärmeleitungsfügen

Anders als beim Gauß-Laserstrahl ist die Intensitätsverteilung für top-hat-Strahlprofile nicht abhängig vom Strahlradius. Die gleichförmige Intensitätsverteilung eines top-hat-Strahlprofils wird in Gleichung 11 wie folgt beschrieben [69].

$$I(r, z) \approx I_0(z) \tag{11}$$

Nachdem die emittierte Laserstrahlung mit der Laserleistung P_L die Metalloberfläche erreicht hat, wird an dieser ein Teil der Laserleistung reflektiert (siehe Bild 13b). Der reflektierte Anteil der Laserleistung P_R kann nicht mehr in Prozesswärme überführt werden und ist für den Fügeprozess verloren. Die nicht reflektierte Laserstrahlung wird bei Metallen in den Gitterschichten nahe an der Oberfläche (optische Eindringtiefe für Metalle im sichtbaren und infraroten Bereich: 10 bis 100 nm [83]) komplett absorbiert (P_A). Für Metalle kann die Absorption von elektromagnetischer Strahlung mit einer Oberflächenwärmequelle gleichgesetzt werden kann. Der Anteil transmittierter Laserleistung P_T ist daher für Metalle null [81].

$$P_L = P_R + P_A + P_T \tag{12}$$

Die Effizienz des laserbasierten Fügeprozesses ist davon abhängig, welcher prozentuale Anteil der emittierten Laserleistung P_L an der Oberfläche

absorbiert wird. Ein Maß hierfür ist der Einkoppelgrad η_A, der das Verhältnis aus absorbierter Laserleistung P_A und emittierter Laserleistung P_L beschreibt (siehe Gleichung 13). Der Einkoppelgrad η_A entspricht dem Absorptionsgrad A für den Fall des einmaligen Auftreffens des Laserstrahls auf die Oberfläche der Wechselwirkungszone [81].

$$\eta_A = \frac{P_A}{P_L} \tag{13}$$

Des Weiteren muss beachtet werden, dass die absorbierte Laserleistung P_A nicht komplett als Prozessleistung P_P zur Verfügung steht. Der Wert verringert sich um die Verlustleistung P_V. Der Leistungsverlust erfolgt durch Wärmeleitung (P_W), konvektive Wärmeabfuhr (P_K) und thermische Strahlung (P_S) (siehe Gleichung (14)). Die Leistungsverluste durch Konvektion und thermische Strahlung sind verhältnismäßig gering, so dass diese häufig vernachlässigt werden können [81].

$$P_A = P_P + P_W + P_K + P_S \tag{14}$$

Das Verhältnis aus Prozessleistung P_P und absorbierter Leistung P_A wird als thermischer Wirkungsgrad η_{th} bezeichnet (siehe Gleichung 15). Je geringer die Verlustleistung P_V ist, desto größer ist der thermische Wirkungsgrad η_{th}. Ein Maß für die Prozesseffizienz des gesamten Prozesses ist der Prozesswirkungsgrad η_P (siehe Gleichung 16). Dieser lässt sich sowohl als Verhältnis von genutzter Prozessleistung P_P zu emittierter Laserleistung P_L als auch als Produkt des Einkoppelgrades η_A (siehe Gleichung 13) und des thermischen Wirkungsgrades η_{th} (siehe Gleichung 15) beschreiben.

$$\eta_{th} = \frac{P_P}{P_A} = 1 - \frac{P_V}{P_A} \tag{15}$$

$$\eta_P = \frac{P_P}{P_L} = \eta_A \cdot \eta_{th} \tag{16}$$

Der Energieeintrag kann durch die Streckenenergie E_S beschrieben werden (siehe Gleichung 17). Es handelt sich dabei um eine abgeleitete Prozessgröße, die aus dem Quotient der Prozessparameter Laserleistung P_L und Vorschubgeschwindigkeit v gebildet wird [84].

$$E_S = \frac{P_L}{v} \tag{17}$$

Für den Fall, dass der Fügevorgang nicht durch eine Überfahrt Ü = 1 (Konturfügen), sondern eine Mehrfachbestrahlung (Ü > 1) erfolgt, kann die kumulierte Streckenenergie E_{ku} als Produkt aus Anzahl der Überfahrten Ü

und der Streckenenergie E_S für eine Überfahrt verstanden werden [68]. Die Wechselwirkungszeit t_{ww} zwischen Laserstrahlung und Oberfläche kann durch den Quotienten aus Strahldurchmesser am Werkstück d_L und Vorschubgeschwindigkeit v beschrieben werden (siehe Gleichung 18) [69].

$$t_{ww} = \frac{d_L}{v} \quad \textbf{(18)}$$

Die thermische Eindringtiefe l_{th} ist eine charakteristische Längendimension, die den in der Zeit t zurückgelegten Weg einer Isotherme beschreibt (siehe Gleichung 19 und Bild 13b). Sie ist abhängig von der Wechselwirkungszeit t_{ww} (siehe Gleichung 18) und der Temperaturleitfähigkeit a des bestrahlten Werkstoffs (siehe Gleichung 2) [81].

$$l_{th} = 2 \cdot \sqrt{t_{ww} \cdot a} \quad \textbf{(19)}$$

Ein Aufschmelzen der Metalloberfläche mittels Laserbestrahlung sollte vermieden werden, um das optische Erscheinungsbild und die Korrosionseigenschaften des metallischen Fügepartners nicht herabzusetzen. Daher wird beim laserbasierten Schmelzkleben häufig mit defokussierter Laserstrahlung gearbeitet. Der zusätzliche Einsatz von Prozessgas zur Erzeugung einer inerten Atmosphäre zum Schutz der bestrahlten Oberfläche vor Korrosion ist prinzipiell möglich, soll jedoch ebenfalls vermieden werden, um Aufwand und Kosten einzusparen. Zudem hat der Schutzgasstrom auch kühlende Wirkung, wodurch sowohl beim Aufheiz- als auch beim Abkühlprozess der Klebung Energie entzogen wird [85]. Die durch Wärmeleitung von der Metalloberfläche in die Grenzfläche zwischen Metall und Thermoplast transportierte Prozesswärme muss hoch genug sein, um den Thermoplast lokal aufzuschmelzen, so dass es zu einer Benetzung der metallischen Fügeteiloberfläche durch die Thermoplastschmelze kommt. Bei geeigneter Parameter- und Werkstoffauswahl entsteht nach einer Abkühlphase eine Klebung zwischen Thermoplast und Metall ohne den Einsatz eines zusätzlichen Klebstoffs.

Aktueller Forschungsstand zum laserbasierten Schmelzkleben

Das laserbasierte Schmelzkleben wurde erstmals im Jahr 2006 durch Katayama *et al.* [86] und Kawahito *et al.* [87] vorgestellt. Die Autoren gehen davon aus, dass die Bildung von Blasen in der Grenzfläche zwischen Thermoplast und Metall sowie deren Größe und Anzahl eine große Bedeutung auf die resultierende Verbundfestigkeit haben. Sie stellten fest, dass Blasen durch Zersetzungs- und Verdampfungsvorgänge im Kunststoff gebildet werden. Dadurch entsteht ein hoher Druck in der Grenzfläche der nach

Meinung der Autoren zu einer Benetzung der metallischen Oberfläche durch die thermoplastische Schmelze führt. Nach der Erstarrung der Kunststoffschmelze liegt eine Verkrallung zwischen Kunststoff und Metall vor. Bei geeigneter Prozessführung bilden sich nach Meinung der Forscher kleine Blasen, die festigkeitssteigernd fungieren, wohingegen bei einer zu hohen Energieeinbringung große Blasen entstehen, die sich festigkeitsmindernd auswirken (siehe Bild 14). Neben der mechanischen Verkrallung sind laut den Autoren sowohl physikalische als auch chemische Bindungen für die Haftung verantwortlich [86, 87]. Chen *et al.* [88] berichten ebenfalls, dass sowohl die Blasen als auch die sich ausbildenden chemischen Bindungen einen starken Einfluss auf die Haftung zwischen den Fügeteilen haben. Eine zu große Anzahl an Blasen habe dabei einen festigkeitsmindernden Einfluss auf die chemischen Bindungen zwischen den Fügeteilen und es kommt zu einer Schwächung der Klebung. Andere Autoren bezeichnen die Bildung von Blasen als eine generell zu vermeidende Prozessunsicherheit [89] und raten von einer absichtlichen Zersetzung des Thermoplasts ab [90]. Bei der Wahl der Laserparameter nehmen viele Autoren in ihren Untersuchungen eine mögliche Korrosion des metallischen Fügeteils billigend in Kauf. In [91, 92] sind beispielsweise gefügte Cr-Ni-Stahlproben mit starken Anlassfarben bzw. Einschweißungen in der Metalloberfläche zu sehen, so dass eine massive Reduktion der Korrosionsbeständigkeit des Werkstoffs anzunehmen ist.

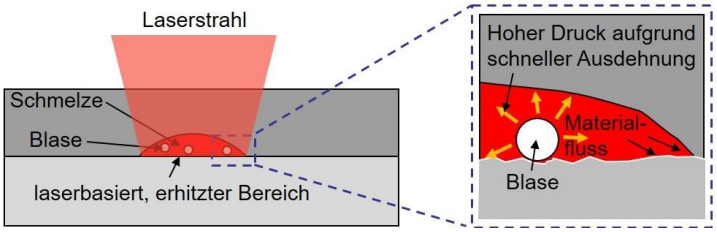


Bild 14: Schematische Darstellung der Blasentheorie nach Katayama *et al.* [93]

Der Großteil der Untersuchungen zum laserbasierten Schmelzkleben beschäftigt sich, motiviert durch einen möglichen industriellen Einsatz, mit einer Maximierung der Haftung zwischen Thermoplast und Metall. Der Fokus der meisten Forscher liegt daher auf der Oberflächenvorbehandlung des metallischen Fügeteils. Sie sind der Meinung, dass dies unbedingt notwendig ist, um hohe Klebfestigkeit zu erzielen. Hierfür werden Verfahren wie z. B. die Laserstrukturierung [94], das Fräsen [95], das Schleifen [96], das Stanzen [97] und das Strahlen [98] eingesetzt, um gezielt eine Oberflächenvergrößerung der metallischen Oberfläche und damit eine Verbesserung der mechanischen Verkrallung zu erzielen. Dabei werden typischer-

weise Klebfestigkeiten im Bereich von 15 und 20 MPa (u. a. [99, 100]) erreicht. Nur wenige Autoren berichten von Klebfestigkeiten im Bereich von 20 bis 25 MPa (u. a. [101, 102]).

Zusammenfassend lässt sich generell feststellen, dass es bereits zahlreiche Untersuchungen gibt, die die Eignung des laserbasierten Schmelzklebens für das Fügen von Thermoplasten mit Metallen zeigen. Geeignete Parameter für neue Material- bzw. Materialstärkekombinationen werden jedoch stets experimentell bestimmt. Aktuell gibt es noch keine Methodik für eine effektive Prozessauslegung und -optimierung. Zudem fehlen prozessspezifische Beurteilungskriterien, die eine Vorhersage und anschließende Beurteilung der Qualität der Klebung zwischen den artungleichen Materialien ermöglichen.

3 Zielsetzung und Methodik

Das laserbasierte Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen ist ein junges Fügeverfahren, bei dem die meisten Forscher in ihren bisher durchgeführten Untersuchungen den Fokus auf der Optimierung der mechanischen Adhäsion durch Oberflächenvorbehandlung des Metalls gelegt haben. Die bisherigen Untersuchungsergebnisse deuten darauf hin, dass das Verfahren hohes Potential für eine schnelle, flexible und berührungslose Herstellung von Multimaterialbauteilen für industrielle Anwendungen im Leichtbau der Zukunft besitzt. In der Realität kann jedoch ein effizienter Leichtbau in Multimaterialbauweise nur dann umgesetzt werden, wenn das zur Verfügung stehende Fügeverfahren berechenbar und prozesssicher ist [6]. Motiviert durch diese Anforderungen wird in dieser Arbeit das laserbasierte Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen systematisch erforscht, da noch deutliche Defizite im Verständnis der optimalen Prozessführung und der Auswahl geeigneter Fügeteile bestehen. So müssen derzeit taugliche Fügeparameter durch zeit- und kostenintensive Trial and Error Experimente bestimmt werden.

Ziel dieser Arbeit ist es auf Basis experimenteller und simulativer Ergebnisse eine Methodik zur berechnungsgestützten Prozessauslegung und -optimierung für das laserbasierte Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen zu entwickeln. Die Methodik soll eine allgemeingültige Grundlage für die effiziente Ermittlung geeigneter Prozessparameter für das Fügen von Thermoplasten und Metallen sein, die den unterschiedlichen Materialeigenschaften gerecht werden. Anders als bei den meisten Autoren wird für den Großteil der in dieser Arbeit durchgeführten Experimente keine oberflächenvergrößernde Vorbehandlung des Metalls durchgeführt. Um das gestellte Ziel zu erreichen, werden die nachfolgend aufgelisteten Themen betrachtet, die zudem in Bild 15 in Form eines Flussdiagramms schematisch dargestellt sind:

- Aufbau und experimentelle Erprobung numerischer und analytischer Berechnungsmodelle für die laserbasierte Erwärmung von Metallen und das laserbasierte Schmelzkleben
- Berechnungsgestützte Analyse des Einflusses der laserinduzierten Wärme auf das Korrosionsverhalten des metallischen Fügeteils
- Definition prozessspezifischer Kenngrößen für eine quantitative Prozessanalyse des laserbasierten Schmelzklebens

- Berechnungsgestützte Analyse von Prozess-, Werkstoff-, Oberflächen- und Umwelteinflüssen auf die Verbundeigenschaften laserbasiert schmelzgeklebter Thermoplast-Metall-Verbunde
- Ableitung eines kalibrierten, analytischen Berechnungsmodells aus experimentellen und simulativen Ergebnissen für eine vereinfachte und schnelle Prozessauslegung des laserbasierten Schmelzklebens
- Analyse von klebtechnischen Anwendungen (dichtes Kunststoff-Metall-Gehäuse bzw. belastbarer Kunststoff-Metall-Träger) sowie Durchführung eines Verfahrensvergleich zwischen dem neuen laserbasierten Schmelzkleben und dem etablierten 2K-Reaktionskleben
- Ableitung einer allgemein anwendbaren Methodik zur berechnungsgestützten Prozessauslegung des laserbasierten Schmelzklebens von Thermoplasten mit Metallen

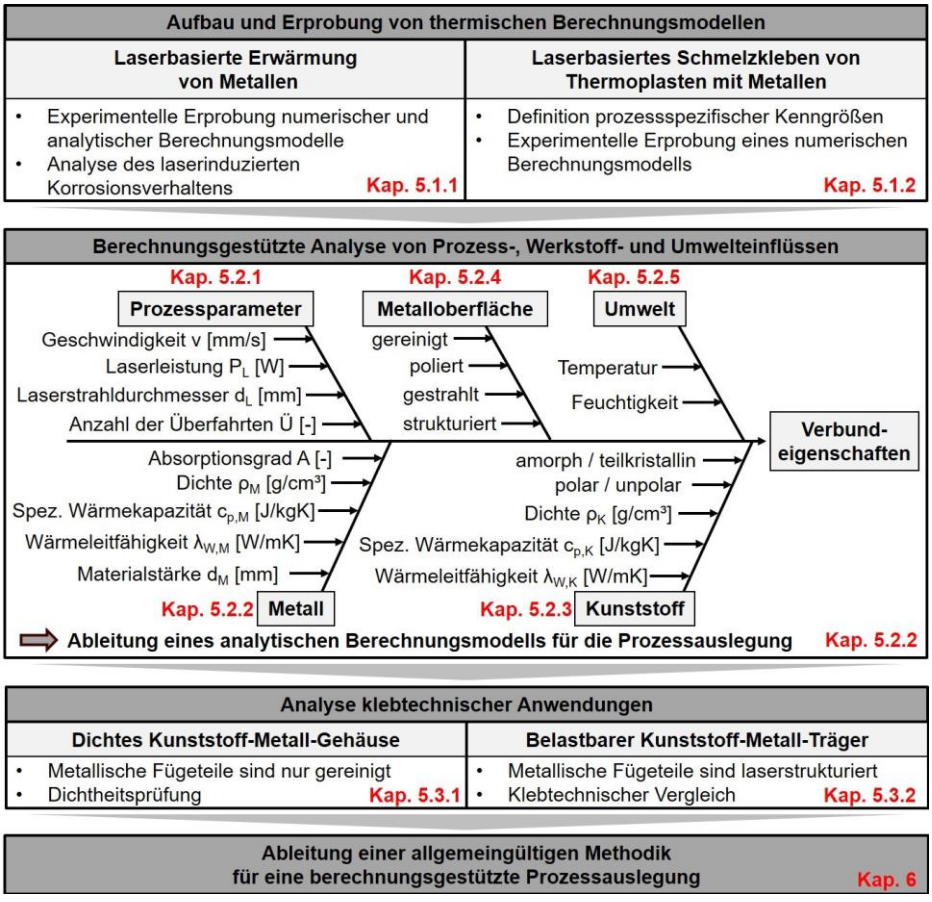


Bild 15: Schematische Darstellung des Aufbaus der Arbeit

4 Versuchswerkstoffe und -einrichtungen

4.1 Versuchswerkstoffe und deren Eigenschaften

4.1.1 Thermoplastische Versuchswerkstoffe

Als Hauptwerkstoff für die Untersuchungen wird der technische Thermoplast Polyamid 6 (PA6; Hersteller: Ensinger; Typ: TECAMID 6) verwendet. Des Weiteren werden ein amorpher Polyamid-Typ (PA PACM12; Hersteller: Evonik Industries; Typ: TROGAMID CX7323), Polypropylen (PP; Hersteller: SIMONA; Typ: Simon PP-DWST) und Polymethylmethacrylat (PMMA; Hersteller: Polycasa NV; Typ: POLYCASA XT) eingesetzt. Die Auswahl der Thermoplaste lässt sich damit begründen, dass sowohl amorphe (PMMA, PA PACM12) als auch teilkristalline (PA6, PP) bzw. polare (PMMA, PA6, PA PACM12) und unpolare (PP) Thermoplaste für das laserbasierte Schmelzkleben untersucht werden sollen. Eine Zusammenfassung wichtiger Werkstoffeigenschaften ist in Tabelle 3 zu finden

Tabelle 3: Ausgewählte Werkstoffeigenschaften von verschiedenen Thermoplasten

Eigenschaften	PA6	PA PACM12	PMMA	PP
Dichte ρ_K [kg/m³]	1140 [30]	1020 [25]	1170 [103]	950 [21]
Glasübergangstemperatur T_G [°C]	28 [24]	140 [25]	105 - 120 [24]	0 [32]
Fließtemperatur, amorphe Thermoplaste $T_{F,a}$ [°C]	-	-	180 [18]	-
Kristallitschmelztemperatur $T_{KS} = T_{F,k}$ [°C]	220 [31]	250 [25]	-	160 - 165 [24]
Rekristallisationstemperatur T_K [°C]	190 [31]	180 [25]	-	115 - 135 [22]
Zersetzungstemperatur T_Z [°C]	> 300 [104]	360 - 370 [25]	> 280 [105]	300 [106]
Spez. Wärmekapazität $c_{P,K}$ [J/(kg·K)]	1600 [30]	2490 [25]	1470 [103]	1700 [22]
Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{W,K}$ [W/(m·K)]	0,37 [30]	0,25 [25]	0,18 [103]	0,22 [22]
Wassergehalt [Gew.-%]				
konditioniert: φ_k	3,0 [107]	1,5 [25]	0,6 [108]	< 0,1 [16]
maximal: φ_{max}	8,5 - 10 [22]	3,5 [25]	2,0 [108]	< 0,2 [16]

Polyamid (PA) ist ein Stickstoff-Thermoplast, der aus C=C-Doppelbindungen, Methylen- (CH_2) und Carbonamidgruppen (CONH) besteht. Er besitzt einen Kristallisationsgrad von ca. 35 bis 45 % [24]. Die PA-Eigenschaften werden von der stark polaren Carbonamidgruppe bestimmt. Die Zersetzung von PA erfolgt in mehreren Schritten. Zu Beginn der Erwärmung wird das im PA gebundene Wasser allmählich verdampft [21]. Der damit verbundene Gewichtsverlust kann in einer TGA-Kurve festgestellt werden (siehe Bild 4b) [20]. Die ersten Anzeichen einer Zersetzung sind ab ca. 340 bis 350 °C zu erkennen [109]. Ein signifikanter Massenverlust beginnt ab ca. 400 °C. Im Temperaturbereich zwischen 400 und 475 °C ist die Degradation mit einem abrupten Massenverlust verbunden [20]. Bei der Zersetzung wird Kohlendioxid (CO_2) und Wasser (H_2O) freigesetzt [109]. Wichtigste Verarbeitungsverfahren sind Spritzgießen und Extrusion. Das polare PA ist gut klebbar [16]. Die maximale Gebrauchstemperatur für PA liegt kurzfristig im Bereich von 140 bis 180 °C und langfristig bei 80 bis 100 °C [24]. Typische Anwendungen sind u. a. Gehäuse für den Fahrzeugbau [26].

Wasser wirkt in PA als Weichmacher, wodurch sowohl Zähigkeit als auch Festigkeit und Steifigkeit beeinflusst werden. Im trockenen Zustand ist PA hart und spröde. Mit zunehmendem Wassergehalt wird es zäh und verschleißfest [31]. PA-Formteile liegen direkt nach der Verarbeitung trocken vor. Anschließend diffundiert Wasser in den Werkstoff [107]. Im Folgenden wird auf den Wassergehalt des verwendeten PA6-Typs näher eingegangen. Zur Ermittlung des Wassergehalts $\varphi_{PA6,lf}$ luftfeuchter PA6-Probekörper werden diese für 72 h in einem Ofen (Hersteller: Heraeus Instruments; Typ: UT 6P) bei 80 °C getrocknet. Der Massenverlust zwischen der Referenzmessung und der Messung nach der Trocknung wird mit Hilfe einer Präzisionswaage (Hersteller: Sartorius; Typ: A120S) bestimmt. Hierbei wird ein Wassergehalt $\varphi_{PA6,lf}$ von 2,30 ± 0,11 Gew.-% ermittelt. Zudem wird der Wassergehalt durch Karl-Fischer-Titration nach DIN EN ISO 15512 gemessen. Der Wassergehalt $\varphi_{PA6,lf}$ beträgt 2,02 ± 0,15 Gew.-%. Die Messwerte für den Wassergehalt luftfeuchter PA6-Probekörper unterscheiden sich verfahrensbedingt um 0,28 Gew.-%. Der höhere Wert für die Ermittlung durch Trocknung und Wiegen lässt sich wie folgt begründen: Bei der Trocknung der Kunststoffproben werden neben Wasser auch andere flüchtige Bestandteile verdampft, die bei der Massenverlustmessung detektiert werden [13]. Da die Karl-Fischer-Titration ein genormtes Verfahren zur Ermittlung des Wassergehalts ist, werden die ermittelten Messwerte als Kalibriergrundlage für die Ermittlung des Wassergehalts durch Wiegen verwendet. Nach der Kalibrierung wurde aus Effizienzgründen das Wiegen zur Bestimmung des Wassergehalts von Proben, die für unterschiedlich lange Dauer

(t_{H2O} = 0 h; 1 h; 3 h; 6 h; 10 h) in 80 °C warmem Wasser gelagert wurden, genutzt. Der maximal ermittelte Wassergehalt $\varphi_{PA6,max}$ der Proben beträgt 10,07 ± 0,11 Gew.-% (t_{H2O} = 10 h) (siehe Bild 16a).

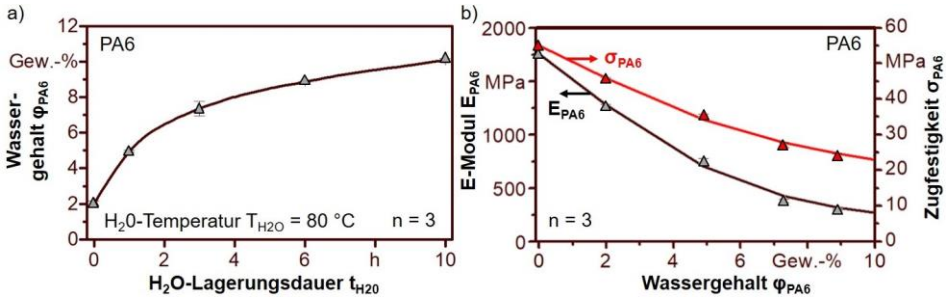


Bild 16: a) Wassergehalt φ_{PA6} von PA6 als Funktion der H_2O-Lagerungsdauer t_{H2O} in 80 °C warmen Wasser; b) Einfluss des Wassergehalts φ_{PA6} auf den E-Modul E_{PA6} und die Zugfestigkeit σ_{PA6} von PA6

Um den E-Modul E_{PA6} und die Zugfestigkeit σ_{PA6} als Funktion des Wassergehalts φ_{PA6} zu ermitteln, werden Zugstäbe (Hauptabmaße: $l \cdot b \cdot h$ = 75 · 10 · 2 mm³) mit unterschiedlichen Wassergehalten auf einer Zugprüfmaschine (Hersteller: Zwick; Typ: Stand-Prüfmaschine Z100; Prüfgeschwindigkeit $v_{Prüf}$ = 50 mm/min) geprüft. Luftfeuchte Zugstäbe besitzen eine Zugfestigkeit $\sigma_{PA6,lf}$ von 45,5 ± 0,4 MPa und einen E-Modul $E_{PA6,lf}$ von 1263,3 ± 21,6 MPa. Mit Wasser gesättigte Zugstäbe haben nur noch eine Zugfestigkeit $\sigma_{PA6,\varphi,max}$ von 23,7 ± 0,5 MPa und einen E-Modul $E_{PA6,\varphi,max}$ von 288,5 ± 8,0 MPa (siehe Bild 16b). Die Zugfestigkeit und der E-Modul nehmen mit zunehmendem Wassergehalt signifikant ab.

Aufgrund seiner Transparenz nimmt amorphes PA eine Sonderstellung bei den PA-Werkstoffe ein [110]. Ein Beispiel hierfür ist TROGAMID CX (auch PA PACM12 genannt) der Fa. Evonik Industries. Es basiert auf aliphatischen Monomeren mit einer ausgeprägten mikrokristallinen Struktur. Die Kristallite sind so klein, dass das sichtbare Licht nicht gestreut wird und der Werkstoff somit für das menschliche Auge transparent erscheint. Der maximale Wassergehalt $\varphi_{PA\ PACM12,max}$ liegt bei 3,5 Gew.-% und ist im Vergleich zu anderen PA-Typen sehr gering. Die mechanischen Eigenschaften von PA PACM12 werden daher von Wasser kaum beeinflusst. TROGAMID wird vor allem durch Spritzgießen und Extrudieren verarbeitet. Bei Massetemperaturen von mehr als 360 °C entstehen Kohlendioxid (CO_2) und Wasser (H_2O). Zudem kann sich Kohlenmonoxid (CO) bilden. Typische Einsatzbereiche sind u. a. die Automobilindustrie und die Medizintechnik [25].

Polymethylmethacrylat (PMMA) ist ein amorpher, technischer Thermoplast und der bekannteste Acrylattyp [16]. Er besteht aus C=C-Doppel-

bindungen, Carboxy- (COOH), Methylen- (CH_2) und Methylseitengruppen (CH_3). Die relativ sperrige $COOCH_3$-Seitengruppe führt zu einem amorphen Gefüge und ermöglicht glasklare Produkte [32]. Der maximale Wassergehalt $\varphi_{PMMA,max}$ von PMMA liegt bei ca. 2,0 Gew.-% [108]. PMMA wird meist durch Spritzgießen oder Extrusion verarbeitet. Aufgrund der Polarität von PMMA ist der Werkstoff sehr gut klebbar [16]. Wird die Zersetzungstemperatur überschritten, so zerfällt der Werkstoff nahezu vollständig zu Monomeren. Die Zersetzung von PMMA beginnt in Luft ab ca. 272 °C [109] und in Stickstoff ab ca. 300 °C [20]. Kurzfristig kann PMMA bei 95 °C und langfristig bei 85 °C eingesetzt werden [24]. Anwendungsbeispiele sind u. a. Scheinwerferkomponenten in der Fahrzeugtechnik [26].

Polypropylen (PP) ist ein preisgünstiger Standardkunststoff für die Massenproduktion [16]. Der teilkristalline Thermoplast gehört zur Gruppe der Polyolefine. Er besteht aus C=C-Doppelbindungen sowie Methin- (CH), Methylen- (CH_2) und Methylseitengruppen (CH_3). PP zeichnet sich durch eine hohe Festigkeit bei sehr geringer Dichte und minimaler Wasseraufnahme aus [32]. PP kann u. a. spritzgegossen oder extrudiert werden. Aufgrund von Unpolarität und Unlöslichkeit ist PP schwer klebbar [16]. Eine Reduktion des Molekulargewichts wird für PP bereits ab Temperaturen von 207 bis 227 °C festgestellt, wobei eine Verflüchtigung erst ab 282 °C signifikant wird [109]. Die maximale Gebrauchstemperatur für PP liegt kurzfristig bei 140 °C und langfristig bei 100 °C [16]. Mit circa 60 kg pro Pkw ist PP der Spitzenreiter unter den Kunststoffen in der Automobilbranche [111].

Neben unverstärkten Kunststoffen gibt es auch Faserverbundkunststoffe (FVK). Diese bestehen aus Verstärkungsfasern und einer Kunststoffmatrix. Die Aufgabe der Matrix ist es, die Kräfte in bzw. zwischen den Fasern zu übertragen und die Fasern zu schützen [112]. Durch ihre hohe Steifigkeit und Festigkeit bei geringem Gewicht haben FVK ein sehr großes Leichtbaupotential. Als Matrixmaterialien werden sowohl Duro- als auch Thermoplaste verwendet. Für den Einsatz in der Großserienfertigung eignen sich vor allem vollständig imprägnierte und konsolidierte Halbzeuge aus Endlosfasern mit einer thermoplastischen Matrix (meist PA oder PP). Da sich diese thermoplastischen Halbzeuge ähnlich wie metallische Bleche verarbeiten lassen, werden diese häufig auch als Organobleche bezeichnet [5]. In dieser Arbeit wird ein FVK bestehend aus einer PA-Matrix und verstärkenden Endlosglasfasern (Hersteller: Bond-Laminates; Typ: Tepex dynalite 102-RG600(4)/47%; d_K = 2 mm) eingesetzt. Der FVK hat eine Dichte von 1,8 g/cm³, eine Zugfestigkeit im Bereich von 390 bis 404 MPa sowie einen maximalen E-Modul von 22500 MPa. Die PA-Matrix weist eine Kristallitschmelztemperatur von 220 °C auf [113].

4.1.2 Metallische Versuchswerkstoffe

Für die Untersuchungen werden der austenitische Cr-Ni-Stahl (1.4301) und die naturharte, nicht aushärtbare Al-Mg-Legierung EN AW-5754 (AlMg3) verwendet. Mit Hilfe der ausgewählten Hauptversuchswerkstoffe wird der Einfluss der thermischen und optischen Eigenschaften auf das laserbasierte Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen analysiert. Zudem wird der Einfluss der Oberflächeneigenschaften der metallischen Fügeteile in Abhängigkeit von der Oberflächenvorbehandlung auf die Verbundfestigkeit untersucht. Nachfolgend werden die Werkstoff- und Oberflächeneigenschaften der Hauptversuchswerkstoffe erläutert (siehe Tabelle 4).

Korrosionsbeständige Stähle bestehen aus mindestens 10,5 Gew.-% Chrom und maximal 1,2 Gew.-% Kohlenstoff [114]. Ihre Korrosionsbeständigkeit kann durch den PREN-Index (Pitting Resistance Equivalent Number) abgeschätzt werden [115]. Je höher der PREN-Wert, desto korrosionsfester ist der Stahl [116]. Korrosionsbeständige Stähle sind chemisch beständig, sehr einfach zu verarbeiten und sehr gut wiederverwertbar [117]. Die bedeutendste Gruppe der korrosionsbeständigen Stähle sind die austenitischen Cr-Ni-Stähle (Hauptvertreter: 1.4301, PREN: 17,5 - 20,8 [118]; Hauptbestandteile: Fe, Cr, Ni). Sie besitzen eine gute Kombination von Verarbeitbarkeit, mechanischen Eigenschaften und Korrosionsbeständigkeit [115]. Ihre kritische Einsatztemperatur liegt zwischen 700 und 900 °C [119].

Die Oberfläche von korrosionsbeständigen Stählen ist in Sauerstoffatmosphäre durch eine ca. 3 bis 5 nm dicke Oxidschicht bedeckt [120]. Für Fe-Cr-Legierungen wird angenommen, dass sich mit zunehmendem Cr-Gehalt in der Legierung ein unlösliches, vernetztes Chromoxidnetzwerk innerhalb der Oxidschicht bildet [121]. Die Zusammensetzung der Oxidschicht kann über die Schichtstärke variieren. Der innere Bereich der Oxidschicht besteht aus Chromoxid (Cr_2O_3). Im äußeren Bereich kommt Sauerstoff in Form von OH^- als Bestandteil von Hydroxiden und Oxyhydroxiden von Eisen und Chrom vor. Sauerstoff liegt in der Oxidschicht in drei verschiedenen Metall (Me) - Oxid - Bindungen vor: als Oxid (Me - O), als Hydroxid (Me - OH) und als Oxyhydroxid (Me - OOH) [14]. In [122] bzw. [123] wird angenommen, dass die Oxidschicht von einer kohlenstoffreichen Kontaminationsschicht bedeckt wird.

Neben Stahl ist Aluminium das am häufigsten verwendete Gebrauchsmetall. Aluminium besitzt eine geringe Dichte (ρ_{Al} = 2,7 g/cm³) und eine hohe massebezogene Steifigkeit und Festigkeit. Es lässt sich sehr gut umformen und besitzt eine hervorragende Korrosionsbeständigkeit. Aufgrund seiner hohen thermischen und elektrischen Leitfähigkeit wird es als Leichtbau-

werkstoff für Motoren sowie als elektrischer Leiter eingesetzt [8]. Im Folgenden wird auf die Eigenschaften von Al-Mg-Knetlegierungen (EN AW-5xxx) eingegangen. Sie sind naturhart, nicht aushärtbar, korrosionsbeständig und besitzen mittlere bis hohe statische Festigkeiten. Al-Mg-Legierungen werden größtenteils zu Walzprodukten verarbeitet, die u. a. für den Automobilbau sowie den chemischen Apparatebau geeignet sind. Eine typische Legierung der Serie EN AW-5xxx für allgemeine Anwendungen ist AlMg3 (EN AW-5754; Hauptbestandteile: Al, Mg) [38].

Durch die hohe Sauerstoffaffinität bildet sich auf den Oberflächen von Aluminium und seinen Legierungen eine natürliche, dichte Aluminiumoxidschicht, die das darunterliegende Aluminium vor weiterer Oxidation schützt und korrosionsbeständig macht [124]. Die an feuchter Luft gebildete Oxidschicht weist eine Dicke von wenigen Nanometern auf. Sie ist aus einer nahezu porenfreien Sperrschicht (ca. 1 bis 2 nm) und einer wasserhaltigen, porösen Deckschicht (ca. 5 bis 10 nm) aufgebaut [38]. Die amorphe und transparente Sperrschicht besteht aus Aluminiumoxid Al_2O_3 [125], das einen Schmelzpunkt von 2050 °C und eine Dichte von 3,9 g/cm³ hat [38]. Die poröse Deckschicht wird aus Aluminiumoxid und Aluminium-Trihydroxid (wasserhaltiges Aluminiumoxid) gebildet. Sie ist farblos bis milchig und kann sich durch Einlagerungen grau färben [124].

Zusätzlich werden der ferritische Tiefziehstahl DC01 (1.0330; Hauptbestandteil: Fe ≥ 99 Gew.-% [126]), das Reinaluminium EN-AW1050A (Al99,5; Hauptbestandteil: Al ≥ 99,5 Gew.-% [127]) und Reinkupfer Cu-OF (2.0040; Hauptbestandteil: Cu ≥ 99,9 Gew.-% [128]) verwendet (siehe Tabelle 4). Es soll gezeigt werden, dass durch die in der Arbeit gewonnenen Erkenntnisse eine einfache und schnelle berechnungsgestützte Prozessauslegung auch für neue Werkstoffe möglich ist.

Tabelle 4: Ausgewählte Werkstoffeigenschaften verschiedener Metalle

Eigenschaften	1.4301	AlMg3	DC01	Al99,5	Cu-OF
Dichte ρ_M [kg/m³]	7900 [33]	2660 [129]	7850 [130]	2700 [131]	8940 [132]
Schmelztemperatur T_{MS} [°C]	1400 - 1455 [83]	600 - 650 [38]	1250 - 1460 [130]	646 - 657 [131]	1083 [133]
Spez. Wärmekapazität $c_{P,M}$ [J/(kg·K)]	470 [66]	900 [134]	440 - 547 [135]	900 [131]	385 [128]
Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{W,M}$ [W/(m·K)]	15 [33]	130 - 160 [129]	40 - 60 [130]	210 - 220 [131]	394 [128]

4.1.3 Grenzflächeneigenschaften

Die Grenzflächeneigenschaften zwischen Kunststoffen und Metallen werden durch die äußere Grenzschicht des jeweiligen Metalls (siehe Bild 2a) und die funktionellen Gruppen des Kunststoffs beeinflusst. In Bild 17a ist die Oxid- und Adsorptionsschicht eines korrosionsbeständigen Stahls schematisch dargestellt. Das mit der Umwelt wechselwirkende Ende der Oxidschicht wird durch Hydroxylgruppen (OH) oder fest gebundenen Wasserschichten gebildet. Die topografische Gestalt sowie die ermittelten Werte für den arithmetischen Mittenrauwert S_a und die Oberflächenvergrößerung f_V der verwendeten Metalle sind in Bild 17b zu sehen.

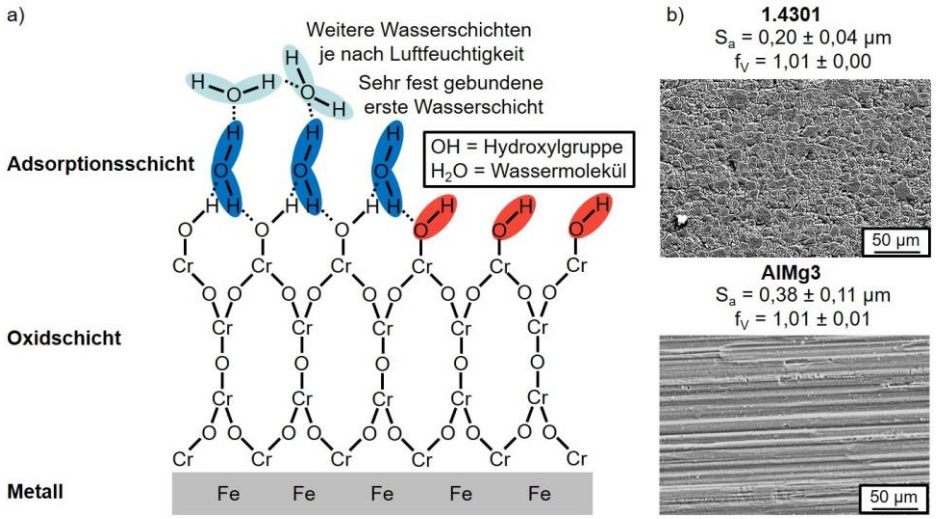


Bild 17: a) Vereinfachte Darstellung der Oxid- und Adsorptionsschicht eines korrosionsbeständigen Stahls, in Anlehnung an [136]; b) REM-Aufsichtaufnahmen der Topografie sowie Angabe des jeweiligen arithmetischen Mittenrauwert S_a und der Oberflächenvergrößerung f_V für 1.4301 und AlMg3

In Bild 18 sind Grenzflächenwechselwirkungen zwischen polaren bzw. unpolaren Kunststoffen und Metalloxid schematisch aufgezeigt. Die Darstellung zeigt die funktionellen Gruppen der Kunststoffe PA6, PA PACM12, PMMA (alle drei polar) und PP (unpolar), die mit den Hydroxiden der Oxidschicht interagieren. Die polaren Kunststoffe besitzen funktionelle Gruppen, die neben den schwachen van-der-Waals-Kräften auch Wasserstoffbrückenbindungen zwischen partiell positiv geladenen Wasserstoffatomen (H) und stark elektronegativ geladenen Sauerstoff- (O) bzw. Stickstoffatomen (N) ermöglichen. Wasserstoffbrückenbindungen werden häufig als Zwischenzustand zwischen physikalischen und chemischen Bindungen beschrieben und erreichen hohe Bindungsenergien (siehe Kap.

2.2.2 und Kap. 2.2.3). Im Gegensatz zu den polaren Versuchswerkstoffen ist der unpolare Kunststoff PP nicht in der Lage Wasserstoffbrückenbindungen mit der Metalloberfläche auszubilden, so dass nur vergleichsweise schwache van-der-Waals-Kräfte zwischen den Grenzflächen wirken.

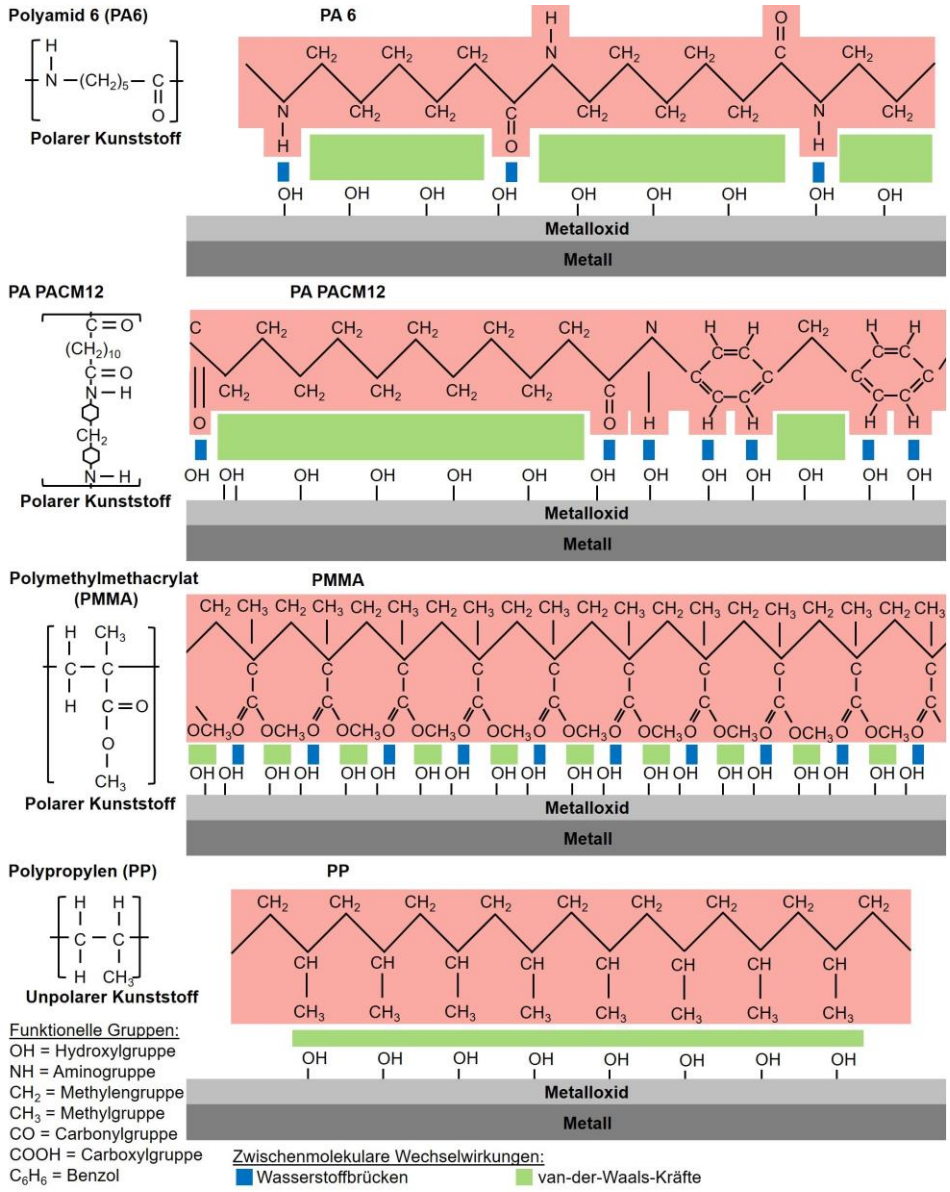


Bild 18: Strukturformeln der verwendeten Kunststoffe und schematische Darstellung der Grenzflächenwechselwirkungen zwischen Kunststoffen und Metalloxid

4.1.4 Oberflächenanalyse und -behandlung

Die Oberflächen der metallischen Fügepartner sind beim laserbasierten Schmelzkleben sowohl für die Wärmeinbringung (siehe Bild 13b) als auch für die Ausbildung der Verbundhaftung zwischen den Fügepartnern (siehe Bild 18) von größter Bedeutung. Daher ist es wichtig, die werkstoffspezifischen Oberflächeneigenschaften zu analysieren. Im Folgenden werden die für die Untersuchungen eingesetzten Analyseverfahren vorgestellt.

Die für die Erwärmung zur Verfügung stehende Laserleistung P_A ist vom wellenlängenspezifischen Absorptionsgrad A der bestrahlten Metalloberfläche abhängig. Für die messtechnische Ermittlung des Absorptionsgrades A (hier: A = 1 - Reflexionsgrad R) wird ein Spektrophotometer (Hersteller: Shimadzu; Typ: UV-3600) verwendet. Die Messwellenlänge (λ = 1030 nm) wird entsprechend der Wellenlänge des für das Erwärmen bzw. Fügen eingesetzten Lasers gewählt (siehe Kap. 4.2.1 und Kap. 4.2.2). Als Messobjekte kommen gereinigte und ein- bzw. beidseitig lackierte AlMg3- und korrosionsbeständige Stahlproben zum Einsatz. Die Lackierung (Hersteller: CRC Industries Deutschland; Typ: GRAPHIT 33) besteht aus einem thermoplastischen Bindemittel, das einen hohen Anteil an reinem Graphitpulver enthält. Für korrosionsbeständigen Stahl wird in der Literatur ein Absorptionsgrad von 37% [137] bzw. 41% [138] bei einer Bestrahlung mit einer Wellenlänge von ca. 1 µm angegeben. Die eigenen Messungen ergeben eine Absorptionsgrad von $A_{1.4301}$ = 39,6 ± 1,1%. Literatur und Experiment stimmen somit sehr gut überein. Für AlMg3 wird experimentell ein Absorptionsgrad von A_{AlMg3} = 22,2 ± 0,5% bestimmt. In [137] wird für verschiedene Aluminiumlegierungen der Absorptionsgrad bei einer Bestrahlung mit einer Wellenlänge von 1 µm ermittelt. Es werden Messwerte von 16 bis 24% angegeben, so dass auch das Ergebnis dieses Experiments mit Literaturwerten übereinstimmt. Die graphitbeschichteten Bleche besitzen einen Absorptionsgrad von A_G = 91,5 ± 0,3%. Für den Absorptionsgrad von Graphitoberflächen finden sich in der Literatur vergleichbare Werte von 90% [139] bzw. 95% [140]. Nach dem Kirchhoff´schen Strahlungsgesetz entspricht der Absorptionsgrad A dem Emissionsgrad ε. Neben dem als physikalisch ideal definierten schwarzen Strahler (ε = 1) gibt es auch graue Strahler, deren Emissionsgrad ε < 1 ist, jedoch bei beliebiger Wellenlänge gleiche Werte hat (ε = konstant) [65]. Das graphitbeschichtete Metall verhält sich wie ein grauer (ε < 1) Strahler mit Tendenz zu einem schwarzen Körper (ε = 1).

Der in dieser Arbeit verwendete korrosionsbeständige Stahl zeichnet sich durch eine hohe Korrosions- und Hitzebeständigkeit aus. Um diese Eigenschaften nicht zu beeinträchtigen, darf durch die laserbasierte Erwärmung

die schützende Chromoxidschicht nicht geschädigt werden. Eine zerstörungsfreie Analyse der Chromoxidschicht ist durch einen Farbschnelltest mittels eines Korrosionstestpads (Hersteller: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung; Typ: KorroPad) möglich. Es handelt sich um einen Vergleichstest (Prüfzeit: t_{KP} = 15 min.; Prüftemperatur T_{KP} = 20 +/-5 °C), der die Basis für eine qualitative Bewertung liefert. Das Verfahren kann für korrosionsbeständige Stähle mit PREN ≥ 18 angewendet werden [141]. Für die Prüfung wird das gelartige, gelblich erscheinende KorroPad auf der Metalloberfläche appliziert (siehe Bild 19). Dort erzeugt das Pad einen Feuchtigkeitsfilm, wodurch sich ein definiertes Korrosionssystem einstellt. An Oberflächen mit einer gut ausgebildeten Chromoxidschicht kommt es zu keinem Farbumschlag. Eine gestörte oder unvollständig ausgebildete Chromoxidschicht kann lokal Korrosionsreaktionen hervorrufen, bei denen Eisenionen in Lösung gehen. Das KorroPad detektiert die den Metallverbund verlassenden Eisenionen Fe^{2+} mittels Kaliumhexacyanoferrat (III) und es kommt zu einem blauen Farbumschlag [143]. Untersuchungen haben gezeigt, dass die mit Hilfe von KorroPad ermittelten Ergebnisse sehr gut mit denen eines konventionellen Salzsprühnebelversuches übereinstimmen [142]. In Bild 19 ist eine schematische Darstellung der für die Untersuchungen genutzten Prüfanordnung zu sehen. Zudem sind resultierende Ergebnisse und deren Klassifizierung im Hinblick auf eine Korrosionswahrscheinlichkeit (gering, erhöht, hoch) beispielhaft dargestellt.

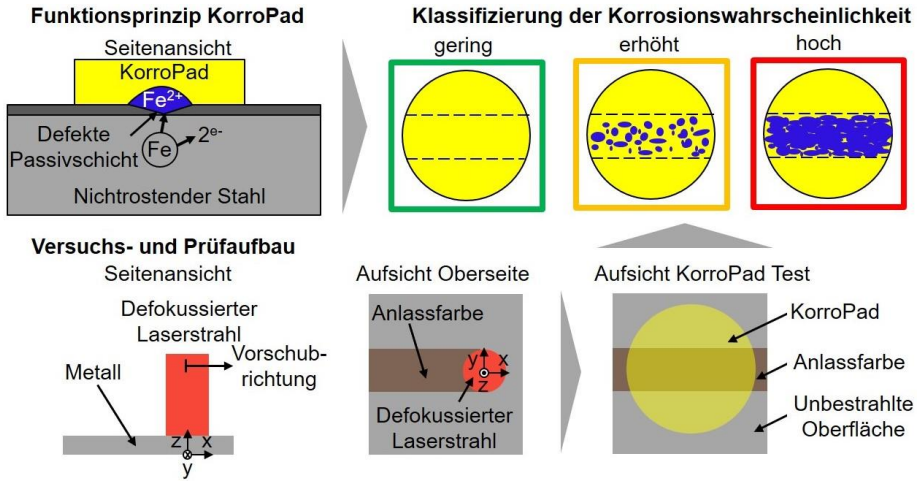


Bild 19: Schematische Darstellung des Funktionsprinzips der KorroPad Prüfung (nach [143]), des verwendeten Versuchs- und Prüfaufbaus sowie der Klassifizierung der resultierenden Prüfergebnissen unter Berücksichtigung der Korrosionswahrscheinlichkeit

Neben den Absorptions- und Korrosionseigenschaften der bestrahlten Metalloberfläche sind die Oberflächeneigenschaften des Metalls von großer

Bedeutung für die Haftung des aufgeschmolzenen Thermoplasts. Während des Fügevorgangs benetzt der thermoplastische Fügepartner die metallische Fügefläche und es bilden sich Adhäsionskräfte aus. In dieser Arbeit wird der Einfluss der Oberflächenvorbehandlung auf die erzielbare Klebfestigkeit verschiedener Thermoplast-Metall-Schmelzklebungen analysiert. Die Oberflächenvorbereitung ist für alle metallischen Proben identisch, unabhängig davon, ob sie eine zusätzliche Oberflächenvorbehandlung erhalten haben. Vor dem Fügeprozess werden alle metallischen Probekörper stets in einem Ultraschallbad für mehrere Minuten in H_2O gelagert und anschließend mit Aceton gereinigt. Im Gegensatz dazu ist für thermoplastische Fügepartner die Lagerung im Ultraschallbad ungeeignet, da Kunststoffe zum Teil hygroskopische Eigenschaften (siehe Kap. 4.1.1) aufweisen. Daher werden die thermoplastischen Fügeteile lediglich mit Aceton (PP; PA6; PA PACM12) bzw. Isopropanol (PMMA) von Staub, Fett und weiteren Kontaminationen gereinigt. Die durchgeführte Oberflächenvorbehandlung der metallischen Werkstoffe kann in mechanische und laserbasierte Verfahren unterteilt werden. Die mechanische Oberflächenvorbehandlung erfolgt durch Strahlen mit Strahlgut (Hersteller: HGH; Typ: SM 2002 A) bzw. polieren der Metalloberfläche mit Polierpaste (Hersteller: DELU AKO MINKY; Typ: AKO Polish). Für die laserbasierte Oberflächenvorbehandlung der metallischen Fügeteile werden ein Kurzpuls- (Hersteller: TRUMPF; Typ: VectorMark VMc3; λ = 1064 nm, t_P < 45 ns) und ein Ultrakurzpulslaser (Typ: Fuego; Hersteller: Time-Bandwidth Products; λ = 1064 nm, $t_P \approx$ 10 ps) mit jeweils gaußförmigen Strahlprofilen verwendet. Mit dem Kurzpulslaser (Parameter: d_L = 40 µm; P_L = 10,8 W; f = 60 kHz; v = 300 mm/s; h_L = 70 µm, Anzahl der Überfahrten Ü = 5) werden linienartige, makroskopische Strukturen in der Stahloberfläche erzeugt, um eine mechanische Adhäsion durch Verkrallung zwischen dem Metall und der Thermoplastschmelze zu schaffen. Im Gegensatz dazu werden mit dem Ultrakurzpulslaser (Parameter: d_L = 60 µm, P_L = 11,3 W, f = 200 kHz, v = 50 mm/s, h_L = 7,5 µm, Anzahl der Überfahrten Ü = 1) keine makroskopischen, sondern mikro- bzw. nanoskalige Oberflächenstrukturen erzeugt und deren Einfluss auf die Verbundhaftung analysiert. Die Beurteilung der Oberflächentopografie erfolgt anhand des arithmetischen Mittenrauwerts S_a sowie der Oberflächenvergrößerung f_V (siehe Gleichung 1), die mit Hilfe eines Laser Scanning Mikroskops (LSM; Hersteller: Olympus, Typ: LEXT OLS4000) ermittelt werden. Zudem wird die Oberflächengestalt der Proben durch Aufnahmen, die mit Hilfe eines Rasterelektronenmikroskops (REM; Hersteller: ZEISS; Typ: MERLIN) erstellt werden, beurteilt.

4.2 Versuchseinrichtungen

4.2.1 Versuchsaufbau für die laserbasierte Erwärmung von Metallen

In diesem Abschnitt werden die Versuchsaufbauten für die laserbasierte Erwärmung von Metallen und die Messung der dadurch entstehenden Temperaturen beschrieben. Als Strahlquelle wird ein Scheibenlaser (Hersteller: TRUMPF; Typ: HLD 4002; $P_{L,max}$ = 4 kW) mit einer Wellenlänge λ von 1030 nm verwendet. Dieser ist über ein Lichtleitkabel (LLK; Kerndurchmesser d_{LLK} = 200 µm) mit einer Fokussieroptik (Hersteller: TRUMPF; Typ: PFO33; Kollimationsbrennweite f_K = 150 mm; Fokussierbrennweite f_F = 450 mm) verbunden, die für die Strahlablenkung genutzt wird. Die Fokussieroptik ist fest an einem Industrieroboter (Hersteller: Kuka; Typ: KR 30 HA) montiert, durch den der Arbeitsabstand eingestellt wird.

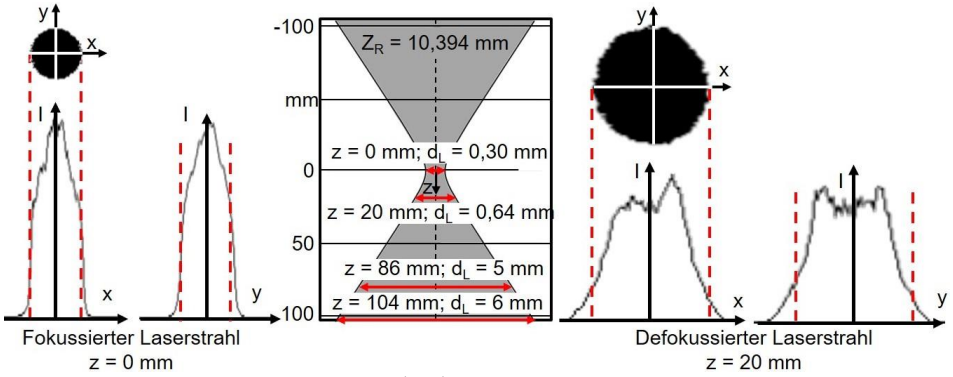


Bild 20: Kaustik und Strahlprofil des (de-)fokussierten Laserstrahls sowie Darstellung des Laserstrahldurchmessers entlang der Laserstrahlpropagationsrichtung z

Die räumliche Leistungsdichteverteilung im Laserstrahlfokus (z = 0 mm) wurde mit Hilfe eines Kaustikmessgerätes (Hersteller: PRIMES; Typ: Focus-Monitor) analysiert. Die Auswertung der Messdaten erfolgte durch die gerätspezifische Auswertesoftware (Hersteller: PRIMES; Typ: LaserDiagnose-Software 2.73). Die Messung ergab einen minimalen Strahlradius w_0 von 0,297 mm. Die Rayleighlänge z_R beträgt 10,394 mm. Im Fokus besitzt die Laserstrahlung eine gaußförmige Intensitätsverteilung. Durch Defokussierung verändert sich das Strahlprofil. Es bildet sich ein Intensitätsplateau (siehe Bild 20, rechts). Basierend auf den experimentellen Messwerten kann mit Gleichung 8 der Strahlradius w(z) für jeden Abstand z von der Strahltaille (z = 0) berechnet werden. Für die Untersuchungen wird der Laserstrahl stark defokussiert verwendet. Der Laserstrahldurchmesser d_L am Werkstück beträgt 5 mm bzw. 6mm. Hierfür wird der Arbeitsabstand um

86 bzw. 104 mm verschoben. Durch die starke Defokussierung wird das charakteristische Verhalten des Gauß-Strahls weiter gemindert, so dass die vereinfachte Annahme eines top-hat Strahlprofils zulässsig erscheint (siehe Bild 13a und Bild 20, rechts).

Für die berührungslose Temperaturmessung kommen ein Pyrometer (Hersteller: LumaSense Technologies; Typ: IMPAC IP 140 MB5.5) und eine Thermokamera (Hersteller: Thermosensorik; Typ: CMT 384 SM) zum Einsatz (Bild 21a). Die Laserstrahlung wird an der Metalloberseite absorbiert und in Wärme umgewandelt. Die punktuelle Messung der absoluten Oberflächentemperatur erfolgt durch das Pyrometer (Blei-Sulfit-Detektor; spektraler Messbereich: λ_P = 2,0 - 2,8 µm; Messabstand a_P = 150 mm; Aufnahmefrequenz f_P = 112 Hz) an der graphitbeschichteten Metallunterseite (ε_G = 0,92; siehe Kap. 4.1.4). Das gerätespezifisch ermittelte Ausgangssignal für das Pyrometer wird als Pyrometer-Temperatur T_P [°C] bezeichnet. Der für die Messung verwendete Messfleckdurchmesser d_P = 1,6 mm ist deutlich kleiner als der für die Erwärmung des Metalls verwendete Laserstrahldurchmesser, so dass von einer über die Messstelle homogenen Temperaturverteilung ausgegangen wird. Im Gegensatz zur Pyrometrie, bei der nur punktuell und somit lokal begrenzte Temperaturfelder ermittelt werden können, ist durch den Einsatz einer Thermokamera (Cadmium-Quecksilber-Tellurid-Detektor; spektraler Messbereich: λ_T = 1,5 - 5µm; Messabstand a_T = 140 mm; Aufnahmefrequenz f_T = 132 Hz; Integrationszeit t_I = 40 µs) eine gesamtheitliche Darstellung der Wärmeverteilung möglich. Die verwendete Thermokamera gibt jedoch keine absoluten Temperaturen an, sondern liefert ein zur gemessenen Intensität korrelierendes Ausgangssignal in der Einheit Digits (Abk.: Dgs), das als Thermokamera-Signal T_{TS} bezeichnet wird. In Bild 21b ist ein Thermogramm einer laserbasierten Metallerwärmung in Falschfarbendarstellung zu sehen. Durch Kalibrierung der Thermokamera-Signale T_{TS} mit den ermittelten Pyrometer-Temperaturen T_P ist eine Angabe der Thermokamera-Temperatur T_T [°C] möglich.

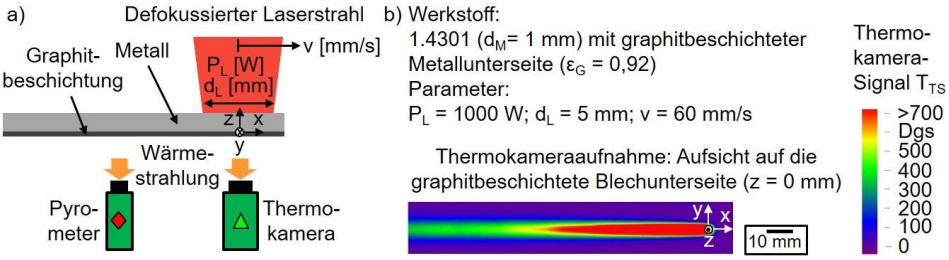


Bild 21: a) Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus für die strahlungsbasierte Temperaturmessung von laserbasiert erzeugten Temperaturfeldern; b) Thermogramm (Aufsicht auf die Metallunterseite) einer laserbasierten Metallbestrahlung

4.2.2 Versuchsaufbau für das Kleben

Zur Erzeugung von laserbasierten Schmelzklebungen werden die Proben in einer Aufnahme positioniert und mit Hilfe eines doppelwirkenden, pneumatischen Hubzylinders (Hersteller: Festo; Typ: ADNGF-100-25-PA) mit integrierter Linearführung gegen eine Spannbrille gedrückt (siehe Bild 22a). Der Fügedruck p_F wird durch einen Präzisionsdruckregler (Hersteller: AirCom Pneumatic; Typ: 11-814-100) auf p_{Luft} = 3 bar eingestellt. Basierend auf Messung der Hubkraft mit einer Kraftmessdose (Hersteller: Sauter; Typ: FH-500) und anschließender Extrapolation wird eine resultierende Hubkraft F_H von ca. 2000 N ermittelt. Für die Analysen werden Zugscherproben (Hauptabmaße (gefügt): 80 · 50 mm²; Überlapplänge = 20 mm) und Dichtheitsprobekörper (siehe Bild 22b und c) verwendet.

Für das Fügen wird der in Kap. 4.2.1 beschriebene Scheibenlaser mit einem Laserstrahldurchmesser am Werkstück von 5 mm bzw. 6 mm verwendet. Die Ermittlung der Grenzflächentemperatur zwischen Thermoplast und Metall erfolgt taktil durch Feindraht-Thermoelementen vom Typ K (Hersteller: OMEGA Engineering; Typ: 5TC-TT-KI-36-1M; Thermoelement-Feindrahtdurchmesser d_{Te} = 0,13 mm; Aufnahmefrequenz f_{Te}= 200 Hz).

Für das Kleben von Kunststoff mit Metall werden meist Reaktionsklebstoffe nach dem Prinzip der Adhäsionsklebung eingesetzt [15]. Um das laserbasierte Schmelzkleben mit dem 2K-Reaktionskleben vergleichen zu können, werden Zugscherproben (Klebspalt: 0,1 mm; Überlapplänge: 5 mm) mit einer Benetzungsfläche von 250 mm² erzeugt. Als Klebstoff wird ein 2K-Klebstoff auf Epoxidharzbasis (Hersteller: 3M Deutschland; Typ: Scotch-Weld DP490) benutzt. Der ausgewählte Klebstoff ist laut Klebstoffhersteller [144] zähelastisch, besitzt eine hohe Festigkeit auch unter Temperaturbelastung und ein gutes Alterungsverhalten. Die Aushärtung des Reaktionsklebstoffes erfolgt durch eine chemische Reaktion. Bei Raumtemperatur wird die Endfestigkeit des verwendeten 2K-Klebstoffs erst nach sieben Tagen erreicht. Durch Wärme kann die Reaktion beschleunigt werden. In Anlehnung an die Herstellerangaben [144] wird in dieser Arbeit die Aushärtung durch eine einstündige Lagerung bei 80 °C herbeiführt (siehe Bild 22d). Des Weiteren werden hybride Leichtbauträger durch laserbasiertes Schmelzkleben (siehe Bild 22a) und 2K-Reaktionskleben gefügt. Die Hauptkomponenten des Trägers sind ein metallisches Schließblech (AlMg3; d_M = 2 mm) und ein Hutprofil aus Faserverbundkunststoff (Tepex dynalite 102; d_K = 2 mm). Das Schließblech besitzt eingesteckte Verrippungen (AlMg3; d_M = 2 mm) im Inneren des Hutprofils, die eine einheitlich Kraftverteilung ermöglichen und eine Ausbeulungen des Profils verringern

sollen (siehe Bild 22e, rechts). Die erzeugten Hybridträger werden anhand von 3-Punkt-Biegeversuchen (siehe Bild 23d) zerstörend getestet und ein Vergleich zwischen den Ergebnissen für die einzelnen Klebeverfahren gezogen.

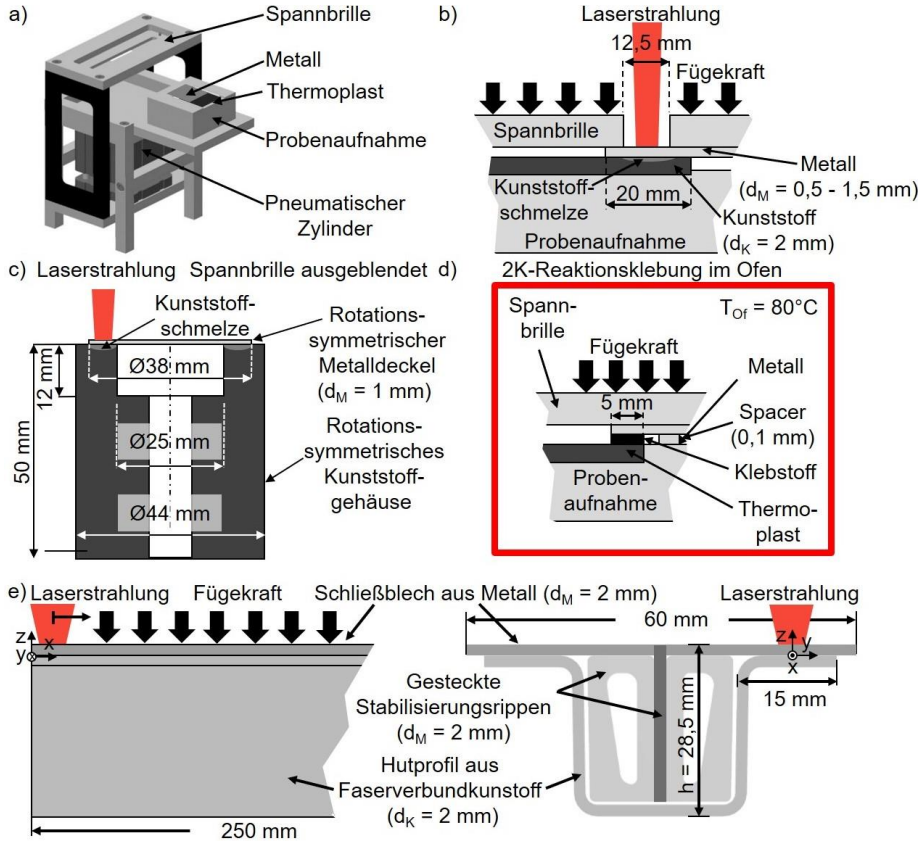


Bild 22: Schematische Darstellung von Versuchsaufbauten für das Kleben von Thermoplasten mit Metallen: a) Spanntechnik für das laserbasierte Schmelzkleben; b) Laserbasiertes Schmelzkleben einer Zugscherprobe; c) Laserbasiertes Schmelzkleben eines Dichtheitsprobekörpers; d) 2K-Reaktionskleben einer Zugscherprobe; e) Laserbasiertes Schmelzkleben eines Leichtbauträgers aus Metall und Faserverbundkunststoff

4.2.3 Analyse- und Prüfverfahren zur Charakterisierung der Klebung

Im Anschluss an das laserbasierte Schmelzkleben werden die erzeugten Klebungen optisch vermessen, um die Benetzungsfläche A_B zwischen Thermoplast und Metalloberfläche zu ermitteln (siehe Bild 23a). Hierfür werden die Proben mit dem Kunststofffügeteil nach unten in einen Flachbettscanner (Hersteller: Canon; Typ: iR ADVANCE C2230i) eingelegt, eingescannt und mit Hilfe eines Bildverarbeitungsprogramms (Hersteller: The GIMP Team; Typ: GIMP 2 (Version 2.8.4)) die Benetzungsfläche ermittelt.

Die gefügten Proben werden anschließend mit Hilfe einer Zugprüfmaschine (Hersteller: Zwick; Typ: Stand-Prüfmaschine Z100) einem Zugschertest (Prüfgeschwindigkeit $v_{Prüf}$ = 5 mm/min) unterzogen, wobei die Proben hierfür in eine extra konzipierte und angefertigte Prüfvorrichtung eingelegt werden, die entstehende Biegemomente während des Zugscherversuchs minimiert. Dadurch werden Fügeteilbrüche im Kunststoff vermieden und es kann eine vergleichbare Prüfung der Klebfestigkeit auch für verschiedene Werkstoffpaarungen durchgeführt werden. Die Zugscherfestigkeit wird entsprechend Gleichung 6 aus dem Quotienten der gemessenen maximalen Kraft F_{max} und der gemessenen Benetzungsfläche A_B berechnet.

Zur Analyse der Dichtheit wird ein gefügter Probekörper aus Polyamid und Cr-Ni-Stahl (siehe Bild 23c) mit einer Druckluftleitung verbunden. Der Probekörper wird kurzzeitig in ein Wasserbad gelegt und mit Druckluft beaufschlagt, wobei der Druck sukzessive gesteigert wird. Durch eine visuelle Prüfung wird eine mögliche Blasenbildung im Wasserbad beobachtet. Sobald Blasen zu sehen sind, wird der Versuch abgebrochen. Zur quantitativen Beurteilung des Versagensverhaltens wird der maximale Wert für die Druckluft notiert, bei dem der gefügte Verbund noch dicht war.

In Bild 23d ist ein Foto des für einen geklebten Leichtbauträger aus Metall und FVK durchgeführten 3-Punkt-Biegetests dargestellt. Zudem sind die Probekörper und Belastungsvarianten dargestellt. Es werden Träger mit und ohne Schließblech verwendet. Träger ohne Schließblech bestehen nur aus FVK und dienen als Referenz. Durch die Probenpositionierung beim 3-Punkt-Biegeversuch entstehen unterschiedliche Lastfälle. Befindet sich das Schließblech auf der Unterseite, so wird das Schließblech auf Zug und die Endlosfasern auf der Oberseite auf Druck belastet. Der umgekehrte Fall liegt vor, wenn sich das Schließblech oben befindet. Hierbei wird das Schließblech auf Druck und die Fasern auf Zug belastet. In der Auswertung wird die Positionierung berücksichtigt und durch die Information „Schließblech unten oder oben“ angegeben.

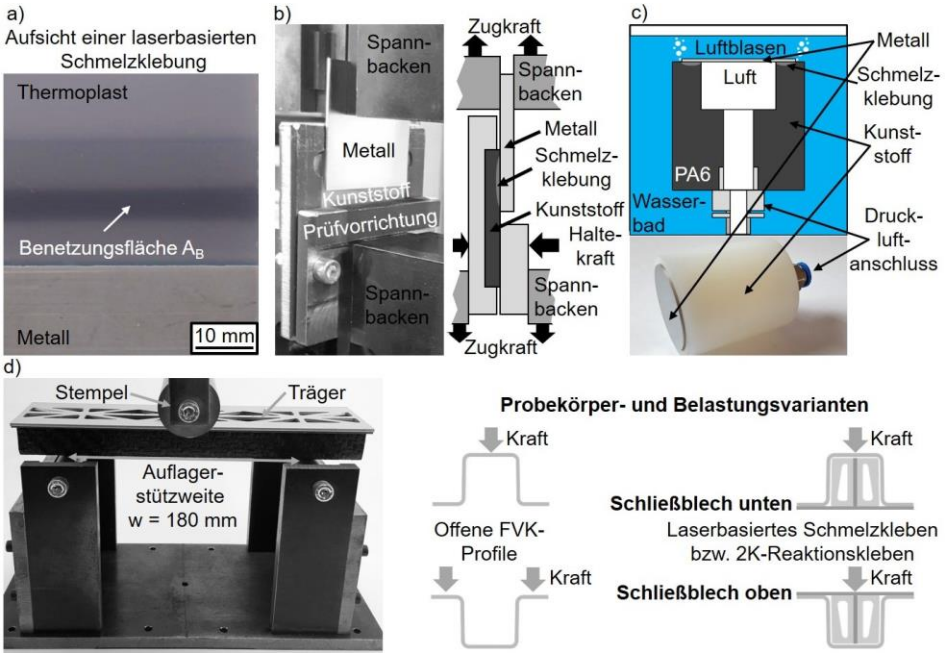


Bild 23: a) Aufsicht auf eine laserbasierte Thermoplast-Metall-Schmelzklebung; b) Foto und schematische Darstellung des durchgeführten Zugschertests unter Nutzung einer Prüfvorrichtung zur Minimierung des Biegemoments; c) Schematische Darstellung des durchgeführten Luft-Dichtheitstests; d) Foto des für einen geklebten Leichtbauträger aus Metall und Faserverbundkunststoff durchgeführten 3-Punkt-Biegetests

Die Bruchfläche der Proben wird nach der Bruchart (siehe Kap. 2.2.4) analysiert. Zudem wird eine parameter- und werkstoffspezifische Analyse der erzeugten Blasen durchgeführt (siehe Bild 24). Basierend auf einer vergleichenden Betrachtung der Versuchsergebnisse wird eine Unterteilung in keine, geringe, erhöhte und starke Blasenbildung vorgenommen. Die Analyse erfolgt durch ein Auflichtmikroskop (Hersteller: KEYENCE; Typ: VHX-20K Mikroskop). Es werden auch Dünnschnitte mit Hilfe eines Mikrotoms (Hersteller: Leica Microsystems Nussbach; Typ: RM2165) erstellt und Bilder der erzeugten Blasen mit Hilfe eines Durchlichtmikroskops (Hersteller: Olympus; Typ: BH2-UMA) aufgenommen (siehe Bild 24). Für ausgewählte Proben werden Aufnahmen der Bruchflächen mit einem Rasterelektronenmikroskop (Hersteller: ZEISS; Typ: MERLIN) gemacht sowie eine Elementanalyse mit Hilfe einer energiedispersiven Röntgenspektroskopie (EDX, engl. energy dispersive X-ray spectroscopy) durchgeführt. Weitere Untersuchungen des Autors zur Analyse der Blasenbildung und zur Analyse der Grenzflächenhaftung zwischen Metall und Thermoplast sind in [90, 145] zu finden.

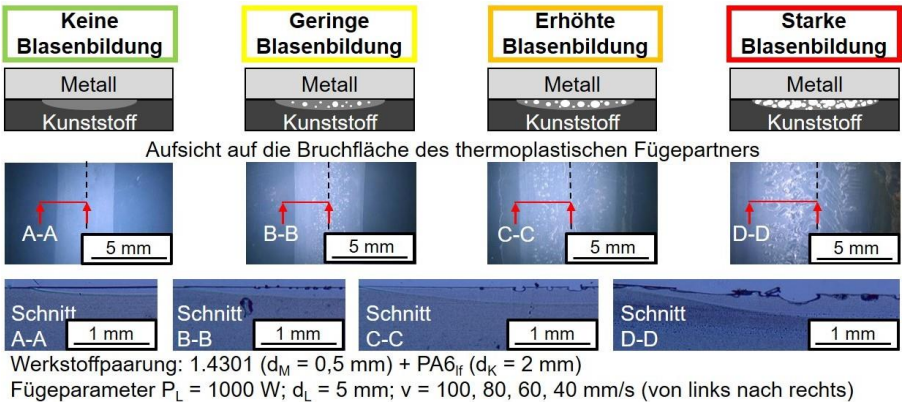


Bild 24: Klassifizierung der Blasenbildung (keine, geringe, erhöhte, starke) in der Grenzschicht zwischen Thermoplast und Metall sowie repräsentative Aufsicht- und Querschnittbilder für die jeweilige Blasenbildung

Um den Einfluss der Umweltbedingungen (Temperatur, Medien, Zeit) auf laserbasierte Schmelzklebungen analysieren zu können, werden Proben unterschiedlichen Lagerungsbedingungen ausgesetzt (siehe Bild 25). Zur Ermittlung der kurz- und längerfristigen Gebrauchstemperatur für die Klebung werden Proben in einem Ofen (Hersteller: Heraeus Instruments; Typ: UT 6P) bei verschiedenen Temperaturen gelagert (Ofen-Variante 1: Temperatur T_{Of} = 80, 100, 120 °C; Lagerungsdauer t_{Of} = 0,5 h; Ofen-Variante 2: Temperatur T_{Of} = 80 °C; Lagerungsdauer t_{Of} = 2 bzw. 8 h). Zur Überprüfung der Feuchtigkeitsbeständigkeit der Klebung werden Proben in einem Edelstahltopf auf einer regelbaren Heizplatte (Hersteller: IKA-Werke; Typ: C-MAG HP 10 IKATHERM) bei verschiedenen Temperaturen (Wasserbad-Variante 1: Temperatur: $T_{H2O,TR} = T_R$, Lagerungsdauer $t_{H2O,TR}$ = 192 h und 504 h; Wasserbad-Variante 2: Temperatur: $T_{H2O,80}$ = 80 °C; Lagerungsdauer: $t_{H2O,80}$ = 1, 2, 3 und 4 h) gelagert. Die Proben werden nach der Lagerung 24 h an Luft aufbewahrt und dann im Zugscherversuch geprüft.

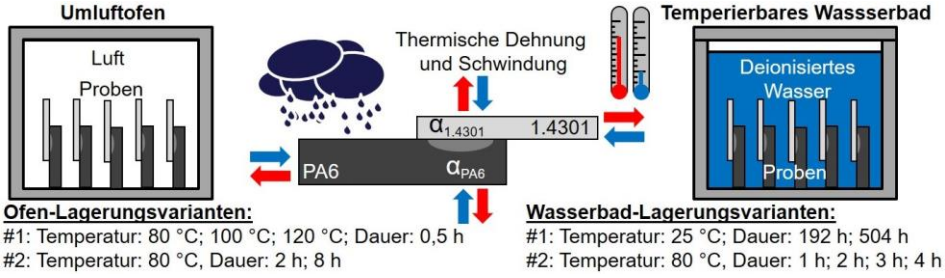


Bild 25: Schematische Darstellung verschiedener Lagerungsbedingungen gefügter Proben zur Analyse des Einflusses von Umweltbedingungen auf laserbasierte Schmelzklebungen

4.2.4 Temperaturberechnung

Die beim laserbasierten Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen entstehenden Temperaturen sind von größter Bedeutung für die Prozessauslegung. In diesem Abschnitt wird auf die numerische und analytische Berechnung der Prozesstemperaturen eingegangen.

Numerische Temperaturberechnung

Alle Aufheiz- und Abkühlvorgänge beim laserbasierten Schmelzkleben sind instationäre Wärmeübertragungsvorgänge, bei denen sich die Temperatur T(x, y, z, t) örtlich und zeitlich ändert. Die entstehenden Temperaturfelder können durch die Fourier´sche Differentialgleichung der Wärmeleitung für den instationären Fall beschrieben werden. Sie stellt einen Zusammenhang zwischen der Temperaturänderung pro Zeiteinheit $\partial T/\partial t$, der Dichte $\rho(T)$, der Wärmeleitfähigkeit $\lambda(T)$ und der spezifischen Wärmekapazität $c_P(T)$ sowie einer Wärmequelle mit einer Wärmestromdichte $\dot{q}$ her (siehe Gleichung 20) [65]. Die Wärmequelle beim laserbasierten Schmelzkleben entspricht der an der Oberfläche absorbierten Laserstrahlung.

$$\frac{\partial T}{\partial t} \cdot \rho(T) \cdot c_P(T) = \mathrm{div}\big(\lambda(T) \cdot \mathrm{grad}(T)\big) + \dot{q} \qquad (20)$$

Zur Lösung der Differentialgleichung müssen Randbedingungen für den Körper und Anfangsbedingungen für die Temperatur definiert werden [146]. Wärmeverluste an Oberflächen können durch Konvektion und Strahlung erfolgen (siehe Bild 13b). Der strahlungsbasierte Wärmeverlust ist jedoch gering, weshalb er vernachlässigt werden kann [147]. Für das laserbasierte Schmelzkleben von Kunststoffen und Metallen tritt freie Konvektion zwischen Luft und Metalloberfläche auf. Typische Werte für den Wärmeübergangskoeffizienten für freie Konvektion $\alpha_{W,f.\,Konv}$ liegen im Bereich von 3 und 20 $W/(m^2 \cdot K)$ [66].

Die Lösung der Fourier´sche Differentialgleichung der Wärmeleitung (siehe Gleichung 20) erfolgt mit Hilfe einer Software (Hersteller: Simulia, Typ: ABAQUS 6.9-EF) auf Basis der Finite Element Methode (FEM). Für die numerische Temperaturberechnung werden mehrere FEM-Simulationsmodelle (siehe Bild 26) aufgebaut. Die ermittelten Simulationsergebnisse werden durch experimentelle Untersuchen abgesichert, um die Eignung der Modelle für die Vorhersage nachzuweisen (siehe Kap 5.1).

Die Modellierung und Diskretisierung der Geometrien erfolgt im Simulationsprogramm. Für die Vernetzung werden Hexaederelemente (Typ DC3D8 mit linearer Ansatzfunktion) verwendet, die speziell für die Berechnung

von Temperaturfeldern geeignet sind. Um die Elementanzahl gering zu halten, wird eine adaptive Vernetzung gewählt. Bereiche, in denen eine Strahl-Stoff-Wechselwirkung stattfindet, werden feiner vernetzt. In den Randbereichen wird ein gröberes Netz genutzt. Das erzeugte Netz bleibt stets gleich und es kommt zu keiner Neuvernetzung. Für die verwendeten Werkstoffe wird ein homogenes, isotropes Materialverhalten gewählt. Zur Temperaturfeldberechnung werden die Wärmeleitfähigkeit λ_W, die spezifische Wärmekapazität c_p und die Dichte ρ der Werkstoffe benötigt (siehe Bild 6, Tabelle 3 und 4). Für die Umgebungstemperatur T_U und somit die Anfangstemperatur bei der Berechnung wird eine Raumtemperatur T_R von 25 °C gewählt. Zwischen den einzelnen Bestandteilen des Modells besteht ein idealer Wärmeübergang. Für die freiliegenden Flächen des Simulationsmodells wird nach [66] ein Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{W,f.Konv}$ von 10 W/(m²·K) festgelegt. Eine Abkühlung durch Wärmestrahlung ist nicht berücksichtigt, da diese vernachlässigbar gering ist [147].

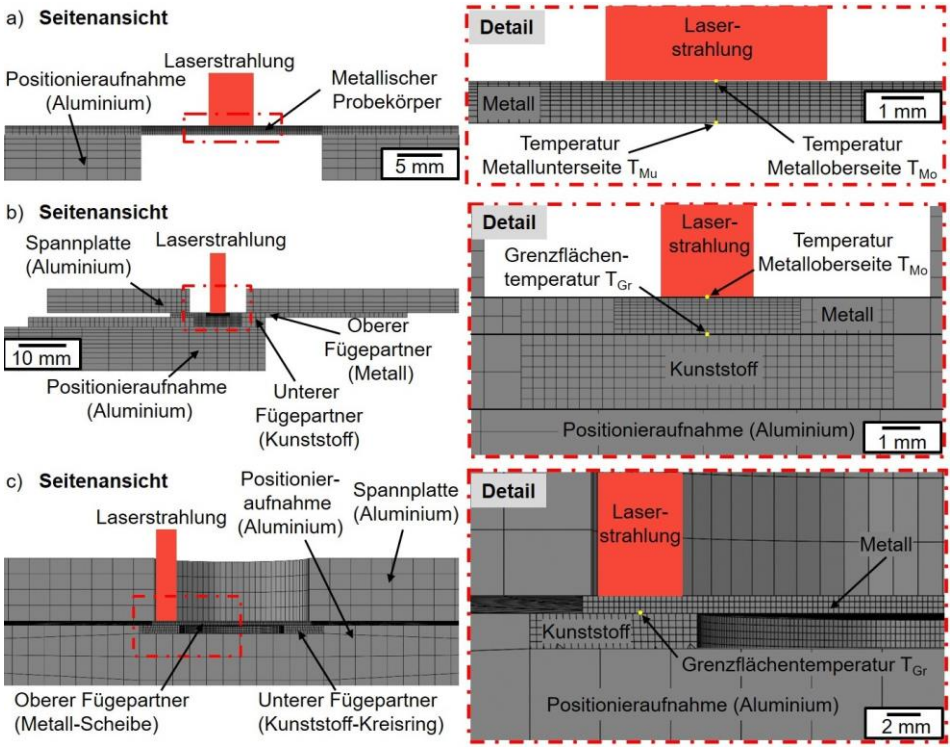


Bild 26: Simulative Versuchsaufbauten: a) Laserbasierte Metallerwärmung; b) Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen im Überlappstoß; c) Laserbasiertes Schmelzkleben eines Thermoplast-Metall-Probekörpers für die Dichtheitsprüfung

Die Laserstrahlung wird als ortsabhängige Flächenwärmequelle definiert. Sie ist über eine Fortran 90-Subroutine in die Simulationsmodelle eingebunden. In der Subroutine wird die emittierte Laserleistung P_L, der Laserstrahldurchmesser am Werkstück d_L, die Vorschubgeschwindigkeit v und der werkstoffspezifische Absorptionsgrad A (entspricht dem Einkoppelgrad η_A) festgelegt. Die Intensitätsverteilung des stark defokussiert verwendeten Laserstrahls wird in der Subroutine in Anlehnung an [139] als kreisrundes top-hat-Strahlprofile (siehe Bild 20) angenommen. Im Post-Processing werden die Ergebnisse manuell aufbereitet. Die wichtigsten Messpositionen für die Ermittlung von t-T-Verläufen sind in Bild 26 eingezeichnet und werden nachfolgend kurz erläutert.

Für die laserbasierte Erwärmung wird als Vergleichsgröße zwischen Experiment und Simulation die Temperatur an der Metallunterseite T_{Mu} (siehe Bild 26a) herangezogen (siehe Kap. 5.1.1, Bild 29). Nachdem der experimentelle Nachweis erbracht worden ist, dass das aufgestellte Modell für die Vorhersage geeignet ist, kann die durch Simulation ermittelte Temperatur an der Metalloberfläche T_{Mo} (siehe Bild 26a) im Hinblick auf korrosionsspezifische Fragestellungen genutzt werden (siehe Kap. 5.1.1, Bild 30). Der Vergleich zwischen Experiment und Simulation wird für das laserbasierte Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen im Überlappstoß u. a. anhand der Temperatur-Zeit-Verläufe (t-T-Verlauf) in der Grenzschicht durchgeführt. Hierbei wird die Grenzflächentemperatur T_{Gr} (siehe Bild 26b) aus Simulation und Thermoelementmessung verglichen (siehe Kap. 5.1.2, Bild 32). Erste Untersuchungsergebnisse des Autors zur Verwendung eines numerischen Simulationsmodells für die Prozessanalyse des laserbasierten Schmelzklebens wurden in [148] vorgestellt. Das in der vorliegenden Arbeit erprobte Modell wird anschließend für Variantenrechnungen zur Analyse von prozess- und werkstoffspezifischen Einflussgrößen auf das laserbasierte Schmelzkleben genutzt (siehe Kap. 5.2). Zudem wird auf Grundlage der vorangegangen Untersuchungen ein Modell für das laserbasierte Schmelzkleben eines Dichtheitsprüfkörpers aus Kunststoff und Metall erstellt (siehe Bild 26c) und Variantenrechnungen zur Ermittlung der Grenzflächentemperatur T_{Gr} in Abhängigkeit von den Prozessparametern durchgeführt. Für das Modell wird eine geometrische Vereinfachung des thermoplastischen Fügepartners vorgenommen, der nicht in seiner gesamten, realen Gestalt abgebildet wird. Seine Abmaße in z-Richtung werden von 50 mm auf 2 mm reduziert (siehe Bild 22c und Bild 26c). Diese Vereinfachung ist zulässig, da Kunststoffe im Vergleich zu Metallen sehr schlechte Wärmeleiter sind (siehe Bild 6b) und somit keine weitere Wärmeabfuhr in z-Richtung des thermoplastischen Dichtheitsprüfkörpers zu erwarten ist.

Analytische Temperaturberechnung

Für die numerische Temperaturberechnung ist eine Simulationssoftware erforderlich. Für die numerische Prozessvorhersage des laserbasierten Schmelzklebens von Thermoplasten mit Metallen müssen somit gewisse IT-Rahmenbedingungen (u. a. Rechner, Software, Lizenz) erfüllt werden. Zudem ist Expertenwissen für die Softwarebedienung und Auswertung der Simulationsexperimente notwendig. Daher ist es ein Ziel dieser Arbeit ein anwenderorientiertes, analytisches Berechnungsmodell zur Verfügung zu stellen, das ohne teure Simulationssoftware schnell und ohne vertieftes Expertenwissen eine sehr gute Vorhersage geeigneter Prozessparameter für das laserbasierte Schmelzkleben beliebiger metallischer und thermoplastischer Fügeteile ermöglicht. Äquivalent zum numerischen Berechnungsansatz wird beim analytischen Modell ein rein thermischer Lösungsansatz verfolgt, bei dem weder rheologische noch adhäsive Phänomene berücksichtigt werden. Eine experimentelle Überprüfung der Berechnung kann somit nicht entfallen. Durch die berechnungsgestützte Eingrenzung der Prozessparameter soll jedoch der Versuchsaufwand minimiert werden.

Die analytische Prozessvorhersage des laserbasierten Schmelzklebens von Thermoplasten mit Metallen basiert auf einer zweistufigen Temperaturberechnung. Im ersten Schritt wird die Durchschnittstemperatur T_{Av} (Engl.: Average = Durchschnitt) berechnet (siehe Gleichung 21), die bei der laserbasierten Erwärmung des Metalls mittig zum auftreffenden Laserstrahl (y = 0) entsteht. In diesem Modell wird die Temperatur als konstant über den Querschnitt des metallischen Fügeteils angenommen. Der analytische Berechnungsansatz zur Ermittlung der Durchschnittstemperatur T_{Av} ist aus [149] entnommen und basiert auf der Theorie von Carslaw & Jaeger [150]. Die Nomenklatur und Schreibweise der in Gleichung 21 dargestellten Variablen ist gezielt auf die vorliegende Arbeit angepasst worden. Im Anhang (siehe S. 131 - 132) findet sich eine ausführliche Beschreibung des analytischen Modells in ursprünglicher Form. Einflussfaktoren auf die Berechnung der Durchschnittstemperatur T_{Av} sind die Prozessparameter und Werkstoffeigenschaften. Wie bei der numerischen Simulation wird auch beim analytischen Modell ein rotationssymmetrisches top-hat Strahlprofil (siehe Bild 27) mit einer Intensität I verwendet. Neben dem Laserstrahldurchmesser d_L am Werkstück kommen die emittierte Laserleistung P_L, der Einkoppelgrad η_A (= Absorptionsgrad A) und die Vorschubgeschwindigkeit v zum Einsatz (siehe Gleichung 21, Bild 27). Für die Berechnung sind die folgenden Werkstoffeigenschaften des Metalls erforderlich: Dichte ρ_M, Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{W,M}$ und spezifische Wärmekapazität $c_{P,M}$. Das geometrische Abmaß des Metalls in Form der Materialstärke d_M wird hier als

Werkstoffeigenschaft betrachtet. Die aufgelisteten Werkstoffeigenschaften werden in Gleichung 21 ebenso berücksichtigt wie die Umgebungstemperatur T_U, die in diesem Fall mit einer Raumtemperatur T_R von 25 °C gleichgesetzt wird. Wie bereits in Kap. 2.3.3 beschrieben, kommt es zu Leistungsverlusten, so dass die absorbierte Laserleistung P_A nicht komplett als Prozessleistung P_P zur Verfügung steht. Die Verlustleistung wird in Gleichung 21 durch den thermischen Wirkungsgrad η_{th} berücksichtigt. Nach Gleichung 22 kann der thermische Wirkungsgrad η_{th} in Abhängigkeit vom Laserstrahldurchmesser d_L am Werkstück und der thermischen Eindringtiefe l_{th} (siehe Gleichung 19) analytisch berechnet werden.

$$T_{Av}(y=0)=\eta_A\cdot\eta_{th}\cdot\frac{I\cdot a\cdot t_{ww}}{d_M\cdot\lambda_{W,M}}+T_U=\eta_A\cdot\eta_{th}\cdot\frac{4}{\pi}\cdot\frac{P_L}{v\cdot d_L\cdot d_M\cdot\rho_M\cdot c_{P,M}}+T_U \quad (21)$$

$$\eta_{th}=1-4\cdot i^2\,\mathrm{erfc}\left(\frac{d_L}{2\cdot l_{th}}\right) \quad (22)$$

Im zweiten Schritt kann die analytisch berechnete Durchschnittstemperatur T_{Av} verwendet werde, um die Grenzflächentemperatur T_{Gr} (siehe Kap. 2.3.1, Gleichung 7) zwischen den Fügeteilen (Körper 1: Metall; Körper 2: Thermoplast) zu berechnen. Hierfür sind die Ausgangstemperaturen der Werkstoffe (Körper 1: $T_1 = T_{Av}$; Körper 2: T_2) sowie deren Werkstoffeigenschaften (Körper 1: ρ_1, $\lambda_{W,1}$, $c_{P,1}$; Körper 2: ρ_2, $\lambda_{W,2}$, $c_{P,2}$) erforderlich.

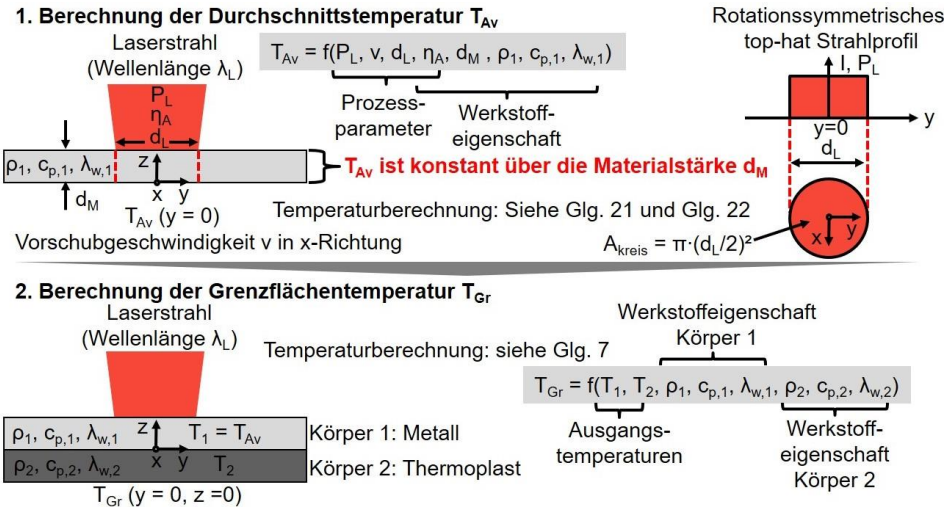


Bild 27: Schematische Darstellung der analytischen Berechnung der Durchschnittstemperatur T_{Av} (Gleichung (21) und Gleichung (22)) und der Grenzflächentemperatur T_{Gr} (Gleichung (7))

5 Experimentelle und berechnungsgestützte Prozessanalyse

5.1 Vergleich von Experiment und Berechnung

5.1.1 Laserbasierte Erwärmung von Metallen

Um den Prozess des laserbasierten Schmelzklebens von Kunststoffen mit Metallen besser zu verstehen, wird zunächst die laserbasierte Erwärmung des metallischen Fügeteils analysiert. Hierfür kommen ein experimenteller (siehe Bild 21a) und ein simulativer (siehe Bild 26a) Versuchsaufbau zum Einsatz. Neben der numerischen Temperaturberechnung basierend auf der Fourier´schen Differentialgleichung (siehe Gleichung 20) wird auch ein analytischer Ansatz (siehe Gleichung 21, 22) für die prozessspezifische Temperaturvorhersage genutzt. Die Ergebnisse werden verglichen, um die Vorhersagefähigkeit der Modelle zu überprüfen bzw. eine Kalibrierung durchführen zu können. Als Vergleichsgröße wird die Temperatur T_{Mu} an der Unterseite des durch Laserstrahlung erwärmten Metallteils genutzt. In Bild 28a sind simulativ und durch Pyrometrie- bzw. Thermografiemessungen experimentell ermittelte t-T_{Mu}-Verläufe dargestellt (Parameter: P_L = 1000 W; A = 0,4; d_L = 5 mm; v = 60 mm/s). Es zeigt sich, dass die ermittelten t-T_{Mu}-Verläufe kaum Unterschiede aufweisen. Daraus kann geschlussfolgert werden, dass das thermische Simulationsmodell die Realität sehr gut abbildet und für eine Prozessvorhersage bzw. -optimierung genutzt werden kann. Diese Aussage wird zusätzlich durch die sehr gute Übereinstimmung der durch Simulation bzw. Pyrometrie für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten ermittelten maximalen Temperatur $T_{Mu,max}$ auf der Metallunterseite untermauert (siehe Bild 28b). Die maximale Abweichung der Experiment- und Berechnungsergebnisse beträgt 3,2%. In Bild 28c ist eine vergleichende Darstellung der Ergebnisse der numerischen bzw. analytischen Temperaturberechnung zu sehen. Es zeigt sich für Cr-Ni-Stahl (Werkstoffeigenschaften: siehe Tabelle 4; A = 0,4), dass durch analytische Berechnung zu hohe Maximaltemperaturen (siehe Bild 28c; gestrichelte blaue Linie) im Vergleich zur Simulation (siehe Bild 28c; durchgezogene schwarze Linie) bzw. zum Experiment (siehe Bild 28b; rote Raute) ermittelt werden. Der nach Gleichung 22 berechnete thermische Wirkungsgrad η_{th} (siehe Bild 28d; gestrichelte blaue Linie) weist bereits ab einer Vorschubgeschwindigkeit von 60 mm/s einen Wert von 1 auf. Ab dieser Vorschubgeschwindigkeit werden somit keine Wärmeverluste mehr

berücksichtigt (siehe Gleichung 15; $P_V = 0$). Diese Annahme deckt sich jedoch nicht mit der Realität. Daher wird eine Kalibrierung des thermischen Wirkungsgrads η_{th} für die analytische Temperaturberechnung anhand der Simulations- und Experimentergebnisse durchgeführt. Mit Hilfe des kalibrierten, thermischen Wirkungsgrades $\eta_{th,k}$ (siehe Bild 28d; durchgezogene blaue Linie) kann eine sehr gute Übereinstimmung für die analytische und numerische Temperaturberechnung erzielt werden (siehe Bild 28c; durchgezogene blaue und schwarze Linie).

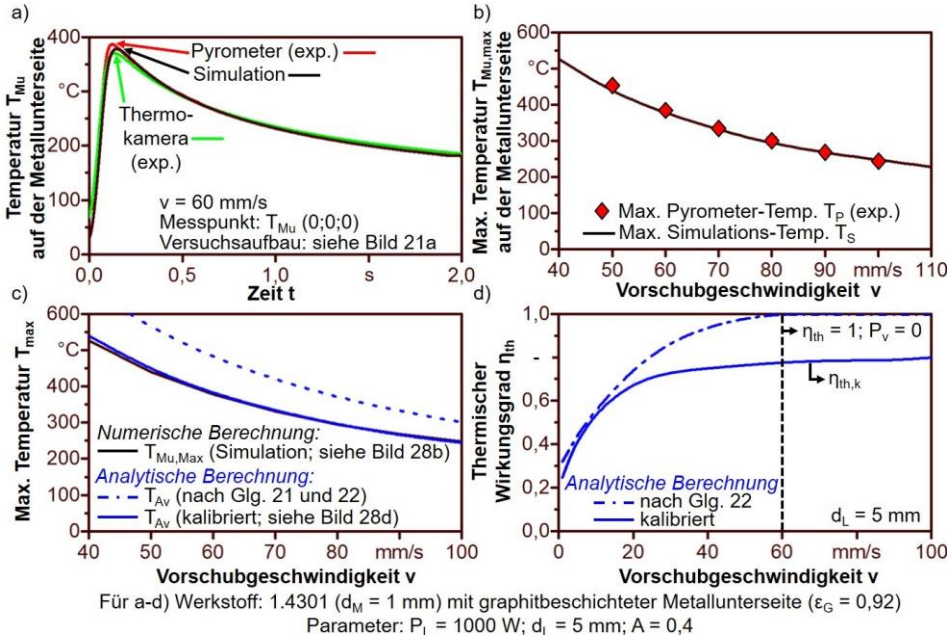


Bild 28: a) Experimentell und simulativ ermittelte t-T_{Mu}-Verläufe auf der Metallunterseite für v = 60 mm/s; b) Vergleich der max. Temperatur auf der Metallunterseite $T_{Mu,max}$ für Pyrometer- und Simulationsversuche; c) Max. Temperaturen in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v für die numerische und analytische Berechnung; d) Thermischer Wirkungsgrad η_{th} nach Gleichung (22) und nach der Kalibrierung in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v

In Bild 29a sind Falschfarben-Thermogramme für eine laserbasierte Metallbestrahlung mit einer Laserleistung von 1000 W für drei verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten (60, 80 und 100 mm/s) dargestellt. Es zeigt sich, dass mit steigender Geschwindigkeit die Größe des laserinduzierten Temperaturfeldes abnimmt. In Bild 29b ist die laterale Temperaturverteilung auf der Metallunterseite entlang der Position auf der y-Achse (siehe Bild 29a) quantitativ für verschiedene Geschwindigkeiten dargestellt. Die maximale Temperatur $T_{Mu,max}$ auf der Metallunterseite nimmt mit zunehmender Geschwindigkeit sowie mit steigender Entfernung vom Bestrah-

lungszentrum (y = 0 mm) ab. Bild 29b belegt eine Übereinstimmung zwischen Experiment (Messpunkte: Dreieck, Viereck, Kreis) und Simulation (gestrichelte bzw. durchgezogene Linien). Die maximale Abweichung zwischen den Simulations- und Experimentergebnissen beträgt 2,5%.

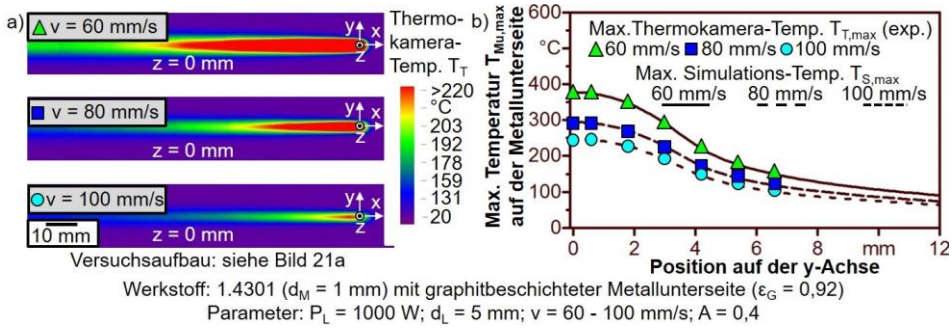


Bild 29: Vergleich von experimentell und simulativ ermittelten Versuchsergebnissen: a) Max. Temperatur auf der Metallunterseite $T_{Mu,max}$ für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten v; b) Temperatur auf der Metallunterseite T_{Mu} entsprechend der Position auf der y-Achse für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten v

Das aufgestellte Simulationsmodell ist für die Vorhersage der laserbasierten Erwärmung von Metallen geeignet. Die Simulation wird nun genutzt, um im Zusammenspiel mit experimentell durchgeführten KorroPad Prüfungen (siehe Bild 30a) die korrosionsbedingt maximal zulässige Temperatur T_{korr} an der Oberseite des korrosionsbeständigen Stahls zu ermitteln. Bei den Versuchen wird die Laserleistung (P_L = 1000 W) und der Laserstrahldurchmesser am Werkstück (d_L = 5 mm) konstant gehalten. Die Vorschubgeschwindigkeit v variiert zwischen 20 und 100 mm/s. Für die Simulationsversuche wird jeweils die maximale Temperatur $T_{Mo,max}$ an der Metalloberseite ermittelt, die deutlich größer ist als die maximale Temperatur $T_{Mu,max}$ an der Metallunterseite (siehe Bild 30b). Der Temperaturunterschied zwischen der bestrahlten Metalloberfläche und der Metallunterseite (siehe Bild 30b) wird durch das analytische Berechnungsmodell (siehe Kap. 4.2.4) nicht erfasst, da eine einheitliche Temperatur über den Querschnitt des metallischen Fügeteils angenommen wird. Das analytische Modell kann somit für die Ermittlung der korrosionsbedingt maximal zulässigen Temperatur T_{korr} nicht genutzt werden.

Die laserinduzierte Wärme darf die Chromoxidschicht des korrosionsbeständigen Stahls nicht schädigen, andernfalls kommt es zu Korrosion. Der Zustand der Chromoxidschicht nach der Bestrahlung wird durch einen Farbschnelltest zerstörungsfrei analysiert (siehe Bild 19). Kein Farbumschlag bedeutet eine geringe Korrosionswahrscheinlichkeit. Je mehr blauer Farbumschlag vorliegt, desto höher ist die Korrosionswahrscheinlichkeit

(Bild 30a, rechts). In dieser Arbeit wird zwischen geringer (grün), erhöhter (orange) und hoher (rot) Korrosionswahrscheinlichkeit unterschieden. In Bild 30a sind mehrere bestrahlte Oberflächen und deren Anlassfarben dargestellt. Die Proben unterscheiden sich darin, dass sie mit unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten im Bereich von 20 bis 50 mm/s erzeugt wurden. In Bild 30b ist zu sehen, dass die maximale Temperatur $T_{Mo,max}$ auf der Metalloberseite den Umkehrpunkt von Erwärmung zu Abkühlung darstellt. Prozessbedingt gibt es keine Haltezeit für die Maximaltemperatur. In Bild 30c ist die maximale Temperatur $T_{Mo,max}$ auf der Metalloberseite in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit dargestellt. Zudem ist eine parameterbedingte Zuordnung der Korrosionswahrscheinlichkeit basierend auf den KorroPad Prüfungen eingetragen. Anhand dieser Ergebnisse wird eine korrosionsbedingt maximal zulässige Temperatur T_{korr} von 760 °C an der Oberseite des verwendeten Cr-Ni-Stahls festgelegt, so dass für eine Laserleistung von 1000 W die Vorschubgeschwindigkeit nicht weniger als 50 mm/s betragen darf. Der in dieser Arbeit ermittelte Grenzwert zeigt eine gute Übereinstimmung mit der kritischen Einsatztemperatur für Cr-Ni-Stählen. Diese liegt gemäß Literatur [151] zwischen 700 und 900 °C.

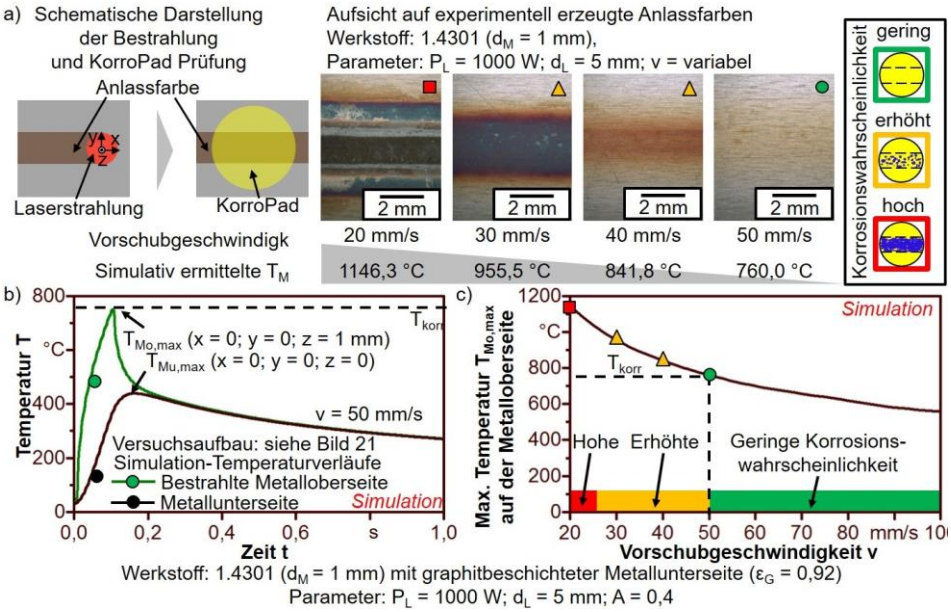


Bild 30: a) Schematische Darstellung der Bestrahlung der Metalloberfläche und der anschließend durchgeführten KorroPad Prüfung sowie Aufsicht auf experimentell erzeugte Anlassfarben mit dazugehöriger Korrosionswahrscheinlichkeit und maximaler Temperatur auf der Metalloberfläche $T_{Mo,max}$; b) t-T-Verläufe auf der Metalloberseite T_{Mo} und Metallunterseite T_{Mu} für v = 50 mm/s; c) Maximale Temperatur auf der Metalloberseite $T_{Mo,max}$ für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten v

5.1.2 Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen

Das Verfahrensprinzip für das laserbasierte Schmelzkleben ohne zusätzlichen Klebstoff wird in Kap. 2.3.3 qualitativ beschrieben. Um jedoch eine quantitative Prozessanalyse zu ermöglichen, müssen prozessspezifische Kenngrößen definiert und diese auf ihre Anwendbarkeit übergeprüft werden. Da der thermoplastische Fügepartner als physikalisch abbindender Klebstoff fungiert, der je nach Temperatur fest oder schmelzflüssig vorliegt, erscheint die Analyse der prozessspezifischen Temperaturen zielführend. Um die Temperaturen zu ermitteln, wird aufbauend auf dem in Kap. 5.1.1 vorgestellten Modell ein weiteres Simulationsmodell für das laserbasierte Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen im Überlappstoß erstellt (siehe Bild 26b). Die prozessspezifischen Temperaturen und Zeiten, die das laserbasierte Schmelzkleben charakterisieren, werden nun näher vorgestellt. Um eine Beurteilung der Vorhersagefähigkeit des Simulationsmodells zu ermöglichen, werden Vergleichsexperimente durchgeführt.

Prozessspezifische Temperaturen und Zeiten

In Bild 31a ist schematisch eine Überlappverbindung aus Thermoplast und Metall mit einer sich typischerweise beim laserbasierten Schmelzkleben ausbildenden Schmelzlinse dargestellt. Zur Orientierung ist in die Grenzfläche zwischen Thermoplast und Metall ein Koordinatensystem eingetragen. Die Vorschubbewegung des Laserstrahls erfolgt in x-Richtung. Die eingebrachte Wärme fließt durch Wärmeleitung in alle Raumrichtungen. Entlang der z-Achse wird die Wärme in die Grenzfläche transportiert. Jeder Punkt im Koordinatensystem besitzt seinen eigenen, lokalen t-T-Verlauf. In Bild 31b sind beispielhaft die t-T-Verläufe für die bestrahlte Metalloberfläche sowie die Grenzfläche zwischen Thermoplast und Metall dargestellt. Aus dem Kurvenverlauf wird deutlich, dass durch Laserbestrahlung die Temperatur an der Metalloberfläche sehr schnell und annähernd linear ansteigt bis sie ein Maximum in Form der maximalen Oberflächentemperatur $T_{Mo,max}$ erreicht. Dabei darf die korrosionsbedingt maximal zulässige Temperatur T_{korr} (siehe Bild 30c) nicht überschritten werden. Entlang der Materialstärke des Metalls nimmt die Temperatur durch laterale Wärmeverluste ab, so dass die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ zwischen Kunststoff und Metall einen deutlich geringeren Wert aufweist als die maximale Oberflächentemperatur. Der Temperaturanstieg in der Grenzfläche erfolgt nahezu linear bis die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ erreicht ist. Für das Fügen muss die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ höher als die Fließtemperatur T_F (siehe Kap. 2.3.1) und kleiner

als die Zersetzungstemperatur T_Z sein. Die Temperatur in der Fügezone beim laserbasierten Schmelzkleben ist stark zeitabhängig (siehe Bild 31b). Eine genaue Angabe über die exakt notwendige Temperatur in der Grenzfläche gibt es bisher nicht.

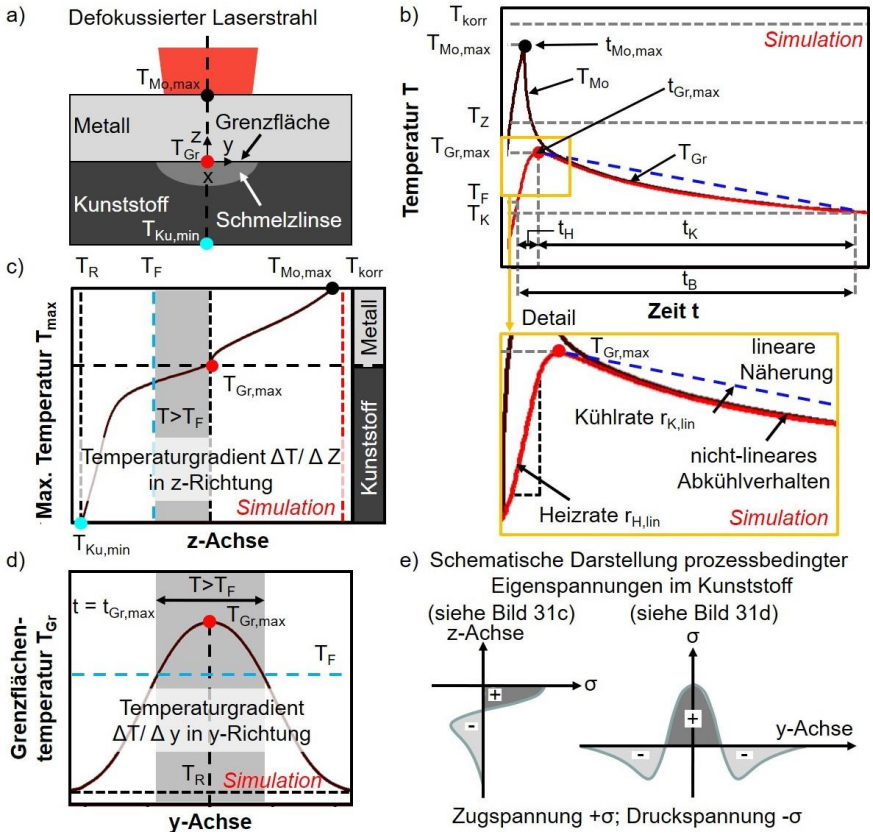


Bild 31: a) Schematische Darstellung einer Überlappverbindung aus Thermoplast und Metall; b) t-T-Verlauf auf der Oberfläche des bestrahlten Metalls (T_{Mo}) und in der Grenzfläche (T_{Gr}) sowie charakteristische Prozesstemperaturen; c) Prozessbedingte maximale Temperatur T_{max} in z-Richtung; d) Prozessbedingte Grenzflächentemperatur T_{Gr} in y-Richtung; e) Prozessbedingte Eigenspannungen im Kunststoff in z- bzw. y-Richtung

Eine weitere Kenngröße zur Beschreibung des Prozesses ist die Benetzungszeit t_B. In dieser Arbeit wird sie als Summe der Heizzeit t_H und Kühlzeit t_K definiert. Die Heizzeit t_H beschreibt dabei den Zeitraum, in dem die Grenzflächentemperatur T_{Gr} größer oder gleich der Fließtemperatur T_F ist. Das Aufheizen erfolgt linear, so dass die Heizrate $r_{H,lin}$ in diesem Bereich durch die Geradensteigung des Temperaturverlaufs wiedergegeben wird. Die Kühlzeit t_K entspricht dem Zeitraum, der im Anschluss an die Aufheizphase vorliegt. Für teilkristalline Thermoplaste endet er mit dem

Erreichen der Rekristallisationstemperatur T_K. Für amorphe Thermoplaste ist er durch die Glasübergangstemperatur T_G begrenzt. Im Gegensatz zum Aufheizen zeigt die Abkühlkurve ein nicht-lineares Verhalten. Um die Heiz- und Kühlrate vergleichen zu können, wird die lineare Kühlrate $r_{K,lin}$ durch eine Ersatzgerade angenähert (siehe Bild 31b, Detail). Für die Ausprägung der Schmelzlinse in y- und z-Richtung ist entscheidend, ob die Temperatur im Thermoplast über der Fließtemperatut T_F liegt. In Bild 31c und d ist der für die Schmelzlinse (siehe Bild 31a) relevante Bereich grau markiert. Kunststoffe sind sehr schlechte thermische Leiter, weshalb die Ausprägung der Schmelzlinse in z-Richtung sehr gering ist (siehe auch Bild 24). Auch in y-Richtung liegt ein Temperaturgradient $\Delta T/\Delta y$ vor, der durch einen Wärmestau in der Mitte und seitliche Wärmeleitungsverluste am Rand des Bestrahlungsbereichs begründet werden kann. In Bild 31d ist die örtliche Inhomogenität der Temperatur in der Grenzfläche entlang der y-Achse für den Zeitpunkt der maximalen Grenzflächentemperatur $t = t_{Gr,max}$ schematisch dargestellt. Das laserinduzierte Temperaturfeld weist ein örtlich symmetrisches Verhalten auf. In der Mitte wird die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ erreicht, wohingegen die Temperatur mit zunehmender Entfernung von der Mitte bis hin zur Raumtemperatur T_R abnimmt. Thermisch induzierte Eigenspannungen in der Klebung (siehe Bild 31e) sind die Folge der prozessbedingten Temperaturgradienten in y- ($\Delta T/\Delta y$) und z-Richtung ($\Delta T/\Delta z$) sowie der lokal unterschiedlichen Kontraktions- bzw. Ausdehnungsverhalten (siehe Bild 7a). Eigenspannungen wirken wie äußere Spannungen und führen zu einer Minderung der Festigkeit [16]. Die messtechnische Erfassung von Eigenspannungen ist sehr schwierig. Grundlegende Aussagen über die Spannungsverteilung basieren daher auf theoretischen Überlegungen, die das Problem phänomenologisch beschreiben [152]. Die Eigenspannungen beim laserbasierten Schmelzkleben entstehen vor allem durch Schwindung und behinderte Relaxationsvorgänge. In der Realität kommt es zu einer Überlagerung von Spannungszuständen. In Bild 31e sind resultierende Eigenspannungsprofile in y- und z-Richtung schematisch dargestellt. Generell gilt, dass heißere Bereiche später als kältere Bereiche erstarren. In den heißeren Bereichen liegen dadurch Zugspannungen ($+\sigma$) und in den kälteren Druckspannungen ($-\sigma$) vor. Aus Untersuchungen zum Laserdurchstrahlschweißen von Thermoplasten ist bekannt, dass vor allem Zugspannungen einen ungünstigen Einfluss auf die lokalen mechanischen Eigenschaften der geschweißten Kunststoffteile haben können [153]. In dieser Arbeit wird ein rein thermisches Simulationsmodell genutzt, so dass nur Temperaturfelder analysiert werden können. Thermisch induzierte Eigenspannungen werden nicht ermittelt. Hierfür wird ein thermo-mechanisches Simulationsmodell

benötigt. Die Grundlagen der prozess- und umweltbedingten Eigenspannungen werden jedoch bei der Interpretation der experimentellen Fügeergebnisse berücksichtigt.

Vergleich von Experiment und Berechnung für das laserbasierte Schmelzkleben

Nachfolgend werden Experiment- und Simulationsergebnisse für das laserbasierte Schmelzkleben quantitativ und qualitativ verglichen. Ziel der Untersuchungen ist es die Eignung des Simulationsmodells (siehe Kap. 4.2.4) für die Temperaturfeldvorhersage während des Füge- und Abkühlvorgangs beim laserbasierten Schmelzkleben nachzuweisen. Für die Versuche werden die Laserleistung P_L und Vorschubgeschwindigkeit v variiert. Der Strahldurchmesser d_L an der Werkstückoberfläche bleibt konstant. Die experimentelle Ermittlung der Grenzflächentemperatur T_{Gr} erfolgt taktil mit Hilfe von Thermoelementen. In Bild 32a sind schematisch die Erwärmungs- und Abkühlphase während der taktilen Temperaturmessung dargestellt. Das Thermoelement mit einem Feindrahtdurchmesser von 0,13 mm wird mittig zwischen die Fügeteile gepresst. Dadurch entsteht im Experiment vor dem Fügevorgang ein kleiner Luftspalt zwischen Thermoplast und Metall. Während des Fügens wird das Thermoelement in den schmelzflüssigen Kunststoff gedrückt, wodurch sich der Spalt schließt.

In Bild 32b ist ein simulativ berechnetes Temperaturfeld für den Querschnitt einer Schmelzklebung aus Cr-Ni-Stahl (d_M = 1 mm) und PA6 (d_K = 2 mm) zum Zeitpunkt t = $t_{Gr,max}$ dargestellt, die mit einem konstanten Parameterset (P_L = 1000 W; v = 50 mm/s; d_L = 5 mm) gefügt wurde. Temperaturen oberhalb von 400 °C werden dabei grau dargestellt. Im Isothermenbild ist eindeutig zu sehen, dass das metallische Fügeteil deutlich wärmer ist als das thermoplastische Fügeteil. Der Kunststoff erwärmt sich lediglich in der Nähe der Grenzfläche. Ein quantitativer Vergleich zwischen Experiment und Simulation erfolgt anhand der ermittelten t-T_{Gr}-Verläufe (siehe Bild 32c). Es zeigt sich, dass die maximalen Grenzflächentemperaturen $T_{Gr,max}$ aus Experiment und Simulation unterschiedliche Maximalwerte ($\Delta T_{Gr,max}$ = 81,2 °C) aufweisen. Dies lässt sich damit begründen, dass bei der taktilen Temperaturmessung in der Grenzschicht zunächst ein Spalt zwischen den Fügeteilen vorliegt. Das Thermoelement erfasst daher zum Zeitpunkt der Energieeinbringung durch den Laserstrahl für einen kurzen Moment einen Mittelwert für das Umgebungssystem Metall - Luft - Kunststoff. Die auf diese Art und Weise gemessene maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ ist geringer als die in der Simulation berechnete, da für das Simulationsmodell ein idealer Kontakt zwischen den beiden Fügeteilen

angenommen wird. Erst nachdem der Kunststoff aufgeschmolzen und das Thermoelement in diesen eingesunken ist, besteht auch zwischen Kunststoff und Metall im Experiment ein annähernd idealer Wärmeübergang. Bei genauerer Betrachtung von Bild 32c fällt auf, dass unter Vernachlässigung der Unterschiede bei der maximalen Grenzflächentemperatur die Kurvenverläufe in vielen Bereichen nahezu identisch sind. Es werden zudem annähernd gleiche Benetzungszeiten t_B ermittelt.

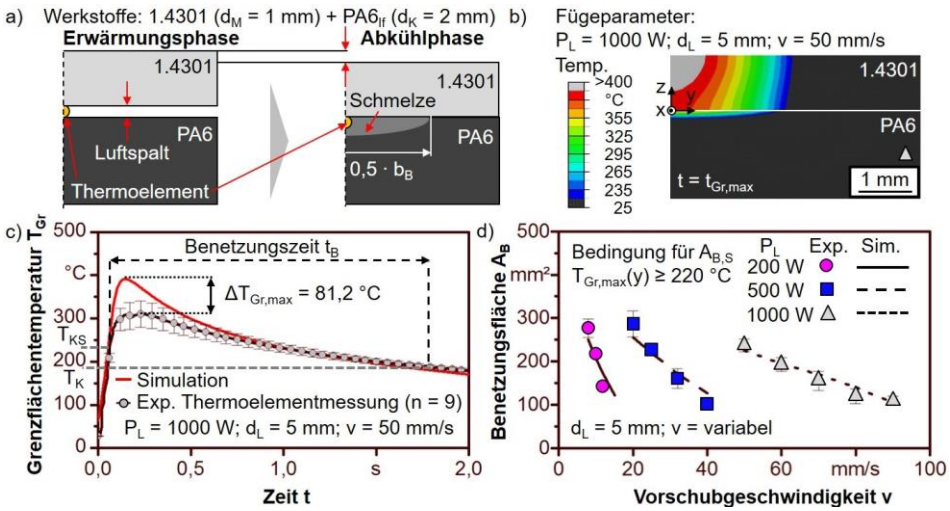


Bild 32: a) Schematische Darstellung der Erwärmungs- und Abkühlvorgänge bei der taktilen Temperaturmessung; b) Simulativ ermitteltes Isothermenfeld über dem Querschnitt einer laserbasierten Schmelzklebung (P_L = 1000 W; v = 50 mm/s; d_L = 5 mm); c) Experimentell und simulativ ermittelte t-T_{Gr}-Verläufe (P_L = 1000 W; v = 50 mm/s; d_L = 5 mm); d) Experimentell und simulativ ermittelte Benetzungsfläche A_B (Bedingung: $T_{Gr,max}(y) \geq 220$ °C = $T_{KS,PA6}$) für verschiedene Laserleistungen P_L und Vorschubgeschwindigkeiten v

Als weiteres Kriterium für die Übereinstimmung der Prozesssimulation mit dem Experiment wird die Benetzungsfläche A_B festgelegt (siehe Bild 32d). Sie lässt sich aus dem Produkt der parameterabhängigen Benetzungsbreite b_B und der konstanten Nahtlänge l = 50 mm berechnen. Für die Experimente zur Ermittlung der Benetzungsbreite werden Proben verwendet, die ohne dazwischenliegendes Thermoelement gefügt werden. Für die simulative Ermittlung der Benetzungsfläche $A_{B,S}$ wird die Annahme getroffen, dass eine Benetzung nur in Bereichen erfolgt, in denen die Grenzflächentemperatur T_{Gr} größer oder gleich der Fließ- bzw. Kristallitschmelztemperatur $T_{F,PA6} = T_{KS,PA6}$ = 220 °C des verwendeten PA6 ist. Die Ergebnisse für verschiedene Prozessparameter sind in Bild 32d dargestellt. Es wird deutlich, dass die simulativ (siehe Bild 32d; gestrichelte bzw. durchgezogene Linien) und experimentell (siehe Bild 32d; Messpunkte: Kreis, Viereck,

Quadrat) ermittelten Benetzungsflächen eine hohe Übereinstimmung zeigen. Aus Bild 32d kann für das gewählte Laserparameterset (Cr-Ni-Stahl: d_M = 1,0 mm; PA6: d_K = 2,0 mm; Laserparameter: P_L = 1000 W; v = 50 mm/s; d_L = 5 mm) ein Mittelwert für die Benetzungsfläche A_B von 237 ± 15 mm abgelesen werden. Bei einer Nahtlänge l von 50 mm entspricht das einer Benetzungsbreite b_B von ca. 4,7 mm. Der Mikrotomschnitt in Bild 33a zeigt die charakteristische Schmelzlinse eines thermoplastischen Fügeteils einer laserbasierten Schmelzklebung nach dem Zugschertest. Der durch die Simulation ermittelte Vergleichswert $b_{B,S}$ beträgt 4,5 mm. Es besteht somit eine gute Übereinstimmung zwischen experimentell und simulativ ermittelten Werten für die Benetzungsbreite. Die durch Experimente ermittelte Schmelzlinsenhöhe h_S beträgt ca. 0,15 mm. Zur simulativen Ermittlung der Schmelzlinsenhöhe $h_{S,S}$ wird die maximale Temperatur $T_{PA6,max}$ im Kunststoff (hier: PA6) entlang der z-Achse genutzt (siehe Bild 33b). Es wird angenommen, dass unterhalb der Kristallitschmelztemperatur $T_{KS,PA6}$ von Polyamid keine Plastifizierung des Kunststoffs erfolgt. Daraus ergibt sich eine simulative Schmelzlinsenhöhe $h_{S,S}$ von 0,16 mm. Es zeigt sich, dass eine vernachlässigbare Abweichung von 0,01 mm zwischen Experiment und Simulation vorliegt.

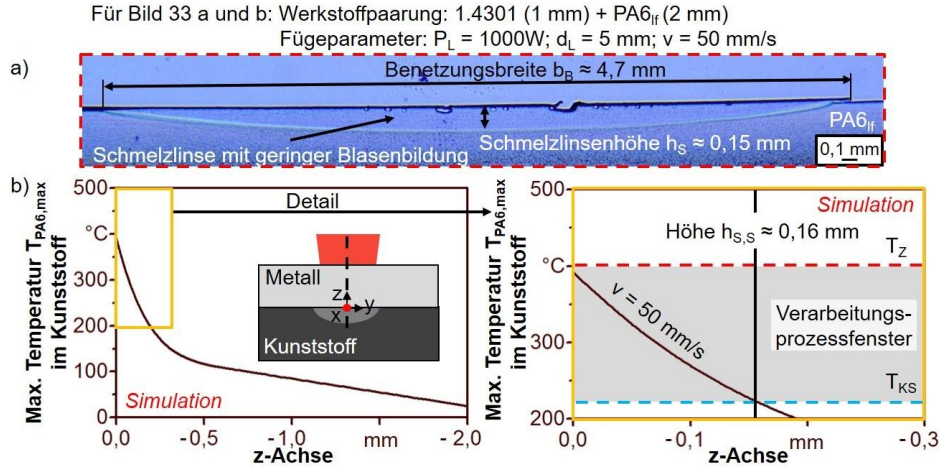


Bild 33: a) Mikrotomschnitt eines Kunststofffügeteils einer laserbasierten Schmelzklebung nach dem mechanischen Zugschertest der Verbundprobe; b) Max. Temperatur $T_{PA6,max}$ im Kunststoff (hier: PA6) entlang der z-Achse ($T_{PA6,max}$ (z = 0 mm) = $T_{Gr,max}$; $T_{PA6,max}$ (z = -2 mm) = $T_{Ku,min}$)

5.2 Analyse von Prozess-, Werkstoff- und Umwelteinflüssen

5.2.1 Einfluss der Prozessparameter

In diesem Abschnitt werden die Einflüsse der Prozessparameter Vorschubgeschwindigkeit v, Laserleistung P_L, Laserstrahldurchmesser am Werkstück d_L auf das laserbasierte Schmelzkleben und die daraus resultierende Klebung analysiert. Zudem wird der Unterschied zwischen dem Fügen durch Ein- und Mehrfachbestrahlung untersucht. Als Werkstoffe kommen gereinigter Cr-Ni-Stahl (siehe Tabelle 4) und luftfeuchtes PA6 (siehe Tabelle 3; $\varphi_{PA6,lf}$ = 2,02 ± 0,15 Gew.-%) zum Einsatz. In weiteren Versuchen wird der Wassergehalt der Kunststoffproben variiert. Ziel der Untersuchungen ist es, geeignete Verarbeitungsprozessfenster unter Berücksichtigung material- und adhäsionsspezifischer Randbedingungen zu ermitteln. Um dies zu ermöglichen, werden folgende Untersuchungen durchgeführt:

Korrosionsbedingung

- Ermittlung der maximalen Temperatur $T_{Mo,max}$ an der Metalloberseite und Vergleich mit der korrosionsbedingt maximal zulässigen Temperatur T_{korr}
- Ableitung einer korrosionsbedingt minimalen Vorschubgeschwindigkeit $v_{Mo,korr}$ in Abhängigkeit von den verwendeten Prozessparametern

Schmelz- und Zersetzungsbedingung

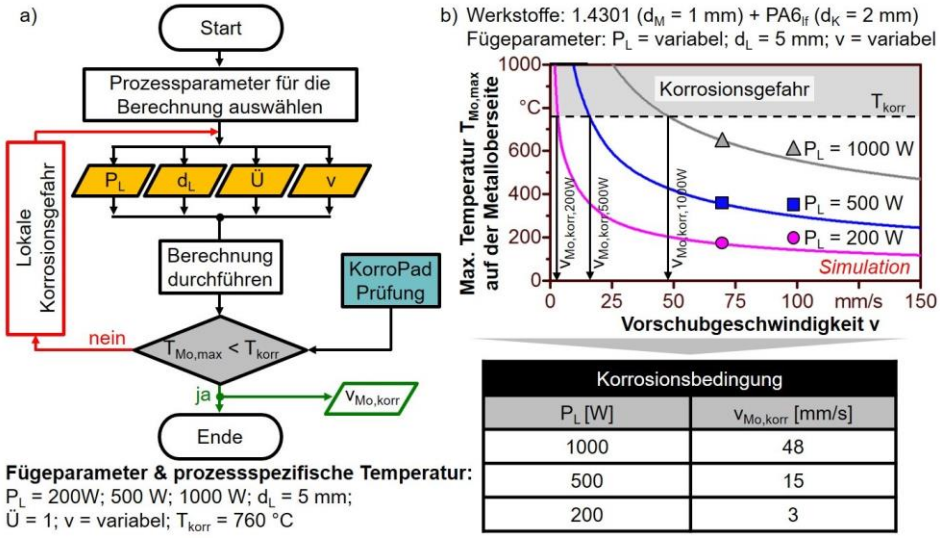
- Ermittlung der charakteristischen Temperaturen ($T_{Gr}(t = t_{Gr,max}) = T_{Gr,max}$) und der linearen Heiz- $r_{H,lin}$ und Kühlraten $r_{K,lin}$ in der Grenzfläche zwischen Thermoplast und Metall in Abhängigkeit von den Fügeprozessparametern
- Ableitung der maximalen Geschwindigkeit $v_{Gr,KS}$ in Bezug auf das Aufschmelzen des Kunststoffs und die minimale Geschwindigkeit $v_{Gr,Z}$ in Bezug auf die Zersetzung des Kunststoffs

Adhäsions- und Blasenbedingung

- Ermittlung der laserinduzierten Benetzungsfläche A_B und der maximalen Kraft F_{max} beim Zugscherversuch in Abhängigkeit von den Fügeprozessparametern sowie Berechnung der Zugscherfestigkeit τ
- Ableitung einer maximalen Geschwindigkeit $v_{Gr,Vh}$ zur Erzielung einer Verbundhaftung (F > 0 N) sowie einer minimalen Geschwindigkeit $v_{Gr,zbf}$ für die Realisierung einer zersetzungsblasenfreien Verbindung

Korrosionsbedingung

In Bild 34a ist das Flussdiagramm zur Ermittlung der korrosionsbedingt minimalen Vorschubgeschwindigkeiten $v_{Mo,korr}$ für das Fügen durch Einfachüberfahrt (Anzahl der Überfahrten Ü = 1) mit verschiedenen Laserleistungen P_L von 200 bis 1000 W bei konstantem Laserstrahldurchmesser am Werkstück d_L = 5 mm dargestellt. Die Korrosionsbedingung ist erfüllt, wenn die maximale Temperatur $T_{Mo,max}$ auf der Metalloberseite kleiner ist als die korrosionsbedingt maximal zulässige Temperatur T_{korr} (siehe Bild 30). In Bild 34b ist die maximale Temperatur $T_{Mo,max}$ an der Metalloberseite in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v für verschiedene Laserleistungen dargestellt. Zudem ist die in Kap. 5.1.1 für den Cr-Ni-Stahl experimentell ermittelte korrosionsbedingt maximal zulässige Temperatur T_{korr} von 760 °C an der Oberseite eingezeichnet. Der Schnittpunkt der Kurven mit T_{korr} ermöglicht die Bestimmung der minimalen Vorschubgeschwindigkeiten $v_{Mo,korr}$, durch die die Korrosionsbedingung noch erfüllt werden. In Abhängigkeit von der Laserleistung werden für $v_{Mo,korr}$ die Werte 3 mm/s (P_L = 200 W), 15 mm/s (P_L = 500 W) und 48 mm/s (P_L = 1000 W) ermittelt (siehe Bild 34b).



Korrosionsbedingung	
P_L [W]	$v_{Mo,korr}$ [mm/s]
1000	48
500	15
200	3

Bild 34: a) Flussdiagramm zur Ermittlung der korrosionsbedingt minimalen Vorschubgeschwindigkeiten $v_{Mo,korr}$; b) Maximale Temperatur $T_{Mo,max}$ auf der Metalloberseite in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v sowie abgeleitete korrosionsbedingte minimale Vorschubgeschwindigkeiten $v_{Mo,korr}$

Schmelz- und Zersetzungsbedingung

In Bild 35a sind simulativ ermittelte Temperaturverteilungen über den halben Querschnitt laserbasierter Schmelzklebungen dargestellt. Für die Versuche ist die Streckenenergie E_S = 20 J/mm konstant, wobei die Laserleistung P_L und Vorschubgeschwindigkeit v variieren. Aus den errechneten Isothermenbildern ist zu erkennen, dass trotz gleicher Energieeinbringung unterschiedliche Temperaturen resultieren. In Bild 35b sind die t-T_{Gr}-Verläufe für die in Bild 35a durch Koordinatensysteme markierten Stellen (Grenzfläche Kunststoff-Metall; Mittelpunkt der Schmelzlinse) dargestellt. Die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ variiert zwischen 333,6 und 391,4 °C. Der Maximalwert wird für die höchste (v = 50 mm/s) und der niedrigste Wert für die geringste Vorschubgeschwindigkeit (v = 10 mm/s) erreicht. Die Abnahme der maximalen Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ mit geringerer Vorschubgeschwindigkeit v bei gleicher Streckenenergie E_S resultiert aus zunehmenden Wärmeleitungsverlusten aufgrund der erhöhten Wechselwirkungszeit t_{ww} (siehe Gleichung 18). Durch die geringe Vorschubgeschwindigkeit hat die Wärme mehr Zeit, um lateral zu dissipieren und für den Fügeprozess nicht mehr zur Verfügung zu stehen (siehe Bild 35c). Bei identischer Energieeinbringung liegt in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit ein unterschiedliches Aufheiz- und Abkühlverhalten vor (siehe Kurvensteigung in Bild 35b). Die linearen Heizraten $r_{H,lin}$ variieren von 695 K/s (P_L = 200 W; v = 10 mm/s) bis zu 3260 K/s (P_L = 1000 W; v = 50 mm/s). Die prozessspezifischen Heizraten sind somit signifikant höher als die Heizraten, die für DSC- und TGA-Messungen (typischerweise: 0,17 bis 0,83 K/s [27]) verwendet werden. Es ist bekannt, dass das Schmelz- und Zersetzungsverhalten von der Heizrate abhängt. Für höhere Heizraten werden höhere Schmelz- und Zersetzungstemperaturen erreicht [21]. Da nach dem aktuellen Stand der Technik trotz der Existenz erster High-Speed-DSC-Messgeräte noch Defizite in der Ermittlung charakteristischer Temperaturen mit prozessrelevanten Heizraten bestehen, wird auf Kennwerte zurückgegriffen, die mit konventionellen DSC- und TGA-Messgeräten und deren geringen Heiz- und Kühlraten ermittelt werden. Auf Grundlage der vorausgegangenen Schilderung ist anzunehmen, dass die Fließ- und Zersetzungstemperatur für das verwendete luftfeuchte PA6 höher ist als in dieser Arbeit wertemäßig angegeben. Auch die abkühlbedingte Schwindung ist stark von der Kühlrate abhängig. Je höher die Kühlrate ist, desto weniger dicht gepackt liegt der ehemals schmelzflüssige Bereich nach der Erstarrung vor. Dies lässt sich damit begründen, dass bei schnellerer Abkühlung den Polymerketten weniger Zeit zur Umlagerung bzw. Kristallisation bleibt und sich somit eher amorphe Bereiche ausbilden.

Im Vergleich zum Spritzgießprozess, für den bereits 3,33 K/s eine sehr hohe Kühlrate darstellt [16], werden für das laserbasierte Schmelzkleben deutlich höher Werte im Bereich von 100 bis 150 K/s erreicht (siehe Bild 31b). Die für das laserbasierte Schmelzkleben typische Schmelzlinse weist daher eine amorphe Struktur auf (siehe Bild 33a).

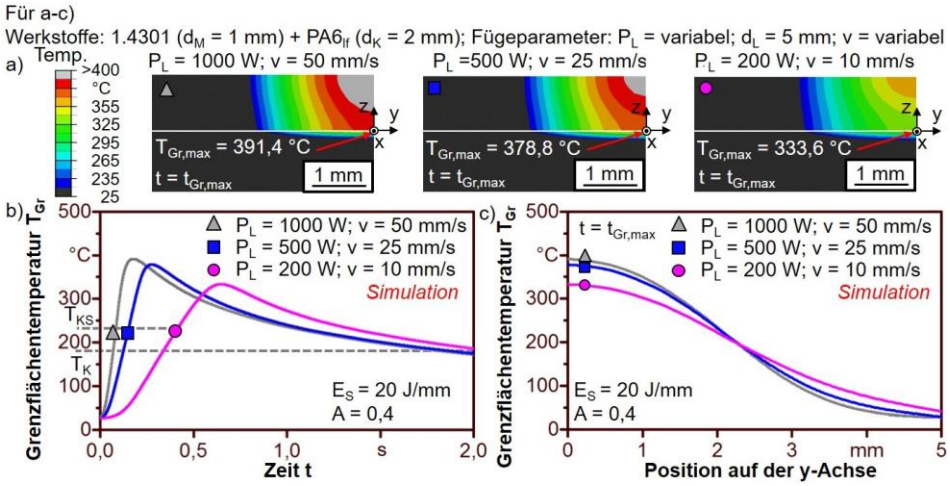
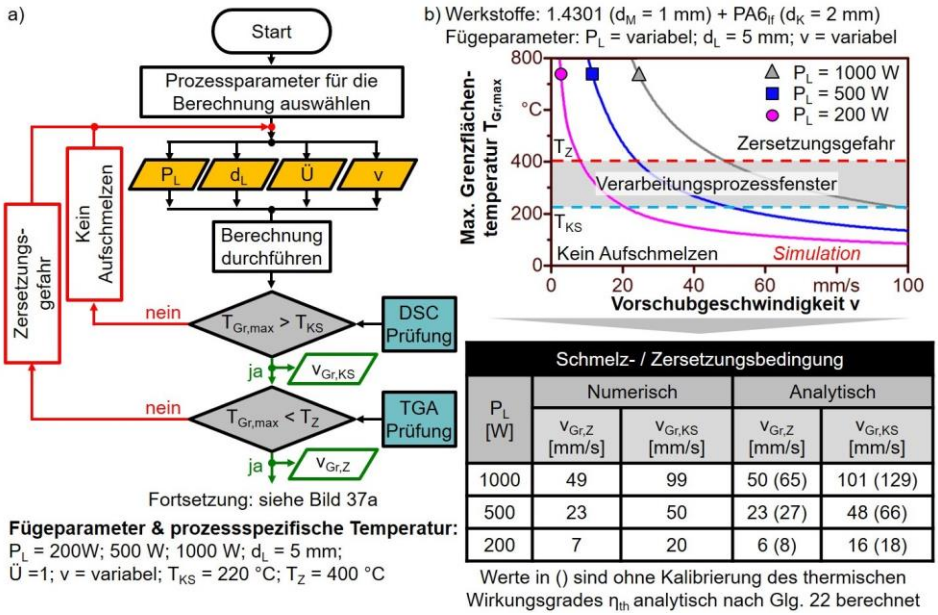


Bild 35: a) Simulativ ermittelte Isothermenfelder über den halben Querschnitt laserbasierter Schmelzklebungen für verschiedene Prozessparameter bei gleicher Streckenenergie E_S; b) Simulativ ermittelte t-T_{Gr}-Verläufe; c) Simulativ ermittelte Grenzflächentemperatur T_{Gr} entlang der Position auf der y-Achse für den Zeitpunkt t = $t_{Gr,max}$

Nach der Betrachtung der zeitlichen und räumlichen Temperaturverteilung sowie der vorherrschenden Heiz- und Kühlraten wird nun die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ analysiert und mit der Fließ- und Zersetzungstemperatur des verwendeten Thermoplasts (Kennwerte stammen aus konventionellen DSC- bzw. TGA-Messungen) verglichen. Ziel der Untersuchung ist es, die maximale Geschwindigkeit $v_{Gr,KS}$ in Bezug auf das Aufschmelzen des Kunststoffs und die minimale Geschwindigkeit $v_{Gr,Z}$ in Bezug auf die Zersetzung des Kunststoffs zu ermitteln. Hierfür werden Variantenrechnungen durchgeführt und im Hinblick auf die Schmelz- ($T_{Gr,max} > T_{KS}$) und Zersetzungsbedingung ($T_{Gr,max} < T_Z$) analysiert (siehe Bild 36a). In Bild 36b ist die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v für verschiedene Laserleistungen P_L eingetragen. Die Schnittpunkte der Kurven mit der Kristallitschmelztemperatur T_{KS} und der Zersetzungstemperatur T_Z stellen die Ober- und Untergrenzen für das auf der Simulation basierende Verarbeitungsprozessfenster dar. Die maximalen Geschwindigkeiten $v_{Gr,KS}$ für das Aufschmelzen des Kunststoffs betragen 99 mm/s (P_L = 1000 W), 50 mm/s (P_L = 500 W) und 20 mm/s (P_L = 200 W). Die minimalen Geschwindig-

keiten $v_{Gr,Z}$ in Bezug auf die Zersetzung nehmen die Werte 7 mm/s (P_L = 200 W), 23 mm/s (P_L = 500 W) und 49 mm/s (P_L = 1000 W) an. In Bild 36b sind die numerisch und analytisch berechneten Werte für $v_{Gr,KS}$ und $v_{Gr,Z}$ tabellarisch gegenübergestellt. Für das analytische Modell sind sowohl Ergebnisse für die Berechnung mit dem thermischen Wirkungsgrad nach Gleichung 22 (diese Ergebnisse sind in „()“ angegeben) als auch für Berechnungen mit dem kalibrierten, thermischen Wirkungsgrad (siehe Bild 28d) aufgelistet. Durch die Kalibrierung konnte eine Übereinstimmung der Ergebnisse mit dem numerischen Modell ermöglicht werden.



Schmelz- / Zersetzungsbedingung				
P_L [W]	Numerisch		Analytisch	
	$v_{Gr,Z}$ [mm/s]	$v_{Gr,KS}$ [mm/s]	$v_{Gr,Z}$ [mm/s]	$v_{Gr,KS}$ [mm/s]
1000	49	99	50 (65)	101 (129)
500	23	50	23 (27)	48 (66)
200	7	20	6 (8)	16 (18)

Werte in () sind ohne Kalibrierung des thermischen Wirkungsgrades η_{th} analytisch nach Glg. 22 berechnet

Bild 36: a) Flussdiagramm zur Ermittlung der max. Geschwindigkeit $v_{Gr,KS}$ in Bezug auf das Aufschmelzen des Kunststoffs und die min. Geschwindigkeit $v_{Gr,Z}$ in Bezug auf die Zersetzung des Kunststoffs (Schmelz-/Zersetzungsbedingung); b) Max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v sowie Ableitung der charakteristischen Geschwindigkeiten $v_{Gr,KS}$ und $v_{Gr,Z}$

Adhäsions- und Blasenbedingung

In der Simulation werden keine Adhäsionskräfte berücksichtigt, sondern lediglich Temperaturfelder berechnet. Die Simulation muss daher durch Experimente ergänzt werden. Die erzeugten Proben werden mechanisch geprüft. Die Realisierung einer haftfesten Verbindung stellt die Grundlage für das Fügen dar und wird als Adhäsionsbedingung bezeichnet. Zielgröße für diesen Test ist die maximale Vorschubgeschwindigkeit $v_{Gr,Vh}$ (Index Vh = Verbundhaftung), bei der gerade noch eine Verbundhaftung (F > 0 N) in der Grenzfläche entsteht.

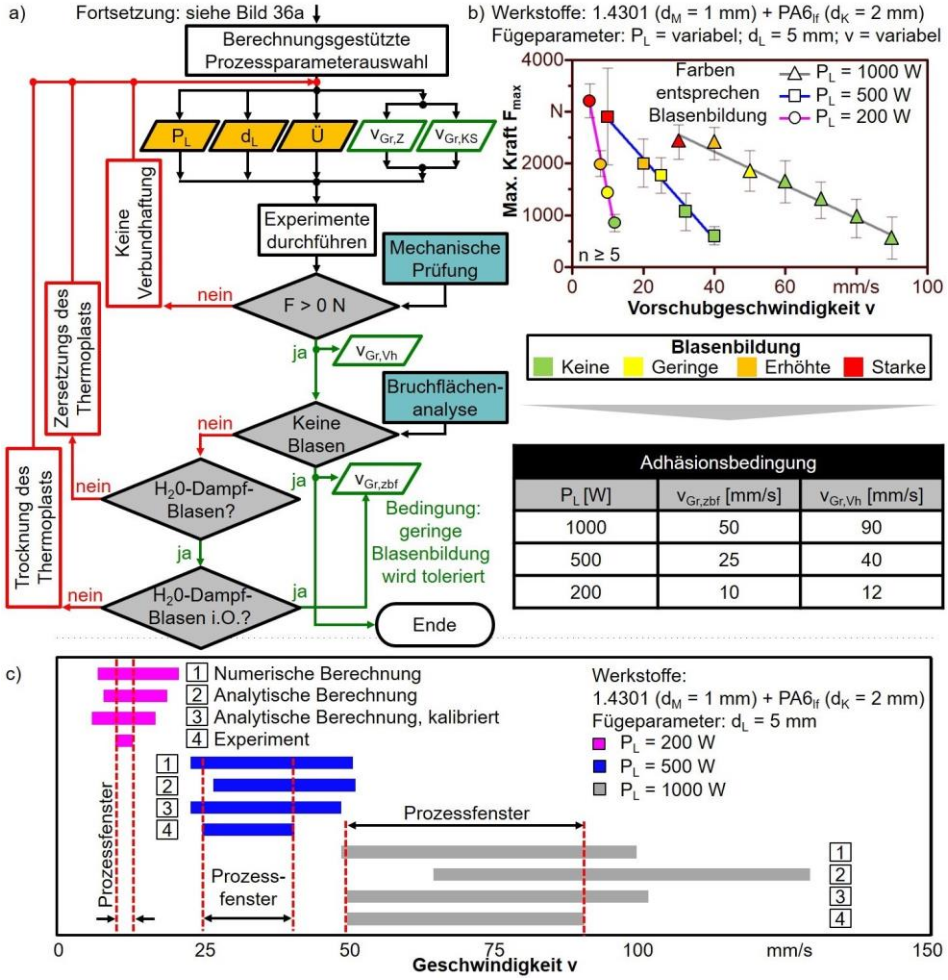


Bild 37: a) Flussdiagramm zur Ermittlung der max. Geschwindigkeit $v_{Gr,Vh}$ zur Erzielung einer Verbundhaftung (F > 0 N, Adhäsionsbedingung) sowie einer min. Geschwindigkeit $v_{Gr,zbf}$ für eine zersetzungsblasenfreie Verbindung (Blasenbedingung); b) Max. Kraft F_{max} in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v sowie Ableitung der charakteristischen Geschwindigkeiten $v_{Gr,Vh}$ und $v_{Gr,zbf}$ unter Berücksichtigung der Blasenbildung; c) Geschwindigkeitsabhängige Verarbeitungsprozessfenster basierend auf analytischen, numerischen sowie experimentellen Untersuchungen

Ein weiteres Kriterium neben der Erzeugung von Haftung ist die Realisierung einer zersetzungsblasenfreien Verbindung. Hierfür wird die zulässige Geschwindigkeit $v_{Gr,zbf}$ (Index zbf = zersetzungsblasenfrei) ermittelt, bei der noch keine Zersetzungsblasen in der Grenzfläche des Kunststoffs vorliegen. Die Blasenbildung wird entsprechend Bild 24 in keine, geringe, erhöhte und starke unterteilt. Es wird zwischen Zersetzungsblasen (verursacht durch zu hohe Temperaturen) und Wasserdampfblasen (verursacht durch

Verdampfen von in luftfeuchten Polyamid gebundenem Wasser) unterschieden. Der Einfluss des Wassergehalts auf die Haftung und Blasenbildung wird in einem späteren Abschnitt analysiert. Es kann vorweggenommen werden, dass eine Blasenbildung aufgrund von verdampften Wasser durch eine Vortrocknung vermieden werden kann (siehe Bild 39b). Je nach Anwendungsfall für die Klebung muss entschieden werden, ob eine Wasserdampfblasenbildung zulässig ist oder nicht (siehe Bild 37a). Eine Zersetzungsblasenbildung kann nur durch geeignete Prozessparameter vermieden werden.

In Bild 37b ist die maximale Kraft F_{max} beim Zugschertest in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v für verschiedene Laserleistungen P_L dargestellt. Es zeigt sich ein linearer Anstieg der maximalen Kraft F_{max} mit abnehmender Vorschubgeschwindigkeit v. Die Blasenbildung nimmt dabei mit abnehmender Vorschubgeschwindigkeit zu. Für hohe Vorschubgeschwindigkeiten können blasenfreie Schmelzklebungen auch für luftfeuchtes Polyamid realisiert werden. Hierzu ist anzumerken, dass für diese Parameter nur eine geringere Bruchkraft vorliegt. Die maximalen Geschwindigkeiten $v_{Gr,Vh}$, durch die haftfeste Verbindungen realisiert werden können, betragen 90 mm/s (P_L = 1000 W), 40 mm/s (P_L = 500 W) und 12 mm/s (P_L = 200 W). Die minimalen Geschwindigkeiten $v_{Gr,zbf}$ für zersetzungsblasenfreie Verbindungen sind 10 mm/s (P_L = 200 W), 25 mm/s (P_L = 500 W) und 50 mm/s (P_L = 1000 W).

In Bild 37c werden exemplarisch geschwindigkeitsabhängige Verarbeitungsprozessfenster basierend auf analytischen, numerischen sowie experimentellen Untersuchungen für verschiedene Laserleistungen P_L(= 200 W; 500 W; 1000 W) dargestellt. Es zeigt sich, dass durch das numerische sowie das kalibrierte, analytische Modell eine gute Eingrenzung des Verarbeitungsprozessfensters möglich ist. Die Überschätzung der maximal zulässigen Verarbeitungsgeschwindigkeit $v_{V,max} = v_{Gr,Vh}$ kann damit begründet werden, dass die für die Erfüllung der Schmelzbedingung erforderliche Kristallitschmelztemperatur T_{KS} kleiner ist als die Temperatur, die notwendig ist, um die Adhäsionsbedingung zu erfüllen. Dieser Wert steht vor den Experimenten nicht zur Verfügung, so dass weiterhin die Kristallitschmelz-T_{KS} und die Zersetzungstemperatur T_Z zur Prozessvorhersage genutzt werden. Im Bereich der minimalen Verarbeitungsgeschwindigkeit $v_{V,min} = v_{Gr,zbf}$ zeigt die Berechnung ebenfalls eine leichte Überschätzung des möglichen Verarbeitungsprozessfensters. Diese Überschätzung ist von der Wechselwirkungszeit t_{ww} abhängig und sinkt mit steigender Laserleistung. Im folgenden Abschnitt werden die gewonnen Erkenntnisse für die Ermittlung eines Verarbeitungsprozessfensters verallgemeinernd zusammengefasst.

Ableitung eines Verarbeitungsprozessfensters

In Bild 38a sind Kurvenverläufe für die Zugscherfestigkeit τ (Berechnung, siehe Gleichung 6) in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v dargestellt. Die Ergebnisse erfüllen alle Bedingungen für das laserbasierte Schmelzkleben von der Korrosionsbedingung über die Schmelz- und Zersetzungsbedingung bis hin zur Adhäsions- und Blasenbedingung. Der grau hinterlegte Bereich markiert das Verarbeitungsprozessfenster für die jeweilige Laserleistung P_L. Es zeigt sich, dass das Prozessfenster mit zunehmender Laserleistung breiter wird. Die Zugscherfestigkeiten variieren im Bereich von 5 bis 9 MPa. Sie sind damit vergleichbar hoch wie die Zugscherfestigkeiten von Schmelzklebungen mit zusätzlichem Schmelzklebstoff [67]. Es können jedoch signifikant geringere Zykluszeiten realisiert werden, da sowohl der eigentliche Fügeprozess als auch die Abkühldauer beim laserbasierten Schmelzkleben aufgrund der lokalen Energieeinbringung mittels Laserstrahlung kürzer sind als beim konventionellen Schmelzkleben mit Klebstoff (siehe Kap. 2.3.1).

Aus Bild 38b können die minimalen $v_{V,min} = v_{Gr,zbf}$ und maximalen Verarbeitungsgeschwindigkeiten $v_{V,max} = v_{Gr,Vh}$ für Laserleistungen im Bereich von 200 bis 1000 W abgelesen werden, durch die haftfeste Schmelzklebungen ohne Zersetzung des Kunststoffs realisiert werden können. Das ermittelte Verarbeitungsprozessfenster gilt für Cr-Ni-Stahl (d_M = 1 mm) und PA6 (d_K = 2 mm). Auf die identische Art und Weise können Prozessfenster für andere Materialkombinationen und -stärken ermittelt werden. Anhand von Bild 38b wird deutlich, dass die charakteristischen Geschwindigkeiten mit zunehmender Laserleistung annähernd linear ansteigen und sich das Verarbeitungsprozessfenster mit zunehmender Laserleistung verbreitert. Um nicht nur die für das Fügen notwendigen Prozessparameter anzugeben, sondern auch Gründe für die zunehmende Vergrößerung des Prozessfensters mit zunehmender Laserleistung aufzuzeigen, sind in Bild 38c und d auch die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ und die Benetzungszeit t_B in Abhängigkeit von der Laserleistung angegeben. Für hohe Laserleistungen, z. B. P_L = 1000 W, wird das Prozessfenster zwischen Kristallisationstemperatur T_{KS} und Zersetzungstemperatur T_Z nahezu vollständig ausgenutzt. Die minimale Verarbeitungstemperatur $T_{V,min}$ für die maximale Verarbeitungsgeschwindigkeit $v_{V,max}$ = 90 mm/s (P_L = 1000 W) liegt mit 237,7 °C nur knapp oberhalb der Kristallitschmelztemperatur von 220 °C (siehe Bild 38c). Die Benetzungszeit t_B ist sehr gering und beträgt lediglich 0,3 s (siehe Bild 38d). Die Versuche mit P_L = 1000 W zeigen, dass die minimale Verarbeitungstemperatur $T_{V,min}$ mindestens 15 bis 20 °C über der Kristallitschmelztemperatur liegt und eine Benetzungszeit von 0,3 s nicht

unterschritten werden darf. Die maximale Verarbeitungstemperatur $T_{V,max}$, die durch die minimale Verarbeitungsgeschwindigkeit $v_{V,min}$ = 50 mm/s (P_L = 1000 W) erreicht wird, beträgt 391,4 °C. Die dazugehörige Benetzungszeit t_B dauert 1,6 s. Die maximale Verarbeitungstemperatur $T_{V,max}$ liegt damit knapp unterhalb der Temperatur von 400 °C, ab der bei der konventionellen TGA Messung (siehe Bild 4b) ein signifikanter Masseverlust durch Zersetzung beginnt [20]. Für eine geringere Laserleistung P_L von 200 W, wird eine maximal zulässige Verarbeitungstemperatur $T_{V,max}$ von 333,6 °C erreicht. Dieser Wert ist deutlich niedriger als die Zersetzungstemperatur T_Z. Die minimal benötigte Verarbeitungstemperatur $T_{V,min}$ beträgt 295,7 °C und liegt somit deutlich oberhalb der Kristallitschmelztemperatur (siehe Bild 38c). Die Benetzungszeiten t_B variieren in einem Bereich von 1,1 s bis 1,6 s. Aus den Versuchen mit P_L = 200 W ergibt sich, dass die minimale Verarbeitungstemperatur $T_{V,min}$ ca. 70 bis 80 °C über der Kristallitschmelztemperatur liegt und eine Benetzungszeit von 1,1 s nicht unterschritten werden darf.

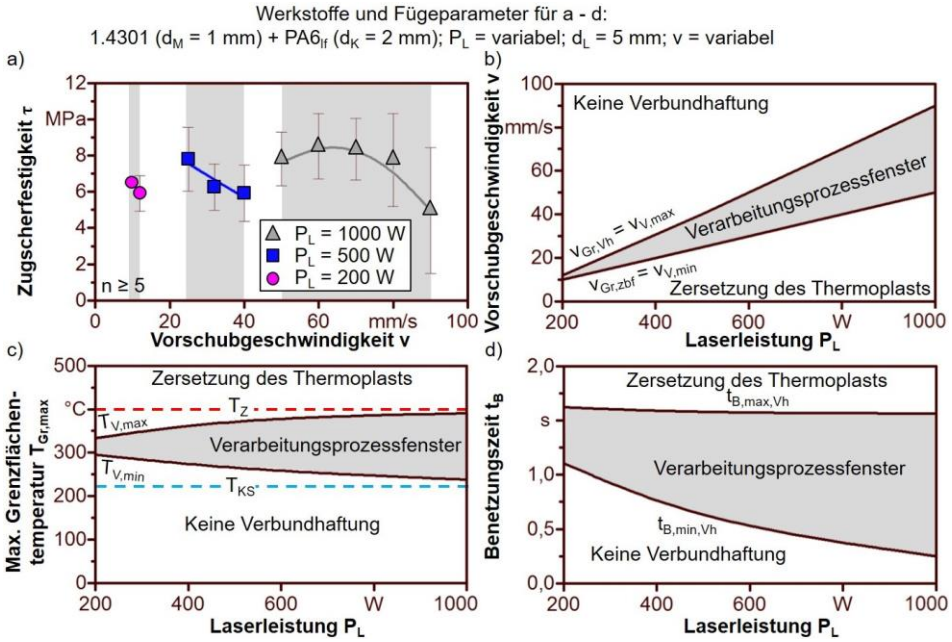


Bild 38: a) Zugscherfestigkeit τ in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v für verschiedene Laserleistungen P_L; b) Min. ($v_{V,min}$) und max. ($v_{V,max}$) Verarbeitungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Laserleistung P_L; c) Max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ in Abhängigkeit von der Laserleistung P_L; d) Benetzungszeit t_B in Abhängigkeit von der Laserleistung P_L; Für a-d) Grau = Hervorhebung des Verarbeitungsprozessfensters zur Abgrenzung von den Bereichen „Keine Verbundhaftung“ und „Zersetzung des Thermoplasts“

Eine eindeutige Beurteilung des laserbasierten Schmelzklebens ist anhand der maximalen Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ nicht möglich. Zusätzlich zur Temperatur muss die Benetzungszeit t_B, die zur Ausbildung von Adhäsionskräften bzw. zur Ausbildung von Blasen und Zersetzungsprodukten nötig ist, berücksichtigt werden. Hierbei gilt Folgendes: Je höher die Heizrate, desto höher die maximal zulässige Verarbeitungstemperatur $T_{V,max}$ und desto geringer der Unterschied zwischen minimaler Verarbeitungstemperatur $T_{V,min}$ und Kristallitschmelztemperatur T_{KS}. Je länger die Benetzungszeit, desto höher ist die Wahrscheinlichkeit für die Bildung von Wasserdampf- bzw. Zersetzungsblasen. Haftfeste Schmelzklebungen mit einer Benetzungszeit t_B von weniger als 0,3 s konnten nicht realisiert werden. Die maximale Benetzungszeit, bei der die an das laserbasierte Schmelzkleben gestellten Bedingungen erfüllt werden, beträgt ca. 1,6 s (siehe Bild 38d).

Einfluss des Wassergehalts auf die Haftung und Blasenbildung

Nachfolgend wird der Einfluss des Wassergehalts auf die Haftung und die Blasenbildung untersucht. Hierfür wird Cr-Ni-Stahl mit PA6-Proben, die einen variierenden Wassergehalt von 0 bis 8,9 Gew.-% aufweisen, gefügt (P_L = 1000 W; d_L = 5 mm; v = 50 mm/s). Die erzeugten Schmelzklebungen werden gezogen und das Bruchbild analysiert.

In Bild 39a sind die Zugscherfestigkeit τ sowie die Blasenbildung im Kunststoff durch verdampftes Wasser in Abhängigkeit vom Wassergehalt φ_{PA6} dargestellt. Es zeigt sich, dass trockene und luftfeuchte Proben nahezu gleiche Zugscherfestigkeiten erreichen. Die Blasenbildung schwankt zwischen keiner für getrocknete (grün) und einer geringen (gelb) für luftfeuchte Kunststoffproben (siehe Bild 39b). Für trockene und luftfeuchte PA6-Proben bilden sich ausreichend viele Wasserstoffbrücken zwischen den für Polyamid typischen Aminogruppen (NH) und den Hydroxylgruppen (OH) der Chromoxidschicht aus (siehe Bild 18). Die Störstellen durch Blasen in der Grenzfläche haben noch keinen Einfluss auf die Haftung. Mit zunehmendem Wassergehalt steigt die Blasenbildung jedoch signifikant an (siehe Bild 39b, nass). Es kommt zu einem deutlichen Haftungsverlust, da weniger Wasserstoffbrücken zwischen Thermoplast- und Metalloberfläche gebildet werden können und die Anzahl der Fehlstellen zunehmen. Bereits ein Wassergehalt von 4,9 Gew.-% lässt nur noch eine leichte Anhaftung zwischen PA6 und Cr-Ni-Stahl zu. Aus der Literatur ist bekannt, dass vor allem Klebungen auf Basis physikalischer Bindungen durch das Vorhandensein von Wasser beeinflusst werden [46]. Anhand der Ergebnisse wird empfohlen thermoplastische Fügeteile (vor allem hygroskopische Thermoplaste) definiert zu lagern und wenn nötig vor dem Fügen zu trocknen.

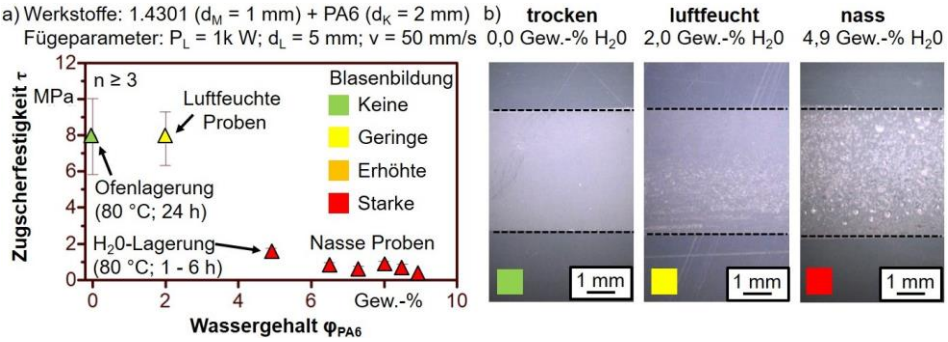
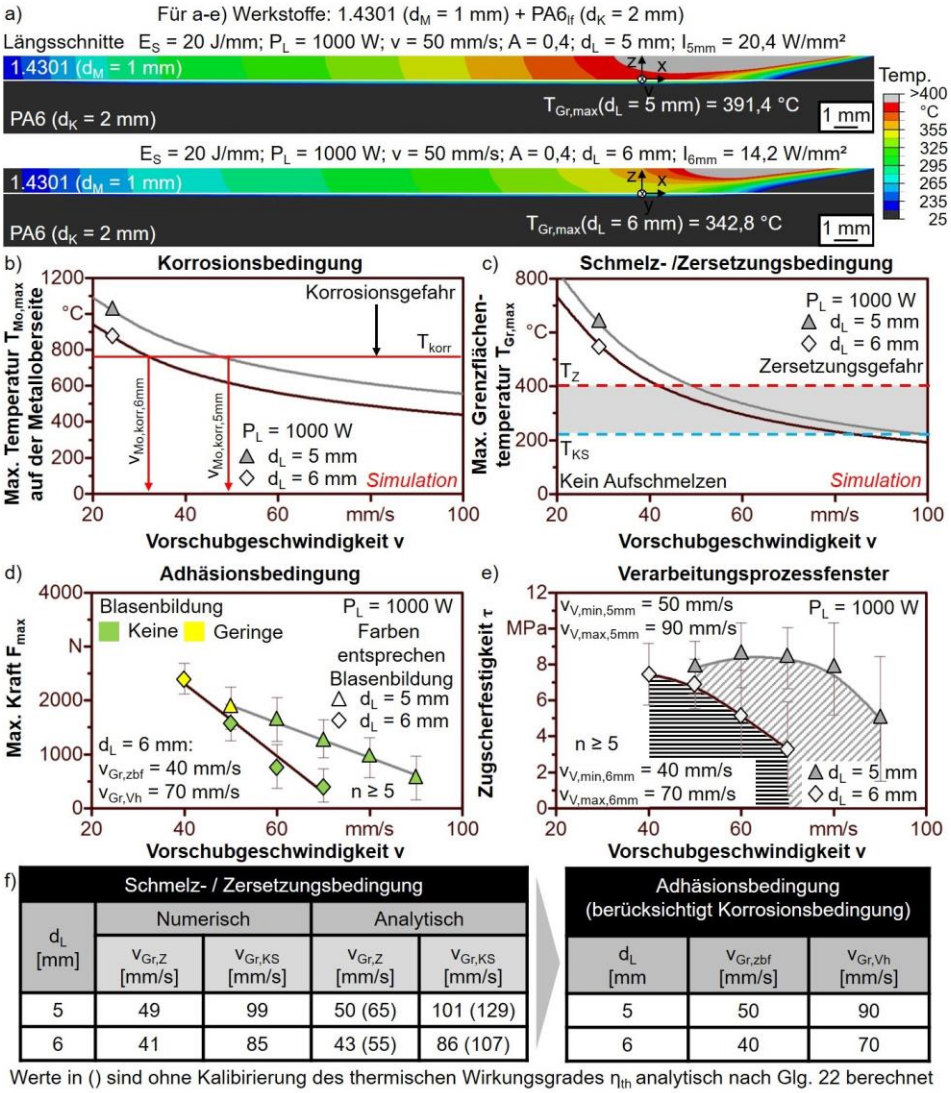


Bild 39: a) Einfluss des Wassergehalts φ_{PA6} auf die Zugscherfestigkeit τ unter Berücksichtigung der Blasenbildung durch beim Fügen entstehenden Wasserdampf; b) Aufsicht auf die Bruchfläche von PA6-Proben mit unterschiedlichem Wassergehalt

Einfluss des Strahldurchmessers

In diesem Abschnitt wird der Einfluss des Strahldurchmessers d_L auf das laserbasierte Schmelzkleben analysiert. Dabei werden Strahldurchmesser von 5 bzw. 6 mm betrachtet. Generell können auch kleinere Strahldurchmesser für das laserbasierte Schmelzkleben verwendet werden (siehe u. a. Untersuchungen [85]). Hierbei gilt es zu beachten, dass die Schwellintensität für das Aufschmelzen des Metalls an der bestrahlten Oberfläche nicht überschritten wird. Bei Überschreitung werden das optische Erscheinungsbild und die Korrosionseigenschaften des metallischen Fügepartners gemindert. Zudem führt ein geringerer Strahldurchmesser zu einer geringeren Benetzungsbreite und somit zu geringeren Bruchkräften. Aus Anwendungssicht sind daher größere Strahldurchmesser zu bevorzugen, um haftfeste Klebungen mit hohen Bruchkräften zu realisieren. In Bild 40a sind die Isothermen für Längsschnitte durch zwei laserbasierte Schmelzklebungen dargestellt, die durch Strahldurchmesser von 5 bzw. 6 mm erzeugt wurden. Der größere Strahldurchmesser führt bei gleicher Laserleistung und Vorschubgeschwindigkeit zu einer geringeren maximalen Temperatur $T_{Mo,max}$ auf der Metalloberfläche (siehe Bild 40b). Daraus resultiert auch eine geringere maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ (siehe Bild 40c). Für einen Strahldurchmesser von 5 mm und einer damit verbundenen Intensität I_{5mm} von 20,4 W/mm² wird eine maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ von 391,4 °C realisiert. Durch Vergrößerung des Durchmessers auf 6 mm reduziert sich die Laserintensität I_{6mm} auf 14,2 W/mm². Die resultierende maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ sinkt um 48,6 °C. Dies hat zur Folge, dass sich das Prozessfenster in Bezug auf die minimale bzw. maximale Vorschubgeschwindigkeit in Abhängigkeit vom gewählten Strahldurchmesser verschiebt (siehe Bild 40d und Bild 40e).



f)

Schmelz- / Zersetzungsbedingung				
d_L [mm]	Numerisch		Analytisch	
	$v_{Gr,Z}$ [mm/s]	$v_{Gr,KS}$ [mm/s]	$v_{Gr,Z}$ [mm/s]	$v_{Gr,KS}$ [mm/s]
5	49	99	50 (65)	101 (129)
6	41	85	43 (55)	86 (107)

Adhäsionsbedingung (berücksichtigt Korrosionsbedingung)		
d_L [mm	$v_{Gr,zbf}$ [mm/s]	$v_{Gr,Vh}$ [mm/s]
5	50	90
6	40	70

Werte in () sind ohne Kalibrierung des thermischen Wirkungsgrades η_{th} analytisch nach Glg. 22 berechnet

Bild 40: Einfluss des Laserstrahldurchmessers: a) Simulativ ermittelte Isothermenbilder für Längsschnitte durch zwei laserbasierte Schmelzklebungen; b) Max. Temperatur $T_{Mo,max}$ an der Metalloberseite abhängig von der Vorschubgeschwindigkeit v; c) Max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ abhängig von der Vorschubgeschwindigkeit v; d) Max. Kraft F_{max} abhängig von der Vorschubgeschwindigkeit v; e) Zugscherfestigkeit τ abhängig von der Vorschubgeschwindigkeit v; f) Überblick über die basierend auf analytischen, numerischen sowie experimentellen Untersuchungen ermittelten charakteristischen Geschwindigkeiten $v_{Gr,Z}$, $v_{Gr,KS}$ sowie $v_{Gr,zbf}$ und $v_{Gr,Vh}$

Bei Betrachtung von Bild 40d wird deutlich, dass für beide Strahldurchmesser die maximale Bruchkraft F_{max} mit sinkender Vorschubgeschwindigkeit

annähernd linear ansteigt. Unter Berücksichtigung der zu erfüllenden Korrosions-, Schmelz-, Zersetzungs-, Adhäsions- und Blasenbedingungen ergibt sich für P_L = 1000 W und d_L = 5 mm ein vorschubgeschwindigkeitsbezogenes Prozessfenster von 50 bis 90 mm/s. Für einen Strahldurchmesser von 6 mm können Vorschubgeschwindigkeiten von 40 bis 70 mm/s für das Schmelzkleben genutzt werden. Beide Strahldurchmesser eignen sich sehr gut, um Kunststoff-Metall-Verbunde zu realisieren. Es werden maximale Zugfestigkeiten τ_{max} im Bereich von 8 bis 9 MPa erreicht (siehe Bild 40e). In Bild 40f sind die Ergebnisse der numerischen und analytischen Berechnung zur Ermittlung der Verarbeitungsprozessfenster mit den Experimenten gegenübergestellt. Es zeigt sich erneut, dass die Berechnungen gute Hilfsmittel zur Prozessauslegung sind.

Einfluss der Mehrfachbestrahlung

In der Verfahrensvariante des Wärmeleitungsfügens mit einer Überfahrt (Ü = 1) werden typischerweise hohe maximale Temperaturen $T_{Mo,max}$ an der Metalloberseite erreicht (siehe Bild 34b). Um die Korrosionsbedingung für das laserbasierte Schmelzkleben von Cr-Ni-Stahl mit einem Thermoplast zu erfüllen, darf die korrosionsbedingt maximal zulässige Temperatur T_{korr} von 760 °C nicht überschritten werden (siehe Kap. 5.1.1). Eine Alternative, die maximale Temperatur $T_{Mo,max}$ an der Metalloberseite gering zu halten, ist das Fügen durch Mehrfachbestrahlung (Ü > 1). Der Laserstrahl wird dabei mit einer höheren Vorschubgeschwindigkeit mehrfach über die Werkstückoberfläche geführt und erwärmt dadurch sukzessive die Fügeteile.

In Bild 41a sind für eine Laserleistung von P_L = 500 W die t-T_{Mo}-Verläufe für das Fügen durch Ein- und Mehrfachbestrahlung dargestellt. Die kumulierte Streckenenergie E_{ku}, die das Produkt aus Anzahl der Überfahrten Ü und der Streckenenergie E_S ist, beträgt in beiden Fällen 20 J/mm (= 1 · 20 J/mm = 4 · 5 J/mm). Es zeigt sich, dass die Kurvenverläufe aufgrund einer zeitlich unterschiedlichen Energieeinbringung voneinander abweichen. Beim Fügen durch eine Überfahrt wird direkt nach der Bestrahlung die maximale Temperatur $T_{Mo,max}$ an der Metalloberseite (hier: $T_{Mo,max,Ü=1}$ = 576,4 °C) erreicht, wohingegen für die Mehrfachbestrahlung vier lokale Maxima entstehen. Bei der Mehrfachbestrahlung kommt es an der Metalloberfläche zu einem Wechsel aus Aufheizen und Abkühlen. Die maximale Temperatur $T_{Mo,max}$ an der Metalloberseite (hier: $T_{Mo,max,Ü=4}$ = 447,1 °C) wird erst nach der letzten Überfahrt erreicht. Der erzielte Wert ist deutlich niedriger im Vergleich zum Fügen durch Einfachbestrahlung ($\Delta T_{Mo,max}$ = 129,3 °C). In Bild 41b ist die maximale Temperatur $T_{Mo,max}$ an der Metalloberseite in Abhängigkeit von der kumulierten Streckenenergie E_{ku} dargestellt. Das

Diagramm zeigt, dass die korrosionsbedingt maximal zulässige Temperatur T_{korr} von 760 °C für das Fügen durch Einfachbestrahlung bei ca. 33 J/mm ($v_{Mo,korr,500W}$ = 15 mm/s; siehe auch Bild 34b) erreicht wird. Für das Fügen durch Mehrfachüberfahrten wird die korrosionsbedingt maximal zulässige Temperatur T_{korr} stets deutlich unterschritten, so dass ein „korrosionsfreundlicheres" Fügen möglich ist. Die t-T_{Gr}-Verläufe der beiden Bestrahlungsstrategien entsprechen unter Berücksichtigung von Wärmeverlusten den t-T_{Mo}-Verläufen. Dies bedeutet, dass die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ für das Fügen durch Einfachüberfahrt ($T_{Gr,max,Ü=1}$ = 378,8 °C) stets höher ist als für das Fügen durch Mehrfachüberfahrten ($T_{Gr,max,Ü=4}$ = 268 °C) (siehe Bild 41c). Das Prozessfenster für das laserbasierte Schmelzkleben von Cr-Ni-Stahl mit PA6 ist unter Berücksichtigung der Schmelz- und Zersetzungsbedingung für das Fügen durch Mehrfahrüberfahrt jedoch im Vergleich zum Fügen durch Einfachüberfahrt deutlich größer (siehe Bild 41d).

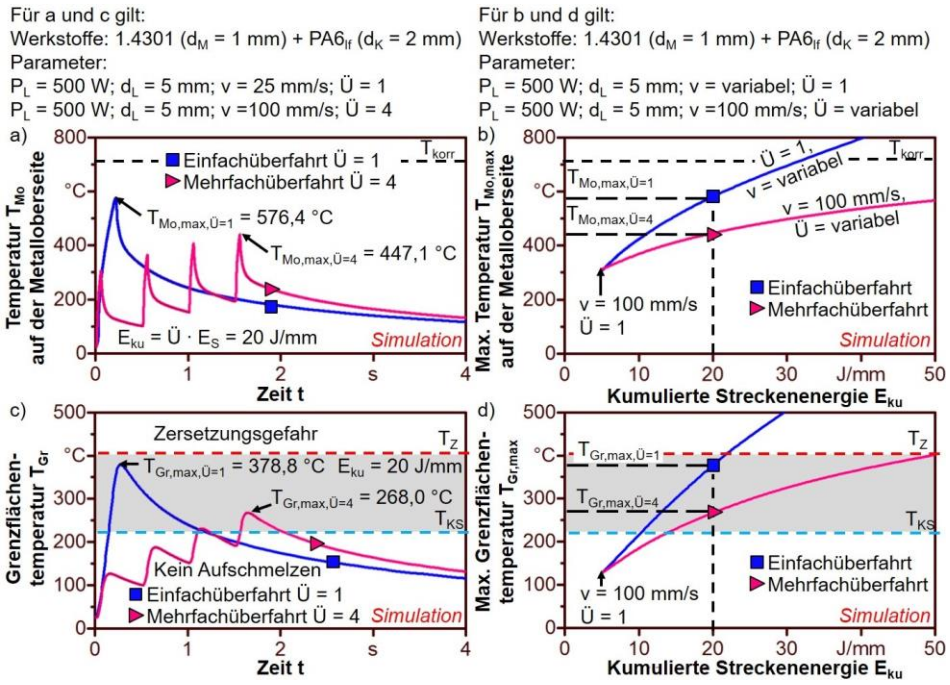


Bild 41: Ergebnisse für Ein- und Mehrfachüberfahrt(en): a) Temperatur T_{Mo} auf der Metalloberseite in Abhängigkeit von der Zeit t; b) Max. Temperatur $T_{Mo,max}$ auf der Metalloberseite in Abhängigkeit von der kumulierten Streckenenergie E_{ku}; c) Grenzflächentemperatur T_{Gr} in Abhängigkeit von der Zeit t; d) Max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ in Abhängigkeit von der kumulierten Streckenenergie E_{ku}

Ein Vorteil der Mehrfachbestrahlung ist, dass eine signifikant längere Benetzungszeit t_B realisiert werden kann (siehe Bild 42). Dies ist möglich, da auch bei höherer, kumulierter Streckenenergie die maximale Grenzflächentemperatur die Zersetzungstemperatur nicht überschreitet. Längere Benetzungszeiten haben jedoch Auswirkungen auf die Blasenbildung und die resultierende Benetzungsfläche A_B. Werden getrocknete PA6-Proben für das Fügen verwendet, so entstehen keinerlei Blasen in der Grenzfläche (siehe Bild 42, rechts). Luftfeuchte PA6-Proben, die durch Mehrfachüberfahrt gefügt werden, weisen jedoch immer eine geringe bzw. erhöhte Blasenbildung auf (siehe Bild 42, rechts). Die Blasen werden durch das Verdampfen von im PA6 gebundenen Wasser gebildet und in der Grenzfläche zwischen Metall und Thermoplast eingeschlossen. Für keinen Fügeparameter der in Bild 42 gezeigten Bruchflächen wird während des Fügens die Zersetzungstemperatur T_Z (siehe Bild 41d) überschritten. Durch diesen Querversuch ist nachgewiesen, dass aufgrund der gewählten Parameter keine Zersetzungsblasen gebildet werden. Die Blasen entstehen wie bereits beschrieben durch Wasserdampfbildung.

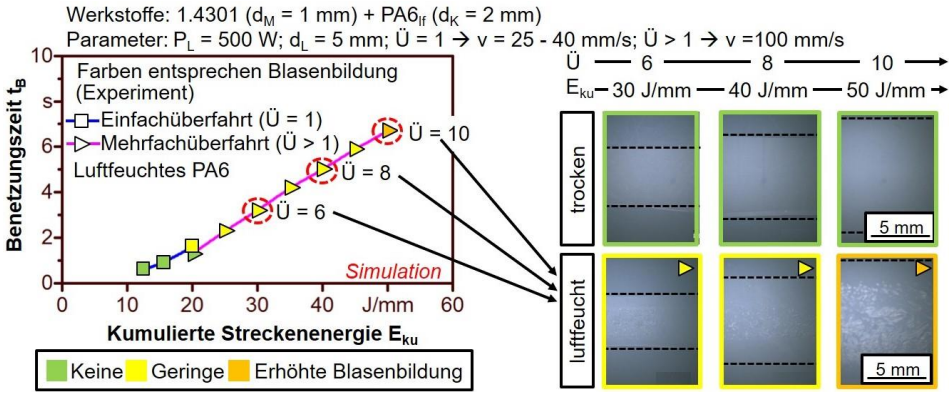


Bild 42: Ergebnisse für Ein- und Mehrfachüberfahrt(en): Benetzungszeit t_B in Abhängigkeit von der kumulierten Streckenenergie E_{ku} sowie Einfluss des Wassergehalts (trocken/luftfeucht) auf die Blasenbildung bei Mehrfachüberfahrten

Im Folgenden werden die mechanischen Eigenschaften in Abhängigkeit von der kumulierten Streckenenergie E_{ku} (siehe Bild 43a) bzw. der resultierenden Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ (siehe Bild 43b) analysiert. Aus Bild 43a ist zu entnehmen, dass für eine kumulierte Streckenenergie E_{ku} von 20 J/mm für beide Varianten eine maximale Kraft F_{max} von ca. 1700 N erreicht wird. Für das Fügen durch Mehrfachüberfahrten können höhere kumulierte Streckenenergien genutzt werden. Die maximal erzielte Bruchkraft beträgt hierbei für 10 Überfahrten 3090,4 ± 161,8 N. Die Benetzungsbreite b_B (siehe Bild 42, rechts) ist deutlich größer als bei konturgefügten

Schmelzklebungen. Ursache für die Zunahme der Benetzungsfläche A_B sind laterale Wärmeleitungsverluste entlang der y-Achse während der Mehrfachbestrahlung. Aus Bild 43b ist ersichtlich, dass sowohl für das Fügen durch Einfach- als auch Mehrfachüberfahrt die maximale Bruchkraft linear mit der maximalen Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ steigt. Die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ stellt jedoch keine eindeutige Beurteilungskenngröße für das laserbasierte Schmelzkleben dar, da die Geraden parallel entlang der y-Achse verschoben sind. In Bild 43c ist die Zugscherfestigkeit τ, die die erzeugte Benetzungsfläche A_B berücksichtigt, in Abhängigkeit von der kumulierten Streckenenergie E_{ku} für die Bestrahlungsvarianten dargestellt. Die höchsten Zugscherfestigkeiten werden für E_{ku} = 20 J/mm erreicht. Für das Fügen durch eine Überfahrt steigt die Zugscherfestigkeit mit zunehmender Streckenenergie E_{ku} bis zu einem Maximalwert von 7,8 ± 1,8 MPa an. Der Maximalwert für das Fügen durch Mehrfachbestrahlung (Ü = 4) beträgt 8,8 ± 1,4 MPa. Im Gegensatz zum Fügen durch Einfachüberfahrt nimmt die Zugscherfestigkeit τ für das Fügen durch Mehrfachbestrahlung mit zunehmender kumulierter Streckenenergie trotz stetig zunehmender maximaler Kraft F_{max} leicht ab, da die Benetzungsfläche A_B überproportional ansteigt. Die Zugscherfestigkeiten variieren im Bereich von 6,8 bis 8,8 MPa (siehe Bild 43 c).

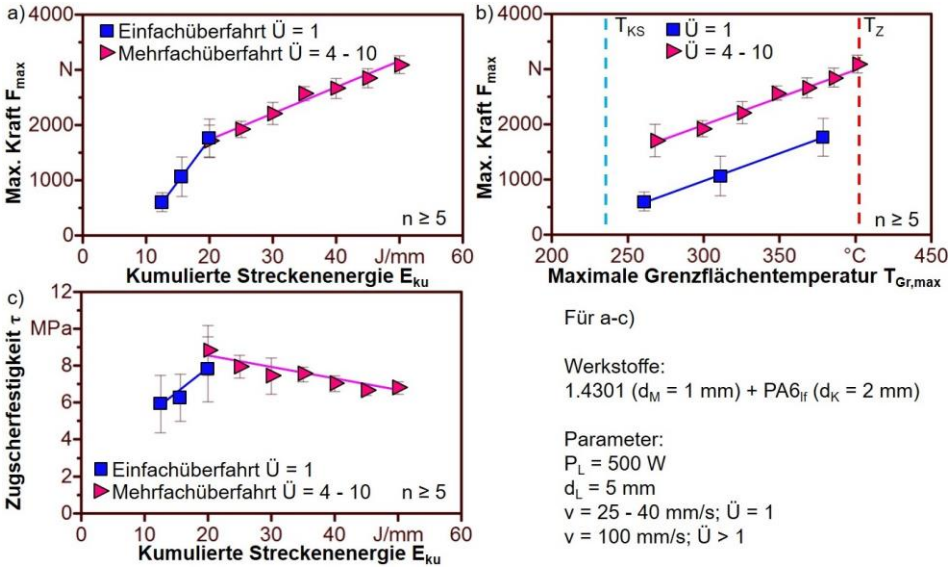


Bild 43: Vergleichende Betrachtung von Ergebnissen für Ein- und Mehrfachüberfahrt(en): a) Max. Kraft F_{max} in Abhängigkeit von der kumulierten Streckenenergie E_{ku}; b) Max. Kraft F_{max} in Abhängigkeit von der max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$; c) Zugscherfestigkeit τ in Abhängigkeit von der kumulierten Streckenenergie E_{ku}

5.2.2 Einfluss der Werkstoffeigenschaften des metallischen Fügeteils

In Kap. 5.2.1 wurde der Einfluss der Prozessparameter auf das laserbasierte Schmelzkleben analysiert. Nachfolgend wird der Einfluss der Werkstoffeigenschaften des metallischen Fügeteils untersucht. Dabei wird zwischen geometrischen (Materialstärke d_M), thermischen (Wärmeleitfähigkeit λ_M; Wärmekapazität $c_{p,M}$; Dichte ρ_M) und optischen Eigenschaften (Absorptionsgrad A) unterschieden. Zunächst wird auf den Einfluss der geometrischen Abmaße (d_M = 0,5 mm; 1,0 mm; 1,5 mm) des metallischen Fügeteils aus Cr-Ni-Stahl auf das Fügeergebnis eingegangen. Zur Beurteilung des Einflusses werden sowohl Fügeexperimente als auch numerische und analytische Berechnungen zur Bestimmung der Prozesstemperatur durchgeführt. Dann wird der Einfluss der optischen und thermischen Eigenschaften für metallische Fügeteile aus Cr-Ni-Stahl und AlMg3 präsentiert. Zudem wird eine statistische Versuchsplanung für eine Pareto-Analyse zur Ermittlung der für das laserbasierte Schmelzkleben bedeutendsten, metallischen Werkstoffeigenschaften genutzt. Auf Grundlage der gewonnenen Erkenntnisse werden Variantenrechnungen zur Ermittlung der prozessspezifischen Kenngrößen $T_{Gr,max}$ und t_B für die reinen Metalle Eisen (Fe), Aluminium (Al) und Kupfer (Cu) durchgeführt. Die Erkenntnisse werden verwendet, um ein allgemeingültiges, analytisches Berechnungsmodell für die Prozessauslegung des laserbasierten Schmelzklebens aufzustellen. Das Modell soll einerseits anwenderfreundlich sein und andererseits schnell und ohne großen Aufwand eine sehr gute Vorhersage geeigneter Prozessparameter für das laserbasierte Schmelzkleben beliebiger metallischer und thermoplastischer Fügeteile ermöglichen. Eine experimentelle Überprüfung der Berechnung wird jedoch für neue Werkstoffe stets notwendig sein, da durch die in dieser Arbeit verwendeten thermischen Modelle weder rheologische noch adhäsive Phänomene berücksichtigt werden können. Zeit- und kostenintensive Trial and Error Experimente sollen jedoch verhindert werden. Die Eignung der in dieser Arbeit empfohlenen Vorgehensweise für die aufwandsminimierte Ermittlung geeigneter Verarbeitungsparameter für das laserbasierte Schmelzkleben wird exemplarisch für metallische Fügeteile aus ferritischen Tiefziehstahl (DC01), Reinaluminium (Al99,5) und Reinkupfer (Cu-OF) vorgestellt (Werkstoffeigenschaften: siehe Tabelle 4). Die Beurteilung der Prozesseffizienz des laserbasierten Schmeklzklebens für die verschiedenen, metallischen Fügeteile erfolgt durch den Prozesswirkungsgrad η_P, der aus der Summe von Einkoppelgrad η_A und thermischem Wirkungsgrad η_{th} berechnet wird (siehe Gleichung 13, 15, 16). Als

thermoplastisches Fügeteil kommt in diesem Kapitel stets luftfeuchtes PA6 (d_K = 2 mm) zum Einsatz.

Einfluss der geometrischen Eigenschaften

Beim laserbasierten Schmelzkleben (Verfahrensvariante: Wärmeleitungsfügen) wird das metallische Fügeteil bestrahlt. Aufgrund von Wärmeleitung erwärmt sich der darunterliegende Thermoplast, der bei ausreichend hoher Temperatur aufschmilzt und die Metalloberfläche benetzt. Da der Wärmetransport in die Grenzfläche durch Wärmeleitung erfolgt, spielt die geometrische Gestalt des Metalls eine Rolle. Mit zunehmender Materialstärke werden bei gleichen Laserparametern geringere maximale Grenzflächentemperaturen $T_{Gr,max}$ erreicht. Einerseits muss mehr Material erwärmt werden, andererseits kommt es zu lateralen Wärmeleitungsverlusten. In Bild 44 sind simulativ ermittelte Temperaturfelder, die für die Ausprägung der thermoplastischen Schmelzlinse verantwortlich sind, für verschiedene Materialstärken (1.4301: d_M = 0,5 mm; 1,0 mm; 1,5 mm) dargestellt. Diese unterscheiden sich deutlich.

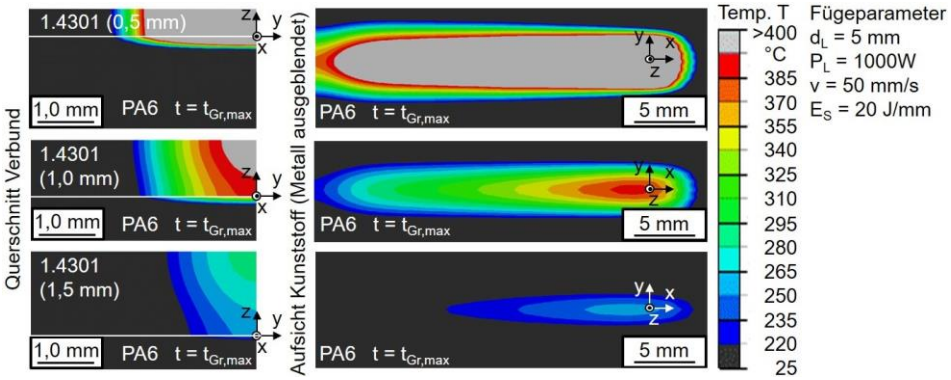


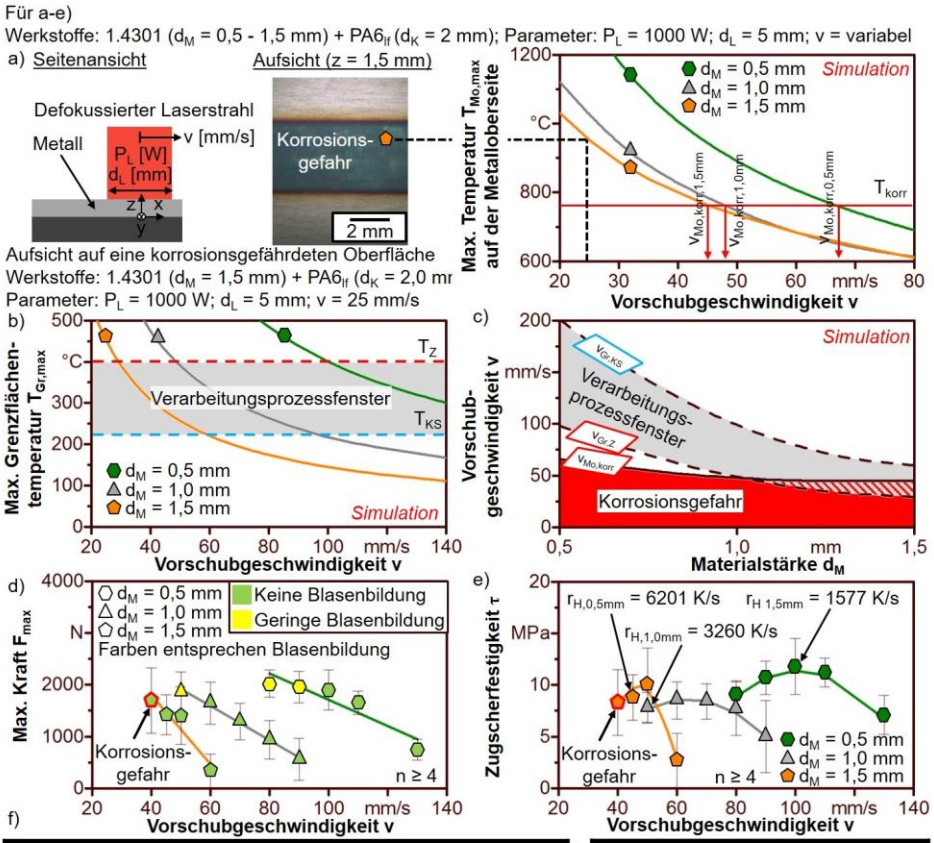
Bild 44: Einfluss der Materialstärke des Cr-Ni-Stahls: Simulativ ermittelte Isothermenfelder (Querschnitt bzw. Aufsicht auf die Grenzfläche zwischen Kunststoff und Metall)

Zur Bestimmung eines materialstärkenspezifischen Verarbeitungsprozessfensters werden Berechnungen und Experimente durchgeführt. Zunächst werden für die verschiedenen Materialstärken die maximalen Temperaturen $T_{Mo,max}$ an der Metalloberseite in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit ermittelt. Daraus wird jeweils die korrosionsbedingt minimale Vorschubgeschwindigkeit $v_{Mo,korr}$ abgeleitet, die die Korrosionsbedingung erfüllt (siehe Bild 45a). Materialstärkenabhängig ergeben sich folgende Ergebnisse für $v_{Mo,korr}$: 67 mm/s (d_M = 0,5 mm); 48 mm/s (d_M = 1,0 mm); 45 mm/s (d_M = 1,5 mm). Um das jeweilige Prozessfenster weiter einzugrenzen, werden die maximalen Grenzflächentemperaturen $T_{Gr,max}$

bestimmt (siehe Bild 45b). Das Diagramm in Bild 45c zeigt den Zusammenhang zwischen der Materialstärke d_M und den charakteristischen Vorschubgeschwindigkeiten $v_{Mo,korr}$, $v_{Gr,Z}$ und $v_{Gr,KS}$. Bei Betrachtung der Kurvenverläufe fällt auf, dass sich die $v_{Gr,Z}$- und $v_{Mo,korr}$-Verläufe kreuzen. Dies bedeutet, dass für Materialstärken von mehr als 1,0 mm nicht mehr das komplette Verarbeitungsprozessfenster zur Verfügung steht. Die geringen Vorschubgeschwindigkeiten ermöglichen das Schmelzen des Thermoplasts und erfüllen die Adhäsionsbedingung. Die dazugehörigen maximalen Temperaturen $T_{Mo,max}$ an der Metalloberseite sind jedoch zu hoch, so dass Korrosionsgefahr besteht. Bis zu eine Materialstärke von 2,2 mm finden sich Fügeparameter, die beide Bedingungen erfüllen.

In Bild 45d und e sind die Ergebnisse der zerstörenden Prüfung und der Bruchflächenanalyse dargestellt. Die maximale Kraft F_{max} steigt für alle Materialstärken linear mit sinkender Vorschubgeschwindigkeit v an. Es werden Bruchkräfte von knapp 2000 N erreicht (siehe Bild 45d). Die maximalen Zugscherfestigkeiten τ_{max} variieren im Bereich von 8 bis 12 MPa. Die v-τ-Verläufe zeigen Glockenkurven, die mit zunehmender Materialstärke zu geringeren Vorschubgeschwindigkeiten verschoben und deren Ausprägung enger werden (siehe Bild 45e). Die Verkleinerung des Prozessfensters mit steigender Materialstärke zeigt sich auch bei Betrachtung der in Bild 45f gegenübergestellten Ergebnisse der numerischen und analytischen, kalibrierten Berechnung. Für die geringe Materialstärke von 0,5 mm liegt die höchste Heizrate vor (siehe Bild 45e). Mit steigender Materialstärke sinkt die Heizrate. Die ermittelten Werte variieren dabei von 1577 bis zu 6201 K/s. Basierend auf den numerischen und analytisch, kalibrierten Berechnungen liegt die minimal zulässige Vorschubgeschwindigkeit für eine Materialstärke von 0,5 mm bei 100 mm/s (numerisch berechnet) bzw. 105 mm/s (analytisch berechnet). Bedingt durch die sehr hohe Heizrate für die Materialstärke von 0,5 mm zeigen sich im Experiment jedoch auch bei einer Vorschubgeschwindigkeiten von 80 mm/s keine Zersetzungsblasen, obwohl die dabei erzielte maximale Grenzflächentemperatur ($T_{Gr,max}$ = 484,8 °C) deutlich über der Zersetzungstemperatur von 400 °C liegt. Dies lässt sich wie in Kap. 5.2.1 bereits erwähnt damit begründen, dass die charakteristischen Temperaturen von Kunststoffen heizratenabhängig sind. Mit höheren Heizraten verschieben sich die charakteristischen Temperaturen zu höheren Werten. Die Ermittlung der charakteristischen Temperaturen mit prozessrelevanten Heizraten ist jedoch noch nicht etabliert. Die Berechnungen und die Experimente zur Vorhersage eines Verarbeitungsprozessfensters zeigen für eine Materialstärke von 1,0 mm ein sehr gute Übereinstimmung (siehe Bild 45f). Für die analytische Berechnung wird

eine einheitliche Temperatur über den Metallquerschnitt angenommen (siehe Kap. 4.2.4), so dass die Ermittlung der korrosionsbedingt minimalen Vorschubgeschwindigkeit $v_{Mo,korr}$ nicht möglich ist. In Bild 45f wird diesem Fakt durch den Ausdruck keine Angabe (k. A.) Rechnung getragen.



Korrosions-, Schmelz- und Zersetzungsbedingung							Adhäsionsbedingung (berücksichtigt Korrosionsbedingung)		
d_M [mm]	Numerisch			Analytisch (kalibriert)			d_M [mm]	$v_{Gr,zbf}$ [mm/s]	$v_{Gr,Vh}$ [mm/s]
	$v_{Mo,korr}$ [mm/s]	$v_{Gr,Z}$ [mm/s]	$v_{Gr,KS}$ [mm/s]	$v_{Mo,korr}$ [mm/s]	$v_{Gr,Z}$ [mm/s]	$v_{Gr,KS}$ [mm/s]			
0,5	67	100	202	k. A.	105	203	0,5	80	140
1,0	48	49	99	k. A.	50	101	1,0	50	90
1,5	45	29	60	k. A.	32	66	1,5	45	60

Bild 45: Einfluss der Materialstärke des Cr-Ni-Stahls: a) Max. Temperatur $T_{Mo,max}$ auf der Metalloberseite in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v; b) Max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v; c) Vorschubgeschwindigkeiten ($v_{Mo,korr}$; $v_{Gr,Z}$; $v_{Gr,KS}$) in Abhängigkeit von der Materialstärke d_M; d) Max. Kraft F_{max} in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v; e) Zugscherfestigkeit τ in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v; f) Überblick über die durch analytische, numerische und experimentelle Untersuchungen ermittelten charakteristischen Geschwindigkeiten ($v_{Mo,korr}$; $v_{Gr,Z}$; $v_{Gr,KS}$; $v_{Gr,zbf}$; $v_{Gr,Vh}$)

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass Cr-Ni-Stahl mit unterschiedlichen Materialstärken mit PA6 gefügt werden kann. Für Materialstärken größer 1 mm muss bei der Parameterauswahl auf die Einhaltung der Korrosionsbedingung geachtet werden. Dies ist mit Hilfe von Experimenten bzw. der Simulation möglich. Das analytische Modell liefert hierzu keine Auskunft. Bei dünneren Materialstärken spielt vor allem die mögliche thermische Zersetzung des Thermoplasts eine Rolle. Bei der Berechnung wird das Prozessfensters unterschätzt, da konstante, heizratenunabhängig Werte für die Zersetzungstemperatur verwendet werden.

Einfluss der optischen und thermischen Eigenschaften

Nachfolgend wird der Einfluss der optischen und thermischen Eigenschaften des metallischen Fügeteils (hier: Cr-Ni-Stahl; AlMg3) auf das laserbasierte Schmelzkleben analysiert. Die optischen Eigenschaften bestimmen die Effizienz der Energieeinbringung und werden durch den Absorptionsgrad A (Cr-Ni-Stahl: A = 0,4; AlMg3: A = 0,22) beschrieben. Ein Verbund aus Cr-Ni-Stahl (d_M = 1 mm) und PA6 (d_K = 2 mm) kann mit einer Laserleistung P_L von 500 W und einer Vorschubgeschwindigkeit v von 20 mm/s gefügt werden. Die durch den Cr-Ni-Stahl absorbierte Laserleistung P_A beträgt 200 W. Werden die gleichen Laserparameter für das Fügen von AlMg3 genutzt, kommt es lediglich zu einer Absorption von 110 W. Um eine identische Energieeinbringung zu erreichen, muss eine Laserleistung P_L von 900 W verwendet werden. Daraus resultiert jedoch auch eine sehr hohe reflektierte Laserleistung (hier: P_R = 702 W). Die reflektierte Strahlung kann Schäden, u. a. an der Systemtechnik und Strahlquelle, verursachen. Um dies zu vermeiden, wird die verwendete Fokussieroptik für diese Versuche um 5° geneigt und die reflektierte Strahlung in einer Strahlfalle aufgefangen. In Bild 46a und b sind die resultierenden t-T_{Mo}- bzw. t-T_{Gr}-Verläufe für Cr-Ni-Stahl und AlMg3 dargestellt. Die Kurvenverläufe zeigen, dass trotz identischer Energieeinbringung unterschiedliche Temperaturfelder entstehen. Es fällt auf, dass für Cr-Ni-Stahl ein deutlicher Unterschied ($\Delta T_{1.4301}$ = 141,8 °C) zwischen der maximalen Temperatur an der Metalloberfläche ($T_{Mo,max,1.4301}$ = 535,3 °C) und der maximalen Grenzflächentemperatur ($T_{Gr,max,1.4301}$ = 393,5 °C) existiert (siehe Bild 46a). Für AlMg3 entspricht die Oberflächentemperatur ($T_{Mo,max,AlMg3}$ = 309,6 °C) annähernd der Grenzflächentemperatur ($T_{Gr,max,AlMg3}$ = 284,0 °C; ΔT_{AlMg3} = 25,6 °C). Bei identischer Energieeinbringung sind die erzielten Temperaturen für AlMg3 deutlich niedriger als für Cr-Ni-Stahl. Dies gilt auch für die Benetzungszeiten t_B. Für Cr-Ni-Stahl wird für v = 20 mm/s eine Benetzungszeit von 2,0 s ermittelt, wohingegen diese für AlMg3 nur 0,4 s beträgt (siehe Bild 46a und b). Da die unterschiedlichen optischen Eigenschaften der Werkstoffe durch die

Anpassung der Laserleistung P_L ausgeglichen wurden, ist die unterschiedliche Ausprägung der Temperaturfelder auf die unterschiedlichen thermischen Eigenschaften der verwendeten Werkstoffe zurückzuführen.

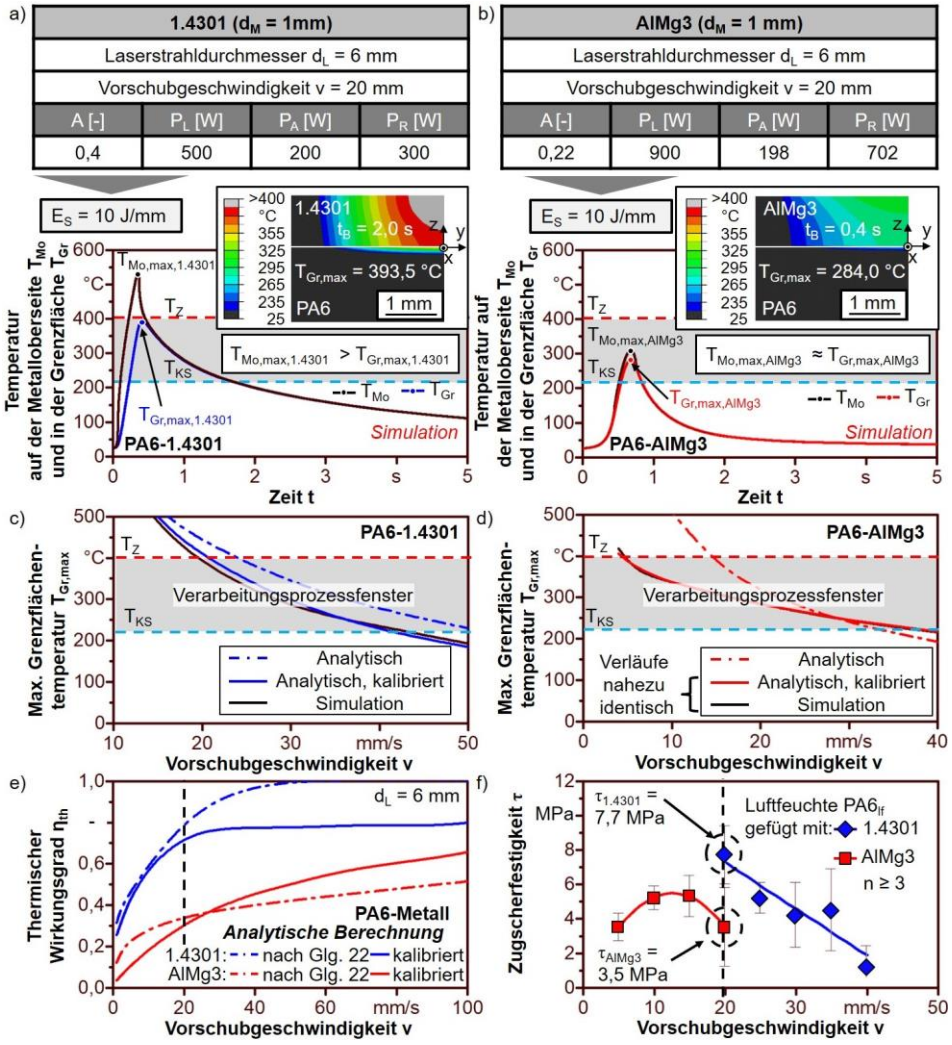


Bild 46: Einfluss der optischen und thermischen Eigenschaften metallischer Fügeteile auf das laserbasierte Schmelzkleben: a) t-T-Verläufe (T_{Mo}; T_{Gr}) für Cr-Ni-Stahl; b) t-T-Verläufe (T_{Mo}; T_{Gr}) für AlMg3; c) Analytisch und numerisch ermittelte max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ = f(v) für Cr-Ni-Stahl; d) Analytisch und numerisch ermittelte max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ = f(v) für AlMg3; e) Thermischer Wirkungsgrad η_{th} = f(v) für Cr-Ni-Stahl und AlMg3, berechnet nach Gleichung (22) bzw. kalibriert durch numerische Simulationsergebnisse; f) Zugscherfestigkeit τ = f(v) für gefügte Verbunde aus Metall (Cr-Ni-Stahl und AlMg3) und $PA6_{lf}$ (luftfeucht)

Im Folgenden wird der Einfluss der thermischen Eigenschaften des metallischen Fügeteils auf das Prozessfenster analysiert. In Bild 46c und d sind die maximalen Grenzflächentemperaturen $T_{Gr,max}$ in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v für Cr-Ni-Stahl und AlMg3 dargestellt. Die Diagramme enthalten Kurven für eine numerische und zwei analytische Berechnungen. Die eine analytische Berechnung wurde auf Basis von Gleichung 7, 21 und 22 durchgeführt. Die andere analytische Berechnung basiert auf einem durch numerische Simulationsergebnisse kalibrierten Modell. Bei der Kalibrierung wurden Werteanpassungen für den thermischen Wirkungsgrad η_{th} durchgeführt (siehe Bild 46; durchgezogene rote und blaue Linie). Bei der analytischen Berechnung für Cr-Ni-Stahl wird bereits bei sehr geringen Vorschubgeschwindigkeiten auf Grund seiner niedrigen Wärmeleitfähigkeit (1.4301: $\lambda_W = 15$ W/(m·K)) die Verlustleistung durch Wärmeleitung komplett vernachlässigt (siehe Bild 46e; gestrichelte blaue Linie und Kap. 5.1.1; Bild 28d). Ohne Kalibrierung werden höhere maximale Grenzflächentemperaturen $T_{Gr,max}$ errechnet als sie in Realität vorliegen. Für AlMg3 zeigt sich ein anderes Bild. Im Bereich von 1 bis 25 mm/s wird der thermische Wirkungsgrad für AlMg3 durch Gleichung 22 überschätzt (siehe Bild 46e; gestrichelte rote Linie). Dies hat zur Folge, dass für niedrige Geschwindigkeiten sehr hohe maximale Grenzflächentemperaturen $T_{Gr,max}$ errechnet werden, die bereits z. T. deutlich über der Schmelztemperatur der Al-Mg-Legierung liegen (AlMg3: T_{MS} = 600 - 650 [38]). Für v = 5 mm/s wird durch das analytische Berechnungsmodell ohne Kalibrierung eine maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ von 792,4 °C ermittelt. Im Vergleichsexperiment konnte kein Aufschmelzen der AlMg3-Proben beobachtet werden, weshalb auch in diesem Fall eine Kalibrierung des thermischen Wirkungsgrades erforderlich ist (siehe Bild 46e). Mit Hilfe der Kalibrierung wird für $T_{Gr,max}$ ein Wert von 387,3 °C berechnet, der sehr gut mit dem Ergebnis der experimentell validierten numerischen Simulation übereinstimmt (siehe Bild 46d). Anders als für niedrige Vorschubgeschwindigkeit bis 25 mm/s, ist für höhere Vorschubgeschwindigkeiten der durch Gleichung 22 ermittelte Werte für den thermischen Wirkungsgrad η_{th} zu gering, so dass zu geringe maximale Grenzflächentemperaturen im Vergleich zur numerischen Berechnung ermittelt werden (siehe Bild 46d). Daher wurde auch in diesem Bereich eine Anpassung des thermischen Wirkungsgrades vorgenommen (siehe Bild 46e; durchgezogene rote Linie).

Auf Basis der Simulation und des kalibrierten, analytischen Berechnungsmodells können Prozessfenster für Cr-Ni-Stahl und AlMg3 vorhergesagt werden. Das berechnete Prozessfenster für Cr-Ni-Stahl reicht von 20 bis 43 mm/s (siehe Bild 46c). Die Experimentergebnisse zeigen eine sehr gute

Übereinstimmung mit der Vorhersage (siehe Bild 46f). Für AlMg3 können laut Rechnung Geschwindigkeiten von 4 bis 38 mm/s genutzt werden (siehe Bild 46d). In Realität ist das Prozessfenster etwas kleiner und reicht von 5 bis 20 mm/s (siehe Bild 46f). Geschwindigkeiten von mehr als 20 mm/s können zu einer Überschreitung der Kristallitschmelztemperatur T_{KS}. Führen. Die Benetzungszeit t_B ist jedoch zu gering, so dass kein Verbund entsteht. Haftungsbeeinflussende Grenzflächenphänomene zwischen Metall und Kunststoff werden in der Auswertung vernachlässigt. Der Stahl-PA6-Verbund erreicht für v = 20 mm/s eine maximale Bruchkraft von knapp 2100 N. Die Benetzungsfläche A_B beträgt 270 ± 6 mm². Daraus resultiert eine Klebfestigkeit von 7,7 ± 1,7 MPa (siehe Bild 46f). Die Bruchkraft der AlMg3-PA6-Proben beträgt bei vergleichbarer Vorschubgeschwindigkeit und einer Benetzungsfläche A_B von 232 ± 13 mm² nur etwas mehr als 800 N. Die Klebfestigkeit erreicht lediglich 3,5 ± 2,3 MPa (siehe Bild 46f). Dies lässt sich damit begründen, dass für die gewählten Parameter (siehe Bild 46a und b) sowohl die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ als auch die Benetzungszeit t_B für Cr-Ni-Stahl ($T_{Gr,max}$ = 393,5 °C; t_B = 2,0 s) höher sind als für AlMg3 ($T_{Gr,max}$ = 284,0 °C; t_B = 0,4 s). Für v = 10 mm/s wird für den AlMg3-PA6-Verbund eine maximale Bruchkraft von ca. 2000 N erzielt. $T_{Gr,max}$ beträgt dabei 337 °C. Aufgrund der sehr hohen Wärmeleitfähigkeit ist die Benetzungsfläche A_B für AlMg3 (378 ± 26 mm²) signifikant größer als für Cr-Ni-Stahl. Die maximale Zugscherfestigkeit für AlMg3 beträgt nur 5,2 ± 0,7 MPa. Cr-Ni-Stahl besitzt somit ein breites Prozessfenster und erzielt höhere Zugscherfestigkeiten als AlMg3.

Mit Hilfe von statistischer Versuchsplanung wird nun der Einfluss der thermischen Eigenschaften des metallischen Fügeteiles auf die prozessspezifischen Temperaturen analysiert. Hierfür wird ein vollfaktorieller Versuchsplan mit drei Faktoren ($\lambda_{W,M}$; $c_{p,M}$; ρ_M) und zwei Stufen (hoch: „+“; niedrig: „-“) genutzt (siehe Bild 47a). Die Wirkung eines Faktors auf die Zielgrößen (hier: $T_{Gr,max}$; t_B) wird durch die Steigung der Gerade im Effekt-Diagramm (siehe Bild 47b und c) beschrieben. Je größer die Steigung, desto größerer der Effekt. Zudem wird mit Hilfe einer Pareto-Analyse der Einfluss der Effekte auf die Zielgrößen in stark, mittel und schwach unterteilt (siehe Bild 47d und e). Die Effekt-Diagramme in Bild 47b und c zeigen, dass eine geringe Wärmekapazität $c_{p,M}$, eine geringe Dichte ρ_M und eine geringe Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{W,M}$ des Metalls zu einer hohen maximalen Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ bzw. längeren Benetzungszeit t_B führen. Die Pareto-Diagramme in Bild 47d und e verdeutlichen, dass die Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{W,M}$ des Metalls den größten Einfluss auf beide Zielgrößen hat. Die Parameterauswahl für das Fügen wird somit primär durch den Einkoppelgrad

η_A (entspricht hier dem Absorptionsgrad A) und die Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{W,M}$ beeinflusst. Cr-Ni-Stahl (1.4301: η_A = 0,4; λ_W = 15 W/(m·K)) kann daher effizienter gefügt werden als die Al-Mg-Legierung (AlMg3: η_A = 0,22; λ_W = 140 W/(m·K)).

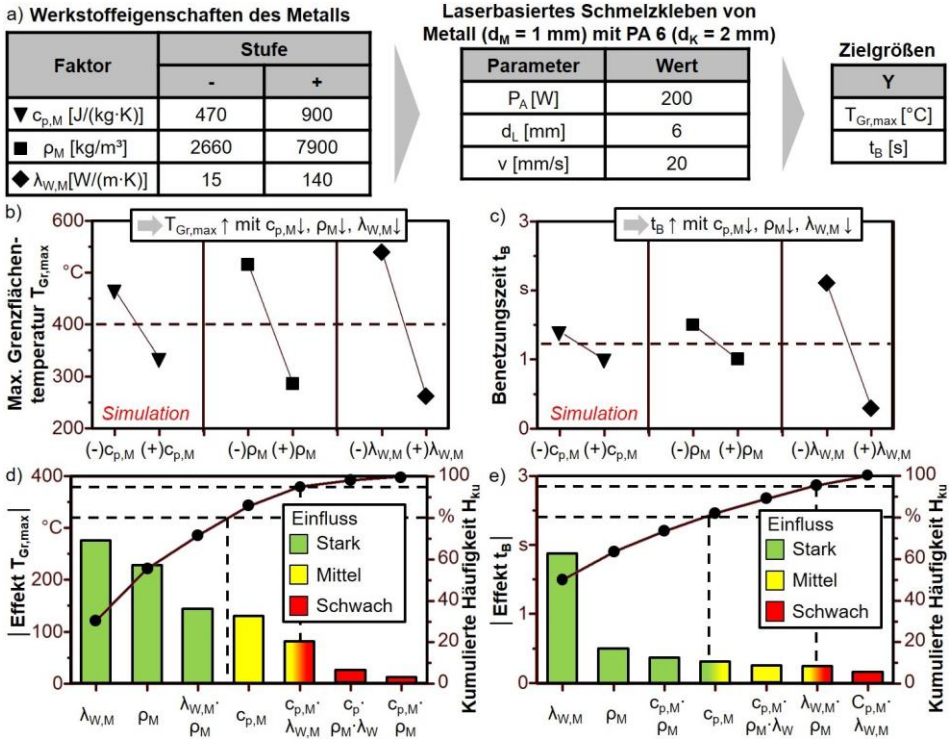


Bild 47: Effektanalyse der thermischen Metalleigenschaften: a) Werkstoff-, Prozessparameter und Zielgrößen; b) Effekt-Diagramm für die max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$; c) Effekt-Diagramm für die Benetzungszeit t_B; d) Pareto-Diagramm für die max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$; e) Pareto-Diagramm für die Benetzungszeit t_B

Ableitung eines kalibrierten, analytischen Berechnungsmodells für die Prozessauslegung

Die bisherigen Analysen wurden mit Werkstoffen durchgeführt, die eine sehr geringe (1.4301: $a_M = 0{,}40 \cdot 10^{-5}$ m²/s) bzw. mittlere (AlMg3: $a_M = 5{,}85 \cdot 10^{-5}$ m²/s) Temperaturleitfähigkeit a_M (siehe Gleichung 2) aufweisen. Die erarbeiteten Erkenntnisse werden nun durch Variantenrechnungen für das Fügen reiner Metalle mit geringer (Fe: $a_M = 1{,}93 \cdot 10^{-5}$ m²/s) und sehr hoher (Al: $a_M = 9{,}86 \cdot 10^{-5}$ m²/s; Cu: $a_M = 11{,}26 \cdot 10^{-5}$ m²/s) Temperaturleitfähigkeit a_M (siehe Bild 48a) vertieft. Basierend auf dem erweiterten Kenntnisstandes wird ein allgemeingültiges, analytisches Berechnungsmodells für die Prozessauslegung des laserbasierte Schmelzklebens abgeleitet.

a) Thermische Werkstoffeigenschaften $c_{p,M}$, ρ_M, $\lambda_{W,M}$

Metall	Fe	Al	Cu
$c_{p,M}$ [J/(kg·K)]	465	883	389
ρ_M [kg/m³]	7800	2700	8900
$\lambda_{W,M}$ [W/(m·K)]	70	235	390

Temperaturleitfähigkeit a_M

Metall	Fe	Al	Cu
a_M [10^{-5} m²/s]	1,93	9,86	11,26

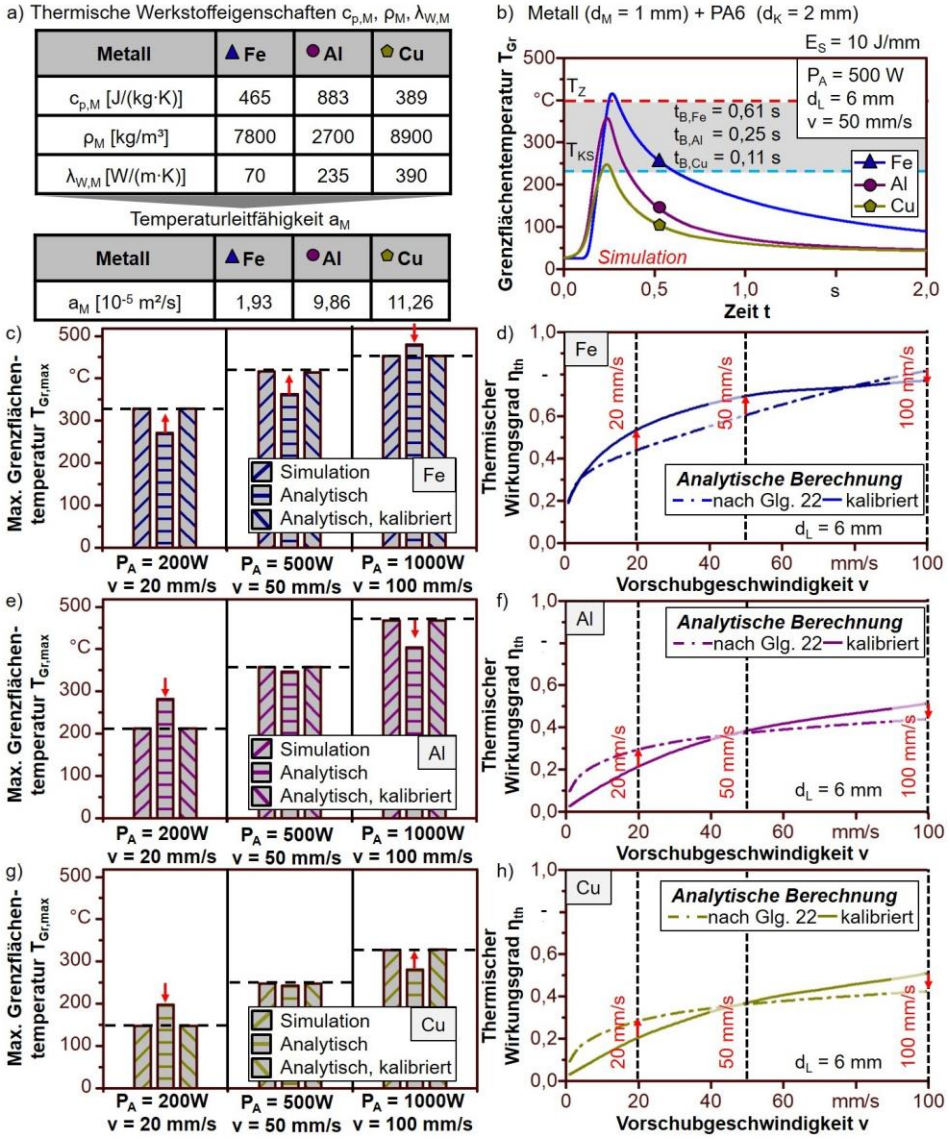


Bild 48: a) Thermische Werkstoffeigenschaften und Temperaturleitfähigkeit a_M für Fe, Al und Cu; b) t-T_{Gr}-Verlauf für Verbunde aus Metall (Fe; Al; Cu) und PA6; c) Simulativ und analytisch ermittelte max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max} = f(P_A; v)$ für einen Fe-PA6-Verbund; d) Therm. Wirkungsgrad $\eta_{th} = f(v)$ für Fe (berechnet nach Gleichung (22) bzw. kalibriert); e) Simulativ und analytisch ermittelte max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max} = f(P_A; v)$ für einen Al-PA6-Verbund; f) Therm. Wirkungsgrad $\eta_{th} = f(v)$ für Al (berechnet nach Gleichung (22) bzw. kalibriert); g) Simulativ und analytisch ermittelte max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max} = f(P_A; v)$ für einen Cu-PA6-Verbund; h) Therm. Wirkungsgrad $\eta_{th} = f(v)$ für Cu (berechnet nach Gleichung (22) bzw. kalibriert)

Für die Untersuchungen werden drei Parametersets (V1: P_A = 1000 W; v = 100 mm/s; V2: P_A = 500 W; v = 50 mm/s, V3: P_A = 200 W; v = 20 mm/s) genutzt. Die eingebrachte Energie ist konstant. Aufgrund der variierenden Vorschubgeschwindigkeiten ergeben sich unterschiedliche Wechselwirkungszeiten t_{ww} (Gleichung 18) von 0,06 bis 0,33 s. Je geringer die Wechselwirkungszeit t_{ww}, desto geringer ist die Zeit für Wärmeleitungsverluste.

In Bild 48b sind t-T_{Gr}-Verläufe für Verbunde aus Metall (Fe; Al; Cu) und PA6 für eine Vorschubgeschwindigkeit v von 50 mm/s bei einer absorbierten Laserleistung P_A von 500 W dargestellt. Es zeigt sich, dass die Metalle bei identischem Prozessparameter in Abhängigkeit von ihren Temperaturleitfähigkeiten a_M unterschiedlich hohe maximale Grenzflächentemperaturen $T_{Gr,max}$ besitzen. Je höher die Temperaturleitfähigkeit a_M ist, desto niedriger ist der Wert. Das Abkühlverhalten wird ebenfalls von der Temperaturleitfähigkeit a_M des Metalls bestimmt.

Je höher der Wert für a_M ist, desto kürzer ist die Benetzungszeit t_B (siehe Bild 48b). Die Bilder 48c (Fe), 48e (Al) und 48g (Cu) zeigen die simulativen und analytischen Berechnungsergebnisse für die maximalen Grenzflächentemperaturen $T_{Gr,Max}$ der verschiedenen Werkstoffe. Bei Betrachtung der Bilder 48c, e und g wird deutlich, dass sich die Ergebnisse der Simulation und der analytischen Berechnung nach Gleichung 7, 21 und 22 unterscheiden. Das numerische Modell, dessen Berechnungen bereits durch Experimente verifiziert wurden (siehe Kap. 5.1.2), wird daher genutzt, um das analytische Modell zu kalibrieren. Hierfür muss der thermische Wirkungsgrad η_{th} angepasst werden. In Bild 48d, f und h sind die Verläufe der thermischen Wirkungsgrade η_{th} in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v für die Werkstoffe Fe, Al und Cu eingetragen. Die gestrichelten Linien zeigen die Berechnungen basierend auf Gleichung 22. Die Verläufe der durchgezogenen Linien resultieren aus der Kalibrierung.

Die Kalibrierung der analytischen Berechnung wurde in dieser Arbeit für die Legierungen 1.4301 und AlMg3 sowie die reinen Metalle Fe, Al und Cu durchgeführt. Auf Basis dieser Erkenntnisse wurde eine Lookup-Tabelle (siehe Anhang: Tabelle 6) erstellt, die graphisch in Bild 49a als Diagramm zu sehen ist. Das Diagramm zeigt den kalibrierten, thermischen Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ für verschiedene Vorschubgeschwindigkeit v von 10 bis 100 mm/s in Abhängigkeit der Temperaturleitfähigkeit a_M. Diese Darstellungsform kann genutzt werden, um den vorschubgeschwindigkeitsabhängigen thermischen Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ für beliebige Metalle zu ermitteln und erleichtert somit deutlich die Prozessvorhersage für bisher nicht getestete metallische Fügeteile.

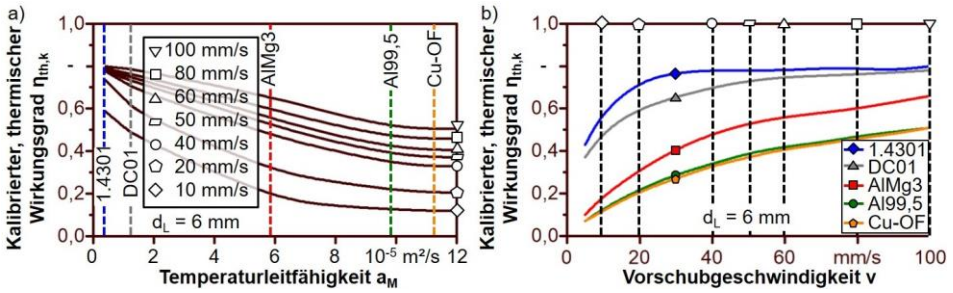


Bild 49: a) Kalibrierter, thermischer Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ für verschiedene Vorschubgeschwindigkeit v von 10 bis 100 mm/s in Abhängigkeit von der Temperaturleitfähigkeit a_M sowie Hervorhebung der Werte für verschiedene Metalle (1.4301; DC01; AlMg3; Al99,5; Cu-OF); b) Kalibrierter, thermischer Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v für verschiedene Metalle (1.4301; DC01; AlMg3; Al99,5; Cu-OF)

Temperaturleitfähigkeit a_M (siehe Gleichung 2) bekannt sein. Hierfür ist die Kenntnis der werkstoffspezifischen Werte für die Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{W,M}$, die spezifische Wärmekapazität $c_{p,M}$ und die Dichte ρ_M des metallischen Fügeteils erforderlich. Das Diagramm in Bild 49a ist die Grundlage für die kalibrierte, analytische Temperaturberechnung für das laserbasierte Schmelzkleben. Zur Verdeutlichung der Nutzung sind beispielhaft Linien für die Werkstoffe 1.4301, DC01, AlMg3, Al99,5 und Cu-OF in das Diagramm an entsprechender Stelle der jeweiligen Temperaturleitfähigkeit a_M eingetragen. Die Schnittstellen der gestrichelten Linien des jeweiligen Werkstoffs mit den Kurven des thermischen Wirkungsgrades $\eta_{th,k}$ für die verschiedenen Vorschubgeschwindigkeiten v liefern die Werte für die Darstellung in Bild 49b. Hier ist der thermische Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ für die verschiedenen Werkstoffe in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit v darstellt. Für den austenitischen Cr-Ni-Stahl und den ferritischen Tiefziehstahl DC01 werden die höchsten Werte für den thermischen Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ erreicht. Den geringsten thermischen Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ besitzen Reinaluminium und -kupfer. Der thermische Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ für AlMg3 erreicht Werte, die zwischen den Werten für die Stähle und den der reinen Al- und Cu-Werkstoffe liegen. Allgemein lässt sich Folgendes feststellen: Je geringer die Temperaturleitfähigkeit a_M, desto höher ist der thermische Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ (siehe Bild 49).

Im Folgenden wird eine methodische Vorgehensweise zur aufwandsminimierten Ermittlung geeigneter Verarbeitungsparameter für das laserbasierte Schmelzkleben am Beispiel verschiedener Metall vorgestellt. Die Oberflächen der Metalle werden graphitbeschichtet (A_G = 0,92), um den Einfluss der unterschiedlichen optischen Eigenschaften zu eliminieren und sicherzustellen, dass die absorbierte Leistung P_A für alle Werkstoffe

während des Fügens identisch ist. Als metallische Fügeteile kommen 1.4301, DC01, AlMg3, Al99,5 und Cu-OF zum Einsatz (Werkstoffeigenschaften: siehe Tabelle 4; d_M =1 mm). Als thermoplastisches Fügeteil bzw. Schmelzklebstoff wird luftfeuchtes PA6 (Werkstoffeigenschaften: siehe Tabelle 3; d_K = 2 mm) verwendet. Die Temperaturberechnung erfolgt mit Hilfe des kalibrierten, analytischen Berechnungsmodels. Der thermische Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ für die Werkstoffe kann Bild 49b entnommen werden.

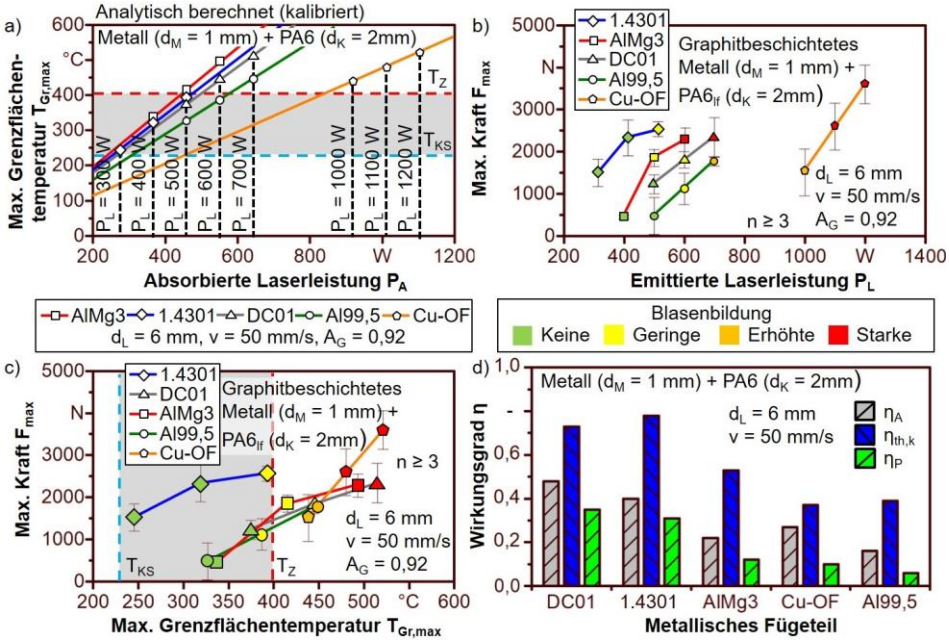


Bild 50: a) Analytisch berechnete max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ in Abhängigkeit von der absorbierten Laserleistung P_A für die Erzeugung eines Verbundes aus Metall (AlMg3; 1.4301; DC01; Al99,5; Cu-OF) und Kunststoff (PA6); b) Max. Kraft F_{max} in Abhängigkeit von der emittierten Laserleistung P_L; c) Max. Kraft F_{max} in Abhängigkeit von der Grenzflächentemperatur T_{Gr}; d) Vergleichende Betrachtung des Einkoppelgrades η_A, des thermischen Wirkungsgrades $\eta_{th,k}$ und des Prozesswirkungsgrades η_P für verschiedene metallische Fügeteile (DC01; 1.4301; AlMg3; Cu-OF; Al99,5)

In Bild 50a ist die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ in Abhängigkeit von der absorbierten Laserleistung P_A für eine Vorschubgeschwindigkeit von 50 mm/s dargestellt. Grau markiert ist das Prozessfenster, das durch die charakteristischen Temperaturen T_{KS} und T_Z begrenzt wird. Die für das Fügen notwendige emittierte Laserleistung P_L, die aus dem Quotienten aus absorbierter Laserleistung und Einkoppelgrad η_A (siehe Gleichung 13) berechnet wird, ist in Bild 50a durch gestrichelte Linien dargestellt. Für jeden Werkstoff werden drei Laserleistungen P_L ausgewählt. Die Auswahl wird anschließend anhand von Experimenten überprüft. Es

werden Prozessparameter genutzt, die Temperaturen am Ende des Prozessfensters ($T_Z \approx T >> T_{KS}$) oder knapp oberhalb des Prozessfenster ($T > T_Z$) erzeugen. Diese Vorgehensweise wird gewählt, um mit möglichst wenigen Experimenten eine Aussage über die Adhäsionsbedingung ($F > 0$ N; vgl. Bild 37a) machen zu können. Bei der Wahl einer zu niedrigen Laserleistung kann es sein, dass keine Haftung erzeugt werden kann. Für Cr-Ni-Stahl (Raute) und AlMg3 (Quadrat) werden 300, 400, 500 bzw. 600 W als emittierte Laserleistungen P_L gewählt. Das Reinaluminium Al99,5 (Kreis) und der ferritische Tiefziehstahl DC01 (Dreieck) werden mit emittierten Laserleistungen P_L von 500, 600 und 700 W gefügt. Für das Schwermetall Cu-OF (Fünfeck) sind deutlich höhere Laserleistungen erforderlich. In dieser Arbeit erfolgt das Fügen von Cu-OF mit emittierten Laserleistungen P_L von 1000, 1100 und 1200 W.

Anhand von Bild 50b kann überprüft werden, ob die Adhäsionsbedingung ($F > 0$ N) für die graphitbeschichten Metalle erfüllt wird. Es zeigt sich, dass alle metallischen Fügeteile die Adhäsionsbedingung für die ausgewählten Laserleistungen P_L (siehe Bild 50a) erfüllen. Es werden maximale Bruchkräfte F_{max} im Bereich von 1772,2 ± 110,6 N (Al99,5) bis 3598,8 ± 455,3 N (Cu-OF) erzielt (siehe Bild 50b). Neben der Adhäsionsbedingung muss auch die Blasenbedingung erfüllt sein (siehe Bild 37a). Dies ist der Fall, wenn eine zersetzungsblasenfreie Verbindung realisiert werden kann. In Bild 50b sind die Ergebnisse der Blasenanalyse farbig eingetragen. Es wird zwischen keiner (grün), geringer (gelb), erhöhter (orange) und starker (rot) Blasenbildung unterschieden (siehe Bild 24). Es zeigt sich, dass für alle graphitbeschichteten Metallbleche bis auf Cu-OF mindestens ein Parameter gefunden werden konnte, bei dem die Adhäsions- und Blasenbedingungen erfüllt werden. In Bild 50c ist die maximale Bruchkraft anders als in Bild 50b nicht gegen die emittierte Laserleistung P_L, sondern gegen die resultierende maximal Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ aufgetragen. Es wird deutlich, dass bei einer verarbeitungsprozessfensterkonformen Parameterwahl haftfeste Metall-Kunststoff-Verbunde ($F > 0$ N) mit keiner bzw. geringer Blasenbildung erzeugt werden können. Die maximale Bruchkraft F_{max} liegt im Bereich von 1000 bis 2000 N. Für maximale Grenzflächentemperaturen $T_{Gr,max}$ oberhalb der Zersetzungstemperatur T_Z nimmt die Blasenbildung zu. Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass eine effiziente Ermittlung geeigneter Prozessparameter für das Fügen von Thermoplasten und Metallen durch die aufgestellte Methodik möglich ist.

Abschließend wird die Prozesseffizienz für verschiedenen Metalle dargestellt. In Bild 50d sind die werkstoffspezifischen Einkoppelgrade η_A (siehe Gleichung 13; Bild 50d: grau), thermischen Wirkungsgrade $\eta_{th,k}$ (siehe Glei-

chung 15; Bild 50d: blau) und resultierenden Prozesswirkungsgrade η_P (siehe Gleichung 16; Bild 50d: grün) für $d_L = 6$ mm und $v = 50$ mm/s dargestellt. Die Höhe des Einkoppelgrades η_A gibt einen Hinweise darauf, wieviel der emittierten Laserleistung P_L für den Prozess in Form von absorbierter Laserleistung P_A zur Verfügung steht. Die Versuche wurden wie bereits erwähnt extra mit graphitbeschichten Blechen durchgeführt, um den Einfluss der Absorption vernachlässigen zu können. In der Praxis ist eine absorbtionsoptimierte Beschichtung der Oberfläche meist nicht praktikabel, da durch den Auftrag vor dem Fügen und die Reinigung nach dem Fügen Mehraufwand entsteht. Eine dauerhafte Beschichtung des metallischen Fügeteils ist nur dann möglich, wenn es mit den ästhetischen Anforderungen an die Metalloberfläche des Endprodukts vereinbar ist. Der Einkoppelgrad η_A für die verwendeten Stähle ist vergleichweise hoch. Für den ferritischen Tiefziehstahl DC01 beträgt der Einkoppelgrad $\eta_A = 0{,}48$ [137]. Cr-Ni-Stahl besitze einen Einkoppelgrad η_A von 0,4 (siehe Kap. 4.1.4). Deutlich geringere Werte werden für Reinaluminium und -kupfer (Al99,5: $\eta_A = 0{,}16$ [137]; Cu-OF: $\eta_A = 0{,}27$ [154]) sowie für die Al-Mg-Legierung (AlMg3: $\eta_A = 0{,}22$; siehe Kap. 4.1.4) erreicht. Die kalibrierten, thermischen Wirkungsgrade für $v = 50$ mm/s sind aus Bild 49b entnommen und in Bild 50d dargestellt. Der thermische Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ beträgt für Cr-Ni-Stahl 0,78 und für den ferritischen Tiefziehstahl 0,73. Die für die Stähle resultierende Verlustleistung P_V ist somit gering (siehe Gleichung 15). Das komplett gegenteilige Verhalten zeigen Reinaluminium und -kupfer. Die Verlustleistung Pv ist sehr hoch, da der thermische Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ lediglich 0,37 (Cu-OF) bzw. 0,39 (Al99,5) beträgt. Die Al-Mg-Legierung nimmt eine Mittelstellung ein. Der thermische Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ für AlMg3 beträgt 0,53. Die Prozesseffizienz wird durch den Prozesswirkungsgrad η_P beschrieben, der durch Multiplikation von η_A und $\eta_{th,k}$ ermittelt wird (siehe Gleichung 16). Es zeigen sich deutliche Unterschiede zwischen den Werkstoffen. Auf Grund des relativ hohen Einkoppelgrades η_A und der geringen Temperaturleitfähigkeit a_M eignen sich die verwendeten Stähle (1.4301; DC01) besonders gut für das laserbasierte Schmelzkleben. Der Prozesswirkungsgrad η_P variiert zwischen 0,31 (1.4301) und 0,35 (DC01). Die Kombination aus erhöhter bis sehr hoher Temperaturleitfähigkeit a_M und geringem Einkoppelgrad η_A führt zu sehr geringen Prozesswirkungsgraden η_P für AlMg3 ($\eta_P = 0{,}12$), Cu-OF ($\eta_P = 0{,}10$) und Al99,5 ($\eta_P = 0{,}06$).

5.2.3 Einfluss der Werkstoffeigenschaften des thermoplastischen Fügeteils

Nachfolgend wird mit Hilfe von statistischer Versuchsplanung und einer Pareto-Analyse der Einfluss der Werkstoffeigenschaften des Thermoplasts ($\lambda_{W,K}$; ρ_K; $c_{p,K}$) auf das laserbasierte Schmelzkleben von Kunststoff (PA6; PA PACM12; PP; PMMA; d_K = 2 mm) mit Metall (1.4301; d_M = 1 mm) untersucht. Hierfür werden Temperaturberechnungen durch experimentelle Untersuchungen zur Analyse des Einflusses der Polarität und molekularen Struktur des thermoplastischen Fügeteils auf das Fügeergebnis ergänzt.

Einfluss der thermischen Eigenschaften

Der verwendete vollfaktorielle Versuchsplan besitzt drei Faktoren ($\lambda_{W,K}$; ρ_K; $c_{p,K}$) und zwei Stufen („+“; „-“) (siehe Bild 51a). Für die Fügeversuche werden folgende Parameter genutzt: P_L = 1000 W; v = 50 mmm/s; d_L = 6 mm; A = 0,4. Als Zielgrößen kommen die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ und die Benetzungszeit t_B zum Einsatz.

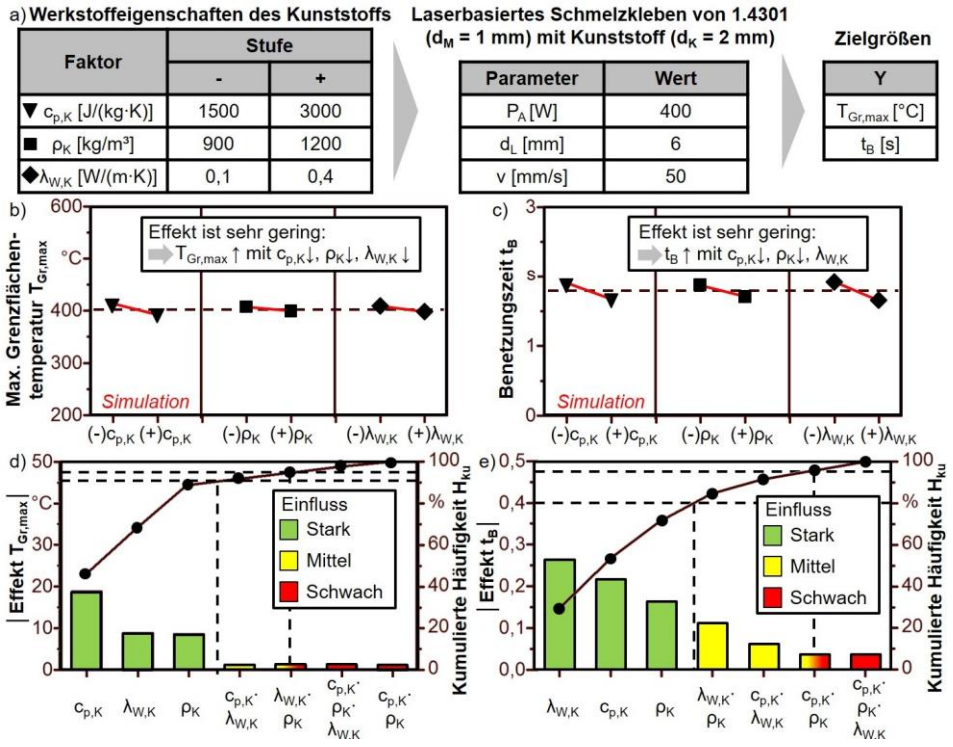


Bild 51: Effektanalyse der thermischen Kunststoffeigenschaften: a) Werkstoff-, Prozessparameter und Zielgrößen; b) Effekt-Diagramm für die max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$; c) Effekt-Diagramm für die Benetzungs-zeit t_B; d) Pareto-Diagramm für die max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$; e) Pareto-Diagramm für die Benetzungszeit t_B

Die Geraden in den Effekt-Diagrammen (siehe Bild 51b und c) für $T_{Gr,max}$ und t_B zeigen kaum Steigung. Der Effektder gewählten Parameterstufen ist daher sehr gering. Die Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ und die Benetzungszeit t_B steigen nur leicht mit sinkenden Werkstoffkennwerten ($\lambda_{W,K}$; ρ_K; $c_{p,K}$: Stufe „-“). Die Pareto-Analyse (siehe Bild 51d und e) verdeutlicht, dass die thermischen Eigenschaften der Kunststoffe im Vergleich zu denen von Metallen einen geringeren Einfluss auf die Zielgrößen ($T_{Gr,max}$; t_B) haben. Für die verwendeten Werkstoffkennwerte der Metalle wird für den │Effekt $T_{Gr,max}$│ ein maximaler Wert von 277,6 °C (siehe Bild 47d) erreicht, wohingegen dieser für Kunststoffe 18,9 °C beträgt (siehe Bild 51d). Für die Benetzungszeit t_B verhält es sich identisch (siehe Bild 47e und Bild 51e). Die thermischen Eigenschaften von Thermoplasten beeinflussen im Vergleich zu denen von Metallen das Simulationsergebnis deutlich geringer.

Nachfolgend werden die Ergebnisse der Variantenrechnungen für das laserbasierte Schmelzkleben verschiedener Kunststoffe (siehe Bild 52a) mit Cr-Ni-Stahl vorgestellt. Die t-T_{Gr}-Verläufe (siehe Bild 52b) und die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ (siehe Bild 52c) der verschiedenen Verbunde weichen kaum voneinander ab. Jedoch beeinflussen die charakteristischen Temperaturen (siehe Bild 3) T_G und $T_{F,a}$ (amorphe Kunststoffe) bzw. $T_{F,k}$ (= T_{KS}) und T_K (teilkristalline Kunststoffe) die Dauer der Benetzungszeit t_B (Bild 31b). Bei gleichem t-T_{Gr}-Verlauf schwankt die Benetzungszeit je nach Thermoplast von 1,6 bis 4,0 s (siehe Bild 52c).

a) Temperaturunabhängige Werkstoffeigenschaften

Kunststoff	$c_{p,K}$ [J/(kg·K)]	ρ_K [kg/m³]	$\lambda_{W,K}$ [W/(m·K)]
PA6	1600	1140	0,37
PA PACM12	2490	1020	0,25
PP	1700	950	0,22
PMMA	1470	1170	0,18

Prozessspezifische Temperaturen

Kunststoff	T_G [°C]	$T_{F,a}$ [°C]	$T_{F,k}$ [°C]	T_K [°C]
PA6	28	-	220	190
PA PACM12	140	-	250	180
PP	0	-	165	135
PMMA	120	180	-	-

Für b-c: 1.4301 (d_M = 1 mm) + Kunststoff (d_K = 2 mm); Parameter: P_L = 1 kW; d_L = 5 mm; v = 50 mm/s; A = 0,4

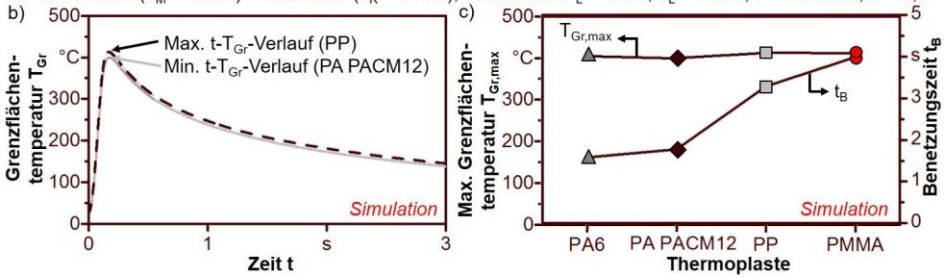


Bild 52: Einfluss der thermischen Eigenschaften des thermoplastischen Fügeteils: a) Verwendete Thermoplaste und deren thermischen Werkstoffeigenschaften sowie prozessspezifischen Temperaturen; b) t-T_{Gr}-Verlauf für die Thermoplaste PP und PA PACM12; c) Max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ und Benetzungszeit t_B für Thermoplaste

Einfluss der Polarität und molekularen Struktur

Durch das Simulationsmodell werden nur die beim Fügen vorherrschenden Temperaturfelder, jedoch nicht die rheologischen Fließeigenschaften der Schmelze und die sich ausbildenden Adhäsionskräfte ermittelt. Daher sind ergänzende Experimente notwendig, um die prinzipielle Fügbarkeit zweier artungleicher Werkstoffe aus Metall und Kunststoff zu überprüfen.

Eine Kenngröße für die Beurteilung der Haftung zwischen den beiden Werkstoffen ist die Adhäsionsarbeit W_A. Diese Arbeit muss aufgewendet werden, um zwei Körper zu trennen (siehe Gleichung 5). Basierend auf Literaturwerten (siehe Tabelle 2) kann die Adhäsionsarbeit W_A für Verbunde aus St-PA6, St-PMMA und St-PP (hier: St = Cr-Ni-Stahl) berechnet werden. Es zeigt sich, dass zwischen dem Cr-Ni-Stahl und den polaren Kunststoffen PA6 und PMMA eine deutlich höhere Adhäsionsarbeit W_A zu überwinden ist als für unpolares PP und Cr-Ni-Stahl (siehe Bild 53a). Die experimentell ermittelte und in Bild 53b dargestellte Zugscherfestigkeit τ bestätigt den in Bild 53a aufgezeigten Trend für die Adhäsionsarbeit. Da sich zwischen dem stark unpolaren PP und dem Cr-Ni-Stahl nur van-der-Waals-Kräfte und keine Wasserstoffbrücken (siehe Bild 18) ausbilden, kann ohne eine zusätzliche Oberflächenvorbehandlung des Cr-Ni-Strahls kein Verbund realisiert werden. Das polare PMMA lässt sich mit Cr-Ni-Stahl ohne Vorbehandlung fügen, da sich sowohl van-der-Waals-Kräften als auch Wasserstoffbrücken ausbilden. Die erreichten Zugscherfestigkeiten sind jedoch gering ($\tau_{PMMA,max} < 2$ MPa), da die rheologischen Eigenschaften von PMMA das Fügen erschweren. Aufgrund seines hohen Molekulargewichts besitzt PMMA generell eine viel höhere Nullviskosität η_0 als PP und PA (siehe Tabelle 1). Die Fließfähigkeit kann durch eine erhöhte Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ reduziert werden. Um diese zu erreichen sind geringe Vorschubgeschwindigkeiten im Bereich von 25 bis 45 mm/s notwendig, um eine fließfähige PMMA-Schmelze zu realisieren, die das blanke Metall benetzt. Die geringen Vorschubgeschwindigkeiten führen jedoch zu einer ausgeprägten Blasenbildung und zum Teil zu einer lokalen Zersetzung des PMMA.

Die vergleichende Betrachtung der polaren PA-Typen PA6 und PA PACM12 zeigt, dass Mischverbindungen mit hohen bis sehr hohen Klebfestigkeiten 8,5 ± 1,8 MPa (PA6) bzw. 15,1 ± 1,4 MPa (PA PACM12) realisiert werden können. Vor allem das amorphe PA PACM12, das aufgrund seiner ausgeprägten mikrokristallinen Struktur für das menschliche Auge transparent erscheint, zeigt sich als sehr gut geeignet für das laserbasierte Schmelzkleben. Es handelt sich um einen stark polaren Werkstoff, der eine geringe Affinität zu

Wasser aufweist (konditioniert: $\varphi_{PA\ PACM12,k}$ = 1,5 Gew.-% [25]). Aufgrund der molekularen Struktur des PA PACM12 können sich zudem im Vergleich zu PA6 deutlich mehr Wasserstoffbrücken zwischen der Oxidschicht des Cr-Ni-Stahl und der Kunststoffschmelze ausbilden (siehe Bild 18). Durch die glasklare Transparenz kann auch der Beweis erbracht werden, dass eine blasenfreie Schmelzklebung (siehe Bild 53c) mit starker Haftung zwischen Thermoplast und Metall bei geeigneter Prozessführung (hier: P_L = 1000 W; d_L = 5 mm; v = 60 mm/s) möglich ist. In der Literatur (siehe u. a. [86, 87]; Kap. 2.3.3) wird zum Teil davon ausgegangen, dass sich eine Blasenbildung im Thermoplast positiv auf die Klebfestigkeit auswirkt und für das strahlungsbasierte Fügen notwendig ist (siehe Bild 14). Diese Annahme stimmt nicht mit den Ergebnissen dieser Arbeit überein. Zu einer Blasenbildung kommt es durch feuchte Kunststoffproben oder eine ungeeignete Prozessparameterwahl, die zu einer zu hohen Grenzflächentemperatur führt.

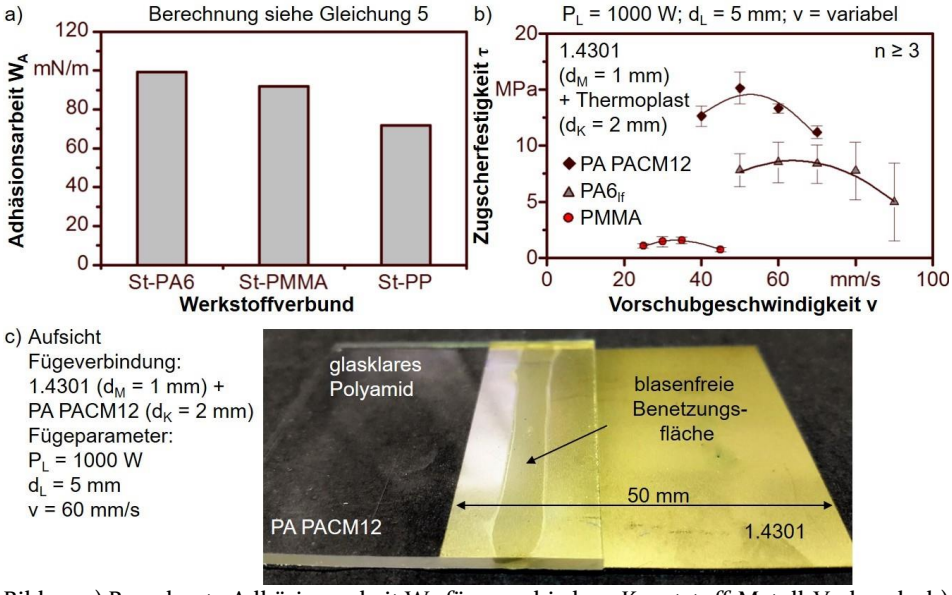


Bild 53: a) Berechnete Adhäsionsarbeit W_A für verschiedene Kunststoff-Metall-Verbunde; b) Zugscherfestigkeit τ in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v für verschiedene laserbasiert schmelzgeklebte Kunststoff-Metall-Verbunde; c) Blasenfreie Schmelzklebung aus Cr-Ni-Stahl und PA PACM12

5.2.4 Einfluss der Oberflächeneigenschaften des metallischen Fügeteils

Die bisherigen Untersuchungen in dieser Arbeit wurden stets mit metallischen Fügeteilen durchgeführt, die lediglich durch eine Oberflächenvorbereitung mit Lösungsmittel gereinigt und entfettet wurden. Eine Veränderung des chemischen Schichtaufbaus (siehe Bild 2a bzw. Bild 17) bzw. eine zusätzliche Vergrößerung der wirksamen Oberfläche A_{wirk} (siehe Bild 2b) wurde dabei nicht erzielt. Um den Einfluss der Oberflächenmorphologie und -topographie auf laserbasierte Schmelzklebungen näher zu untersuchen, werden nun mechanische und laserbasierte Oberflächenvorbehandlungen für die metallischen Fügteile getestet. Bei der mechanischen Vorbehandlung kommt es zu einer flächigen Modifikation der Oberfläche durch Polieren oder Strahlen. Die Flexibilität und die verschleißfreie Wirkungsweise von Laserstrahlung sowie die Möglichkeit der lokalen, berührungslosen Energieeinbringung werden in dieser Arbeit gezielt für eine selektive Oberflächenvorbehandlung des Metalls genutzt. Dabei wird der Einfluss der durch Laserstrahlung induzierten Oberflächenstrukturen auf die Klebfestigkeit analysiert. Zunächst wird auf mittels Laserstrahlung erzeugte makroskopische Linienstruktur eingegangen. Im Anschluss werden auch nano- bzw. mikroskopische Strukturen näher betrachtet. Zur Erzeugung der Strukturen werden Kurzpuls- und Ultrakurzpulslaser verwendet (siehe Kap. 4.1.4). Das Ziel der Untersuchung ist es aufzuzeigen, dass durch eine Oberflächenvorbehandlung zum einen Schmelzklebungen mit sehr hoher Haftfestigkeit realisiert und zum anderen auch unpolare Thermoplaste, wie z. B. PP, mit Metallen gefügt werden können.

Einfluss der mechanischen Oberflächenvorbehandlung

In Bild 54a sind Aufsichtbilder des verwendeten Cr-Ni-Stahls nach einer mechanischen Oberflächenvorbehandlung durch Polieren und Strahlen zu sehen. Als Referenzoberfläche wird die Standard-Oberflächenausführung 2B (= kaltgewalzt, wärmebehandelt, gebeizt, kalt nachgewalzt [115]) verwendet, die ebenfalls in Bild 54a dargestellt ist. Die polierten Proben besitzen eine glatte Oberfläche mit kaum Mikrostrukturen, wohingegen die Referenz und die gestrahlte Oberfläche Mikrostrukturen aufweisen. Die ermittelten arithmetischen Flächen-Mittenrauwerte S_a der Proben sind gering und weisen Werte im Bereich von 0,1 bis 0,81 µm auf. Der Oberflächenvergrößerungsfaktor f_V (siehe Gleichung 1) variiert in einem sehr niedrigen Bereich von 1,0 und 1,1 je nach Oberflächenzustand. Die polierten Oberflächen erzielen im Test die geringste Zugscherfestigkeit τ_p. Es wird ein Mittelwert von 6,09 ± 1,14 MPa erreicht. Der Verbund aus PA6 und

Cr-Ni-Stahl mit der Standard-Oberflächenausführung 2B erreicht eine Zugscherfestigkeit τ_{2B} von 7,61 ± 1,02 MPa. Durch Strahlen kann die Haftung des Kunststoffs an der Metalloberfläche verbessert werden. Es wird eine Zugscherfestigkeit τ_g von 9,37 ± 1,13 MPa erzielt. Aus Bild 54b lässt sich somit schließen, dass die realisierte Mikrorauheit der Oberfläche einen Einfluss auf die Zugscherfestigkeit τ hat.

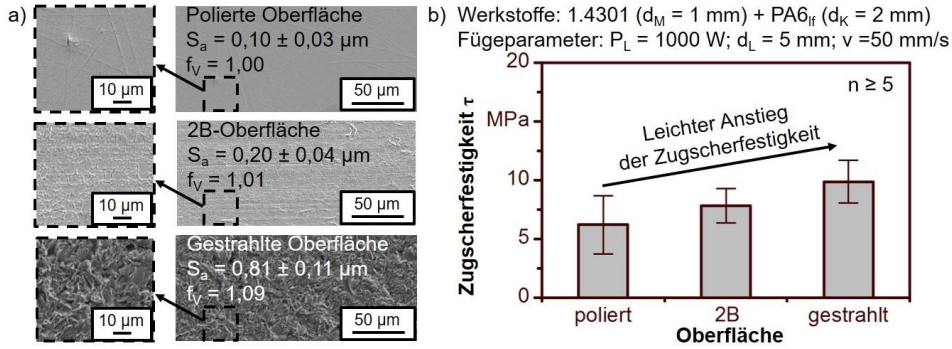


Bild 54: Einfluss der mechanischen Oberflächenvorbehandlung auf das laserbasierte Schmelzkleben: a) Aufsicht auf Cr-Ni-Stahloberflächen (poliert; 2B; gestrahlt); b) Zugscherfestigkeit τ in Abhängigkeit von der Cr-Ni-Stahloberfläche (poliert; 2B; gestrahlt)

Einfluss der laserbasierten Oberflächenvorbehandlung

Der Autor hat sich bereits in vorangegangenen Untersuchungen (siehe [85, 100, 145]) intensiv mit der laserbasierten Oberflächenvorbehandlung des metallischen Fügeteils beschäftigt. Im Vergleich zum Polieren und Strahlen (siehe Bild 54a) konnte durch laserbasierte Oberflächenvorbehandlung eine deutliche Vergrößerung der wirksamen Oberfläche erzielt werden (siehe Bild 55). Im Folgenden werden die wichtigsten Erkenntnisse aus den Voruntersuchungen zusammengefasst und durch Ergebnisse aus dieser Arbeit ergänzt.

In Bild 55a sind durch einen Kurzpulslaser erzeugte Strukturen im Schliffbild zu sehen. Der Laserstrahl wird für die Strukturierung in Linien über das metallische Fügeteil bewegt (Parameter, siehe Kap. 4.1.4). Der Abstand zwischen den Linien wird als Hatchabstand h_L bezeichnet. Für die Untersuchungen wurde dieser im Bereich zwischen 70 und 500 µm variiert und eine Strukturtiefe t_S von 46,2 ± 5 µm erzeugt. Die erzeugten Strukturen besitzen charakteristische Vertiefungen mit mikrorauen Strukturböden und erstarrten Schmelzeaufwürfen auf der Oberfläche, die wie Widerhaken beim laserbasierten Schmelzkleben fungieren (siehe Bild 55b). Je geringer der Hatchabstand, desto höher der Wert für den Oberflächenvergrößerungsfaktor [100].

Der Einfluss der Oberflächenvergrößerung auf die resultierende Zugscherfestigkeit ist in Bild 55c dargestellt. Es kann geschlussfolgert werden: Je größer der Oberflächenvergrößerungsfaktor ist, desto größer ist auch die Zugscherfestigkeit (hier: $\tau_{PA6,max}$ = 18,9 ± 4,5 MPa). Erfolgt jedoch eine Normierung der ermittelten Zugscherfestigkeit durch Division mit dem Oberflächenvergrößerungsfaktor f_V, so ergibt sich für alle Proben von der lediglich gereinigten bis hin zur Probe mit dem geringsten Hatchabstand eine Zugscherfestigkeit im Bereich von 7,6 ± 1,5 MPa bis 8,3 ± 1,0 MPa. Die Zunahme der Zugscherfestigkeit kann mit dem Oberflächenvergrößerungsfaktor f_V korreliert werden. Eine generelle Erkenntnis der Untersuchungen ist, dass durch den zusätzlichen Prozessschritt der Laserstrukturierung hohe Klebfestigkeiten erzeugt werden können, wie sie u. a. für Multimaterialbauteile im Leichtbau benötigt werden. Durch die laserstrukturierte Metalloberfläche und der damit verbundenen erhöhten mechanischen Adhäsion zwischen Thermoplast und Metall ändert sich zudem das Bruchbild der Schmelzklebung. Im Gegensatz zu den nur mit Lösemittel gereinigten Proben kommt es für kurzpulsstrukturierte Proben zu Misch- und Kohäsionsbrüchen. Die Metalloberfläche weist nach dem Bruch viele Stellen mit thermoplastischen Anhaftungen auf [100].

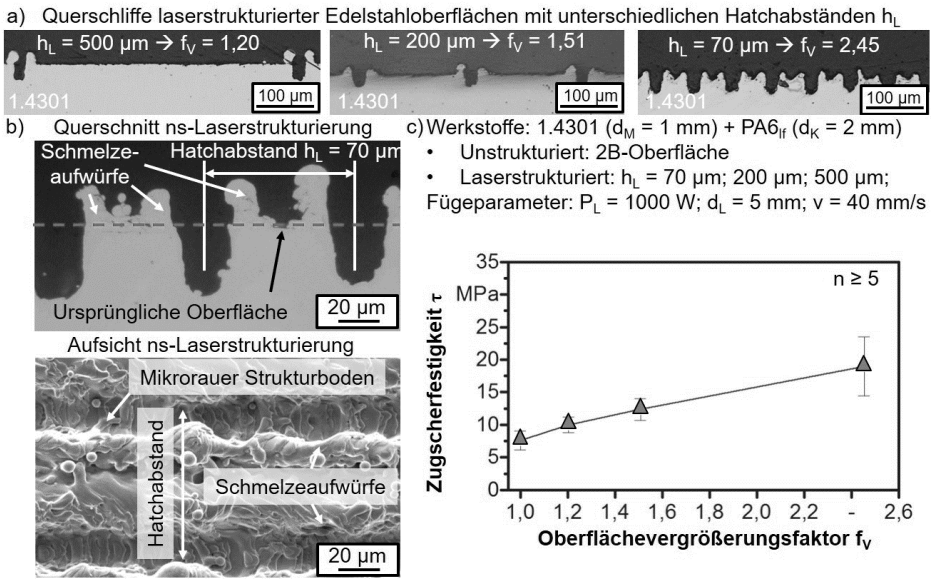


Bild 55: Einfluss der strahlungsbasierten Oberflächenvorbehandlung auf das laserbasierte Schmelzkleben (siehe [100]): a) Querschliffe von laserstrukturierten Cr-Ni-Stahlproben mit unterschiedlichem Hatchabstand h_L; b) Querschnitt und Aufsicht einer laserstrukturierten Cr-Ni-Strahlprobe mit Hatchabstand h_L = 70 µm; c) Zugscherfestigkeit τ von Thermoplast-Metall-Verbunden in Abhängigkeit vom Oberflächenvergrößerungsfaktor f_V des durch Laserstrukturierung vorbehandelten metallischen Fügeteils

Um das Bruchverhalten besser zu verstehen, wurden Oberflächen mit Makro- und Mikrostrukturen erzeugt und mit der 2B-Oberfläche des Cr-Ni-Stahls verglichen (siehe Bild 56). Die Herstellung der Strukturen erfolgte durch Kurzpuls- und Ultrakurzlaserstrahlung. In Bild 56a bis c sind LSM-Bilder (LSM = Laser Scanning Mikroskop) der verwendeten Oberflächen zu sehen. In alle LSM-Bilder sind Schnitte durch die Oberflächen gelegt, um Darstellungen der zweidimensionalen Oberflächentopographien zu erhalten. Bei Betrachtung der Topographieprofile (Achtung: Skalen der y-Achsen für das jeweilige Profil optimal angepasst) fällt auf, dass die laserstrukturierten Oberflächen wie gewünscht deutliche Makro- (Kurzpulsstrukturierung: siehe Bild 56b) bzw. Mikrostrukturen (Ultrakurzpulsstrukturierung: siehe Bild 56c) aufweisen. Bild 56d zeigt REM-Bilder (REM = Rasterelektronenmikroskop) mit verschiedener Auflösung einer Oberfläche, deren Topographie durch Ultrakurzpulslaserstrahlung veränderte wurde. Die erzeugte Oberfläche weist ein periodisches Muster aus Mikrokegeln und Nanorippels auf, so dass neben den Mikro- auch Nanostrukturen vorliegen [145]. Die Laseroberflächenvorbehandlung führt zum einen zu einer Topographieänderung und zum anderen zu einer Änderung der Oberflächenmorphologie durch Oxidationsprozesse [155], bei denen u. a. Cr_2O_3 und Fe_2O_3 auf der Cr-Ni-Stahloberfläche gebildet werden [156].

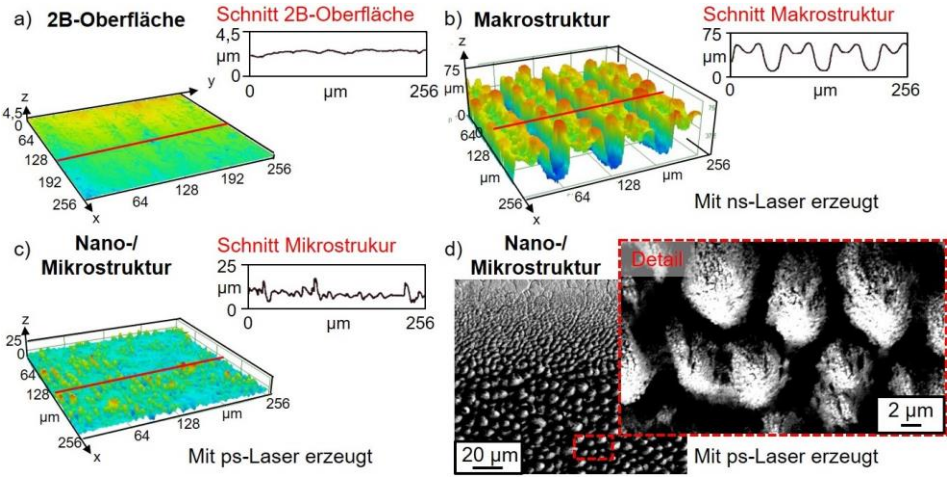


Bild 56: Oberflächenaufnahmen verschiedener Cr-Ni-Stahloberflächen: a) LSM-Bild einer 2B-Stahloberfläche; b) LSM-Bild einer durch Kurzpulslaser erzeugten makroskopischen, linienartigen Oberflächenstruktur; c) LSM-Bild einer durch Ultrakurzpulslaser erzeugten nano-/mikroskopischen Oberflächenstruktur; d) REM-Bilder einer durch Ultrakurzpulslaser erzeugten nano-/mikroskopischen Oberflächenstruktur

Zur quantitativen Beurteilung des Einflusses der Oberflächenvorbehandlung mit Kurzpuls- und Ultrakurzpulslaserstrahlung auf die Klebfestigkeit

werden Proben gefügt (P_L = 1000 W; d_L = 6 mm; v = 60 mm/s) und durch Zugschertests geprüft. Es zeigt sich, dass sowohl durch die Mikro- also auch durch die Makrostruktur eine signifikante Steigerung der Zugscherfestigkeit um mehr als das 4-fache bis auf 21 MPa im Vergleich zur lediglich mit Lösungsmittel gereinigten 2B-Stahloberflächen möglich ist (siehe Bild 57a). Das Versagensbild zwischen den un- bzw. strukturierten Proben unterscheidet sich deutlich. Proben mit gereinigter 2B-Stahloberfläche weisen einen Adhäsionsbruch auf. Strukturierte Proben zeigen einen Kohäsionsbruch im Kunststoff (siehe Bild 57b und c). Das Bruchverhalten wird nachfolgend näher erläutert.

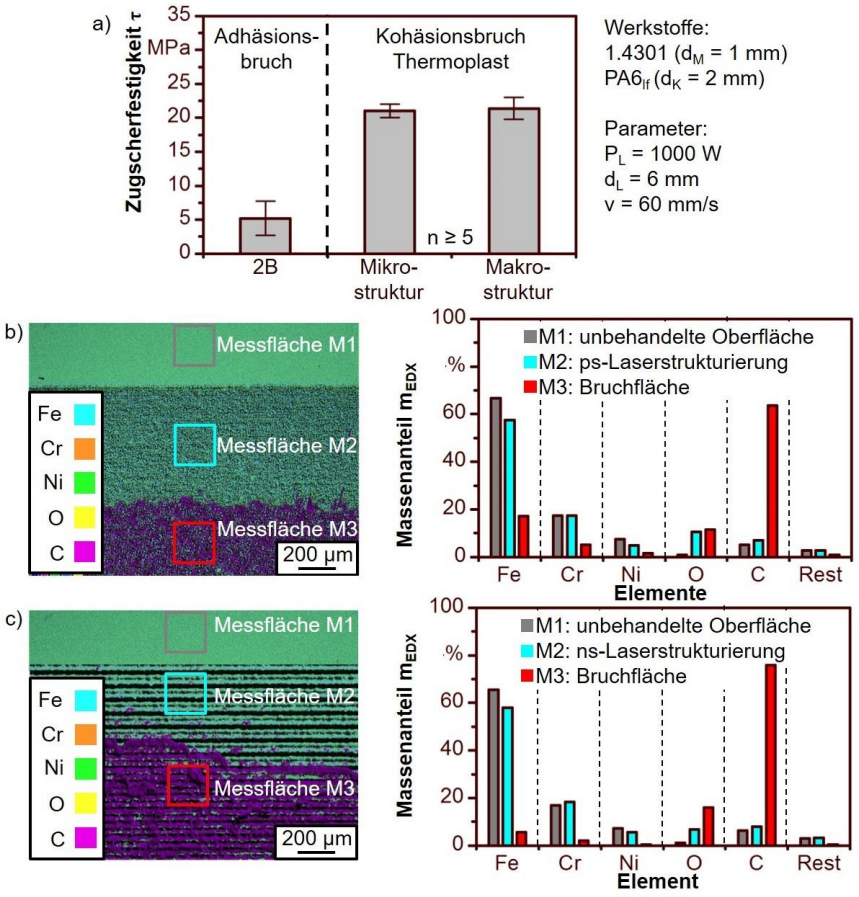


Bild 57: a) Einfluss der Oberflächenstrukturen auf die Zugscherfestigkeit τ; b) REM-Bild mit zusätzlicher EDX-Analyse für die Bruchfläche einer ultrakurzpulslaserstrukturierten Cr-Ni-Stahl-Oberfläche; c) REM-Bild mit zusätzlicher EDX-Analyse für die Bruchfläche einer kurzpulslaserstrukturierten Cr-Ni-Stahl-Oberfläche

In Bild 57b (links) bzw. Bild 57c (links) sind REM-Aufsichtbilder von ultra- bzw. kurzpulslaserstrukturierten Cr-Ni-Stahloberflächen zu sehen. Es wurden Elementanalysen auf der Basis von energiedispersiver Röntgenspektroskopie (EDX) durchgeführt. Die in Bild 57b und c dargestellten Oberflächen können in drei Bereiche unterteilt werden: 1. Unbehandelte Oberfläche (Messfläche M1); 2. Oberfläche mit ns- bzw. ps-Laserstrukturierung (Messfläche M2); 3. Kohäsive Bruchfläche des thermoplastischen Fügeteils (Messfläche M3). Für jeden Bereich wurde der Massenanteil m_{EDX} für die Elemente Fe, Cr, Ni, O und C ermittelt. Die Auswertungen der EDX Messungen sind in Bild 57b (rechts) bzw. Bild 57c (rechts) zu sehen. Es zeigt sich, dass im Vergleich zur unbehandelten Oberfläche des Cr-Ni-Stahls, die überwiegend aus Fe (66%) und den Legierungselementen Cr (17%) und Ni (7%) besteht, für den laserstrukturierten Bereich der Anteil an Sauerstoff von ca. 1% auf ca. 7% bis 10% (siehe Bild 57b und c) zunimmt. Dies lässt auf laserinduzierte Oxidationsprozesse schließen. Es wird gefolgert, dass neben der mikro- bzw. makro-mechanischen Adhäsion durch Oberflächenvergrößerung die Oxidation der Oberfläche zu einer Verbesserung der Haftung führt, da zusätzliche Adhäsionskräfte durch Wasserstoffbrücken gebildet werden können. In Übereinstimmung mit [122, 123] zeigt sich zudem, dass sowohl die unbehandelte als auch die laserstrukturierte Oberfläche mit einer kohlenstoffreichen Kontaminationsschicht (5 - 8%) bedeckt ist. Die Bruchflächenanalye belegt, dass es sich um Kohäsionsbrüche des PA6 handelt, da die Cr-Ni-Oberfläche in diesem Bereich vollflächige durch eine Kohlenstoffschicht (C-Gehalt von bis zu 75,8%) bedecket ist. PA6 besteht zu annähernd zwei Drittel aus Kohlenstoff [31]. Die detektierte Kohlenstoffschicht in der Bruchfläche ist daher dem Thermoplast zuzuordnen.

Als Fazit der Analyse des Einflusses der laserinduzierten Oberflächenstrukturen auf das laserbasierte Schmelzkleben kann festgehalten werden, dass sowohl durch den Einsatz von Kurzpuls-/Ultrakurzpulslasern das werkstoffspezifische Optimum in Bezug auf die Klebstoffeigenschaften des thermoplastischen Fügeteils erreicht werden kann. Eine weitere Optimierung der Klebfestigkeit erscheint nur durch eine gezielte Änderung der Werkstoffeigenschaften des verwendeten Kunststoffs in Bezug auf seine Kohäsionsfestigkeit möglich. An dieser Stelle sei zudem erwähnt, dass Engelmann *et al.* [157] derzeit experimentelle und simulative Untersuchungen durchführen, um ein auf linearer Strukturmechanik basierendes Model zur Vorhersage belastungsfalloptimierter Oberflächenstrukturen für Verbunde aus Thermoplast und Metall zu ermöglichen. Die Erkenntnisse aus dieser Arbeit zum Fügen können somit zukünftig mit weiteren Erkenntnissen im Bereich der Oberflächenoptimierung der Fügeteile kombiniert werden.

Einfluss der Laserstrukturierung auf schwer laserbasiert schmelzklebbare Kunststoffe

Bisher wurde gezeigt, dass mit Hilfe von Laserstrukturierung die Haftfestigkeit zwischen PA6 und Cr-Ni-Stahl gesteigert werden kann. Nachfolgend werden weitere Untersuchungsergebnisse vorgestellt, die belegen, dass durch eine laserbasierte Oberflächenbehandlung (hier: Kurzpulslaserstrukturierung) auch Thermoplaste mit Metallen gefügt werden können, die bisher nur bedingt (PMMA; Bild 58a) oder gar nicht (PP; Bild 58b) durch laserbasiertes Schmelzkleben verbunden werden konnten.

Bild 58a zeigt die Zugscherfestigkeit in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v für den Verbund aus amorphen PMMA und Cr-Ni-Stahl mit und ohne laserbasierter Oberflächenvorbehandlung. Anhand des Diagramms ist zu erkennen, dass ein haftfester PMMA-Stahl-Verbund ($\tau_{PMMA,u,max}$ < 2 MPa) an einer unstrukturierten Stahloberfläche nur bedingt möglich ist. Erst durch die Vergrößerung der wirksamen Oberfläche mittels Laserstrahlung (Hatchabstand h_L = 70 µm; siehe Bild 55b) können sehr hohe Zugscherfestigkeiten mit Werten bis 27,7 ± 6,3 MPa realisiert werden. Dabei zeigt sich in der Mitte der Klebung eine leichte Blasenbilung auf Grund der zu hohen Prozesstemperaturen. Die Außenbereiche der Klebung sind blasenfrei.

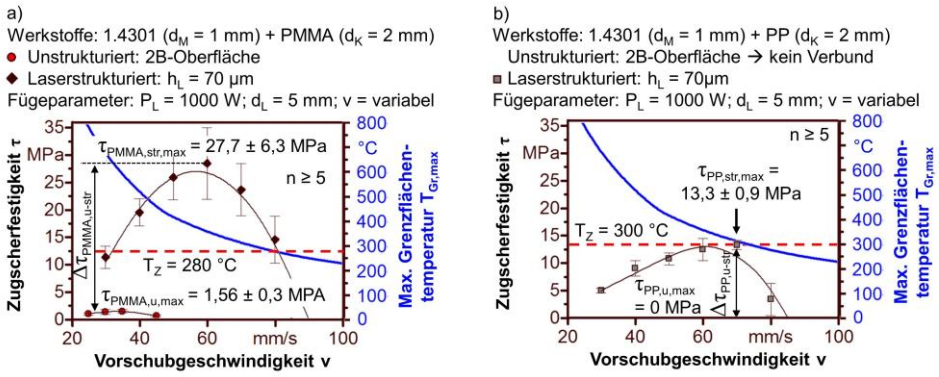


Bild 58: Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit v auf die Zugscherfestigkeit τ und die max. Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ (analytisch berechnet) für laserbasierte Schmelzklebungen: a) un-/strukturierter Cr-Ni-Stahl und PMMA; b) un-/strukturierter Cr-Ni-Stahl und PP

In Bild 58a und b sind Zugscherfestigkeiten τ und die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit für Verbunde aus PMMA bzw. PP und Cr-Ni-Stahl dargestellt. Je geringer die Vorschubgeschwindigkeit ist, desto höher ist die Temperatur in der Grenzfläche. Bei zu hohen Temperaturen kommt es zu einer festigkeitsmin-

dernden Blasenbildung, da mit zunehmender Anzahl an Fehlstellen die Ausbildung der Adhäsionskräfte behindert wird. Für zu hohe Vorschubgeschwindigkeiten ist die Temperatur in der Grenzfläche zu gering, so dass die Thermoplastschmelze nicht optimal fließt und die Oberfläche nur unzureichend benetzen kann. Dies führt zu sinkenden Zugscherfestigkeiten. Bei einer vergleichenden Betrachtung der Ergebnisse der Zugscherfestigkeit in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit für PMMA-Stahl- und PP-Stahl-Verbunde, bei denen jeweils die Oberfläche des Cr-Ni-Stahls durch Laserstrahlung vergrößert wurde, lassen sich ähnliche Kurvenverläufe feststellen (siehe Bild 58a und b). Das Optimum wird bei Vorschubgeschwindigkeiten von 60 mm/s (PMMA) bzw. 70 mm/s (PP) erreicht. Durch analytische Berechnung wird hierfür eine maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ von ca. 355 °C (PMMA) bzw. 310 °C (PP) ermittelt. Die Höhe der erzielten Zugscherfestigkeit τ für strukturierte Metallproben variiert deutlich bei den unterschiedlichen Thermoplasten ($\tau_{PMMA,str,max}$ = 27,7 ± 6,3 MPa; $\tau_{PP,str,max}$ = 13,3 ± 0,9 MPa). Die Ursache für die hohen Zugscherfestigkeiten für PMMA-Stahl-Verbunde ist die Kombination aus der mechanischen Verkrallung, der Ausbildung von Wasserstoffbrücken (siehe Bild 18) und der sehr hohen Widerstandsfähigkeit des PMMA gegen elastische Verformung ($E_{PMMA} >> E_{PP} > E_{PA6,lf}$ [22]) bei einem stets sehr geringen Wassergehalt ($\varphi_{PMMA,max}$ = 2,0 Gew.-% [108]). Der für das laserbasierte Schmelzkleben verwendete Thermoplast muss sowohl Klebstoff- als auch Bauteileigenschaften erfüllen. Die Klebstoffeigenschaften des thermoplastischen Fügeteils lassen sich dabei vor allem in temperaturabhängige rheologische (Fließen und Benetzen), chemische (Ausbildung von Adhäsionskräften zwischen der thermoplastischen Klebschicht und dem metallischen Fügeteil) und mechanische (Kohäsionskräfte ermöglichen den inneren Zusammenhalts des Thermoplast) Eigenschaften unterteilen. Die Bauteileigenschaften des thermoplastischen Fügeteils sind konstruktionsabhängig und allgemein nicht näher spezifizierbar. Die Untersuchungen lassen den Schluss zu, dass durch eine laserbasierte Vergrößerung der wirksamen Oberfläche in Kombination mit einer werkstoffspezifisch geeigneten Prozessführung ein Fügen von nahezu beliebigen Thermoplast-Metall-Verbunden möglich scheint. Die Eignung der jeweiligen Materialkombination für den Einsatz muss jedoch gezielt hinterfragt und vor der Anwendung getestet werden.

5.2.5 Einfluss der Umweltbedingungen

Im Folgenden wird der Einfluss der im Gebrauch vorherrschenden Umweltbedingungen auf die Eigenschaften der Schmelzklebung untersucht. Als Versuchswerkstoffe kommen PA6 und Cr-Ni-Stahl zum Einsatz. Bereits in Bild 18 und Kap. 5.2.3 wurde gezeigt, dass sich zwischen den Werkstoffen van-der-Waals-Kräfte und Wasserstoffbrücken ausbilden können. Da van-der-Waals-Kräfte jedoch temperaturabhängig sind [16] und Klebungen auf Basis physikalischer Bindungen stark durch Wasser beeinträchtigt oder sogar zerstört werden können [46], liegt der Fokus auf der Analyse des Einflusses der Umgebungstemperatur und des Wassergehalts des thermoplastischen Fügeteils auf die laserbasierte Schmelzklebung.

Einfluss der Temperatur

Kunststoffe haben einen 10-fach höheren thermischen Ausdehnungskoeffizienten als Metalle (siehe Bild 7a) [32]. Dies muss beim Kleben berücksichtigt werden. Unterschiedliches, thermisches Dehnungs-/Schwindungsverhalten führt zu einer zusätzlichen Wärmespannung σ_W in der Klebung (siehe Gleichung 3). Um die Wärmespannug σ_W zu ermitteln, die maximal zusätzlich auf eine Schmelzklebung wirken darf, werden Verbunde aus PA6 und Cr-Ni-Stahl (nur mit Lösungsmittel gereinigt) nach dem Fügen für eine bestimmte Zeit im Ofen gelagert (siehe Bild 25) und im Zugschertest geprüft. Die Ofentemperatur T_{Of} beträgt 80, 100 bzw. 120 °C. Die Proben werden nach einer Ofenlagerungsdauer t_{Of} von 0,5 h entnommen. Als Referenz werden bei Raumtemperatur gelagerte Proben verwendet. In Bild 59a ist die während der Lagerung entstehende Wärmespannung σ_W (Berechnung: Gleichung 3; Werte: Bild 7) in Abhängigkeit von der vorherrschenden Ofentemperatur T_{Of} sowie die aus der jeweiligen Lagerbedingung resultierende Zugscherfestigkeit τ dargestellt. Es zeigt sich, dass die Zugscherfestigkeit τ der Klebungen ab einer Temperatur von über 80 °C deutlich abnimmt. Proben, die bei 120 °C gelagert wurden, konnten nicht getestet werden, da die Proben durch die Lagerung so geschwächt war, dass diese beim Einlegen in die Prüfvorrichtung (siehe Bild 23b) versagten. Bei Betrachtung von Bild 59a fällt auf, dass sich die Kurvenläufe der Zugscherfestigkeit und der Wärmespannung schneiden. Der Schnittpunkt kennzeichnet die für den Verbund maximal zulässige Umgebungstemperatur von 80 °C.

Die Klebungen aus PA6 und gereinigtem Cr-Ni-Stahl kann kurzzeitig (t_{Of} = 0,5 h) einer durch 80 °C Umgebungstemperatur induzierten zusätzlichen Wärmespannung widerstehen (siehe Bild 59b). Um den Einfluss längerer thermischer Belastung auf die Schmelzklebung zu analysieren, wurden Proben bei 80 °C bis zu 8 h gelagert und anschließend zerstörend

getestet. Als metallische Fügeteile wurden sowohl gereinigte als auch laserstrukturierte Cr-Ni-Stahlproben (ns-Kurzpulslaser: $t_S = 46{,}2 \pm 5$ µm; $h_L =$ 70 µm; siehe auch Bild 55b) verwendet. Bild 59b zeigt die Ergebnisse für die Lagerung von Proben bei 80 °C für unterschiedliche Ofenlagerungsdauern von 0,5 bis 8 h. Bereits eine Lagerungsdauer von 2 h führt zu einer nahezu vollständigen Lösung der Klebung. Dies lässt den Rückschluss zu, dass ein Dauergebrauch des Verbundes aus lediglich gereinigtem Cr-Ni-Stahlproben mit PA6 nicht gewährleistet werden kann. Durch den Einsatz einer zusätzlichen laserbasierten Oberflächenvorbehandlung können langzeitstabile Schmelzklebungen realisiert werden. In Bild 59b ist für diese Proben sogar ein leichter Anstieg der Festigkeit zu erkennen. Die Warmlagerung bei 80 °C ist vergleichbar mit dem Tempern des teilkristallinen Kunststoffteils. In Anlehnung an [16] wird angenommen, dass durch die Temperatureinwirkung Eigenspannungen abgebaut und der Kristallisationsgrad der vorher amorphen Schmelzlinse gesteigert werden kann. Durch die Erhöhung des kristallinen Anteils wird eine Steigerung der Festigkeit und Steifigkeit erreicht, wodurch eine höhere Zugscherfestigkeiten ermöglicht wird. Dies gilt jedoch nur für den Fall, dass die Schmelzklebung die zusätzliche Wärmespannung kompensieren kann. Die durch Laserstrahlung erzeugte Oberflächentopographie scheint hierfür gut geeignet. Durch Ausdehung der Kunststoffschmelze wird eine Art Vorspannkraft auf die formschlüssige Verklammerung aufgebraucht, die bei Abkühlung wieder relaxiert. Das Wirken von mechanischer Adhäsion trägt dazu bei, dass der Abstand zwischen den Fügeteilen nicht zu groß wird, so dass Wechselwirkungskräfte zwischen Kunststoff und Metall wirken können. Es konnte aufgezeigt werden, dass eine gezielte Oberflächenvorbehandlung notwendig ist, um feste und langzeitstabile Schmelzklebungen zu erzielen.

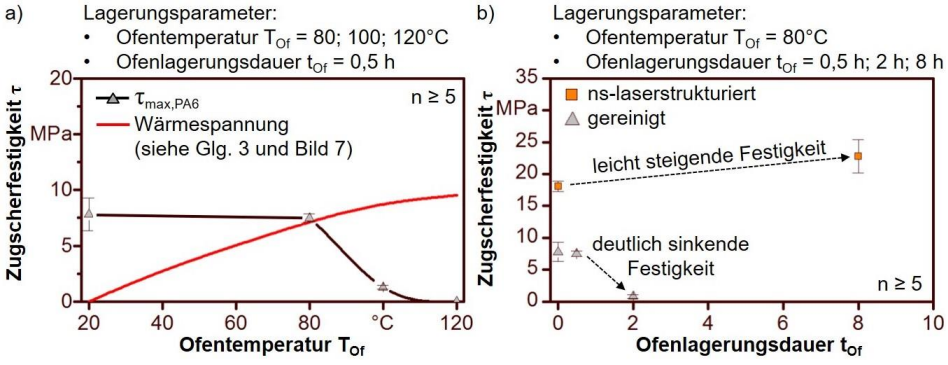


Bild 59: a) Einfluss der Ofentemperatur T_{Of} auf die Zugscherfestigkeit τ bei einer kurzen Ofenlagerungsdauer t_{Of} von 0,5 h; b) Einfluss der Ofenlagerungsdauer t_{Of} auf die Zugscherfestigkeit τ bei einer Ofenlagerungstemperatur T_{Of} von 80 °C

Einfluss des Wassergehalts

In Kap 4.1.1 wurde bereits gezeigt, dass das verwendete PA6 stark hygroskopisch ist und Wasser als Weichmacher für PA6 fungiert (siehe Bild 16b). Das Ziel der nachfolgenden Untersuchungen ist es, den Einfluss des Wassergehalts gefügter PA6-Proben auf die Zugscherfestigkeit der Schmelzklebung nachzuweisen. Da bereits in Kap. 5.2.1 nachgewiesen wurde, dass der Wassergehalt des Kunststofffügeteils beim Fügen einen signifikanten Einfluss auf die Zugscherfestigkeit und die Ausbildung der Schmelzlinse hat (siehe Bild 39), werden die Proben für diese Experimente im luftfeuchten Zustand ($\varphi_{PA6,lf}$ = 2,02 ± 0,15 Gew.-%) gefügt (Parameter: P_L =1000 W; v = 50 mm/s; d_L = 5 mm) und erst im Anschluss durch eine Lagerung in einem Wasserbad verschiedene Wassergehalte erzeugt (siehe Bild 25). Um den Einfluss des Wassergehalts von PA6 auf die erzeugte laserbasierte Schmelzklebung ermitteln zu können, werden stets laserstrukturierte Cr-Ni-Stahlproben (ns-Kurzpulslaser: t_S = 46,2 ± 5 µm; h_L = 70 µm; siehe Bild 55b) verwendet. Dadurch kann eine erhöhte mechanische Adhäsion erzielt und ein dauerhafter Verbund realisiert werden, der die durch Wasserlagerung entstehende Belastung bzw. Wechselwirkung in der Grenzfläche übersteht. In Bild 60 ist die ermittelte Zugscherfestigkeit in Abhängigkeit vom Wassergehalt dargestellt. Es zeigt sich ein annähernd linearer Zusammenhang. Je höher der Wassergehalt ist, desto geringer ist die erzielte Zugscherfestigkeit. Es konnte somit nachgewiesen werden, dass die Eigenschaften der Klebung direkt von den mechanischen Eigenschaften des für das Fügen verwendeten PA6 abhängig sind. Bei der Auslegung eines Verbundes aus PA6 und Cr-Ni-Stahl muss demnach berücksichtigt werden, dass das thermoplastische Fügeteil in Abhängigkeit von seinem Wassergehalt sowohl die Bauteileigenschaften als auch die Klebung signifikant beeinflusst.

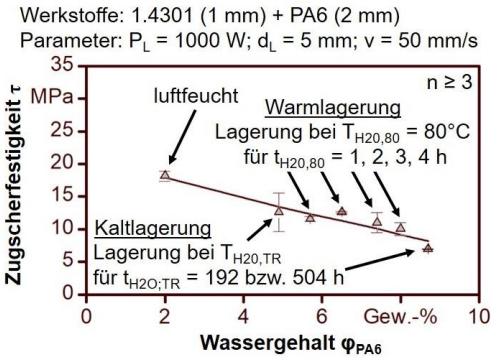


Bild 60: Einfluss des Wassergehalts φ_{PA6} von PA6 auf die Zugscherfestigkeit τ des Verbundes

5.3 Analyse klebtechnischer Anwendungen

5.3.1 Dichtes Kunststoff-Metall-Gehäuse

Im Folgenden wird aufgezeigt, welches Potential das laserbasierte Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen im industriellen Einsatz haben kann. Zu diesem Zweck werden beispielhaft zwei klebtechnische Anwendungen (siehe Kap. 5.3.1 und Kap. 5.3.2) analysiert.

Zunächst wird untersucht, ob ein dichtes, rotationssymmetrisches Kunststoff-Metall-Gehäuse erzeugt werden kann. Hierfür erscheint das Fügen durch Mehrfahrbestrahlung besonders geeignet, da im Vergleich zur Einfachbestrahlung ein homogeneres Temperaturfeld im Bereich der Klebung ohne signifikante Temperaturschwankungen zu Beginn und am Ende des Fügens entsteht. Zudem wird eine moderate maximale Temperatur $T_{Mo,max}$ an der Metalloberseite (siehe Kap. 5.2.1) erzielt, so dass die Korrosionsgefahr durch Überhitzung gering ist. Ein Foto des verwendeten Kunststoffprobekörpers mit und ohne Metalldeckel ist in Bild 61 zu sehen. Weitere Informationen zum Fügen, zum Prüfverfahren und zur Simulation können Bild 22c, 23c und 26c entnommen werden. Bild 61 zeigt zudem Aufsichtaufnahmen von den auf der Oberfläche des Metalls bzw. in der Grenzfläche zwischen Metall und Kunststoff entstehenden Temperaturfeldern für eine 10-fache Bestrahlung. Die Zeit für eine Überfahrt $t_{Ü=1}$ beträgt 0,94 s. Zusätzlich zu den Temperaturfeldern ist in Bild 61 die Bruchfläche eines thermoplastischen Fügepartners abgebildet, der durch 10 Überfahrten gefügt wurde. In der Bruchfläche ist eine deutliche Blasenbildung zu erkennen, die vom Kreisinneren nach außen hin abnimmt. Dieses Verhalten kann durch einen Wärmestau im Inneren begründet werden.

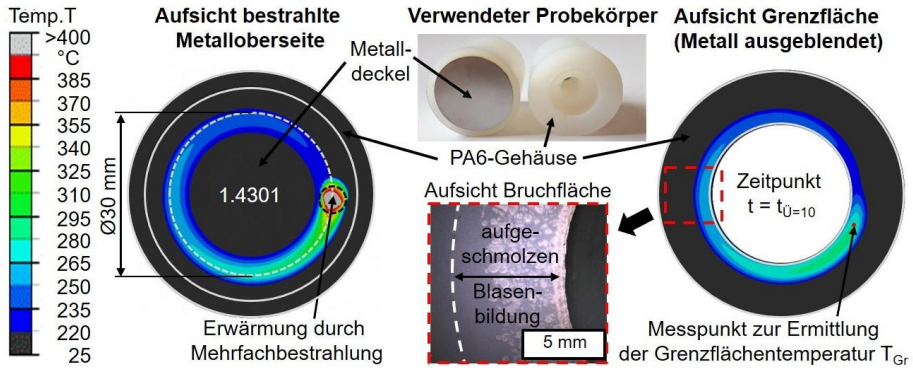


Bild 61: Foto des verwendeten Probekörpers, Darstellung der simulativ ermittelten Isothermenfelder auf der Metalloberfläche und in der Grenzfläche sowie Aufsicht auf das Bruchbild einer Schmelzklebung (Ü = 10)

In Bild 62a ist der t-T_{Gr}-Verlauf in der Grenzfläche im Mittelpunkt der Bestrahlung dargestellt. Anhand des Diagramms kann für die jeweilige Anzahl der Überfahrten die maximale Grenzflächentemperatur abgelesen und Rückschlüsse auf das Prozessfenster gezogen werden. Es muss berücksichtigt werden, dass es bei einer Mehrfachbestrahlung prozessbedingt zu einem zyklischen Aufheizen und Abkühlen kommt. Für 8 bis 11 Überfahrten liegt die maximale Grenzflächentemperatur während des Fügens wechselweise über und unter der Kristallitschmelztemperatur T_{KS}. Erst ab 12 Überfahrten befindet sich die Grenzflächentemperatur während des Fügens stets oberhalb von T_{KS}. Der Einfluss der Temperatur ist auch bei den Dichtheitsuntersuchungen festzustellen. Ab 8 Überfahrten können dichte Gehäuse erzeugt werden. Ab 12 Überfahrten widersteht der Verbund einem Luftdruck von bis zu 7 bar (siehe Bild 62b). Eine geringere Anzahl an Überfahrten führt zu undichten bzw. weniger belastbaren Verbunden.

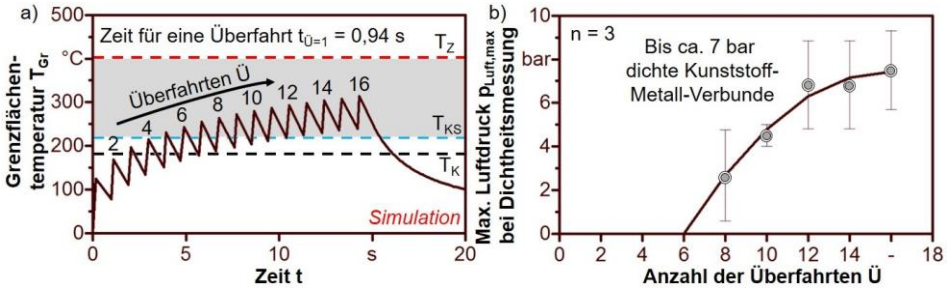


Bild 62: a) Zeitabhängige Grenzflächentemperatur T_{Gr}; b) Max. bei der Dichtheitsmessung ertragbarer Luftdruck $p_{Luft,max}$ in Abhängigkeit von der Anzahl der Überfahrten Ü

Abschließend lässt sich sagen, dass trotz Blasenbildung in der Grenzfläche ein dichter Verbund aus Thermoplast und Metall erzeugt werden kann. Vor einem industriellen Einsatz solcher Klebungen sollten ausgiebige Langzeituntersuchungen vorgenommen werde. Für den Dauergebrauch des geklebten Verbundes ist eine Oberflächenbehandlung des metallischen Fügeteils, wie z. B. eine Laserstrukturierung (siehe Kap. 5.2.4), zu empfehlen.

5.3.2 Belastbarer Kunststoff-Metall-Träger

Neben dichten Verbunden sind vor allem belastbare Trägerstrukturen aus Thermoplasten und Metallen von Bedeutung für industrielle Anwendungen. Daher werden Kunststoff-Metall-Träger durch laserbasiertes Schmelzkleben erzeugt und analysiert. Zudem wird ein klebtechnischer Vergleich durchgeführt. Das 2K-Reaktionskleben (chemisch-reagierender Klebstoff: Scotch-Weld DP490) wird mit dem laserbasierten Schmelzkleben (physikalisch abbindender Klebstoff) verglichen. Als Versuchswerkstoffe kom-

men eine Al-Mg-Legierung (AlMg3; d_M = 2 mm) und ein Faserverbundkunststoff (Tepex dynalite 102-RG600(4)/47%; d_K = 2 mm) zum Einsatz. Für das laserbasierter Schmelzkleben werden die Metallproben laserstrukturiert. Die reaktionsgeklebten Proben werden gemäß Angaben des Klebstoffherstellers gereinigt. Die Probekörper für die Zugschertests und die 3-Punkt-Biegetests, die Versuchsaufbauten sowie die eingesetzten Analyse- und Prüfverfahren sind in Kap. 4.2.2 und Kap. 4.2.3 beschrieben.

In Bild 63a sind die Zugscherfestigkeiten für 2K-reaktionsgeklebte AlMg3-AlMg3- und AlMg3-FVK-Verbunde zu sehen. Bei Betrachtung des Bruchbildes der Metallklebung wird klar, dass ein Kohäsionsbruch in der Klebschicht vorliegt (siehe Bild 63b). Die erzielte Klebfestigkeit von 26,0 ± 1,4 MPa stimmt mit den Angaben des Klebstoffherstellers (τ_{max} = 26 - 30 MPa [144]) überein, so dass die genutzte Klebvorrichtung und Durchführung der Klebung als geeignet betrachtet werden können. Für den 2K-reaktionsgeklebten Verbund aus AlMg3 und FVK wird eine Zugscherfestigkeit von 12,5 ± 2,6 MPa erreicht. Es kommt zu einem Adhäsionsbruch zwischen Klebstoff und FVK (siehe Bild 63b), so dass die maximal mögliche Festigkeit nicht erreicht wird. Der Verbund aus Klebstoff und AlMg3 besteht auch nach dem Test. Die durchgeführte Reinigung und Entfettung des metallischen Fügeteils ist demnach ausreichend. Eine laserbasierte Vorbehandlung ist nicht notwendig. Die Erhöhung der Zugscherfestigkeit erscheint hier nur durch eine Haftungsverbesserung zwischen FVK und Klebstoff möglich. Eine Optimierung wurde nicht durchgeführt.

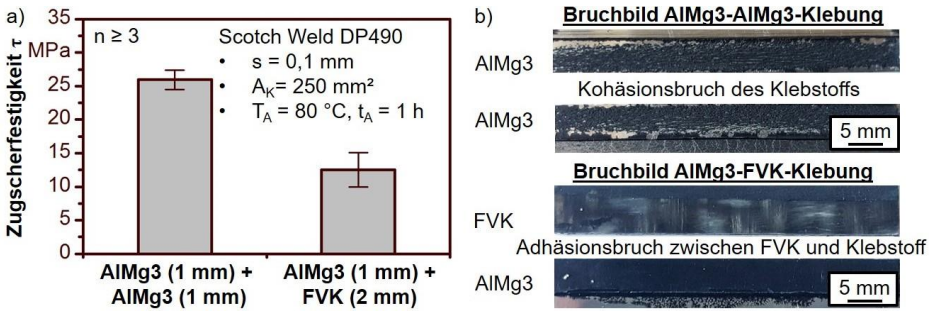


Bild 63: Reaktionsklebung (AlMg3- und FVK-AlMg3): a) Zugscherfestigkeit τ; b) Bruchbild

In Bild 64a sind die für das laserbasierte Schmelzkleben (P_L = 900 W; d_L = 6 mm; v = 2 - 6 mm/s) von FVK mit AlMg3 ermittelten Zugscherfestigkeiten dargestellt. Die maximale Zugscherfestigkeit beträgt 23,9 ± 1,1 MPa. Sie liegt knapp unter der Kohäsionsfestigkeit des 2K-Reaktionsklebstoffs (Herstellerangabe: τ_{max} = 26 - 30 MPa [144]). Das Bruchbild zeigt eine Freilegung der Fasern durch Delamination des Thermoplasts (siehe Bild 64b). Die maximale Verbundfestigkeit ist somit durch den FVK limitiert.

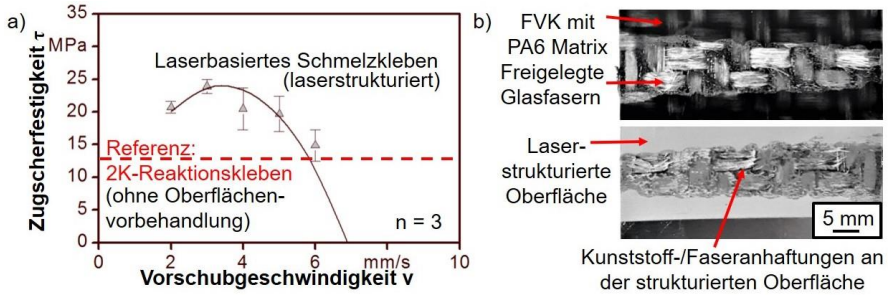


Bild 64: a) Zugscherfestigkeit τ für laserbasiert schmelzgeklebte FVK-$AlMg_3$-Verbunde in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v sowie Vergleich mit dem 2K-Reaktionskleben; b) Charakteristisches Bruchbild für das laserbasierte Schmelzkleben

Zudem wurden AlMg3-FVK-Träger durch laserbasiertes Schmelzkleben bzw. 2K-Reaktionskleben erzeugt und im 3-Punkt-Biegeversuch getestet. Für das laserbasierte Schmelzkleben wurde eine laserbasierte Oberflächenvorbehandlung des Metalls vorgenommen. Die reaktionsgeklebten Träger wurden nach Angaben des Klebstoffherstellers gereinigt. In Bild 65a sind die Weg-Kraft-Verläufe (w_s-F-Verläufe) für offene und durch Kleben geschlossene Träger (Schließblech oben) dargestellt. Es zeigt sich, dass die offenen Profile mit einer maximalen Kraft von 4102,8 ± 98,9 N (Öffnung oben) bzw. 4512,7 ± 336,1 N (Öffnung unten) die geringsten Werte erreichen (siehe Bild 65a und b). Lastbedingte Verformungen führen zu Faserbrüchen an den Profilseiten (siehe Bild 65c). Schmelzgeklebte Proben (siehe Bild 65a und b) erreichen eine maximale Kraft von 7638,4 ± 1345,4 N (Schließblech oben) bzw. 6875,2 ± 293,7 N (Schließblech unten). Für reaktionsgeklebte Profile (siehe Bild 65a und b) wird eine maximale Kraft von 9464,5 ± 410,7N (Schließblech oben) bzw. 7482,2 ± 283,6 N (Schließblech unten) erzielt. Die Maximalwerte werden für Profile erzielt, deren Schließbleche nach oben zeigen. Dies liegt an der für die Fasern günstigeren Zugbelastung. Das finale Versagensbild zeigt stets einen Faserbruch in der Profilmitte (siehe Bild 65c). Die Leistungsfähigkeit des Trägers ist durch den FVK begrenzt. Die Klebungen in der Trägermitte sind nach den Tests stets intakt. Am Trägerende kam es bei den laserbasiert schmelzgeklebten Proben vereinzelt zu Delamination durch verformungsbedingte Schälbelastung. Das Verformungsvermögen des Verbunds ist durch die elastischen Eigenschaften des als Schmelzklebstoff wirkenden Thermoplasts begrenzt, da kein zusätzlicher Klebstoff verwendet wird.

Aus dem klebtechnischen Vergleich ergibt sich Folgendes: Im Gegensatz zum 2K-Reaktionskleben wird für das laserbasierte Schmelzkleben kein zusätzlicher Klebstoff benötigt. Dadurch werden sowohl die Zeit für den Klebstoffauftrag als auch die Kosten für den Klebstofferwerb (Preis: 491 €/l [158])

eingespart. Im Vergleich zum 2K-Reaktionskleben (τ_{max} = 12,5 ± 2,6 MPa), bei dem Adhäsionsbrüche zwischen FVK und Klebstoff vorliegen, konnten für das laserbasierte Schmelzkleben bei oberflächenvergrößernder Metallvorbehandlung und kohäsiven Versagen des FVK höhere Klebfestigkeiten (τ_{max} = 23,9 ± 1,1 MPa) erzielt werden. Eine Vorbehandlung des Kunststoffs ist nicht notwendig. Durch 3-Punkt-Biegung konnten weder die Reaktionsnoch die Schmelzklebungen in der Mitte der erzeugten Träger zerstört werden. Die Leistungsfähigkeit der Träger war stets durch den FVK begrenzt. Für das laserbasierte Schmelzkleben ist das Verformungsvermögen des Verbundes im Vergleich zum Reaktionskleben durch das Fehlen eines zusätzlichen Klebstoffs, der höhere Verformungen kompensieren kann, eingeschränkt. Dies muss bei der fertigungs- und lastgerechten Auslegung des Verbundes berücksichtigt werden. Jedoch kann beim laserbasierten Schmelzkleben durch das physikalische Abbinden des als Klebstoff wirkenden Thermoplasts in wenigen Sekunden eine Klebung realisiert werden. Reaktionsklebungen erfordern eine längerer Lagerung bei erhöhter Temperatur (hier: 1h bei 80 °C), was für temperaturempfindliche Kunststoffe von Nachteil ist. Weitere Untersuchungen des Autors (siehe [68, 159]) belegen ebenfalls das große Potential des laserbasierten Verfahrens. Ein Vergleich mit dem Spritzgießen wird in [160] vorgestellt.

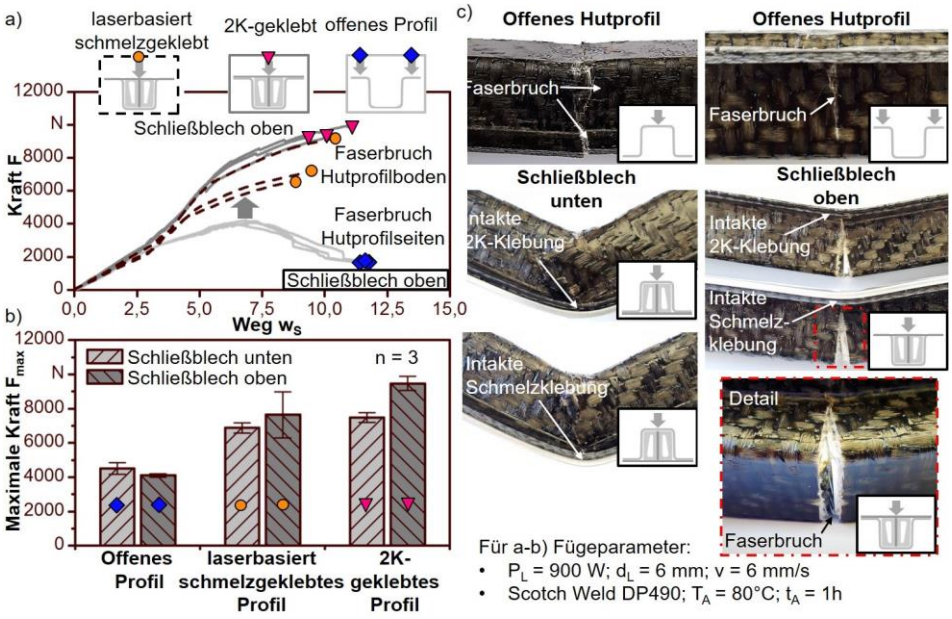


Bild 65: a) w_s-F-Verläufe für offene und geklebte Profile (Schließblech oben); b) Max. Bruchkraft F_{max} für offene und geklebte Profile in Abhängigkeit von der Position des Schließblechs; c) Charakteristische Bruchbilder der geklebten Leichtbauprofile

6 Methodik zur berechnungsgestützten Prozessauslegung

In diesem Abschnitt wird eine allgemeingültige, methodische Vorgehensweise zur berechnungsgestützten Prozessauslegung für das laserbasierte Schmelzkleben von Thermoplasten und Metallen vorgestellt (siehe Bild 66). Diese Methodik ermöglicht eine systematische Ermittlung von Verarbeitungsprozessfenstern bei minimiertem experimentellen Aufwand.

Zu Beginn müssen die Fügeteile aus Thermoplast und Metall sowie deren Materialstärken (d_K bzw. d_M) festgelegt werden. Die Materialstärke des Metalls hat einen starken Einfluss auf das Fügen (siehe Kap. 5.2.2). Für die Berechnung und die Experimente wird die Verwendung von plattenartigen Probekörpern empfohlen (siehe Bild 22b), da diese schnell verfügbar und kostengünstig sind. Am Ende der Untersuchungen kann bei Bedarf die berechnungsgestützte Prozessauslegung auf die Realgeometrie des Verbunds übertragen und durch Variantenrechnungen optimiert werden.

Zur Temperaturberechnung (siehe Gleichung 7, 20, 21) werden die spezifische Wärmekapazität c_p, die Dichte ρ, und die Wärmeleitfähigkeit λ_W der Fügeteile benötigt. Von besonderer Bedeutung für das Fügen ist die Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{W,M}$ des Metalls (siehe Bild 47). Die Werkstoffeigenschaften des Thermoplasts haben geringen Einfluss auf die Prozesstemperaturen (siehe Bild 52). Für das numerische Modell (siehe Kap. 4.2.4) müssen die thermischen Eigenschaften in das FEM-Materialmodell eingetragen werden. Die Nutzung des analytischen Modells erfordert die Berechnung der Temperaturleitfähigkeit a_M des metallischen Fügeteils (siehe Gleichung 2), durch die der thermische Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ (siehe Bild 49) ermittelt werden kann. Die Erwärmung erfolgt durch die an der Metalloberfläche absorbierte Laserleistung P_A ($= \eta_A \cdot P_L$). Sowohl für die analytische als auch für die numerische Berechnung muss daher der Einkoppelgrad η_A (siehe Gleichung 13) des Metalls bekannt sein. Durch Bestimmung des Prozesswirkungsgrades η_P (siehe Gleichung 16) ermöglicht das analytische Berechnungsmodell vorab eine Beurteilung der Effizienz des Fügeprozesses. Den größten Einfluss auf die Prozesseffizienz haben die Absorption der Laserstrahlung auf der Oberfläche sowie die Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{W,M}$ und Materialstärke d_M des Metalls. Das Benetzungs- und Haftungsvermögen zwischen den Fügeteilen kann durch die Ermittlung der Nullviskosität η_0 des Thermoplasts (siehe Tabelle 1) und die Berechnung der Adhäsionsarbeit W_A (siehe Gleichung 5 und Bild 53) theoretisch abgeschätzt werden.

Um Variantenrechnungen durchführen zu können, müssen Fügeprozessparameter festgelegt werden. Es wird empfohlen, ein konstantes Parameterset bestehend aus Laserleistung P_L, Laserstrahldurchmesser am Werkstück d_L und Anzahl der Überfahrten Ü zu definieren und Berechnungen mit verschiedenen Vorschubgeschwindigkeiten v durchzuführen. Die Eignung der gewählten Prozessparameter wird anhand materialspezifischer Auswertungsbedingungen (siehe Kap. 5.2.1) beurteilt. Die Prozessparameter müssen die Metall-Schmelz- und Korrosionsbedingung für das metallische Fügeteil erfüllen. Die Vorhersage erfolgt durch das numerische Modell. Um einen Verbund erzeugen zu können, müssen die Kunststoff-Schmelz- und Zersetzungsbedingung eingehalten werden.

Durch Analyse der t-T_{Mo}-Verläufe auf der Metalloberseite können geeignete Parameter für die Metall-Schmelz- und Korrosionsbedingungen identifizieren werden. Die maximale Temperatur $T_{Mo,max}$ an der Metalloberfläche muss stets kleiner als die Schmelztemperatur des Metalls T_{MS} sein, sonst kommt es zu einem lokalen Aufschmelzen. Das Verarbeitungsprozessfenster für Metalle mit geringer Schmelztemperatur ist somit limitiert. Für korrosionsanfällige, metallische Fügeteile muss zudem die Korrosionsbedingung erfüllt werden. Als Anhaltspunkt für die korrosionsbedingt maximal zulässige Temperatur T_{korr} kann aus der Literatur die kritische Einsatztemperatur des Metalls bei Langzeitlagerung entnommen werden. Beim laserbasierten Schmelzkleben werden jedoch nur kurzzeitig hohe Temperaturen erreicht, so dass die Durchführung einer prozessspezifischen Korrosionsprüfung, z. B. durch KorroPad Prüfung (siehe Bild 19) empfohlen wird. Dadurch kann die korrosionsbedingt maximal zulässige Temperatur T_{korr} ermitteln werden (siehe Bild 30).

Durch Analyse der t-T_{Gr}-Verläufe in der Grenzfläche können Parameter für die Erfüllung der Kunststoff-Schmelz- und Zersetzungsbedingung ermittelt werden. Die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ wird dabei mit der Fließ- T_F bzw. Zersetzungstemperatur T_Z des Thermoplasts verglichen. Die materialspezifischen Kennwerte ($T_{F,a} = T_G$; $T_{F,k} = T_{KS}$; T_Z) werden durch DSC- und TGA-Messungen bestimmt (siehe Bild 4 und Kap. 5.2.1).

Werden die materialspezifischen Fügeprozessbedingungen erfüllt, können berechnungsgestützte Verarbeitungsprozessfenster abgeleitet werden. Das jeweilige Parameterset (P_L; d_L; Ü) wird durch die berechnete minimal zulässige Vorschubgeschwindigkeit $v_{V,min}$ und die maximal zulässige Vorschubgeschwindigkeit $v_{V,max}$ begrenzt. Hierbei wird $v_{V,min}$ sowohl durch die schmelzbedingte $v_{Mo,MS}$ bzw. korrosionsbedingte minimale Vorschubgeschwindigkeit $v_{Mo,korr}$ für das Metall als auch durch die zersetzungsbedingte

minimale Vorschubgeschwindigkeit $v_{Gr,Z}$ für den Thermoplast bestimmt. Um die Benetzung der Metalloberfläche durch den Thermoplast prinzipiell zu ermöglichen, muss die maximale Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ mindestens die Fließtemperatur T_F erreichen. Dies ist der Fall, wenn die maximale Geschwindigkeit $v_{Gr,F}$ bei der der Kunststoff noch schmilzt, nicht überschritten wird. Diese Geschwindigkeit begrenzt die maximal zulässige Vorschubgeschwindigkeit $v_{V,max}$ des Verarbeitungsprozessfensters.

Da bei der Temperaturberechnung keine thermo-mechanischen, rheologischen und adhäsiven Phänomene berücksichtigt werden, muss die berechnungsgestützte Prozessparameterauswahl für ein geeignetes Verarbeitungsprozessfenster experimentell überprüft und gegebenenfalls eingegrenzt werden. Hierfür werden Zugscherproben gefügt und mechanisch getestet. Der erzeugte Verbund muss die Adhäsionsbedingung erfüllen und somit eine messbare Bruchkraft ($F > 0$ N) im Zugschertest aufweisen. Falls nach iterativer Prozessparameteranpassung keine Adhäsion zwischen den Fügeteilen realisiert werden kann, muss die Oberfläche des metallischen Fügeteils vergrößert werden. Durch gezielte Metalloberflächenvorbehandlung in Kombination mit geeigneten Fügeprozessparametern ist das Fügen nahezu beliebiger Thermoplast-Metall-Verbunde möglich, auch wenn die Materialien auf molekularer bzw. atomarer Ebene unverträglich erscheinen. In diesem Fall dominiert die mechanische Adhäsion.

Nach der mechanischen Prüfung erfolgt eine Analyse der Bruchart (siehe Kap. 2.2.4) sowie der parameter- und werkstoffspezifischen Blasenbildung (siehe Bild 24). Es wird zwischen Zersetzungsblasen durch zu hohe Temperaturen und Wasserdampfblasen durch Verdampfen von im Thermoplast gebundenem Wasser unterschieden. Eine Wasserdampfblasenbildung kann durch eine Vortrocknung vermieden werden (siehe Bild 39). Es wird empfohlen je nach Anwendungsfall zu entscheiden, ob Wasserdampfblasen in der Klebung zulässig sind. Zersetzungsblasen können nur durch geeignete Fügeparameter vermieden werden.

Durch gezielte Experimente können die maximale Geschwindigkeit $v_{Gr,Vh}$ zur Erzielung einer Verbundhaftung ($F > 0$ N) sowie die minimale Geschwindigkeit $v_{Gr,zbf}$ für eine zersetzungsblasenfreie Verbindung (Adhäsions-/Blasenbedingung) bestimmt werden. Auf diese Weise wird bei minimiertem Aufwand das Verarbeitungsprozessfenster für das Parameterset (P_L; d_L; Ü) mit minimaler $v_{V,min}$ ($= v_{Gr,zbf}$) und maximaler Verarbeitungsgeschwindigkeit $v_{V,max}$ ($= v_{Gr,Vh}$) ermittelt.

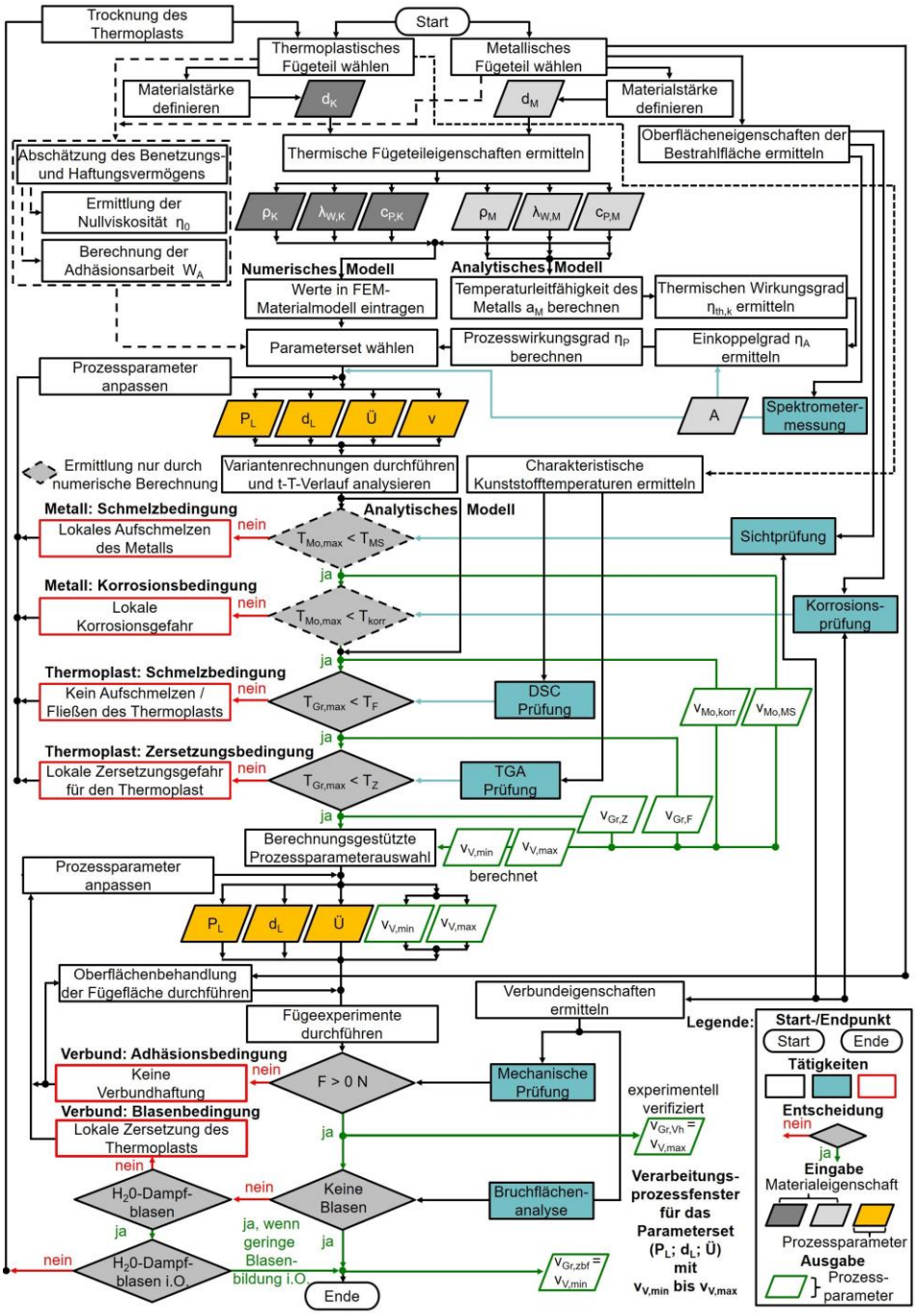


Bild 66: Flussdiagramm der simulationsgestützten Prozessauslegung für das laserbasierte Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen

7 Zusammenfassung und Ausblick

Maßgeschneiderte Multimaterialbauteile für Leichtbauanwendungen bedingen den Einsatz geeigneter Werkstoffe in Kombination mit berechenbaren und prozesssicheren Fügeverfahren [6]. Mehrere Studien [6, 9] zeigen jedoch, dass vor allem für das Kleben von Kunststoffen mit Metallen noch hoher Forschungsbedarf zur Erfüllung dieser Anforderungen besteht.

Daher wurde in dieser Arbeit das industriell noch nicht etablierte Verfahren des laserbasierten Schmelzklebens von Thermoplasten mit Metallen erforscht. Bisherige Studien thematisieren vor allem die Haftungsoptimierung durch Oberflächenvorbehandlung. Das Ziel dieser Arbeit war es, eine allgemeingültige Methodik für die berechnungsgestützte Ermittlung geeigneter Prozessparameter bei minimalem experimentellen Aufwand zu erarbeiten.

Um dies zu erreichen, musste ein grundlegendes Prozessverständnis für das laserbasierte Schmelzkleben ohne oberflächenvergrößernde Metallvorbehandlung und unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Fügeteileigenschaften geschaffen werden. Hierfür wurden thermische FEM-Simulationsmodelle aufgebaut sowie analytische Berechnungsmodelle kombiniert und kalibriert. Die Eignung der Modelle zur Temperaturberechnung wurde durch die qualitative und quantitative Übereinstimmung von Berechnungs- und Experimentergebnissen aufgezeigt. Für die quantitative Prozessanalyse wurden prozessspezifische Temperaturen und Zeiten definiert. Zudem wurden berechnungsgestützte und experimentelle Untersuchungen zur Analyse von Prozess-, Werkstoff-, Oberflächen- und Umwelteinflüssen auf die Klebfestigkeit durchgeführt und prozessrelevante Bedingungen festgelegt. Die Erkenntnisse sind nachfolgend zusammengefasst:

Die Analyse der maximalen Grenzflächentemperatur $T_{Gr,max}$ und der Benetzungszeit t_B ergab: Je höher die Heizrate beim Fügen, desto höher die maximal zulässige Verarbeitungstemperatur und desto geringer der Unterschied zwischen der minimalen Verarbeitungs- und der Fließtemperatur. Je länger die Benetzungszeit, desto höher die Wahrscheinlichkeit für einen haftfesten Verbund. Im Prozessfenster für Einfachüberfahrten variierte t_B von 0,3 bis 1,6 s. Durch Mehrfachbestrahlung sind längere Benetzungszeiten bei minimierter Korrosion- und Zersetzungsgefahr für Metall bzw. Thermoplast möglich. Zudem gilt: Je geringer die Viskosität des Thermoplasts bei Verarbeitungstemperatur, desto besser die Benetzung der Metalloberfläche. Es wurde gezeigt, dass in Theorie für alle Metalle geeignete

Fügeparameter berechnet werden können. Da die Berechnung auf rein thermischen Modellen beruht, muss das ermittelte Prozessfenster experimentell verifiziert werden. Alle verwendeten Metalle (1.4301; DC01; AlMg3; Al99,5; Cu-OF) konnten gefügt werden.

Beim Fügen entsteht ein Temperaturgradient zwischen Metallober- und -unterseite. Die Analyse des Einflusses der laserinduzierten Wärme auf das Schmelz- und Korrosionsverhalten an der Metalloberfläche ergab, dass Aufschmelzen und Korrosion des Metalls durch geeignete Prozessparameterwahl vermieden werden können. Der Wirkungsgrad des Energieeintrags beim Fügen wird durch den wellenlängenabhängigen Einkoppelgrad η_A des Metalls (hier: λ = 1030 nm) bestimmt, der für die genutzten Metalle zwischen 0,16 und 0,48 variierte. Eine Erhöhung des Einkoppelgrades ist durch absorptionsverbessernde Beschichtung oder durch den Einsatz eines Lasers mit geringerer Wellenlänge (z. B. λ = 532 nm) möglich. Die Verluste durch Wärmeleitung im Metall werden durch den thermischen Wirkungsgrad η_{th} beschrieben. Es gilt: Je geringer die Wechselwirkungszeit t_{ww}, desto geringer die Zeit für Wärmeleitungsverluste. Je höher die Temperaturleitfähigkeit a_M des metallischen Fügeteils, desto geringer der thermische Wirkungsgrad η_{th}. Den größten Einfluss auf die Wärmeleitungsverluste hat die Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{W,M}$ des Metalls. Eine besonders hohe Prozesseffizienz besitzen Metalle mit hohem Einkoppelgrad η_A und geringer Temperaturleitfähigkeit a_M. Die thermischen Eigenschaften des Thermoplasts haben einen geringen Einfluss auf die Prozesstemperaturen, jedoch beeinflussen seine charakteristischen Temperaturen die Benetzungszeit t_B stark.

Bei geeigneter Prozessführung konnten blasenfreie Schmelzklebungen mit hoher Klebfestigkeit erzielt werden. Die Literaturmeinung, wonach Blasenbildung im Thermoplast für das Fügen notwendig sei, konnte widerlegt werden. Es zeigte sich, dass polare Kunststoffe besser für das Fügen geeignet sind als unpolare. Die Adhäsion zwischen polaren Thermoplasten und Metall wird primär durch physikalische Bindungen auf Basis von van-der-Waals-Kräften und Wasserstoffbrückenbindungen gebildet. Für das unpolare PP konnte ohne Vorhandlung des Metalls kein Verbund realisiert werden. Für den stark polaren Werkstoff PA PACM 12 wurden die höchsten Klebfestigkeiten erzielt. Die ermittelten Klebfestigkeiten sind vergleichbar mit den Werten für das Schmelzkleben mit zusätzlichem Schmelzklebstoff, jedoch sind die Zykluszeiten prozessbedingt signifikant geringer.

Starken Einfluss auf die Haftung und die Blasenbildung hat der Wassergehalt des zu fügenden Thermoplasts: Je höher der Wassergehalt ist, desto mehr Wasserdampfblasen gibt es. Ein zu hoher Wassergehalt bzw. zu viele

Fehlstellen verhindern ausreichende Adhäsionskräfte für eine Klebung. Es wird empfohlen, die Proben definiert zu lagern und wenn nötig vor dem Fügen zu trocknen. Wasser hat auch nach dem Fügen Einfluss auf die Klebfestigkeit: Mit zunehmendem Wassergehalt des Thermoplastes sinkt die Klebfestigkeit des Verbundes. Auch die Umgebungstemperatur hat einen deutlichen Einfluss auf die Klebung. Bereits eine zweistündige Lagerung bei 80 °C führte zu einer nahezu vollständigen Lösung der Klebung. Für einen Dauergebrauch sind diese Klebungen ungeeignet.

Zur Beeinflussung der Klebfestigkeit wurden mechanische und laserbasierte Oberflächenvorbehandlungen von metallischen Fügeteilen durchgeführt. Durch Polieren und Strahlen änderte sich diese nur geringfügig. Kurzpuls-/Ultrakurzpulslaserstrukturierung bewirkte eine signifikante Verbesserung. Kohäsionsbrüche des Thermoplasts zeigten, dass das werkstoffspezifische Optimum erreicht wurde. Die Nutzung der Laserstrukturierung erlaubte es, ansonsten nicht mögliche Werkstoffkombinationen (z. B. PP-Stahl-Verbund) zu realisieren. Die Ergebnisse belegen, dass eine laserbasierte Oberflächenvergrößerung und ein werkstoffangepasster Fügeprozess nahezu beliebige Verbunde ermöglichen. Die Laserstrukturierung sorgte zudem dafür, dass langzeitstabile Schmelzklebungen erzeugt werden konnten, die erhöhten Temperaturen und einem erhöhten Wassergehalts des Thermoplasts widerstehen.

Ein klebtechnischer Vergleich mit dem Reaktionskleben zeigte, dass sowohl Zeit für den Auftrag als auch Kosten für den Erwerb des Klebstoffs eingespart werden können. Zudem sind die Füge- und Abkühlzeiten durch die lokale Energieeinbringung deutlich geringer, was u. a. bei temperaturempfindlichen Werkstoffen von Vorteil ist. Durch eine Metallvorbehandlung konnten hohe Klebfestigkeiten realisiert werden. Die Kohäsionsfestigkeit des Thermoplasts wurde überschritten. Unter Beachtung einer fertigungs- und lastgerechten Konstruktion, die das Fehlen des Klebstoffes berücksichtigt, stellt das Verfahren eine sehr gute Ergänzung zum Reaktionskleben dar. Das Potential des Verfahrens für industrielle Anwendungen konnte erfolgreich anhand eines dichten Kunststoff-Metall-Gehäuses und eines belastbaren Kunststoff-Metall-Trägers demonstriert werden.

Auf Basis der wissenschaftlichen Erkenntnisse wurde eine allgemeingültige Methodik zur berechnungsgestützten Prozessauslegung und -optimierung für das laserbasierte Schmelzkleben erarbeitet. Prozessfenster können nun mit minimiertem experimentellen Aufwand ermittelt werden, so dass zukünftig maßgeschneiderte Thermoplast-Metall-Verbunde mittels Laserstrahlung prozesssicher sowie effizient gefügt werden können.

8 Summary and outlook

Tailored multi-material components for industrial lightweight construction require the use of suitable materials in combination with predictable and reliable joining techniques [6]. However, several studies [6, 9] showed a high research demand to fulfill these requirements.

Laser-based hot-melt bonding is a promising joining technique for thermoplastic metal hybrids. It is not industrially established yet and there is still a lack of process understanding. The focus of previous investigations was on the optimization of adhesion by surface pretreatment of metal. The goals of this thesis are gaining an in-depth process understanding and developing a calculation-based method for process design and optimization with minimal number of experiments.

Therefor thermal FEM simulation models were set up and applied. Besides, analytical models were used and calibrated. The suitability of the models for temperature calculation has been proven by experiments. Process-specific temperatures and times were defined for process analysis. Calculation- and experiment-based investigations were performed to analyze the effect of process parameters, material properties, surface chemistry/topography and ambient conditions on the hybrid joint. The main results of the fundamental investigations are listed below:

The analysis of the maximum interface temperature $T_{Gr,max}$ and the wetting time t_B revealed: The higher the heating rate during joining, the higher the maximum allowable processing temperature and the smaller the difference between minimum processing and flow temperature. The longer the wetting time, the higher the likelihood of a strong joint. For single-pass joining the wetting time varied from 0.3 to 1.6 s. By multiple irradiation longer wetting times in combination with a minimized risk of metal corrosion and decomposition of the thermoplastic were realized. Moreover, the lower the viscosity at the processing temperature, the better the wetting of the metal surface. It has been shown that in principle suitable joining parameters can be found for every metal. Due to the fact that the calculation is based on a thermal model, the predicted process window has to be experimental verified. In this work, all metals (1.4301; DC01; AlMg3; Al99,5; Cu-OF) were successfully joined to thermoplastics.

There is high temperature gradient between the upper and lower side of metal during joining. Using appropriate process parameters melting and corrosion of metal surface can be avoided. The efficiency of energy input

during joining is determined by the wavelength-dependent absorptivity η_A of metal (here: λ = 1030 nm) which varied in this research in the range from 0.16 to 0.48. The absorptivity can be increased by coating or the use of a laser source with a lower wavelength (e. g. λ = 532 nm). The thermal efficiency η_{th} depends on the amount of heat conduction losses. Thereby, the following correlations apply: The lower the interaction time t_{ww}, the lower the time for heat conduction losses. The higher the thermal diffusivity a_M, the higher the thermal efficiency η_{th}. The thermal conductivity $\lambda_{W,M}$ of metal has the greatest influence on the amount of heat conduction losses. Metals with high absorptivity η_A and low thermal diffusivity a_M possess a high process efficiency. The thermoplastic material properties have a very small influence on the resulting process temperatures. However, the wetting time t_B is significantly determined by the characteristic temperatures of the thermoplastic.

Bubble-free hot-melt joints with strong adhesion are possible by the use of suitable process parameters. Therefor no metal surface pretreatment is needed. However, in literature it is often mentioned that bubble formation in the thermoplastic is necessary for strong joints. This hypothesis could be refuted. Polar plastics are suited better for joining than nonpolar ones. The adhesion between polar thermoplastics and metal is primarily formed by physical bonds based on van-der-Waals-forces and hydrogen bonds. The nonpolar PP could not be joined without a metal surface pretreatment. The best joining results were achieved for the strongly polar material PA PACM 12. The realized adhesion strengths are comparable to conventional hot-melt bonding with additional adhesive. However, the overall process time is significantly shorter.

The water content of thermoplastic has a strong influence on adhesion and bubble formation. The higher the water content, the more bubbles can be formed by vaporisation. Adhesion is reduced with increasing amount of bubbles. It is recommended to store the thermoplastic in a defined manner. If it is possible it should be dried before joining. Water effects the joint even after joining. The adhesive strength decreased with increasing water content of the joined plastic. Besides, the ambient temperature affected the joint. A two hour storage at 80 °C already caused debonding. This lead to the conclusion that the joints are not sustainable for permanent use.

Mechanical and laser-based surface pretreatments of metals were carried out to improve the adhesive strength. Polishing and blasting only had a slight effect whereas short pulse / ultrashort pulse laser structuring caused a significant improvement of the adhesive strength up to cohesive fractures

of thermoplastics. Thus, the material-specific optimum was achieved. Metal surface pretreatment by means of laser structuring helped to join not joinable material combinations of thermoplastics and metals (e. g. PP-steel joints). Besides, laser-based surface pretreatment caused long-term stable joints which withstand an increased ambient temperature and an increased water content of the joined thermoplastic. In general, material-adapted joining together with laser-based surface enlargement allow hardly any thermoplastic metal hybrids.

The conducted experimental comparison between laser-based hot-melt bonding and reaction bonding leads to the following conclusion: Laser-based hot-melt bonding safes time and money by not applying and purchasing an additional adhesive. Besides, it has a significantly shorter processing time due to the short heating and cooling times. In addition, the local energy input is benefical for temperature-sensitive material combinations. High joint strengths for laser-structured metals were achieved which exceeded the cohesive strength of thermoplastic. Laser-based hot-melt bonding is a great alternative to reaction bonding if a production- and load-oriented design is used that takes the absence of an additional adhesive into account. In this work, the high potential of laser-based hot-melt bonding has been successfully demonstrated by a tight housing and a weight-bearing carrier.

Based on the scientific results, a general calculation-based method for process design and optimization for laser-based hot-melt bonding was developed. This method allows a systematically identification of suitable process parameters with minimal experimental effort. Due to this fact, thermoplastic metal hybrids can now be joined reliable and efficient using laser-based hot-melt bonding.

Anhang

In [149] ist ein analytisches Modell basierend auf der Theorie von Carslaw & Jaeger [150] für die Ermittlung der Temperaturverteilung in einem dünnen, metallischen Zugstab beschrieben. Die Erwärmung des dünnen Zugstabs mit der Materialstärke d erfolgt durch Laserstrahlung mit einer top-hat Intensitätsverteilung I_0 und einem Laserstrahlradius l (siehe Bild 67).

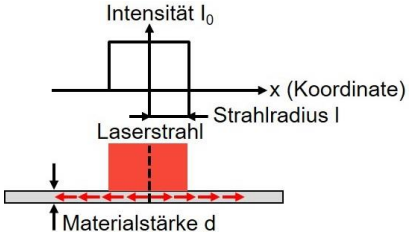


Bild 67: Schematische Darstellung der angenommenen Strahl-Stoff-Wechselwirkung [149]

Für die analytische Temperaturberechnung wird angenommen, dass für einen Zugstab mit einer geringeren Materialstärke im Vergleich zum Laserstrahldurchmesser eine eindimensionale Wärmeleitung vorliegt. Ein durch die einseitige, laserbasierte Erwärmung des Metalls vorherrschender Temperaturgradient zwischen der bestrahlten Ober- und der nicht bestrahlten Unterseite wird vernachlässigt. Vielmehr wird eine über die Materialstärke d konstante Durchschnittstemperatur angenommen. Die durch die laserbasierte Erwärmung verursacht Temperaturänderung ΔT im Intervall $0 < x < l$ wird in [149], wie in Gleichung 23 beschrieben, berechnet.

$$\Delta T = \frac{\alpha \cdot I_0 \cdot D \cdot t}{d \cdot K} \cdot \left[1 - 2 \cdot i^2 erfc\left(\frac{l - x}{2 \cdot (D \cdot t)^{0,5}}\right) - 2 \cdot i^2 erfc\left(\frac{l + x}{2 \cdot (D \cdot t)^{0,5}}\right)\right] \quad (23)$$

Die Gleichung lässt sich in zwei Terme unterteilen. Der Term vor der eckigen Klammer ist für die Berechnung der Erwärmung des Metalls verantwortlich, wohingegen durch den Term in der eckigen Klammer Wärmeleitungsverluste berücksichtigt werden. Die in Gleichung 23 verwendeten Variablen sind in englischer Originalschreibweise in Tabelle 5 aufgelistet.

Das in Gleichung 23 dargestellte Berechnungsmodell dient als Grundlage für die in dieser Arbeit durchgeführte analytische Temperaturfeldberechnung (siehe Kap. 4.2.4, Gleichung 21 und 22). Die Nomenklatur und Schreibweise der verwendeten Variablen wurde für die vorliegende Arbeit

gezielt verändert. Zudem wurde eine Kalibrierung des thermischen Wirkungsgrades durchgeführt (siehe Bild 28, 46, 48 und 49). Aus Tabelle 6 können Werte für den kalibrierten, thermischen Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ in Abhängigkeit von verschiedenen Temperaturleitfähigkeiten a_M und Vorschubgeschwindigkeiten v entnommen werden (siehe auch Bild 49).

Tabelle 5: Auflistung der in Gleichung 23 verwendeten Variablen (englische Schreibweise)

Variable	**Einheit**	**Bezeichnung**
ΔT	K	Temperature rise
α	-	Surface absorption coefficient
I_o	W/m^2	Even intensity (top-hat)
D	m^2/s	Thermal diffusivity
t	s	Irradiation time
d	m	Sample thickness
K	W/(m·K)	Thermal conductivity
l	m	Laser beam radius
x	m	x-axis variable

Tabelle 6: Lookup-Tabelle (ermittelt für d_L = 6 mm) für den kalibrierten, thermischen Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ in Abhängigkeit von verschiedenen Temperaturleitfähigkeiten a_M und Vorschubgeschwindigkeiten v

	Kalibrierter, thermischer Wirkungsgrad $\eta_{th,k}$ [-]						
Temperaturleitfähigkeit a_M [10^{-5} m^2/s]	**v = 10 mm/s**	**v = 20 mm/s**	**v = 40 mm/s**	**v = 50 mm/s**	**v = 60 mm/s**	**v =80mm/s**	**v = 100 mm/s**
0,40	0,585	0,733	0,775	0,776	0,781	0,788	0,788
1,30	0,486	0,610	0,703	0,730	0,746	0,760	0,760
1,93	0,431	0,546	0,662	0,700	0,721	0,740	0,740
5,85	0,185	0,311	0,477	0,526	0,557	0,600	0,600
9,86	0,126	0,217	0,344	0,386	0,419	0,467	0,467
11,26	0,119	0,205	0,329	0,372	0,406	0,458	0,458

Literaturverzeichnis

[1] Zukunftsinstitut GmbH: Aufbruch in ein neues Zeitalter der Mobilität. In: Megatrend Dokumentation (2012). URL: https://www.zukunftsinstitut.de/artikel/aufbruch-in-ein-neues-zeitalter-der-mobilitaet/ (abgerufen: 23.09.2017)

[2] Canzler, W.; Knie, A.: Autos in den Städten sind so was von gestern. In: ZEIT ONLINE. URL: http://www.zeit.de/mobilitaet/2017-03/verkehrspolitik-auto-stadt-carsharing-oeffentlicher-nahverkehr (abgerufen: 14.01.2018)

[3] ADAC: Die Evolution der Mobilität. Eine Studie des Zukunftsinstituts im Auftrag des ADAC. ADAC, 2017.

[4] Umweltbundesamt: Treibhausgasemissionen 2015 im zweiten Jahr in Folge leicht gesunken. URL: https://www.umweltbundesamt.de/presse/ pressemitteilungen/treibhausgasemissionen–2015-im-zweiten-jahr-in (abgerufen: 14.01.2018)

[5] VDI: VDI-GME-Studie. Werkstoffinnovationen für nachhaltige Mobilität und Energieversorgung. VDI, 2014.

[6] Gude, M.; Lieberwirth, H.; Meschut, G.; Zäh, M. F.: FOREL-Studie. Chancen und Herausforderungen im ressourceneffizienten Leichtbau, 2015.

[7] Office of Energy Efficiency & Renewable Energy: Vehicle technologies program. Materials Technologies: Goals, Strategies, and Top Accomplishments. 08/2010. URL: https://www1.eere.energy.gov/vehicles andfuels/pdfs/materials_tech_goals.pdf (accessed: 09.11.2016)

[8] Henning, F.; Moeller, E.: Handbuch Leichtbau. Methoden, Werkstoffe, Fertigung. Hanser, 2011.

[9] Lehrstuhl für Kunststofftechnik: Studie. Herausforderungen an die Verbindungstechnik in Anwendungen aus Leichtbau und erneuerbaren Energien. In: DVS-Berichte Band 294, 2012.

[10] Bartenschlager, J.; Dillinger, J.; Escherich, W.; Günter, W.; Ignatowitz, E.; Oesterle, S.; Reißler, L; Stephan, A.; Vetter, R.; Wieneke, F.: Fachkunde Metall. Europa-Lehrmittel, 2013.

[11] Ruge, J.; Wohlfahrt, H.: Technologie der Werkstoffe: Herstellung, Verarbeitung, Einsatz. Vieweg + Teubner, 2007.

[12] Czichos, H.: Die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften. Springer, 2000.

[13] Henkel, G.; Henkel, B.; Rau, J.: Topographie und Morphologie funktionaler Edelstahloberflächen. expert Verlag, 2008.

[14] Schmucki, P.: From Bacon to barriers: a review on the passivity of metals and alloys. In: Journal of Solid State Electrochem, 6 (2002), pp. 145 - 164.

[15] Habenicht, G.: Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendungen. Springer, 2009.

[16] Baur, E.; Brinkmann, S.; Osswald, T.; Rudolph, N.; Schmachtenberg, E.: Saechtling. Kunststoff Taschenbuch. Hanser, 2013.

[17] Cowie, J. M. G.: Chemie und Physik der synthetischen Polymeren. Vieweg, 1997.

[18] Klein, R.: Laser Welding of Plastics. Wiley, 2011.

[19] Rasche, M.: Handbuch Klebtechnik. Hanser, 2013.

[20] Kutz, M.: Handbook of Environmental Degradation of Materials. Elsevier, 2012.

[21] van Krevelen, D.; te Nijenhuis, K.: Properties of Polymers. Their correlation with chemical structure; their numerical estimation and prediction from additive group contributions. Elsevier, 2009.

[22] Domininghaus, H.; Elsner, P.; Eyerer, P.; Hirth, T.: Kunststoffe. Eigenschaften und Anwendungen. Springer, 2018.

[23] Laun, H. M.: Das viskoelastische Verhalten von Polyamid-6-Schmelzen. In: Rheologica Acta 18 (1979), S. 478 - 491.

[24] Ehrenstein, G. W.: Polymer-Werkstoffe: Struktur - Eigenschaften - Anwendung, Hanser, 1999.

[25] Evonik Industries: TROGAMID CX. Datenblatt

[26] Kaiser, W.: Kunststoffchemie für Ingenieure. Hanser, 2006.

[27] Ehrenstein, G.W., Riedel, G., Trawiel, P.: Thermal Analysis of Plastics. Hanser, 2004.

[28] Hatch, J. E.: Aluminum: Properties and Physical Metallurgy. American Society for Metals, 1984.

[29] Schwenk, C.: FE-Simulation des Schweißverzugs laserstrahlgeschweißter dünner Bleche. Sensitivitätsanalyse durch Variation der Werkstoffkennwerte. Dissertation, TU Berlin, 2007.

[30] ENSINGER: TECAMID 6. Datenblatt, 2011.

[31] Bottenbruch, L.; Binsack, R.: Polyamide. Technische Thermoplaste. Hanser, 1998.

[32] Bonnet, M.: Kunststofftechnik. Grundlagen, Verarbeitung, Werkstoffauswahl und Fallbeispiele. Springer Vieweg, 2014.

[33] ThyssenKrupp Materials International: Austenitischer korrosionsbeständiger Stahl, X5CrNi18-10, 1.4301. Datenblatt, 2011.

[34] DIN 8580:2003-09: Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung.

[35] DIN 8593-0:2003-09: Fertigungsverfahren Fügen - Teil 0: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe.

[36] Wittel, H.; Jannasch, D.; Voßiek, J.; Spura, C.: Roloff/Matek Maschinenelemente: Normung, Berechnung, Gestaltung. Springer, 2017.

[37] Endemann, U.; Glaser, S.; Völker, M.: Kunststoff und Metall im festen Verbund. Verbindungstechnik für Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen. In: Kunststoffe 92 (2002) 11, S. 110 - 113.

[38] Ostermann, F.: Anwendungstechnologie Aluminium. Springer, 2015.

[39] DIN 8593-8:2003-09: Fertigungsverfahren Fügen - Teil 8: Kleben; Einordnung, Unterteilung, Begriffe.

[40] DIN EN 923:2016-03: Klebstoffe - Benennungen und Definitionen.

[41] Habenicht, G.: Applied Adhesive Bonding. Wiley, 2009.

[42] Drummer, D.: Handbuch Kunststoff-Metall-Hybridtechnik. Lehrstuhl für Kunststofftechnik, 2015.

[43] DUDEN: Adhäsion. URL: http://www.duden.de/rechtschreibung-/Adhaesion (abgerufen: 14.01.2018)

[44] Dutschk, V.: Oberflächenkräfte und ihr Beitrag zu Adhäsion und Haftung in glasfaserverstärkten Thermoplasten. Dissertation, TU Dresden, 2000.

[45] Bischof, C.; Possart, W.: Adhäsion – Theoretische und experimentelle Grundlagen. Akademie-Verlag, 1983.

[46] Brockmann, W.; Geiß, P. L.; Klingen, J.; Schröder, B.: Klebtechnik: Klebstoffe, Anwendungen und Verfahren. Wiley-VCH, 2005.

[47] Zorll, U.: Lehrbuch der Lacktechnologie. Vincentz, 2000.

[48] Owens, D. K., Wendt, R. C.: Estimation of the Surface Free Energy of Polymers. In: Journal of Applied Polymer Science, 13 (1969) 8, pp. 1741 - 1747.

[49] Young, T.: An essay on the cohesion of fluids. In: Philosophical Transactions of the Royal Society, 95 (1805), pp. 65 - 87.

[50] Dupré, A.: Théorie Méchanique de la Chaleur. Gauthier-Villars, 1869.

[51] Wu, S.: Polymer Interface and Adhesion. Marcel Dekker, 1996.

[52] Santos, O.; Nylander, T.; Rosmaninho, R.; Rizzo, G.; Yiantsios, S.; Andritsos, N.; Karabelas, A.; Müller-Steinhagen, H.; Melo, L.; Boulangé-Petermann, L.; Gabet, C; Braem, A.; Trägårdh, C.; Paulsson, M.: Modified stainless steel surfaces targeted to reduce fouling - surface characterization. In: Journal of Food Engineering. 64 (2004) 1, pp. 63 - 79.

[53] de Bruyne, N. A.: Klebtechnik – Die Adhäsion in der Theorie und Praxis. Berliner Union, 1957.

[54] Derjagin, B.V.; Krotova, N.A.; Smilga, V.P.: Adhäsion fester Körper (russ.). Izdvo "Nauka", 1973.

[55] Weller, G.: Untersuchungen zum Einfluss der mechanischen Substratvorbehandlung auf die Haftfestigkeit an einem ausgewählten Polymer/Metall-Verbundsystem. Dissertation, Pädagogische Hochschule Halle-Köthen, 1990.

[56] Voyutskii, S. S.: Die Adhäsion zwischen Polymeren und Metallen. In: Adhasion 10 (1966), S. 157 - 166.

[57] Lewis, A. F.; Forrestal, L. J.: Chemical Nature of Polymer to Metal Adhesion In: Adhesion, 360 (1964), pp. 59 - 75.

[58] Brockmann, W.: Über Haftvorgänge beim Kleben. In: Adhäsion 13 (1969) 9, S. 335 - 342 und S. 448 - 460.

[59] Brockmann, W.: Untersuchungen von Adhäsionsvorgängen zwischen Kunststoffen und Metallen. In: Adhäsion 19 (1975), S. 4 - 14 und S. 34 - 39.

[60] DIN EN ISO 10365:1995-08: Klebstoffe - Bezeichnung der wichtigsten Bruchbilder.

[61] Lucke, H.: Kunststoffe und ihre Verklebung. In: Kunststoff-Rundschau, 11 (1964).

[62] Rasche, M.: Problematik der Prüfung von Polymer-Metall-Verbunden im Zugscherversuch. In: Adhäsion, 10 (1986), S. 10 - 18.

[63] Elsner, H.: Schmelzkleben. In: Adhäsion 3 (2002), S. 34 - 35.

[64] Beiß, T.: Vibrationsfügen von duroplastischen Faserverbunden mit abrasiven Schmelzklebstoffen auf Basis von Polyamid 6. Dissertation, FAU Erlangen - Nürnberg, 2009.

[65] Baehr, H. D.; Stephan, K.: Wärme- und Stoffübertragung. Springer, 2010.

[66] VDI: VDI-Wärmeatlas. Springer, 2006.

[67] Stockhausen, G.: Fügen struktureller Verbindungen von Kunststoffen mit Metallen mittels Schmelzklebstoff. Dissertation, RWTH Aachen, 1992.

[68] Amend, P.; Roth, S.: Laser ermöglicht direktes Fügen von Organoblech mit Metall. In: Lightweight Design, 6 (2016), S.50 - 54.

[69] Brecher, C.: Integrative Produktionstechnik für Hochlohnländer. Springer, 2011.

[70] Scheik, S.: Untersuchungen des Verbundverhaltens von thermisch direkt gefügten Metall-Kunststoff-Verbindungen unter veränderlichen Umgebungsbedingungen. Dissertation, RWTH Aachen, 2016.

[71] Flock, D.: Wärmeleitungsfügen hybrider Kunststoff-Metall-Verbindungen. Dissertation, RWTH Aachen, 2011.

[72] Fuchs, A. N.; Wirth, F. X.; Rinck, P.; Zäh, M. F.: Laser-generated Macroscopic and Microscopic Surface Structures for the Joining of Aluminum and Thermoplastics using Friction Press Joining. In: Physics Procedia, 56 (2014), pp. 801 - 810.

[73] Balle, F.: Ultraschallschweißen von Metall/C-Faser-Kunststoff (CFK) – Verbunden. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2009.

[74] Velthuis, R.: Leichtbau aus Metall und Faser-Kunststoff-Verbunden. In: Kunststoffe 11 (2007), S. 52 - 54.

[75] Wirth, F. X.: Reibpressfügen von Aluminiumlegierungen mit thermoplastischen Kunststoffen; Raiser Innovationspreis 2013; URL: https://www.raiser.de/ download /innovationspreis/bewerber2013/ Reibpressf%C3%BCgen_von_Aluminiumlegierungen_mit%20thermoplastischen_Kunststoffen_Wirth.pdf (abgerufen: 14.01.2018)

[76] Stohfuß, W.: „Schwarze Magie"? Ultraschallfügen. In: Kunststoffe 6 (1995), S. 827 - 833.

[77] Ehrenstein, G. W.: Handbuch Kunststoff-Verbindungstechnik. Hanser, 2004.

[78] Benkowsky, G.: Induktionserwärmung. Verlag Technik GmbH, 1990.

[79] Flock, D.; Haberstroh, E.; Rösner, A.; Gillner, A.; Poprawe, R.; Theiß, S.; Bagcivan, N.; Bobzin, K.; Wagner, N.; Olschok, S.; Reisgen, U.: Starke Verbindung ungleicher Partner. In: Kunststoffe 100 (2010) 11, S. 60 - 63.

[80] Rotheiser, J.: Joining of Plastics: Handbook for Designers and Engineers. Hanser Gardner, 2009.

[81] Hügel, H.; Graf, T.: Laser in der Fertigung. Vieweg+Teubner, 2009.

[82] Pedrotti, F.; Pedrotti, L; Bausch, W.; Schmidt, H.: Optik für Ingenieure - Grundlagen. Springer, 2002.

[83] Poprawe, R.: Lasertechnik für die Fertigung. Springer, 2005.

[84] Russek, U.: Prozesstechnische Aspekte des Laserdurchstrahlschweißens von Thermoplasten. Dissertation, RWTH Aachen, 2006.

[85] Amend, P.; Roth, S.; Schmidt, M.: Thermal Process Monitoring for Laser-Based Heat Conduction Joining of Thermoplastic Metal Hybrids. In: Proceedings of the 15th International Symposium on Laser Precision Microfabrication 2014 (LPM2014)

[86] Katayama, S.; Kawahito, Y.; Tange, A.; Kubota, S.: Laser-Assisted Metal and Plastic (LAMP) Joining. In: Proceedings of the 4th International Congress on Laser Advanced Material 2006 (LAMP 2006)

[87] Kawahito, Y.; Tange, A.; Kubota, S.; Katayama, S.: Development of direct Laser Joining for metal and plastic. In: Proceedings of 26th International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics 2006 (ICALEO 2006)

[88] Chen, Y. J.; Yue, T. M.; Guo, Z. N.: Effect of Laser Input Energy on the Laser Joining of Polyethylene Terephthalate to Titanium. In: World Academy of Science, Engineering and Technology International Journal of Chemical, Molecular, Nuclear, Materials and Metallurgical Engineering, 10 (2016) 8, pp. 1004 - 1010.

[89] Schricker, K.; Stambke, M.; Bergmann, J. P.: Experimental Investigations and Modeling of the Melting Layer in Polymer-Metal Hybrid Structures. In: Welding in the World, 59 (2015) 3, pp. 407 - 412.

[90] Amend, P.; Mallmann, G.; Roth, S.; Schmitt, R.; Schmidt, M.: Process - Structure - Property Relationship of Laser-Joined Thermoplastic Metal Hybrids. In: Journal of Laser Applications, 28 (2016) 2.

[91] Katayama, S.; Jung, K.-W.; Kawahito, Y.: High Power Laser Cutting of CFRP, and Laser Direct Joining of CFRP to Metal. In: Proceedings of 30th International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics 2010 (ICALEO 2010)

[92] Wang, F.; Jiao, J.;Wang, Q.; Ruan, L.; Zhang, W.: A Research on CFRP and Stainless Steel Joining with Fiber Lasers. In: Proceedings of 34th International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics 2015 (ICALEO 2015)

[93] Katayama S., Kawahito Y.: Laser direct joining of metal and plastic. In: Scripta Materialia, 59 (2008), pp. 1247 - 1250.

[94] Rösner, A.: Laserbasiertes Fügeverfahren zur Herstellung von Kunststoff-Metall Hybridbauteilen. Dissertation, RWTH Aachen, 2014.

[95] Cenigaonaindia, A.: Novel strategies for laser joining of polyamide and AISI 304. In: Physics Procedia, 39 (2012), pp. 92 - 99.

[96] Wahba, M.; Kawahito, Y.; Katayama, S.: Laser direct joining of AZ91D thixomolded Mg alloy and amorphous polyethylene terephthalate. In: Journal of Materials Processing Technology, 211 (2011), pp. 1166 - 1174.

[97] Bergmann, J.-P.; Stambke, M.: Potential of Laser manufactured Polymer-metal hybrid Joints. In: Physics Procedia, 39 (2012), pp. 84 - 91.

[98] Stambke, M.; Bergmann, J.-P.; Ruhdorfer, B.: Laser joining of endless long fiber reinforced thermoplastics with aluminum. In: Proceedings of 32th International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics 2013 (ICALEO 2013)

[99] Engelmann, C.; Rösner, A.; Olowinsky, A.; Mamuschkin, V.: Mikrostrukturen zum lasergestützten Fügen von Kunststoff und Metall. In: Tagungsband Große Schweißtechnische Tagung, DVS Congress 2013

[100] Amend, P.; Hentschel, O.; Machui, J.; Scheitler, C.; Roth, S.; Schmidt, M.: Effect of surface structures on laser-based joining of thermoplastic metal hybrids. In: Proceedings of the 7th International Congress on Laser Advanced Material Processing 2015 (LAMP 2015)

[101] Engelmann, C.; Eckstädt, J.; Olowinsky, A.; Aden, M.; Mamuschkin, V.: Examination of the bond strength of laser assisted plastic-metal-joints considering different load directions. In: Proceedings of the 7th International Congress on Laser Advanced Material Processing 2015 (LAMP 2015)

[102] Heckert, A.; Singer, C.; Zäh, M. F.: Pulsed laser surface pre-treatment of aluminium to join aluminium-thermoplastic hybrid parts. In: Proceedings of Lasers in Manufacturing 2015 (LiM 2015)

[103] Polycasa: POLYCASA XT. Datenblatt, 2014.

[104] ENSINGER: TECAMID 6. Sicherheitsdatenblatt, 1998.

[105] QUINN Plastics: QUINN XT. Sicherheitsdatenblatt, 2005.

[106] SIMONA: PP-DWST. Sicherheitsdatenblatt, 2016.

[107] BASF: Konditionieren von Fertigteilen aus Ultramid. Technische Information. 2013

[108] KERN: Polymethylmethacrylat (PMMA). URL: http://www.kern.de/de/ technisches-datenblatt/polymethylmethacrylat-pmma?n=2610_1 (abgerufen: 14.01.2018)

[109] National Fire Protection Association, Society of Fire Protection Engineers: SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. National Fire Protection Association, 1995.

[110] Hala, R.: Transparenz für alle. In. Kunststoffe, 8 (2006), S. 88 - 90.

[111] Albus, S.: Polypropylen (PP). In: Kunststoffe 10 (2010), S. 82 - 90.

[112] Ehrenstein, G. W.: Faserverbund-Kunststoffe. Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften. Hanser, 2006.

[113] Bond-Laminates: Tepex dynalite 102-RG600(x)/47%, Roving Glass – PA 6 Consolidated Composite Laminate. Data sheet, 2014.

[114] Feldmann, K.; Schöppner, V.; Spur, G.: Handbuch Fügen, Handhaben und Montieren. Hanser, 2014.

[115] Informationsstelle Edelstahl Rostfrei: Merkblatt 821. Edelstahl Rostfrei – Eigenschaften, 2014.

[116] Roberge, P.R.: Handbook of Corrosion Engineering. McGraw-Hill, 2000.

[117] Berns, H.; Theisen, W.: Eisenwerkstoffe - Stahl und Gusseisen. Springer, 2006.

[118] British stainless steel association: Making the most of stainless steel. URL: http://www.bssa.org.uk/topics.php?article=111 (accessed: 14.01. 2018)

[119] Grabke, H. J.: Surface and interface segregation in the oxidation of metals. In: Surface and Interface Analysis, 30 (2000) 1, pp. 112 - 119.

[120] Wranglen, G.: Korrosion und Korrosionsschutz: Grundlagen, Vorgänge, Schutzmaßnahmen, Prüfung. Springer, 2013.

[121] Schmuki, P.; Virtanen, S.; Isaacs, H. S.; Ryan, M. P.; Davenport, A. J.; Böhm, H.; Stenberg, T.: Electrochemical Behavior of Cr_2O_3/Fe_2O_3 Artificial Passive Films Studied by In Situ XANES. In: Journal of The Electrochemical Society, 145 (1998) 3, pp. 791 - 801.

[122] Suzuki, S.; Kosaka, T.; Inoue, H.; Waseda, Y.: Angle Resolved XPS for Characterizing Thin Oxide Films Formed on the Surface of Fe-10, 20 and 30 mass% Cr Alloys Exposed to Air. In: Materials Transactions, 36 (1995) 11, pp. 1379 - 1385.

[123] Suzuki, S.; Kosaka, T.; Inoue, H.; Isshiki, M.; Waseda, Y.: Effect of the surface segregation of chromium on oxidation of high-purity Fe-Cr alloys at room temperature. In: Applied Surface Science, 103 (1996) 4, pp. 495 - 502.

[124] Gesamtverband der Aluminiumindustrie: Oxidschicht. URL: http:// www.aluinfo.de/aluminium-lexikon-detail.html?id=60 (abgerufen: 14.01.2018)

[125] Winston Revie, R.: Uhlig's Corrosion Handbook, Wiley, 2011.

[126] ThyssenKrupp Steel Europe AG: Tiefziehstähle DD, DC, DX - Für Bauteile höchster Umformkomplexität. Firmenschrift, 2013.

[127] GEMMEL METALLE: Al 99,5. Datenblatt

[128] Precimet SA: Cu-OF. Datenblatt

[129] Honsel: Handbuch der Knetwerkstoffe. URL: http://www.eloxal-muenchen.de /downloads/Handbuch_Knetwerkstoffe.pdf (abgerufen: 14.01.2018)

[130] Schachermayer Deutschland GmbH: DC01. Datenblatt

[131] Aluminium-Verlag, Marketing & Kommunikation: EN AW-Al 99,5. Datenblatt

[132] GEMMEL METALLE: CU-OF- Datenblatt

[133] DK Deutsches Kupferinstitut: Cu-OFE. Datenblatt, 2005.

[134] GLEICH Aluminiumwerk: Al Walzplatten EN AW-5754. Datenblatt, 2016.

[135] Bailey, C.G.: Structural fire engineering design: materials behaviour - Steel. BRE Digest 462, 2004.

[136] Müller, B.; Rath, W.: Formulierung von Kleb- und Dichtstoffen, Das kompetente Lehrbuch für Studium und Praxis. Vincentz Network, 2009.

[137] Bergström, A.: The Absorption of Laser Light by Rough Metal Surfaces. PhD Thesis, Luleå University of Technology, 2008.

[138] Cook, F.; Jacobsen, V.; Celentano, D.; Ramos-Grez, J,: Characterization of the absorptance of laser irradiated steel sheets. In: Journal of Laser Applications, 27 (2015) 03

[139] Grden, Martin: Simulation thermischen Biegens mittels Gebietszerlegung. Dissertation, Universität Bremen, 2013.

[140] Merklein, M.; Böhm, W.; Lechner, M.: Tailoring material properties of aluminum by local laser heat treatment. In: Physics Procedia, 39 (2012), pp. 232 - 239.

[141] BAM Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung: KorroPad – Verfahrensbeschreibung, 2015, S. 1 - 3.

[142] BAM Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung: Detektion korrosionsempfindlicher Oberflächen nichtrostender Stähle durch die Verarbeiter. Abschlussbericht IGF Projekt 17136 N/1

[143] Burkert, A.; Lehmann, J.: KorroPad - Beurteilung der Korrosionsbeständigkeit von Oberflächen nichtrostender Stähle. In: Fachtagung Bauwerksdiagnose, 2016.

[144] 3M Deutschland: Scotch-Weld DP 490. Zweikomponenten-Konstruktionsklebstoff auf Epoxidharzbasis für das EPX-System. Datenblatt, 2000.

[145] Amend, P.; Häfner, T.;Gränitz, M.; Roth, S.;Schmidt, M.: Effect of Ultrashort Pulse Laser Structuring of Stainless Steel on Laser-based Heat Conduction Joining of Polyamide Steel Hybrids. In: Physics Procedia, Vol. 83 (2016), pp. 1130 - 1136.

[146] Klein, B.: FEM. Grundlagen und Anwendungen der Finiten-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau. Springer + Vieweg, 2014.

[147] Klein, H. M.: Laserschweißen von Kunststoffen in der Mikrotechnik. Dissertation, RWTH Aachen, 2001.

[148] Amend, P.; Kapfenberger, C.; Kölbl, S.; Kohl, B.; Roth, S.; Schmidt, M.: Experimental and Simulative Investigations on Laser-Based Joining of Thermoplastic Metal Hybrids. In: Proceedings of the 7th International Congress on Laser Advanced Material Processing 2015 (LAMP 2015)

[149] Gilbert, K. G.; Reinke, R.: Rapid laser heating of metals under constant uniaxial stress. Technical report No. AFWL-TR-72-12, Air Force Weapons laboratory, 1972.

[150] Carslaw, H. S.; Jaeger, J. C.: Conduction of Heat in Solids. Oxford Uni. Press, 1959.

[151] Grabke, H. J.: Surface and interface segregation in the oxidation of metals. In: Surface and Interface Analysis, 30 (2000), pp. 112 - 119.

[152] Schnieders, J.: Analyse der Fertigungs- und Prozesseinflüsse auf die Spannungsrissbildung beim Fügen amorpher Thermoplaste mittels Heizelement. Dissertation, Universität Paderborn, 2004.

[153] Kreimeier Sooriyapiragasam, S.; Hopmann. C.: Modeling of the heating process during the laser transmission welding of thermoplastics and calculation of the resulting stress distribution. In: Welding in the World, 60 (2016) 4, pp. 777 - 791.

[154] Mann, V.; Hugger, F.; Roth, S.; Schmidt, M.: Influence of temperature and wavelength on optical behavior of copper alloys. In: Applied Mechanics and Materials, 655 (2014), pp. 89 - 94.

[155] Adams, D. P.; Hodges, V. C.; Hirschfeld, D. A.; Rodriguez, M. A.; McDonald, J. P.; Kotula, P. G.: Nanosecond pulsed laser irradiation of stainless steel 304L: Oxide growth and effects on underlying metal. In: Surface and Coatings Technology, 222 (2013), pp. 1 - 8.

[156] Cui, Y. C.; Cui, X. G.; Ren, X. D.; Qi, M. J.; Hu, J.D.; Wang, Y. M.:Surface oxidation phenomenon and mechanism of AISI 304 stainless steel induced by Nd:YAG pulsed laser. In: Applied Surface Science, 305 (2014), pp. 817 – 824.

[157] Engelmann, C.; Eckstaedt, J.; Olowinsky, A.; Aden, M.; Mamuschkin, V.: Experimental and Simulative Investigations of Laser Assisted Plastic-Metal-Joints considering different Load Directions. In: Physics Procedia, 83 (2016), pp. 1118 - 1129.

[158] Röckelein: Scotch-Weld DP490. Angebot, 2012.

[159] Amend, P.; Laumer, T.; Baat, F.; Roth, S.; Schmidt, M.: Investigations on Laser-based Hot-melt Bonding of Additive Manufactured Plastic Parts to Metal Sheets for Strong and Tight Multi-material Joints. In: Proceeding of Laser in Manufacturing Conference (LiM 2017)

[160] Amend. P.; Wolf, M.; Mrotzek, T.; Laumer, T.; Roth, S.; Gude, M.; Schmidt, M.: Experimental Investigations on Laser-based Hot-melt Bonding and Injection Molding for Laser-structured Metal Plastic Hybrids. In: Proceeding of Laser in Manufacturing Conference (LiM 2017)

Verzeichnis promotionsbezogener, eigener Publikationen

[P1] Amend, P.; Laumer, T.; Baat, F.; Roth, S.; Schmidt, M.: Investigations on Laser-based Hot-melt Bonding of Additive Manufactured Plastic Parts to Metal Sheets for Strong and Tight Multimaterial Joints. In: Proceeding of Laser in Manufacturing Conference (LiM 2017)

[P2] Amend. P.; Wolf, M.; Mrotzek, T.; Laumer, T.; Roth, S.; Gude, M.; Schmidt, M.: Experimental Investigations on Laser-based Hotmelt Bonding and Injection Molding for Laser-structured Metal Plastic Hybrids. In: Proceeding of Laser in Manufacturing Conference (LiM 2017)

[P3] Amend, P.; Häfner, T.; Gränitz, M.; Roth, S.;Schmidt, M.: Effect of Ultrashort Pulse Laser Structuring of Stainless Steel on Laser-based Heat Conduction Joining of Polyamide Steel Hybrids. In: Physics Procedia, Vol. 83 (2016), pp. 1130 - 1136.

[P4] Amend, P.: Kunststoff mit Metall fest und dicht verbinden. In: Plastverarbeiter, 09 (2016)

[P5] Amend, P.; Roth, S.: Laser Enables Direct Joining of Thermoplastic Composites to Metals. In: Lightweight Design, Vol. 9, supplement 3 (2016), pp. 40 - 45.

[P6] Amend, P.; Roth, S.: Laser ermöglicht direktes Fügen von Organoblech mit Metall. In: Lightweight Design, Vol. 6 (2016), S. 50 - 54.

[P7] Amend, P.; Mallmann, G.; Roth, S.; Schmitt, R.; Schmidt, M.: Process - Structure - Property Relationship of Laser-Joined Thermoplastic Metal Hybrids. In: Journal of Laser Applications, Vol. 28, 2 (2016)

[P8] Amend, P.; Mallmann, G.; Roth, S.; Schmitt, R.; Schmidt, M.: Process - Structure - Property Relationship of Laser-Joined Thermoplastic Metal Hybrids. In: Proceedings of 34th International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics 2013 (ICALEO 2015)

[P9] Amend, P.; Hentschel, O.; Scheitler, C.; Gorunov, A. I.; Schmidt, M.: Effect of Additive Manufactured Metallic Structures on Laser-Based Thermal Joining of Thermoplastic Metal Hybrids. In: Key Engineering Materials, Vols. 651-653 (2015), pp. 777 - 782.

[P10] Amend, P.: Laserbasiertes Schmelzkleben ermöglicht einen Multi-Material-Mix aus Kunststoff und Metall. In: LASER MAGAZIN, 04 (2015), S. 8 - 10.

[P11] Amend, P.; Roth, S.; Schmidt, M.: Laserstrahlwärmeleitungsfügen von Kunststoff-Metall-Mischverbindungen - Eine effiziente Fügetechnik für hybride Leichtbaustrukturen. In: Tagungsband 19. Dresdner Leichtbausymposium

[P12] Amend, P.; Hentschel, O.; Machui, J.; Scheitler, C.; Roth, S.; Schmidt, M.: Effect of Surface Structures on Laser-Based Joining of Thermoplastic Metal Hybrids. In: Proceedings of the 7th International Congress on Laser Advanced Material Processing 2015 (LAMP 2015)

[P13] Amend, P.; Kapfenberger, C.; Kölbl, S.; Kohl, B.; Roth, S.; Schmidt, M.: Experimental and Simulative Investigations on Laser-Based Joining of Thermoplastic Metal Hybrids. In: Proceedings of the 7th International Congress on Laser Advanced Material Processing 2015 (LAMP 2015)

[P14] Amend, P.; Mohr, C.; Roth, S.: Experimental Investigations of Thermal Joining of Polyamide Aluminum Hybrids Using a Combination of Mono- and Polychromatic Radiation. In: Physics Procedia, Vol. 56 (2014), pp. 824 - 834.

[P15] Amend, P.: Fügen von Stahl-Kunststoffverbindungen. In: Tagungsband 5. Werkstoff-Seminar Forum Werkstoffe e.V. „Bezahlbarer Leichtbau - Es muss nicht immer Kohlefaser sein“, 11.07.2014, Rothenburg o. d. Tauber.

[P16] Amend, P.; Eiselen, S.; Laumer, T.: Laserbasierte Fertigung von Multi-Material-Bauteilen. In: LASER MAGAZIN, 04 (2014).

[P17] Amend, P.; Roth, S.; Schmidt, M.: Thermal Process Monitoring for Laser-Based Heat Conduction Joining of Thermoplastic Metal Hybrids. In: Proceedings of the 15th International Symposium on Laser Precision Microfabrication 2014 (LPM2014)

[P18] Amend, P.; Roth, S.: Leichtbau durch Laserstrahlfügen von Thermoplast-Metall-Verbunden. In: LASER MAGAZIN, 01 (2014).

[P19] Amend, P.; Pfindel, S; Schmidt, M.: Thermal Joining of Thermoplastic Metal Hybrids by Means Of Mono- and Polychromatic Radiation. In: Physics Procedia, Vol. 41 (2013), pp. 98 - 105.

[P20] Devrient, M.; Amend, P.; Schmidt, M.: Laser-Based Joining of Three-Dimensional Thermoplastic Parts and Thermoplastic Aluminum Hybrids. In: In: Proceedings of 32th International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics 2013 (ICALEO 2013)

[P21] Amend, P.; Roth, S.: Artungleiche Werkstoff fügen. Schmelzkleben. In: Kunststoffe, 12 (2012), S. 56 - 58.

[P22] Amend, P.; Roth, S.: Hot-Melt Bonding: Joining Dissimilar Materials. In: Kunststoffe international, 12 (2012), pp. 36 - 38.

Verzeichnis promotionsbezogener, studentischer Arbeiten*

[S1] Machui, J.; Amend, P.; Schmidt, M.: Analyse des Leichtbaupotentials von Multi-Material-Bauteilen am Beispiel des laserbasierten Schmelzklebens von Metall-Organoblech-Hutprofilen. Projektarbeit. Erlangen, 2016.

[S2] Ordnung, D.; Amend, P.; Schmidt, M.: Ermittlung der Kurz- und Langzeiteigenschaften von laserstrahlgefügten Hybriden aus endlosglasfaserverstärktem Polyamid und nichtrostendem Edelstahl. Bachelorarbeit. Erlangen, 2016.

[S3] Pillipp, M.; Amend, P.; Schmidt, M.: Experimentelle und simulative Untersuchungen zum laserbasierten Schmelzkleben von amorphem Polymethylmethacrylat mit Chrom-Nickel-Stahl. Projektarbeit. Erlangen, 2016.

[S4] Gränitz, M.; Amend, P.; Häfner, T.; Schmidt, M.: Experimentelle Untersuchungen zur Laserstrukturierung von Edelstahl mittels Ultrakurzpulslaser und Analyse der resultierenden Einflüsse auf laserstrahlwärmeleitungsgefügte Metall-Kunststoff-Verbunde. Projektarbeit. Erlangen, 2015.

[S5] Kapfenberger, C.; Amend, P.; Schmidt, M.: Experimentelle Untersuchungen zum Laserstrahl-Wärmeleitungsfügen von Mischverbindungen aus Thermoplasten und Metallen mit hoher Wärmeleitfähigkeit sowie Konzeption, Fertigung und Charakterisierung eines Demonstratorbauteils. Projektarbeit. Erlangen, 2015.

[S6] Kölbl, S.; Amend, P.; Schmidt, M.: Experimentelle und simulative Untersuchungen zum Laserstrahl-Wärmeleitungsfügen von amorphen und teilkristallinen Thermoplasten mit Metallen. Projektarbeit. Erlangen, 2015.

[S7] Dreher, C.; Amend, P.; Schmidt, M.: Experimentelle Ermittlung der Haftfestigkeit von laserstrahlgefügten Thermoplast-Metall-Verbunden nach künstlicher Alterung. Projektarbeit. Erlangen, 2014.

* Der Autor an zweiter (und ggf. dritter) Stelle bezeichnet den bzw. die Betreuer der studentischen Arbeit und an letztgenannter Stelle den/die Lehrstuhlinhaber/in.

[S8] Friese, J; Amend, P.; Schmidt, M.: Experimentelle Untersuchung des Einflusses der Oberflächenvorbehandlung auf das Laserstrahl-Wärmeleitungsfügen von Thermoplast-Metall-Verbunden. Bachelorarbeit. Erlangen, 2014.

[S9] Kapfenberger, C.; Amend, P.; Schmidt, M.: Experimentelle Untersuchungen der temperatur- und zeitabhängigen Prozess-Struktur-Eigenschaftsbeziehung laserstrahlgefügter Thermoplast-Metall-Verbunde. Erlangen, 2014.

[S10] Kohl, B.; Amend, P.; Schmidt, M.: Experimentelle und simulative Untersuchungen prozessbedingter Temperaturfelder beim Laserstrahl-Wärmeleitungsfügen von Thermoplast-Metall-Verbunden. Diplomarbeit. Erlangen, 2014.

[S11] Machui, J.; Amend, P.; Schmidt, M.: Experimentelle Untersuchungen zur Laserstrukturierung von Chrom-Nickel-Stahl zur Steigerung der Haftfestigkeit von laserstrahlwärmeleitungsgefügten Metall-Kunststoff-Verbunden. Bachelorarbeit. Erlangen, 2014.

[S12] Michel, F.; Amend, P.; Schmidt, M.: Experimentelle Untersuchungen zum Laserstrahl-Wärmeleitungsfügen hermetisch dichter Thermoplast-Metall-Verbunde. Projektarbeit. Erlangen, 2014.

[S13] Michels, P.; Amend, P.; Schmidt, M.: Experimentelle Untersuchungen zur Spaltüberbrückbarkeit beim Laserstrahl-Wärmeleitungsfügen von Thermoplast-Metall-Verbunden sowie deren belastungsartabhängigen Haftfestigkeit. Bachelorarbeit. Erlangen, 2014.

[S14] Zimmermann, T.; Amend, P.; Schmidt, M.: Thermografische Prozessanalyse des Laserstrahl-Wärmeleitungsfügens von Thermoplast-Metall-Verbunden. Masterarbeit. Erlangen, 2014.

[S15] Mohr, C.; Amend, P.; Schmidt, M.: Experimentelle und simulatve Untersuchungen zum Laserfügen mit kombinierter mono- und polychromatischer Strahlung zur Erzeugung hybrider Thermoplast-Metall-Verbunde. Masterarbeit. Erlangen, 2013.

[S16] Mohr, C.; Amend, P.; Schmidt, M.: Experimentelle Untersuchungen zum Laserfügen artungleicher Leichtbauwerkstoffe und Analyse der Langzeiteigenschaften der hybriden Fügeverbindungen. Projektarbeit. Erlangen, 2012.

[S17] Pillach, B.; Amend, P.; Schmidt, M.: Laserstrahlfügen mit Strahloszillation zur Erzeugung von hybriden Werkstoffverbunden aus Polyamid und Aluminium. Projektarbeit. Erlangen, 2012.

[S18] Pfindel, S.; Amend, P.; Schmidt, M.: Konzeption, Konstruktion und Erprobung lasergerechter Spannkonzepte für das thermische Laserstrahlfügen von hybriden Polyamid-Edelstahl-Verbindungen. Projektarbeit. Erlangen, 2012.

[S19] Pfindel, S.; Amend, P.; Schmidt, M.: Experimentelle Untersuchungen zum hybriden Konturschmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen. Bachelorarbeit. Erlangen, 2011.

Reihenübersicht

Koordination der Reihe (Stand 2020):
Geschäftsstelle Maschinenbau, Dr.-Ing. Oliver Kreis, www.mb.fau.de/diss/

Im Rahmen der Reihe sind bisher die nachfolgenden Bände erschienen.

Band 1 – 52
Fertigungstechnik – Erlangen
ISSN 1431-6226
Carl Hanser Verlag, München

Band 53 – 307
Fertigungstechnik – Erlangen
ISSN 1431-6226
Meisenbach Verlag, Bamberg

ab Band 308
FAU Studien aus dem Maschinenbau
ISSN 2625-9974
FAU University Press, Erlangen

Die Zugehörigkeit zu den jeweiligen Lehrstühlen ist wie folgt gekennzeichnet:

Lehrstühle:

FAPS	Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik
KTmfk	Lehrstuhl für Konstruktionstechnik
LFT	Lehrstuhl für Fertigungstechnologie
LPT	Lehrstuhl für Photonische Technologien

Band 1: Andreas Hemberger
Innovationspotentiale in der rechnerintegrierten Produktion durch wissensbasierte Systeme
FAPS, 208 Seiten, 107 Bilder. 1988.
ISBN 3-446-15234-2.

Band 2: Detlef Classe
Beitrag zur Steigerung der Flexibilität automatisierter Montagesysteme durch Sensorintegration und erweiterte Steuerungskonzepte
FAPS, 194 Seiten, 70 Bilder. 1988.
ISBN 3-446-15529-5.

Band 3: Friedrich-Wilhelm Nolting
Projektierung von Montagesystemen
FAPS, 201 Seiten, 107 Bilder, 1 Tab. 1989.
ISBN 3-446-15541-4.

Band 4: Karsten Schlüter
Nutzungsgradsteigerung von Montagesystemen durch den Einsatz der Simulationstechnik
FAPS, 177 Seiten, 97 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15542-2.

Band 5: Shir-Kuan Lin
Aufbau von Modellen zur Lageregelung von Industrierobotern
FAPS, 168 Seiten, 46 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15546-5.

Band 6: Rudolf Nuss
Untersuchungen zur Bearbeitungsqualität im Fertigungssystem Laserstrahlschneiden
LFT, 206 Seiten, 115 Bilder, 6 Tab. 1989.
ISBN 3-446-15783-2.

Band 7: Wolfgang Scholz
Modell zur datenbankgestützten Planung automatisierter Montageanlagen
FAPS, 194 Seiten, 89 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15825-1.

Band 8: Hans-Jürgen Wißmeier
Beitrag zur Beurteilung des Bruchverhaltens von Hartmetall-Fließpreßmatrizen
LFT, 179 Seiten, 99 Bilder, 9 Tab. 1989.
ISBN 3-446-15921-5.

Band 9: Rainer Eisele
Konzeption und Wirtschaftlichkeit von Planungssystemen in der Produktion
FAPS, 183 Seiten, 86 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16107-4.

Band 10: Rolf Pfeiffer
Technologisch orientierte Montageplanung am Beispiel der Schraubtechnik
FAPS, 216 Seiten, 102 Bilder, 16 Tab. 1990.
ISBN 3-446-16161-9.

Band 11: Herbert Fischer
Verteilte Planungssysteme zur Flexibilitätssteigerung der rechnerintegrierten Teilefertigung
FAPS, 201 Seiten, 82 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16105-8.

Band 12: Gerhard Kleineidam
CAD/CAP: Rechnergestützte Montagefeinplanung
FAPS, 203 Seiten, 107 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16112-0.

Band 13: Frank Vollertsen
Pulvermetallurgische Verarbeitung eines übereutektoiden verschleißfesten Stahls
LFT, XIII u. 217 Seiten, 67 Bilder, 34 Tab. 1990. ISBN 3-446-16133-3.

Band 14: Stephan Biermann
Untersuchungen zur Anlagen- und Prozeßdiagnostik für das Schneiden mit CO_2-Hochleistungslasern
LFT, VIII u. 170 Seiten, 93 Bilder, 4 Tab. 1991. ISBN 3-446-16269-0.

Band 15: Uwe Geißler
Material- und Datenfluß in einer flexiblen Blechbearbeitungszelle
LFT, 124 Seiten, 41 Bilder, 7 Tab. 1991.
ISBN 3-446-16358-1.

Band 16: Frank Oswald Hake
Entwicklung eines rechnergestützten Diagnosesystems für automatisierte Montagezellen
FAPS, XIV u. 166 Seiten, 77 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16428-6.

Band 17: Herbert Reichel
Optimierung der Werkzeugbereitstellung durch rechnergestützte Arbeitsfolgenbestimmung
FAPS, 198 Seiten, 73 Bilder, 2 Tab. 1991.
ISBN 3-446-16453-7.

Band 18: Josef Scheller
Modellierung und Einsatz von Softwaresystemen für rechnergeführte Montagezellen
FAPS, 198 Seiten, 65 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16454-5.

Band 19: Arnold vom Ende
Untersuchungen zum Biegeumforme mit elastischer Matrize
LFT, 166 Seiten, 55 Bilder, 13 Tab. 1991.
ISBN 3-446-16493-6.

Band 20: Joachim Schmid
Beitrag zum automatisierten Bearbeiten von Keramikguß mit Industrierobotern
FAPS, XIV u. 176 Seiten, 111 Bilder, 6 Tab. 1991. ISBN 3-446-16560-6.

Band 21: Egon Sommer
Multiprozessorsteuerung für kooperierende Industrieroboter in Montagezellen
FAPS, 188 Seiten, 102 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-17062-6.

Band 22: Georg Geyer
Entwicklung problemspezifischer Verfahrensketten in der Montage
FAPS, 192 Seiten, 112 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16552-5.

Band 23: Rainer Flohr
Beitrag zur optimalen Verbindungstechnik in der Oberflächenmontage (SMT)
FAPS, 186 Seiten, 79 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16568-1.

Band 24: Alfons Rief
Untersuchungen zur Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und -schweißen in der Rohkarosseriefertigung
LFT, VI u. 145 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab. 1991. ISBN 3-446-16593-2.

Band 25: Christoph Thim
Rechnerunterstützte Optimierung von Materialflußstrukturen in der Elektronikmontage durch Simulation
FAPS, 188 Seiten, 74 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17118-5.

Band 26: Roland Müller
CO_2 -Laserstrahlschneiden von kurzglasverstärkten Verbundwerkstoffen
LFT, 141 Seiten, 107 Bilder, 4 Tab. 1992.
ISBN 3-446-17104-5.

Band 27: Günther Schäfer
Integrierte Informationsverarbeitung bei der Montageplanung
FAPS, 195 Seiten, 76 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17117-7.

Band 28: Martin Hoffmann
Entwicklung einer CAD/CAM-Prozeßkette für die Herstellung von Blechbiegeteilen
LFT, 149 Seiten, 89 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17154-1.

Band 29: Peter Hoffmann
Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und –schweißen: Prozeßführung und Systemtechnik in der 3D-Laserstrahlbearbeitung von Blechformteilen
LFT, 186 Seiten, 92 Bilder, 10 Tab. 1992.
ISBN 3-446-17153-3.

Band 30: Olaf Schrödel
Flexible Werkstattsteuerung mit objektorientierten Softwarestrukturen
FAPS, 180 Seiten, 84 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17242-4.

Band 31: Hubert Reinisch
Planungs- und Steuerungswerkzeuge zur impliziten Geräteprogrammierung in Roboterzellen
FAPS, XI u. 212 Seiten, 112 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17380-3.

Band 32: Brigitte Bärnreuther
Ein Beitrag zur Bewertung des Kommunikationsverhaltens von Automatisierungsgeräten in flexiblen Produktionszellen
FAPS, XI u. 179 Seiten, 71 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17451-6.

Band 33: Joachim Hutfless
Laserstrahlregelung und Optikdiagnostik in der Strahlführung einer CO_2-Hochleistungslaseranlage
LFT, 175 Seiten, 70 Bilder, 17 Tab. 1993.
ISBN 3-446-17532-6.

Band 34: Uwe Günzel
Entwicklung und Einsatz eines Simulationsverfahrens für operative und strategische Probleme der Produktionsplanung und –steuerung
FAPS, XIV u. 170 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab. 1993. ISBN 3-446-17604-7.

Band 35: Bertram Ehmann
Operatives Fertigungscontrolling durch Optimierung auftragsbezogener Bearbeitungsabläufe in der Elektronikfertigung
FAPS, XV u. 167 Seiten, 114 Bilder. 1993.
ISBN 3-446-17658-6.

Band 36: Harald Kolléra
Entwicklung eines benutzerorientierten Werkstattprogrammiersystems für das Laserstrahlschneiden
LFT, 129 Seiten, 66 Bilder, 1 Tab. 1993.
ISBN 3-446-17719-1.

Band 37: Stephanie Abels
Modellierung und Optimierung von Montageanlagen in einem integrierten Simulationssystem
FAPS, 188 Seiten, 88 Bilder. 1993.
ISBN 3-446-17731-0.

Band 38: Robert Schmidt-Hebbel
Laserstrahlbohren durchflußbestimmender Durchgangslöcher
LFT, 145 Seiten, 63 Bilder, 11 Tab. 1993.
ISBN 3-446-17778-7.

Band 39: Norbert Lutz
Oberflächenfeinbearbeitung keramischer Werkstoffe mit XeCl-Excimerlaserstrahlung
LFT, 187 Seiten, 98 Bilder, 29 Tab. 1994.
ISBN 3-446-17970-4.

Band 40: Konrad Grampp
Rechnerunterstützung bei Test und Schulung an Steuerungssoftware von SMD-Bestücklinien
FAPS, 178 Seiten, 88 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18173-3.

Band 41: Martin Koch
Wissensbasierte Unterstützung der Angebotsbearbeitung in der Investitionsgüterindustrie
FAPS, 169 Seiten, 68 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18174-1.

Band 42: Armin Gropp
Anlagen- und Prozeßdiagnostik beim Schneiden mit einem gepulsten Nd:YAG-Laser
LFT, 160 Seiten, 88 Bilder, 7 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18241-1.

Band 43: Werner Heckel
Optische 3D-Konturerfassung und on-line Biegewinkelmessung mit dem Lichtschnittverfahren
LFT, 149 Seiten, 43 Bilder, 11 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18243-8.

Band 44: Armin Rothhaupt
Modulares Planungssystem zur Optimierung der Elektronikfertigung
FAPS, 180 Seiten, 101 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18307-8.

Band 45: Bernd Zöllner
Adaptive Diagnose in der Elektronikproduktion
FAPS, 195 Seiten, 74 Bilder, 3 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18308-6.

Band 46: Bodo Vormann
Beitrag zur automatisierten Handhabungsplanung komplexer Blechbiegeteile
LFT, 126 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18345-0.

Band 47: Peter Schnepf
Zielkostenorientierte Montageplanung
FAPS, 144 Seiten, 75 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18397-3.

Band 48: Rainer Klotzbücher
Konzept zur rechnerintegrierten Materialversorgung in flexiblen Fertigungssystemen
FAPS, 156 Seiten, 62 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18412-0.

Band 49: Wolfgang Greska
Wissensbasierte Analyse und Klassifizierung von Blechteilen
LFT, 144 Seiten, 96 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18462-7.

Band 50: Jörg Franke
Integrierte Entwicklung neuer Produkt- und Produktionstechnologien für räumliche spritzgegossene Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 196 Seiten, 86 Bilder, 4 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18448-1.

Band 51: Franz-Josef Zeller
Sensorplanung und schnelle Sensorregelung für Industrieroboter
FAPS, 190 Seiten, 102 Bilder, 9 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18601-8.

Band 52: Michael Solvie
Zeitbehandlung und Multimedia-Unterstützung in Feldkommunikationssystemen
FAPS, 200 Seiten, 87 Bilder, 35 Tab. 1996.
ISBN 3-446-18607-7.

Band 53: Robert Hopperdietzel
Reengineering in der Elektro- und Elektronikindustrie
FAPS, 180 Seiten, 109 Bilder, 1 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-070-2.

Band 54: Thomas Rebhahn
Beitrag zur Mikromaterialbearbeitung mit Excimerlasern - Systemkomponenten und Verfahrensoptimierungen
LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 10 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-075-3.

Band 55: Henning Hanebuth
Laserstrahlhartlöten mit Zweistrahltechnik
LFT, 157 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-074-5.

Band 56: Uwe Schönherr
Steuerung und Sensordatenintegration für flexible Fertigungszellen mit kooperierenden Robotern
FAPS, 188 Seiten, 116 Bilder, 3 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-076-1.

Band 57: Stefan Holzer
Berührungslose Formgebung mit Laserstrahlung
LFT, 162 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-079-6.

Band 58: Markus Schultz
Fertigungsqualität beim 3D-Laserstrahlschweißen von Blechformteilen
LFT, 165 Seiten, 88 Bilder, 9 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-080-X.

Band 59: Thomas Krebs
Integration elektromechanischer CA-Anwendungen über einem STEP-Produktmodell
FAPS, 198 Seiten, 58 Bilder, 8 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-081-8.

Band 60: Jürgen Sturm
Prozeßintegrierte Qualitätssicherung in der Elektronikproduktion
FAPS, 167 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-082-6.

Band 61: Andreas Brand
Prozesse und Systeme zur Bestückung räumlicher elektronischer Baugruppen (3D-MID)
FAPS, 182 Seiten, 100 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-087-7.

Band 62: Michael Kauf
Regelung der Laserstrahlleistung und der Fokusparameter einer CO_2-Hochleistungslaseranlage
LFT, 140 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-083-4.

Band 63: Peter Steinwasser
Modulares Informationsmanagement in der integrierten Produkt- und Prozeßplanung
FAPS, 190 Seiten, 87 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-084-2.

Band 64: Georg Liedl
Integriertes Automatisierungskonzept für den flexiblen Materialfluß in der Elektronikproduktion
FAPS, 196 Seiten, 96 Bilder, 3 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-086-9.

Band 65: Andreas Otto
Transiente Prozesse beim Laserstrahlschweißen
LFT, 132 Seiten, 62 Bilder, 1 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-089-3.

Band 66: Wolfgang Blöchl
Erweiterte Informationsbereitstellung an offenen CNC-Steuerungen zur Prozeß- und Programmoptimierung
FAPS, 168 Seiten, 96 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-091-5.

Band 67: Klaus-Uwe Wolf
Verbesserte Prozeßführung und Prozeßplanung zur Leistungs- und Qualitätssteigerung beim Spulenwickeln
FAPS, 186 Seiten, 125 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-092-3.

Band 68: Frank Backes
Technologieorientierte Bahnplanung für die 3D-Laserstrahlbearbeitung
LFT, 138 Seiten, 71 Bilder, 2 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-093-1.

Band 69: Jürgen Kraus
Laserstrahlumformen von Profilen
LFT, 137 Seiten, 72 Bilder, 8 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-094-X.

Band 70: Norbert Neubauer
Adaptive Strahlführungen für CO_2-Laseranlagen
LFT, 120 Seiten, 50 Bilder, 3 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-095-8.

Band 71: Michael Steber
Prozeßoptimierter Betrieb flexibler Schraubstationen in der automatisierten Montage
FAPS, 168 Seiten, 78 Bilder, 3 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-096-6.

Band 72: Markus Pfestorf
Funktionale 3D-Oberflächenkenngrößen in der Umformtechnik
LFT, 162 Seiten, 84 Bilder, 15 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-097-4.

Band 73: Volker Franke
Integrierte Planung und Konstruktion von Werkzeugen für die Biegebearbeitung
LFT, 143 Seiten, 81 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-098-2.

Band 74: Herbert Scheller
Automatisierte Demontagesysteme und recyclinggerechte Produktgestaltung elektronischer Baugruppen
FAPS, 184 Seiten, 104 Bilder, 17 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-099-0.

Band 75: Arthur Meßner
Kaltmassivumformung metallischer Kleinstteile - Werkstoffverhalten, Wirkflächenreibung, Prozeßauslegung
LFT, 164 Seiten, 92 Bilder, 14 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-100-8.

Band 76: Mathias Glasmacher
Prozeß- und Systemtechnik zum Laserstrahl-Mikroschweißen
LFT, 184 Seiten, 104 Bilder, 12 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-101-6.

Band 77: Michael Schwind
Zerstörungsfreie Ermittlung mechanischer Eigenschaften von Feinblechen mit dem Wirbelstromverfahren
LFT, 124 Seiten, 68 Bilder, 8 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-102-4.

Band 78: Manfred Gerhard
Qualitätssteigerung in der Elektronikproduktion durch Optimierung der Prozeßführung beim Löten komplexer Baugruppen
FAPS, 179 Seiten, 113 Bilder, 7 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-103-2.

Band 79: Elke Rauh
Methodische Einbindung der Simulation in die betrieblichen Planungs- und Entscheidungsabläufe
FAPS, 192 Seiten, 114 Bilder, 4 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-104-0.

Band 80: Sorin Niederkorn
Meßeinrichtung zur Untersuchung der Wirkflächenreibung bei umformtechnischen Prozessen
LFT, 99 Seiten, 46 Bilder, 6 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-105-9.

Band 81: Stefan Schuberth
Regelung der Fokuslage beim Schweißen mit CO2-Hochleistungslasern unter Einsatz von adaptiven Optiken
LFT, 140 Seiten, 64 Bilder, 3 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-106-7.

Band 82: Armando Walter Colombo
Development and Implementation of Hierarchical Control Structures of Flexible Production Systems Using High Level Petri Nets
FAPS, 216 Seiten, 86 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-109-1.

Band 83: Otto Meedt
Effizienzsteigerung bei Demontage und Recycling durch flexible Demontagetechnologien und optimierte Produktgestaltung
FAPS, 186 Seiten, 103 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-108-3.

Band 84: Knuth Götz
Modelle und effiziente Modellbildung zur Qualitätssicherung in der Elektronikproduktion
FAPS, 212 Seiten, 129 Bilder, 24 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-112-1.

Band 85: Ralf Luchs
Einsatzmöglichkeiten leitender Klebstoffe zur zuverlässigen Kontaktierung elektronischer Bauelemente in der SMT
FAPS, 176 Seiten, 126 Bilder, 30 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-113-7.

Band 86: Frank Pöhlau
Entscheidungsgrundlagen zur Einführung räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 144 Seiten, 99 Bilder. 1999.
ISBN 3-87525-114-8.

Band 87: Roland T. A. Kals
Fundamentals on the miniaturization of sheet metal working processes
LFT, 128 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-115-6.

Band 88: Gerhard Luhn
Implizites Wissen und technisches Handeln am Beispiel der Elektronikproduktion
FAPS, 252 Seiten, 61 Bilder, 1 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-116-4.

Band 89: Axel Sprenger
Adaptives Streckbiegen von Aluminium-Strangpreßprofilen
LFT, 114 Seiten, 63 Bilder, 4 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-117-2.

Band 90: Hans-Jörg Pucher
Untersuchungen zur Prozeßfolge Umformen, Bestücken und Laserstrahllöten von Mikrokontakten
LFT, 158 Seiten, 69 Bilder, 9 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-119-9.

Band 91: Horst Arnet
Profilbiegen mit kinematischer Gestalterzeugung
LFT, 128 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-120-2.

Band 92: Doris Schubart
Prozeßmodellierung und Technologieentwicklung beim Abtragen mit CO_2-Laserstrahlung
LFT, 133 Seiten, 57 Bilder, 13 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-122-9.

Band 93: Adrianus L. P. Coremans
Laserstrahlsintern von Metallpulver - Prozeßmodellierung, Systemtechnik, Eigenschaften laserstrahlgesinterter Metallkörper
LFT, 184 Seiten, 108 Bilder, 12 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-124-5.

Band 94: Hans-Martin Biehler
Optimierungskonzepte für Qualitätsdatenverarbeitung und Informationsbereitstellung in der Elektronikfertigung
FAPS, 194 Seiten, 105 Bilder. 1999.
ISBN 3-87525-126-1.

Band 95: Wolfgang Becker
Oberflächenausbildung und tribologische Eigenschaften excimerlaserstrahlbearbeiteter Hochleistungskeramiken
LFT, 175 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-127-X.

Band 96: Philipp Hein
Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren: Modellierung, Prozeßauslegung und Prozeßführung
LFT, 129 Seiten, 57 Bilder, 7 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-128-8.

Band 97: Gunter Beitinger
Herstellungs- und Prüfverfahren für thermoplastische Schaltungsträger
FAPS, 169 Seiten, 92 Bilder, 20 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-129-6.

Band 98: Jürgen Knoblach
Beitrag zur rechnerunterstützten verursachungsgerechten Angebotskalkulation von Blechteilen mit Hilfe wissensbasierter Methoden
LFT, 155 Seiten, 53 Bilder, 26 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-130-X.

Band 99: Frank Breitenbach
Bildverarbeitungssystem zur Erfassung der Anschlußgeometrie elektronischer SMT-Bauelemente
LFT, 147 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-131-8.

Band 100: Bernd Falk
Simulationsbasierte Lebensdauervorhersage für Werkzeuge der Kaltmassivumformung
LFT, 134 Seiten, 44 Bilder, 15 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-136-9.

Band 101: Wolfgang Schlögl
Integriertes Simulationsdaten-Management für Maschinenentwicklung und Anlagenplanung
FAPS, 169 Seiten, 101 Bilder, 20 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-137-7.

Band 102: Christian Hinsel
Ermüdungsbruchversagen hartstoffbeschichteter Werkzeugstähle in der Kaltmassivumformung
LFT, 130 Seiten, 80 Bilder, 14 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-138-5.

Band 103: Stefan Bobbert
Simulationsgestützte Prozessauslegung für das Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren
LFT, 123 Seiten, 77 Bilder. 2000.
ISBN 3-87525-145-8.

Band 104: Harald Rottbauer
Modulares Planungswerkzeug zum Produktionsmanagement in der Elektronikproduktion
FAPS, 166 Seiten, 106 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-139-3.

Band 111: Jürgen Göhringer
Integrierte Telediagnose via Internet zum effizienten Service von Produktionssystemen
FAPS, 178 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-147-4.

Band 105: Thomas Hennige
Flexible Formgebung von Blechen durch Laserstrahlumformen
LFT, 119 Seiten, 50 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-140-7.

Band 106: Thomas Menzel
Wissensbasierte Methoden für die rechnergestützte Charakterisierung und Bewertung innovativer Fertigungsprozesse
LFT, 152 Seiten, 71 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-142-3.

Band 107: Thomas Stöckel
Kommunikationstechnische Integration der Prozeßebene in Produktionssysteme durch Middleware-Frameworks
FAPS, 147 Seiten, 65 Bilder, 5 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-143-1.

Band 108: Frank Pitter
Verfügbarkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen durch Einsatz mechatronischer Sensorlösungen
FAPS, 158 Seiten, 131 Bilder, 8 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-144-X.

Band 109: Markus Korneli
Integration lokaler CAP-Systeme in einen globalen Fertigungsdatenverbund
FAPS, 121 Seiten, 53 Bilder, 11 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-146-6.

Band 110: Burkhard Müller
Laserstrahljustieren mit Excimer-Lasern - Prozeßparameter und Modelle zur Aktorkonstruktion
LFT, 128 Seiten, 36 Bilder, 9 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-159-8.

Band 111: Jürgen Göhringer
Integrierte Telediagnose via Internet zum effizienten Service von Produktionssystemen
FAPS, 178 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-147-4.

Band 112: Robert Feuerstein
Qualitäts- und kosteneffiziente Integration neuer Bauelementetechnologien in die Flachbaugruppenfertigung
FAPS, 161 Seiten, 99 Bilder, 10 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-151-2.

Band 113: Marcus Reichenberger
Eigenschaften und Einsatzmöglichkeiten alternativer Elektroniklote in der Oberflächenmontage (SMT)
FAPS, 165 Seiten, 97 Bilder, 18 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-152-0.

Band 114: Alexander Huber
Justieren vormontierter Systeme mit dem Nd:YAG-Laser unter Einsatz von Aktoren
LFT, 122 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-153-9.

Band 115: Sami Krimi
Analyse und Optimierung von Montagesystemen in der Elektronikproduktion
FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 3 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-157-1.

Band 116: Marion Merklein
Laserstrahlumformen von Aluminiumwerkstoffen - Beeinflussung der Mikrostruktur und der mechanischen Eigenschaften
LFT, 122 Seiten, 65 Bilder, 15 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-156-3.

Band 117: Thomas Collisi
Ein informationslogistisches Architekturkonzept zur Akquisition simulationsrelevanter Daten
FAPS, 181 Seiten, 105 Bilder, 7 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-164-4.

Band 118: Markus Koch
Rationalisierung und ergonomische Optimierung im Innenausbau durch den Einsatz moderner Automatisierungstechnik
FAPS, 176 Seiten, 98 Bilder, 9 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-165-2.

Band 119: Michael Schmidt
Prozeßregelung für das Laserstrahl-Punktschweißen in der Elektronikproduktion
LFT, 152 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-166-0.

Band 120: Nicolas Tiesler
Grundlegende Untersuchungen zum Fließpressen metallischer Kleinstteile
LFT, 126 Seiten, 78 Bilder, 12 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-175-X.

Band 121: Lars Pursche
Methoden zur technologieorientierten Programmierung für die 3D-Lasermikrobearbeitung
LFT, 111 Seiten, 39 Bilder, 0 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-183-0.

Band 122: Jan-Oliver Brassel
Prozeßkontrolle beim Laserstrahl-Mikroschweißen
LFT, 148 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-181-4.

Band 123: Mark Geisel
Prozeßkontrolle und -steuerung beim Laserstrahlschweißen mit den Methoden der nichtlinearen Dynamik
LFT, 135 Seiten, 46 Bilder, 2 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-180-6.

Band 124: Gerd Eßer
Laserstrahlunterstützte Erzeugung metallischer Leiterstrukturen auf Thermoplastsubstraten für die MID-Technik
LFT, 148 Seiten, 60 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-171-7.

Band 125: Marc Fleckenstein
Qualität laserstrahl-gefügter Mikroverbindungen elektronischer Kontakte
LFT, 159 Seiten, 77 Bilder, 7 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-170-9.

Band 126: Stefan Kaufmann
Grundlegende Untersuchungen zum Nd:YAG- Laserstrahlfügen von Silizium für Komponenten der Optoelektronik
LFT, 159 Seiten, 100 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-172-5.

Band 127: Thomas Fröhlich
Simultanes Löten von Anschlußkontakten elektronischer Bauelemente mit Diodenlaserstrahlung
LFT, 143 Seiten, 75 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-186-5.

Band 128: Achim Hofmann
Erweiterung der Formgebungsgrenzen beim Umformen von Aluminiumwerkstoffen durch den Einsatz prozessangepasster Platinen
LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 4 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-182-2.

Band 129: Ingo Kriebitzsch
3 - D MID Technologie in der Automobilelektronik
FAPS, 129 Seiten, 102 Bilder, 10 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-169-5.

Band 130: Thomas Pohl
Fertigungsqualität und Umformbarkeit laserstrahlgeschweißter Formplatinen aus Aluminiumlegierungen
LFT, 133 Seiten, 93 Bilder, 12 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-173-3.

Band 131: Matthias Wenk
Entwicklung eines konfigurierbaren Steuerungssystems für die flexible Sensorführung von Industrierobotern
FAPS, 167 Seiten, 85 Bilder, 1 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-174-1.

Band 132: Matthias Negendanck
Neue Sensorik und Aktorik für Bearbeitungsköpfe zum Laserstrahlschweißen
LFT, 116 Seiten, 60 Bilder, 14 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-184-9.

Band 133: Oliver Kreis
Integrierte Fertigung - Verfahrensintegration durch Innenhochdruck-Umformen, Trennen und Laserstrahlschweißen in einem Werkzeug sowie ihre tele- und multimediale Präsentation
LFT, 167 Seiten, 90 Bilder, 43 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-176-8.

Band 134: Stefan Trautner
Technische Umsetzung produktbezogener Instrumente der Umweltpolitik bei Elektro- und Elektronikgeräten
FAPS, 179 Seiten, 92 Bilder, 11 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-177-6.

Band 135: Roland Meier
Strategien für einen produktorientierten Einsatz räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-178-4.

Band 136: Jürgen Wunderlich
Kostensimulation - Simulationsbasierte Wirtschaftlichkeitsregelung komplexer Produktionssysteme
FAPS, 202 Seiten, 119 Bilder, 17 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-179-2.

Band 137: Stefan Novotny
Innenhochdruck-Umformen von Blechen aus Aluminium- und Magnesiumlegierungen bei erhöhter Temperatur
LFT, 132 Seiten, 82 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-185-7.

Band 138: Andreas Licha
Flexible Montageautomatisierung zur Komplettmontage flächenhafter Produktstrukturen durch kooperierende Industrieroboter
FAPS, 158 Seiten, 87 Bilder, 8 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-189-X.

Band 139: Michael Eisenbarth
Beitrag zur Optimierung der Aufbau- und Verbindungstechnik für mechatronische Baugruppen
FAPS, 207 Seiten, 141 Bilder, 9 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-190-3.

Band 140: Frank Christoph
Durchgängige simulationsgestützte Planung von Fertigungseinrichtungen der Elektronikproduktion
FAPS, 187 Seiten, 107 Bilder, 9 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-191-1.

Band 141: Hinnerk Hagenah
Simulationsbasierte Bestimmung der zu erwartenden Maßhaltigkeit für das Blechbiegen
LFT, 131 Seiten, 36 Bilder, 26 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-192-X.

Band 142: Ralf Eckstein
Scherschneiden und Biegen metallischer Kleinstteile - Materialeinfluss und Materialverhalten
LFT, 148 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-193-8.

Band 143: Frank H. Meyer-Pittroff
Excimerlaserstrahlbiegen dünner metallischer Folien mit homogener Lichtlinie
LFT, 138 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-196-2.

Band 144: Andreas Kach
Rechnergestützte Anpassung von Laserstrahlschneidbahnen an Bauteilabweichungen
LFT, 139 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-197-0.

Band 145: Stefan Hierl
System- und Prozeßtechnik für das simultane Löten mit Diodenlaserstrahlung von elektronischen Bauelementen
LFT, 124 Seiten, 66 Bilder, 4 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-198-9.

Band 146: Thomas Neudecker
Tribologische Eigenschaften keramischer Blechumformwerkzeuge- Einfluss einer Oberflächenendbearbeitung mittels Excimerlaserstrahlung
LFT, 166 Seiten, 75 Bilder, 26 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-200-4.

Band 147: Ulrich Wenger
Prozessoptimierung in der Wickeltechnik durch innovative maschinenbauliche und regelungstechnische Ansätze
FAPS, 132 Seiten, 88 Bilder, 0 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-203-9.

Band 148: Stefan Slama
Effizienzsteigerung in der Montage durch marktorientierte Montagestrukturen und erweiterte Mitarbeiterkompetenz
FAPS, 188 Seiten, 125 Bilder, 0 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-204-7.

Band 149: Thomas Wurm
Laserstrahljustieren mittels Aktoren-Entwicklung von Konzepten und Methoden für die rechnerunterstützte Modellierung und Optimierung von komplexen Aktorsystemen in der Mikrotechnik
LFT, 122 Seiten, 51 Bilder, 9 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-206-3.

Band 150: Martino Celeghini
Wirkmedienbasierte Blechumformung: Grundlagenuntersuchungen zum Einfluss von Werkstoff und Bauteilgeometrie
LFT, 146 Seiten, 77 Bilder, 6 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-207-1.

Band 151: Ralph Hohenstein
Entwurf hochdynamischer Sensor- und Regelsysteme für die adaptive Laserbearbeitung
LFT, 282 Seiten, 63 Bilder, 16 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-210-1.

Band 152: Angelika Hutterer
Entwicklung prozessüberwachender Regelkreise für flexible Formgebungsprozesse
LFT, 149 Seiten, 57 Bilder, 2 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-212-8.

Band 153: Emil Egerer
Massivumformen metallischer Kleinstteile bei erhöhter Prozesstemperatur
LFT, 158 Seiten, 87 Bilder, 10 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-213-6.

Band 154: Rüdiger Holzmann
Strategien zur nachhaltigen Optimierung von Qualität und Zuverlässigkeit in der Fertigung hochintegrierter Flachbaugruppen
FAPS, 186 Seiten, 99 Bilder, 19 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-217-9.

Band 155: Marco Nock
Biegeumformen mit Elastomerwerkzeugen Modellierung, Prozessauslegung und Abgrenzung des Verfahrens am Beispiel des Rohrbiegens
LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 13 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-218-7.

Band 156: Frank Niebling
Qualifizierung einer Prozesskette zum Laserstrahlsintern metallischer Bauteile
LFT, 148 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-219-5.

Band 157: Markus Meiler
Großserientauglichkeit trockenschmierstoffbeschichteter Aluminiumbleche im Presswerk Grundlegende Untersuchungen zur Tribologie, zum Umformverhalten und Bauteilversuche
LFT, 104 Seiten, 57 Bilder, 21 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-221-7.

Band 158: Agus Sutanto
Solution Approaches for Planning of Assembly Systems in Three-Dimensional Virtual Environments
FAPS, 169 Seiten, 98 Bilder, 3 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-220-9.

Band 159: Matthias Boiger
Hochleistungssysteme für die Fertigung elektronischer Baugruppen auf der Basis flexibler Schaltungsträger
FAPS, 175 Seiten, 111 Bilder, 8 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-222-5.

Band 160: Matthias Pitz
Laserunterstütztes Biegen höchstfester Mehrphasenstähle
LFT, 120 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-223-3.

Band 161: Meik Vahl
Beitrag zur gezielten Beeinflussung des Werkstoffflusses beim Innenhochdruck-Umformen von Blechen
LFT, 165 Seiten, 94 Bilder, 15 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-224-1.

Band 162: Peter K. Kraus
Plattformstrategien - Realisierung einer varianz- und kostenoptimierten Wertschöpfung
FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 0 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-226-8.

Band 163: Adrienn Cser
Laserstrahlschmelzabtrag - Prozessanalyse und -modellierung
LFT, 146 Seiten, 79 Bilder, 3 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-227-6.

Band 164: Markus C. Hahn
Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung von Leichtbauverbundstrukturen mit Aluminiumschaumkern
LFT, 143 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-228-4.

Band 165: Gordana Michos
Mechatronische Ansätze zur Optimierung von Vorschubachsen
FAPS, 146 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-230-6.

Band 166: Markus Stark
Auslegung und Fertigung hochpräziser Faser-Kollimator-Arrays
LFT, 158 Seiten, 115 Bilder, 11 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-231-4.

Band 167: Yurong Zhou
Kollaboratives Engineering Management in der integrierten virtuellen Entwicklung der Anlagen für die Elektronikproduktion
FAPS, 156 Seiten, 84 Bilder, 6 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-232-2.

Band 168: Werner Enser
Neue Formen permanenter und lösbarer elektrischer Kontaktierungen für mechatronische Baugruppen
FAPS, 190 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-233-0.

Band 169: Katrin Melzer
Integrierte Produktpolitik bei elektrischen und elektronischen Geräten zur Optimierung des Product-Life-Cycle
FAPS, 155 Seiten, 91 Bilder, 17 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-234-9.

Band 170: Alexander Putz
Grundlegende Untersuchungen zur Erfassung der realen Vorspannung von armierten Kaltfließpresswerkzeugen mittels Ultraschall
LFT, 137 Seiten, 71 Bilder, 15 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-237-3.

Band 171: Martin Prechtl
Automatisiertes Schichtverfahren für metallische Folien - System- und Prozesstechnik
LFT, 154 Seiten, 45 Bilder, 7 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-238-1.

Band 172: Markus Meidert
Beitrag zur deterministischen Lebensdauerabschätzung von Werkzeugen der Kaltmassivumformung
LFT, 131 Seiten, 78 Bilder, 9 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-239-X.

Band 173: Bernd Müller
Robuste, automatisierte Montagesysteme durch adaptive Prozessführung und montageübergreifende Fehlerprävention am Beispiel flächiger Leichtbauteile
FAPS, 147 Seiten, 77 Bilder, 0 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-240-3.

Band 174: Alexander Hofmann
Hybrides Laserdurchstrahlschweißen von Kunststoffen
LFT, 136 Seiten, 72 Bilder, 4 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-243-9.

Band 175: Peter Wölflick
Innovative Substrate und Prozesse mit feinsten Strukturen für bleifreie Mechatronik-Anwendungen
FAPS, 177 Seiten, 148 Bilder, 24 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-246-0.

Band 176: Attila Komlodi
Detection and Prevention of Hot Cracks during Laser Welding of Aluminium Alloys Using Advanced Simulation Methods
LFT, 155 Seiten, 89 Bilder, 14 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-248-4.

Band 177: Uwe Popp
Grundlegende Untersuchungen zum Laserstrahlstrukturieren von Kaltmassivumformwerkzeugen
LFT, 140 Seiten, 67 Bilder, 16 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-249-1.

Band 178: Veit Rückel
Rechnergestützte Ablaufplanung und Bahngenerierung Für kooperierende Industrieroboter
FAPS, 148 Seiten, 75 Bilder, 7 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-250-7.

Band 179: Manfred Dirscherl
Nicht-thermische Mikrojustiertechnik mittels ultrakurzer Laserpulse
LFT, 154 Seiten, 69 Bilder, 10 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-251-4.

Band 180: Yong Zhuo
Entwurf eines rechnergestützten integrierten Systems für Konstruktion und Fertigungsplanung räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3D-MID)
FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 5 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-253-8.

Band 181: Stefan Lang
Durchgängige Mitarbeiterinformation zur Steigerung von Effizienz und Prozesssicherheit in der Produktion
FAPS, 172 Seiten, 93 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-257-6.

Band 182: Hans-Joachim Krauß
Laserstrahlinduzierte Pyrolyse präkeramischer Polymere
LFT, 171 Seiten, 100 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-258-3.

Band 183: Stefan Junker
Technologien und Systemlösungen für die flexibel automatisierte Bestückung permanent erregter Läufer mit oberflächenmontierten Dauermagneten
FAPS, 173 Seiten, 75 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-259-0.

Band 184: Rainer Kohlbauer
Wissensbasierte Methoden für die simulationsgestützte Auslegung wirkmedienbasierter Blechumformprozesse
LFT, 135 Seiten, 50 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-260-6.

Band 185: Klaus Lamprecht
Wirkmedienbasierte Umformung tiefgezogener Vorformen unter besonderer Berücksichtigung maßgeschneiderter Halbzeuge
LFT, 137 Seiten, 81 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-265-1.

Band 186: Bernd Zolleiß
Optimierte Prozesse und Systeme für die Bestückung mechatronischer Baugruppen
FAPS, 180 Seiten, 117 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-266-8.

Band 187: Michael Kerausch
Simulationsgestützte Prozessauslegung für das Umformen lokal wärmebehandelter Aluminiumplatinen
LFT, 146 Seiten, 76 Bilder, 7 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-267-5.

Band 188: Matthias Weber
Unterstützung der Wandlungsfähigkeit von Produktionsanlagen durch innovative Softwaresysteme
FAPS, 183 Seiten, 122 Bilder, 3 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-269-9.

Band 189: Thomas Frick
Untersuchung der prozessbestimmenden Strahl-Stoff-Wechselwirkungen beim Laserstrahlschweißen von Kunststoffen
LFT, 104 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-268-2.

Band 190: Joachim Hecht
Werkstoffcharakterisierung und Prozessauslegung für die wirkmedienbasierte Doppelblech-Umformung von Magnesiumlegierungen
LFT, 107 Seiten, 91 Bilder, 2 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-270-5.

Band 191: Ralf Völkl
Stochastische Simulation zur Werkzeuglebensdaueroptimierung und Präzisionsfertigung in der Kaltmassivumformung
LFT, 178 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-272-9.

Band 192: Massimo Tolazzi
Innenhochdruck-Umformen verstärkter Blech-Rahmenstrukturen
LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 7 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-273-6.

Band 193: Cornelia Hoff
Untersuchung der Prozesseinflussgrößen beim Presshärten des höchstfesten Vergütungsstahls 22MnB5
LFT, 133 Seiten, 92 Bilder, 5 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-275-0.

Band 194: Christian Alvarez
Simulationsgestützte Methoden zur effizienten Gestaltung von Lötprozessen in der Elektronikproduktion
FAPS, 149 Seiten, 86 Bilder, 8 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-277-4.

Band 195: Andreas Kunze
Automatisierte Montage von makromechatronischen Modulen zur flexiblen Integration in hybride Pkw-Bordnetzsysteme
FAPS, 160 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-278-1.

Band 196: Wolfgang Hußnätter
Grundlegende Untersuchungen zur experimentellen Ermittlung und zur Modellierung von Fließortkurven bei erhöhten Temperaturen
LFT, 152 Seiten, 73 Bilder, 21 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-279-8.

Band 197: Thomas Bigl
Entwicklung, angepasste Herstellungsverfahren und erweiterte Qualitätssicherung von einsatzgerechten elektronischen Baugruppen
FAPS, 175 Seiten, 107 Bilder, 14 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-280-4.

Band 198: Stephan Roth
Grundlegende Untersuchungen zum Excimerlaserstrahl-Abtragen unter Flüssigkeitsfilmen
LFT, 113 Seiten, 47 Bilder, 14 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-281-1.

Band 199: Artur Giera
Prozesstechnische Untersuchungen zum Rührreibschweißen metallischer Werkstoffe
LFT, 179 Seiten, 104 Bilder, 36 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-282-8.

Band 200: Jürgen Lechler
Beschreibung und Modellierung des Werkstoffverhaltens von presshärtbaren Bor-Manganstählen
LFT, 154 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-286-6.

Band 201: Andreas Blankl
Untersuchungen zur Erhöhung der Prozessrobustheit bei der Innenhochdruck-Umformung von flächigen Halbzeugen mit vor- bzw. nachgeschalteten Laserstrahlfügeoperationen
LFT, 120 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-287-3.

Band 202: Andreas Schaller
Modellierung eines nachfrageorientierten Produktionskonzeptes für mobile Telekommunikationsgeräte
FAPS, 120 Seiten, 79 Bilder, 0 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-289-7.

Band 203: Claudius Schimpf
Optimierung von Zuverlässigkeitsuntersuchungen, Prüfabläufen und Nacharbeitsprozessen in der Elektronikproduktion
FAPS, 162 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-290-3.

Band 204: Simon Dietrich
Sensoriken zur Schwerpunktslagebestimmung der optischen Prozessemissionen beim Laserstrahltiefschweißen
LFT, 138 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-292-7.

Band 205: Wolfgang Wolf
Entwicklung eines agentenbasierten Steuerungssystems zur Materialflussorganisation im wandelbaren Produktionsumfeld
FAPS, 167 Seiten, 98 Bilder. 2009.
ISBN 978-3-87525-293-4.

Band 206: Steffen Polster
Laserdurchstrahlschweißen transparenter Polymerbauteile
LFT, 160 Seiten, 92 Bilder, 13 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-294-1.

Band 207: Stephan Manuel Dörfler
Rührreibschweißen von walzplattiertem Halbzeug und Aluminiumblech zur Herstellung flächiger Aluminiumschaum-Sandwich-Verbundstrukturen
LFT, 190 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-295-8.

Band 208: Uwe Vogt
Seriennahe Auslegung von Aluminium Tailored Heat Treated Blanks
LFT, 151 Seiten, 68 Bilder, 26 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-296-5.

Band 209: Till Laumann
Qualitative und quantitative Bewertung der Crashtauglichkeit von höchstfesten Stählen
LFT, 117 Seiten, 69 Bilder, 7 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-299-6.

Band 210: Alexander Diehl
Größeneffekte bei Biegeprozessen- Entwicklung einer Methodik zur Identifikation und Quantifizierung
LFT, 180 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-302-3.

Band 211: Detlev Staud
Effiziente Prozesskettenauslegung für das Umformen lokal wärmebehandelter und geschweißter Aluminiumbleche
LFT, 164 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-303-0.

Band 212: Jens Ackermann
Prozesssicherung beim Laserdurchstrahlschweißen thermoplastischer Kunststoffe
LPT, 129 Seiten, 74 Bilder, 13 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-305-4.

Band 213: Stephan Weidel
Grundlegende Untersuchungen zum Kontaktzustand zwischen Werkstück und Werkzeug bei umformtechnischen Prozessen unter tribologischen Gesichtspunkten
LFT, 144 Seiten, 67 Bilder, 11 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-307-8.

Band 214: Stefan Geißdörfer
Entwicklung eines mesoskopischen Modells zur Abbildung von Größeneffekten in der Kaltmassivumformung mit Methoden der FE-Simulation
LFT, 133 Seiten, 83 Bilder, 11 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-308-5.

Band 215: Christian Matzner
Konzeption produktspezifischer Lösungen zur Robustheitssteigerung elektronischer Systeme gegen die Einwirkung von Betauung im Automobil
FAPS, 165 Seiten, 93 Bilder, 14 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-309-2.

Band 216: Florian Schüßler
Verbindungs- und Systemtechnik für thermisch hochbeanspruchte und miniaturisierte elektronische Baugruppen
FAPS, 184 Seiten, 93 Bilder, 18 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-310-8.

Band 217: Massimo Cojutti
Strategien zur Erweiterung der Prozessgrenzen bei der Innhochdruck-Umformung von Rohren und Blechpaaren
LFT, 125 Seiten, 56 Bilder, 9 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-312-2.

Band 218: Raoul Plettke
Mehrkriterielle Optimierung komplexer Aktorsysteme für das Laserstrahljustieren
LFT, 152 Seiten, 25 Bilder, 3 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-315-3.

Band 219: Andreas Dobroschke
Flexible Automatisierungslösungen für die Fertigung wickeltechnischer Produkte
FAPS, 184 Seiten, 109 Bilder, 18 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-317-7.

Band 220: Azhar Zam
Optical Tissue Differentiation for Sensor-Controlled Tissue-Specific Laser Surgery
LPT, 99 Seiten, 45 Bilder, 8 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-318-4.

Band 221: Michael Rösch
Potenziale und Strategien zur Optimierung des Schablonendruckprozesses in der Elektronikproduktion
FAPS, 192 Seiten, 127 Bilder, 19 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-319-1.

Band 222: Thomas Rechtenwald
Quasi-isothermes Laserstrahlsintern von Hochtemperatur-Thermoplasten - Eine Betrachtung werkstoff-prozessspezifischer Aspekte am Beispiel PEEK
LPT, 150 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-320-7.

Band 223: Daniel Craiovan
Prozesse und Systemlösungen für die SMT-Montage optischer Bauelemente auf Substrate mit integrierten Lichtwellenleitern
FAPS, 165 Seiten, 85 Bilder, 8 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-324-5.

Band 224: Kay Wagner
Beanspruchungsangepasste Kaltmassivumformwerkzeuge durch lokal optimierte Werkzeugoberflächen
LFT, 147 Seiten, 103 Bilder, 17 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-325-2.

Band 225: Martin Brandhuber
Verbesserung der Prognosegüte des Versagens von Punktschweißverbindungen bei höchstfesten Stahlgüten
LFT, 155 Seiten, 91 Bilder, 19 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-327-6.

Band 226: Peter Sebastian Feuser
Ein Ansatz zur Herstellung von pressgehärteten Karosseriekomponenten mit maßgeschneiderten mechanischen Eigenschaften: Temperierte Umformwerkzeuge. Prozessfenster, Prozesssimulation und funktionale Untersuchung
LFT, 195 Seiten, 97 Bilder, 60 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-328-3.

Band 227: Murat Arbak
Material Adapted Design of Cold Forging Tools Exemplified by Powder Metallurgical Tool Steels and Ceramics
LFT, 109 Seiten, 56 Bilder, 8 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-330-6.

Band 228: Indra Pitz
Beschleunigte Simulation des Laserstrahlumformens von Aluminiumblechen
LPT, 137 Seiten, 45 Bilder, 27 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-333-7.

Band 229: Alexander Grimm
Prozessanalyse und -überwachung des Laserstrahlhartlötens mittels optischer Sensorik
LPT, 125 Seiten, 61 Bilder, 5 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-334-4.

Band 230: Markus Kaupper
Biegen von höhenfesten Stahlblechwerkstoffen - Umformverhalten und Grenzen der Biegbarkeit
LFT, 160 Seiten, 57 Bilder, 10 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-339-9.

Band 231: Thomas Kroiß
Modellbasierte Prozessauslegung für die Kaltmassivumformung unter Brücksichtigung der Werkzeug- und Pressenauffederung
LFT, 169 Seiten, 50 Bilder, 19 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-341-2.

Band 232: Christian Goth
Analyse und Optimierung der Entwicklung und Zuverlässigkeit räumlicher Schaltungsträger (3D-MID)
FAPS, 176 Seiten, 102 Bilder, 22 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-340-5.

Band 233: Christian Ziegler
Ganzheitliche Automatisierung mechatronischer Systeme in der Medizin am Beispiel Strahlentherapie
FAPS, 170 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-342-9.

Band 234: Florian Albert
Automatisiertes Laserstrahllöten und -reparaturlöten elektronischer Baugruppen
LPT, 127 Seiten, 78 Bilder, 11 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-344-3.

Band 235: Thomas Stöhr
Analyse und Beschreibung des mechanischen Werkstoffverhaltens von presshärtbaren Bor-Manganstählen
LFT, 118 Seiten, 74 Bilder, 18 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-346-7.

Band 236: Christian Kägeler
Prozessdynamik beim Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche im Überlappstoß
LPT, 145 Seiten, 80 Bilder, 3 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-347-4.

Band 237: Andreas Sulzberger
Seriennahe Auslegung der Prozesskette zur wärmeunterstützten Umformung von Aluminiumblechwerkstoffen
LFT, 153 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-349-8.

Band 238: Simon Opel
Herstellung prozessangepasster Halbzeuge mit variabler Blechdicke durch die Anwendung von Verfahren der Blechmassivumformung
LFT, 165 Seiten, 108 Bilder, 27 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-350-4.

Band 239: Rajesh Kanawade
In-vivo Monitoring of Epithelium Vessel and Capillary Density for the Application of Detection of Clinical Shock and Early Signs of Cancer Development
LPT, 124 Seiten, 58 Bilder, 15 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-351-1.

Band 240: Stephan Busse
Entwicklung und Qualifizierung eines Schneidclinchverfahrens
LFT, 119 Seiten, 86 Bilder, 20 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-352-8.

Band 241: Karl-Heinz Leitz
Mikro- und Nanostrukturierung mit kurz und ultrakurz gepulster Laserstrahlung
LPT, 154 Seiten, 71 Bilder, 9 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-355-9.

Band 242: Markus Michl
Webbasierte Ansätze zur ganzheitlichen technischen Diagnose
FAPS, 182 Seiten, 62 Bilder, 20 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-356-6.

Band 243: Vera Sturm
Einfluss von Chargenschwankungen auf die Verarbeitungsgrenzen von Stahlwerkstoffen
LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 9 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-357-3.

Band 244: Christian Neudel
Mikrostrukturelle und mechanisch-technologische Eigenschaften widerstandspunktgeschweißter Aluminium-Stahl-Verbindungen für den Fahrzeugbau
LFT, 178 Seiten, 171 Bilder, 31 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-358-0.

Band 245: Anja Neumann
Konzept zur Beherrschung der Prozessschwankungen im Presswerk
LFT, 162 Seiten, 68 Bilder, 15 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-360-3.

Band 246: Ulf-Hermann Quentin
Laserbasierte Nanostrukturierung mit optisch positionierten Mikrolinsen
LPT, 137 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-361-0.

Band 247: Erik Lamprecht
Der Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste von Stator-Einzelzahnblechpaketen für den Einsatz in Hybrid- und Elektrofahrzeugen
FAPS, 148 Seiten, 138 Bilder, 4 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-362-7.

Band 248: Sebastian Rösel
Wirkmedienbasierte Umformung von Blechhalbzeugen unter Anwendung magnetorheologischer Flüssigkeiten als kombiniertes Wirk- und Dichtmedium
LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-363-4.

Band 249: Paul Hippchen
Simulative Prognose der Geometrie indirekt pressgehärteter Karosseriebauteile für die industrielle Anwendung
LFT, 163 Seiten, 89 Bilder, 12 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-364-1.

Band 250: Martin Zubeil
Versagensprognose bei der Prozesssimulation von Biegeumform- und Falzverfahren
LFT, 171 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-365-8.

Band 251: Alexander Kühl
Flexible Automatisierung der Statorenmontage mit Hilfe einer universellen ambidexteren Kinematik
FAPS, 142 Seiten, 60 Bilder, 26 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-367-2.

Band 252: Thomas Albrecht
Optimierte Fertigungstechnologien für Rotoren getriebeintegrierter PM-Synchronmotoren von Hybridfahrzeugen
FAPS, 198 Seiten, 130 Bilder, 38 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-368-9.

Band 253: Florian Risch
Planning and Production Concepts for Contactless Power Transfer Systems for Electric Vehicles
FAPS, 185 Seiten, 125 Bilder, 13 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-369-6.

Band 254: Markus Weigl
Laserstrahlschweißen von Mischverbindungen aus austenitischen und ferritischen korrosionsbeständigen Stahlwerkstoffen
LPT, 184 Seiten, 110 Bilder, 6 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-370-2.

Band 255: Johannes Noneder
Beanspruchungserfassung für die Validierung von FE-Modellen zur Auslegung von Massivumformwerkzeugen
LFT, 161 Seiten, 65 Bilder, 14 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-371-9.

Band 256: Andreas Reinhardt
Ressourceneffiziente Prozess- und Produktionstechnologie für flexible Schaltungsträger
FAPS, 123 Seiten, 69 Bilder, 19 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-373-3.

Band 257: Tobias Schmuck
Ein Beitrag zur effizienten Gestaltung globaler Produktions- und Logistiknetzwerke mittels Simulation
FAPS, 151 Seiten, 74 Bilder. 2014.
ISBN 978-3-87525-374-0.

Band 258: Bernd Eichenhüller
Untersuchungen der Effekte und Wechselwirkungen charakteristischer Einflussgrößen auf das Umformverhalten bei Mikroumformprozessen
LFT, 127 Seiten, 29 Bilder, 9 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-375-7.

Band 259: Felix Lütteke
Vielseitiges autonomes Transportsystem basierend auf Weltmodellerstellung mittels Datenfusion von Deckenkameras und Fahrzeugsensoren
FAPS, 152 Seiten, 54 Bilder, 20 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-376-4.

Band 260: Martin Grüner
Hochdruck-Blechumformung mit formlos festen Stoffen als Wirkmedium
LFT, 144 Seiten, 66 Bilder, 29 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-379-5.

Band 261: Christian Brock
Analyse und Regelung des Laserstrahltiefschweißprozesses durch Detektion der Metalldampffackelposition
LPT, 126 Seiten, 65 Bilder, 3 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-380-1.

Band 262: Peter Vatter
Sensitivitätsanalyse des 3-Rollen-Schubbiegens auf Basis der Finite Elemente Methode
LFT, 145 Seiten, 57 Bilder, 26 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-381-8.

Band 263: Florian Klämpfl
Planung von Laserbestrahlungen durch simulationsbasierte Optimierung
LPT, 169 Seiten, 78 Bilder, 32 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-384-9.

Band 264: Matthias Domke
Transiente physikalische Mechanismen bei der Laserablation von dünnen Metallschichten
LPT, 133 Seiten, 43 Bilder, 3 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-385-6.

Band 265: Johannes Götz
Community-basierte Optimierung des Anlagenengineerings
FAPS, 177 Seiten, 80 Bilder, 30 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-386-3.

Band 266: Hung Nguyen
Qualifizierung des Potentials von Verfestigungseffekten zur Erweiterung des Umformvermögens aushärtbarer Aluminiumlegierungen
LFT, 137 Seiten, 57 Bilder, 16 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-387-0.

Band 267: Andreas Kuppert
Erweiterung und Verbesserung von Versuchs- und Auswertetechniken für die Bestimmung von Grenzformänderungskurven
LFT, 138 Seiten, 82 Bilder, 2 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-388-7.

Band 268: Kathleen Klaus
Erstellung eines Werkstofforientierten Fertigungsprozessfensters zur Steigerung des Formgebungsvermögens von Aluminiumlegierungen unter Anwendung einer zwischengeschalteten Wärmebehandlung
LFT, 154 Seiten, 70 Bilder, 8 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-391-7.

Band 269: Thomas Svec
Untersuchungen zur Herstellung von funktionsoptimierten Bauteilen im partiellen Presshärtprozess mittels lokal unterschiedlich temperierter Werkzeuge
LFT, 166 Seiten, 87 Bilder, 15 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-392-4.

Band 270: Tobias Schrader
Grundlegende Untersuchungen zur Verschleißcharakterisierung beschichteter Kaltmassivumformwerkzeuge
LFT, 164 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-393-1.

Band 271: Matthäus Brela
Untersuchung von Magnetfeld-Messmethoden zur ganzheitlichen Wertschöpfungsoptimierung und Fehlerdetektion an magnetischen Aktoren
FAPS, 170 Seiten, 97 Bilder, 4 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-394-8.

Band 272: Michael Wieland
Entwicklung einer Methode zur Prognose adhäsiven Verschleißes an Werkzeugen für das direkte Presshärten
LFT, 156 Seiten, 84 Bilder, 9 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-395-5.

Band 273: René Schramm
Strukturierte additive Metallisierung durch kaltaktives Atmosphärendruckplasma
FAPS, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-396-2.

Band 274: Michael Lechner
Herstellung beanspruchungsangepasster Aluminiumblechhalbzeuge durch eine maßgeschneiderte Variation der Abkühlgeschwindigkeit nach Lösungsglühen
LFT, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-397-9.

Band 275: Kolja Andreas
Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf das Werkzeugeinsatzverhalten beim Kaltfließpressen
LFT, 169 Seiten, 76 Bilder, 4 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-398-6.

Band 276: Marcus Baum
Laser Consolidation of ITO Nanoparticles for the Generation of Thin Conductive Layers on Transparent Substrates
LPT, 158 Seiten, 75 Bilder, 3 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-399-3.

Band 277: Thomas Schneider
Umformtechnische Herstellung dünnwandiger Funktionsbauteile aus Feinblech durch Verfahren der Blechmassivumformung
LFT, 188 Seiten, 95 Bilder, 7 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-401-3.

Band 278: Jochen Merhof
Sematische Modellierung automatisierter Produktionssysteme zur Verbesserung der IT-Integration zwischen Anlagen-Engineering und Steuerungsebene
FAPS, 157 Seiten, 88 Bilder, 8 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-402-0.

Band 279: Fabian Zöller
Erarbeitung von Grundlagen zur Abbildung des tribologischen Systems in der Umformsimulation
LFT, 126 Seiten, 51 Bilder, 3 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-403-7.

Band 280: Christian Hezler
Einsatz technologischer Versuche zur Erweiterung der Versagensvorhersage bei Karosseriebauteilen aus höchstfesten Stählen
LFT, 147 Seiten, 63 Bilder, 44 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-404-4.

Band 281: Jochen Bönig
Integration des Systemverhaltens von Automobil-Hochvoltleitungen in die virtuelle Absicherung durch strukturmechanische Simulation
FAPS, 177 Seiten, 107 Bilder, 17 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-405-1.

Band 282: Johannes Kohl
Automatisierte Datenerfassung für diskret ereignisorientierte Simulationen in der energieflexibelen Fabrik
FAPS, 160 Seiten, 80 Bilder, 27 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-406-8.

Band 283: Peter Bechtold
Mikroschockwellenumformung mittels ultrakurzer Laserpulse
LPT, 155 Seiten, 59 Bilder, 10 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-407-5.

Band 284: Stefan Berger
Laserstrahlschweißen thermoplastischer Kohlenstofffaserverbundwerkstoffe mit spezifischem Zusatzdraht
LPT, 118 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-408-2.

Band 285: Martin Bornschlegl
Methods-Energy Measurement - Eine Methode zur Energieplanung für Fügeverfahren im Karosseriebau
FAPS, 136 Seiten, 72 Bilder, 46 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-409-9.

Band 286: Tobias Rackow
Erweiterung des Unternehmenscontrollings um die Dimension Energie
FAPS, 164 Seiten, 82 Bilder, 29 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-410-5.

Band 287: Johannes Koch
Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung zyklisch-symmetrischer Bauteile mit Nebenformelementen durch Blechmassivumformung
LFT, 125 Seiten, 49 Bilder, 17 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-411-2.

Band 288: Hans Ulrich Vierzigmann
Beitrag zur Untersuchung der tribologischen Bedingungen in der Blechmassivumformung - Bereitstellung von tribologischen Modellversuchen und Realisierung von Tailored Surfaces
LFT, 174 Seiten, 102 Bilder, 34 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-412-9.

Band 289: Thomas Senner
Methodik zur virtuellen Absicherung der formgebenden Operation des Nasspressprozesses von Gelege-Mehrschichtverbunden
LFT, 156 Seiten, 96 Bilder, 21 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-414-3.

Band 290: Sven Kreitlein
Der grundoperationsspezifische Mindestenergiebedarf als Referenzwert zur Bewertung der Energieeffizienz in der Produktion
FAPS, 185 Seiten, 64 Bilder, 30 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-415-0.

Band 291: Christian Roos
Remote-Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche in Kehlnahtgeometrie
LPT, 123 Seiten, 52 Bilder, 0 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-416-7.

Band 292: Alexander Kahrimanidis
Thermisch unterstützte Umformung von Aluminiumblechen
LFT, 165 Seiten, 103 Bilder, 18 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-417-4.

Band 293: Jan Tremel
Flexible Systems for Permanent Magnet Assembly and Magnetic Rotor Measurement / Flexible Systeme zur Montage von Permanentmagneten und zur Messung magnetischer Rotoren
FAPS, 152 Seiten, 91 Bilder, 12 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-419-8.

Band 294: Ioannis Tsoupis
Schädigungs- und Versagensverhalten hochfester Leichtbauwerkstoffe unter Biegebeanspruchung
LFT, 176 Seiten, 51 Bilder, 6 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-420-4.

Band 295: Sven Hildering
Grundlegende Untersuchungen zum Prozessverhalten von Silizium als Werkzeugwerkstoff für das Mikroscherschneiden metallischer Folien
LFT, 177 Seiten, 74 Bilder, 17 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-422-8.

Band 296: Sasia Mareike Hertweck
Zeitliche Pulsformung in der Lasermikromaterialbearbeitung – Grundlegende Untersuchungen und Anwendungen
LPT, 146 Seiten, 67 Bilder, 5 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-423-5.

Band 297: Paryanto
Mechatronic Simulation Approach for the Process Planning of Energy-Efficient Handling Systems
FAPS, 162 Seiten, 86 Bilder, 13 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-424-2.

Band 298: Peer Stenzel
Großserientaugliche Nadelwickeltechnik für verteilte Wicklungen im Anwendungsfall der E-Traktionsantriebe
FAPS, 239 Seiten, 147 Bilder, 20 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-425-9.

Band 299: Mario Lušić
Ein Vorgehensmodell zur Erstellung montageführender Werkerinformationssysteme simultan zum Produktentstehungsprozess
FAPS, 174 Seiten, 79 Bilder, 22 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-426-6.

Band 300: Arnd Buschhaus
Hochpräzise adaptive Steuerung und Regelung robotergeführter Prozesse
FAPS, 202 Seiten, 96 Bilder, 4 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-427-3.

Band 301: Tobias Laumer
Erzeugung von thermoplastischen Werkstoffverbunden mittels simultanem, intensitätsselektivem Laserstrahlschmelzen
LPT, 140 Seiten, 82 Bilder, 0 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-428-0.

Band 302: Nora Unger
Untersuchung einer thermisch unterstützten Fertigungskette zur Herstellung umgeformter Bauteile aus der höherfesten Aluminiumlegierung EN AW-7020
LFT, 142 Seiten, 53 Bilder, 8 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-429-7.

Band 303: Tommaso Stellin
Design of Manufacturing Processes for the Cold Bulk Forming of Small Metal Components from Metal Strip
LFT, 146 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-430-3.

Band 304: Bassim Bachy
Experimental Investigation, Modeling, Simulation and Optimization of Molded Interconnect Devices (MID) Based on Laser Direct Structuring (LDS) / Experimentelle Untersuchung, Modellierung, Simulation und Optimierung von Molded Interconnect Devices (MID) basierend auf Laser Direktstrukturierung (LDS)
FAPS, 168 Seiten, 120 Bilder, 26 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-431-0.

Band 305: Michael Spahr
Automatisierte Kontaktierungsverfahren für flachleiterbasierte Pkw-Bordnetzsysteme
FAPS, 197 Seiten, 98 Bilder, 17 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-432-7.

Band 306: Sebastian Suttner
Charakterisierung und Modellierung des spannungszustandsabhängigen Werkstoffverhaltens der Magnesiumlegierung AZ31B für die numerische Prozessauslegung
LFT, 150 Seiten, 84 Bilder, 19 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-433-4.

Band 307: Bhargav Potdar
A reliable methodology to deduce thermo-mechanical flow behaviour of hot stamping steels
LFT, 203 Seiten, 98 Bilder, 27 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-436-5.

Band 308: Maria Löffler
Steuerung von Blechmassivumformprozessen durch maßgeschneiderte tribologische Systeme
LFT, viii u. 166 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-133-1.

Band 309: Martin Müller
Untersuchung des kombinierten Trenn- und Umformprozesses beim Fügen artungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinchverfahren
LFT, xi u. 149 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab. 2018. ISBN: 978-3-96147-135-5.

Band 310: Christopher Kästle
Qualifizierung der Kupfer-Drahtbondtechnologie für integrierte Leistungsmodule in harschen Umgebungsbedingungen
FAPS, xii u. 167 Seiten, 70 Bilder, 18 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-145-4.

Band 311: Daniel Vipavc
Eine Simulationsmethode für das 3-Rollen-Schubbiegen
LFT, xiii u. 121 Seiten, 56 Bilder, 17 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-147-8.

Band 312: Christina Ramer
Arbeitsraumüberwachung und autonome Bahnplanung für ein sicheres und flexibles Roboter-Assistenzsystem in der Fertigung
FAPS, xiv u. 188 Seiten, 57 Bilder, 9 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-153-9.

Band 313: Miriam Rauer
Der Einfluss von Poren auf die Zuverlässigkeit der Lötverbindungen von Hochleistungs-Leuchtdioden
FAPS, xii u. 209 Seiten, 108 Bilder, 21 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-157-7.

Band 314: Felix Tenner

Kamerabasierte Untersuchungen der Schmelze und Gasströmungen beim Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche

LPT, xxiii u. 184 Seiten, 94 Bilder, 7 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-160-7.

Band 315: Aarief Syed-Khaja

Diffusion Soldering for High-temperature Packaging of Power Electronics

FAPS, x u. 202 Seiten, 144 Bilder, 32 Tab.
2018. ISBN 978-3-87525-162-1.

Band 316: Adam Schaub

Grundlagenwissenschaftliche Untersuchung der kombinierten Prozesskette aus Umformen und Additive Fertigung

LFT, xi u. 192 Seiten, 72 Bilder, 27 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-166-9.

Band 317: Daniel Gröbel

Herstellung von Nebenformelementen unterschiedlicher Geometrie an Blechen mittels Fließpressverfahren der Blechmassivumformung

LFT, x u. 165 Seiten, 96 Bilder, 13 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-168-3.

Band 318: Philipp Hildenbrand

Entwicklung einer Methodik zur Herstellung von Tailored Blanks mit definierten Halbzeugeigenschaften durch einen Taumelprozess

LFT, ix u. 153 Seiten, 77 Bilder, 4 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-174-4.

Band 319: Tobias Konrad

Simulative Auslegung der Spann- und Fixierkonzepte im Karosserierohbau: Bewertung der Baugruppenmaßhaltigkeit unter Berücksichtigung schwankender Einflussgrößen

LFT, x u. 203 Seiten, 134 Bilder, 32 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-176-8.

Band 320: David Meinel

Architektur applikationsspezifischer Multi-Physics-Simulationskonfiguratoren am Beispiel modularer Triebzüge

FAPS, xii u. 166 Seiten, 82 Bilder, 25 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-184-3.

Band 321: Andrea Zimmermann

Grundlegende Untersuchungen zum Einfluss fertigungsbedingter Eigenschaften auf die Ermüdungsfestigkeit kaltmassivumgeformter Bauteile

LFT, ix u. 160 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-190-4.

Band 322: Christoph Amann

Simulative Prognose der Geometrie nassgepresster Karosseriebauteile aus Gelege-Mehrschichtverbunden

LFT, xvi u. 169 Seiten, 80 Bilder, 13 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-194-2.

Band 323: Jennifer Tenner

Realisierung schmierstofffreier Tiefziehprozesse durch maßgeschneiderte Werkzeugoberflächen

LFT, x u. 187 Seiten, 68 Bilder, 13 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-196-6.

Band 324: Susan Zöller

Mapping Individual Subjective Values to Product Design

KTmfk, xi u. 223 Seiten, 81 Bilder, 25 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-202-4.

Band 325: Stefan Lutz

Erarbeitung einer Methodik zur semiempirischen Ermittlung der Umwandlungskinetik durchhärtender Wälzlagerstähle für die Wärmebehandlungssimulation

LFT, xiv u. 189 Seiten, 75 Bilder, 32 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-209-3.

Band 326: Tobias Gnibl

Modellbasierte Prozesskettenabbildung rührreibgeschweißter Aluminiumhalbzeuge zur umformtechnischen Herstellung höchstfester Leichtbaustrukturteile

LFT, xii u. 167 Seiten, 68 Bilder, 17 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-217-8.

Band 327: Johannes Bürner

Technisch-wirtschaftliche Optionen zur Lastflexibilisierung durch intelligente elektrische Wärmespeicher

FAPS, xiv u. 233 Seiten, 89 Bilder, 27 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-219-2.

Band 328: Wolfgang Böhm

Verbesserung des Umformverhaltens von mehrlagigen Aluminiumblechwerkstoffen mit ultrafeinkörnigem Gefüge

LFT, ix u. 160 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-227-7.

Band 329: Stefan Landkammer

Grundsatzuntersuchungen, mathematische Modellierung und Ableitung einer Auslegungsmethodik für Gelenkantriebe nach dem Spinnenbeinprinzip

LFT, xii u. 200 Seiten, 83 Bilder, 13 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-229-1.

Band 330: Stephan Rapp

Pump-Probe-Ellipsometrie zur Messung transienter optischer Materialeigenschaften bei der Ultrakurzpuls-Lasermaterialbearbeitung

LPT, xi u. 143 Seiten, 49 Bilder, 2 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-235-2.

Band 331: Michael Scholz

Intralogistics Execution System mit integrierten autonomen, servicebasierten Transportentitäten

FAPS, xi u. 195 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-237-6.

Band 332: Eva Bogner

Strategien der Produktindividualisierung in der produzierenden Industrie im Kontext der Digitalisierung

FAPS, ix u. 201 Seiten, 55 Bilder, 28 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-246-8.

Band 333: Daniel Benjamin Krüger

Ein Ansatz zur CAD-integrierten muskuloskelettalen Analyse der Mensch-Maschine-Interaktion

KTmfk, x u. 217 Seiten, 102 Bilder, 7 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-250-5.

Band 334: Thomas Kuhn

Qualität und Zuverlässigkeit laserdirektstrukturierter mechatronisch integrierter Baugruppen (LDS-MID)

FAPS, ix u. 152 Seiten, 69 Bilder, 12 Tab. 2019. ISBN: 978-3-96147-252-9.

Band 335: Hans Fleischmann
Modellbasierte Zustands- und Prozessüberwachung auf Basis sozio-cyber-physischer Systeme
FAPS, xi u. 214 Seiten, 111 Bilder, 18 Tab.
2019. ISBN: 978-3-96147-256-7.

Band 336: Markus Michalski
Grundlegende Untersuchungen zum Prozess- und Werkstoffverhalten bei schwingungsüberlagerter Umformung
LFT, xii u. 197 Seiten, 93 Bilder, 11 Tab.
2019. ISBN: 978-3-96147-270-3.

Band 337: Markus Brandmeier
Ganzheitliches ontologiebasiertes Wissensmanagement im Umfeld der industriellen Produktion
FAPS, xi u. 255 Seiten, 77 Bilder, 33 Tab.
2020. ISBN: 978-3-96147-275-8.

Band 338: Stephan Purr
Datenerfassung für die Anwendung lernender Algorithmen bei der Herstellung von Blechformteilen
LFT, ix u. 165 Seiten, 48 Bilder, 4 Tab.
2020. ISBN: 978-3-96147-281-9.

Band 339: Christoph Kiener
Kaltfließpressen von gerad- und schrägverzahnten Zahnrädern
LFT, viii u. 151 Seiten, 81 Bilder, 3 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-287-1.

Band 340: Simon Spreng
Numerische, analytische und empirische Modellierung des Heißcrimpprozesses
FAPS, xix u. 204 Seiten, 91 Bilder, 27 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-293-2.

Band 341: Patrik Schwingenschlögl
Erarbeitung eines Prozessverständnisses zur Verbesserung der tribologischen Bedingungen beim Presshärten
LFT, x u. 177 Seiten, 81 Bilder, 8 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-297-0.

Band 342: Emanuela Affronti
Evaluation of failure behaviour of sheet metals
LFT, ix u. 136 Seiten, 57 Bilder, 20 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-303-8.

Band 343: Julia Degner
Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung hochfester Aluminiumblechbauteile in einem kombinierten Umform- und Abschreckprozess
LFT, x u. 172 Seiten, 61 Bilder, 9 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-307-6.

Band 344: Maximilian Wagner
Automatische Bahnplanung für die Aufteilung von Prozessbewegungen in synchrone Werkstück- und Werkzeugbewegungen mittels Multi-Roboter-Systemen
FAPS, xxi u. 181 Seiten, 111 Bilder, 15 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-309-0.

Band 345: Stefan Härter
Qualifizierung des Montageprozesses hochminiaturisierter elektronischer Bauelemente
FAPS, ix u. 194 Seiten, 97 Bilder, 28 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-314-4.

Band 346: Toni Donhauser
Ressourcenorientierte Auftragsregelung in einer hybriden Produktion mittels betriebsbegleitender Simulation
FAPS, xix u. 242 Seiten, 97 Bilder, 17 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-316-8.

Band 347: Philipp Amend
Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen
LPT, xv u. 150 Seiten, 67 Bilder
2020. ISBN 978-3-96147-326-7.

Abstract

Predictable and reliable joining techniques play a key role for manufacturing multi-material components consisting of metals and plastics for industrial lightweight constructions. Limited by the state of the art there is a particular need for research on bonding plastics to metals. Laser-based hot-melt bonding is a promising not yet industrially established joining technique that has high potential to fulfill the requirements. However, a holistic understanding of the process is still missing. The focus of previous investigations was on the optimization of adhesion by surface pretreatment of metal. This scientific work gives an in-depth process understanding of laser-based hot-melt bonding without surface pretreatment. Considering the differences between plastics and metals calculation- and experiment-based investigations were performed to analyze the effect of process parameters, material properties, surface chemistry/topography and ambient conditions on the hybrid joint. Based on the scientific results, a general calculation-based method for process design and optimization for laser-based hot-melt bonding was developed. This method allows a systematically identification of suitable process parameters with minimal experimental effort. Due to this fact, thermoplastic metal hybrids can now be joined reliable and efficient using laser-based hot-melt bonding.

Berechenbare und prozesssichere Fügeverfahren sind ein Schlüsselfaktor für die Fertigung maßgeschneiderter Multimaterialbauteile aus Kunststoff und Metall für Leichtbauanwendungen. Nach dem aktuellen Stand der Technik und Forschung besteht vor allem für das Kleben von Kunststoff-Metall-Verbunden Forschungsbedarf. In dieser Arbeit wird deshalb das industriell noch nicht etablierte Verfahren des laserbasierten Schmelzklebens von Thermoplasten mit Metallen erforscht. Bisherige Studien thematisieren vor allem die Haftungsoptimierung durch Oberflächenvorbehandlung.

Die vorliegende Forschungsarbeit vermittelt ein grundlegendes Prozessverständnis für das laserbasierte Schmelzkleben ohne oberflächenvergrößernde Metallvorbehandlung unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Fügeteileigenschaften. Es wurden berechnungsgestützte und experimentelle Untersuchungen zur Analyse von Prozess-, Werkstoff-, Oberflächen- und Umwelteinflüssen auf die Klebfestigkeit durchgeführt und prozessrelevante Bedingungen festgelegt. Darüber hinaus wurde eine allgemeingültige Methodik zur berechnungsgestützten Prozessauslegung und -optimierung für das laserbasierte Schmelzkleben erarbeitet. Prozessfenster können nun mit minimiertem experimentellen Aufwand ermittelt werden, so dass zukünftig maßgeschneiderte Thermoplast-Metall-Verbunde mittels Laserstrahlung prozesssicher sowie effizient gefügt werden können.

ISBN 978-3-96147-326-7

9 783961 473267

FAU UNIVERSITY PRESS 2020