

FAU Studien aus dem Maschinenbau 406

**Anton Schmailzl**

Festigkeits- und zeitoptimierte  
Prozessführung beim  
quasi-simultanen Laser-  
Durchstrahlschweißen



Anton Schmailzl

Festigkeits- und zeitoptimierte Prozessführung beim  
quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen

# **FAU Studien aus dem Maschinenbau**

## **Band 406**

Herausgeber/-innen:

Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke

Prof. Dr.-Ing. Nico Hanenkamp

Prof. Dr.-Ing. habil. Tino Hausotte

Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein

Prof. Dr.-Ing. Sebastian Müller

Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt

Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack

Anton Schmailzl

**Festigkeits- und zeitoptimierte  
Prozessführung beim quasi-simultanen  
Laser-Durchstrahlschweißen**

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

Erlangen  
FAU University Press  
2022

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

Schmailzl, Anton. 2022. *Festigkeits- und zeitoptimierte Prozessführung beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen*. FAU Studien aus dem Maschinenbau Band 406. Erlangen: FAU University Press.

DOI: 10.25593/978-3-96147-584-1.

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>

Verlag und Auslieferung:

FAU University Press, Universitätsstraße 4, 91054 Erlangen

Druck: docupoint GmbH

ISBN: 978-3-96147-583-4 (Druckausgabe)  
eISBN: 978-3-96147-584-1 (Online-Ausgabe)  
ISSN: 2625-9974  
DOI: 10.25593/978-3-96147-584-1

**Festigkeits- und zeitoptimierte Prozessführung beim  
quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen**

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

zur  
Erlangung des Doktorgrades Dr.-Ing.

vorgelegt von

Anton Schmailzl, M.Sc., M.B.A.

aus Kelheim

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

Tag der mündlichen

Prüfung: 06.12.2021

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt  
Prof. Dr.-Ing. Stefan Hierl, OTH Regensburg  
Prof. Dr.-Ing. Volker Schöppner, Universität  
Paderborn

## Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als Wissenschaftlicher Mitarbeiter im Labor Lasermaterialbearbeitung an der Fakultät Maschinenbau der Ostbayerischen Technischen Hochschule Regensburg. Wesentliche Erkenntnisse wurden in mehreren hoheitlichen Forschungsprojekten in Kooperation mit dem Lehrstuhl für photonische Technologien und dem bayerischen Laserzentrum gGmbH erarbeitet.

Durch die Promotion wird die Fähigkeit zum eigenständigen wissenschaftlichen Arbeiten dargelegt. Für die Möglichkeit dies unter Beweis zu stellen, möchte ich meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt, Ordinarius des Lehrstuhls für photonische Technologien und Geschäftsführer des bayerischen Laserzentrums gGmbH meinen aufrichtigen Dank aussprechen. Die zahlreichen Fachdiskussionen haben mein Verständnis von wissenschaftlicher Arbeit nachhaltig geprägt.

Zur wissenschaftlichen Arbeit bedarf es neben dem Enthusiasmus für das Fachthema und dem intrinsischen Tatendrang auch einer wissenschaftlich fundierten, methodischen Arbeitsweise sowie einer Expertise in Wort und Schrift. Diese Fähigkeiten erlangte ich durch eine intensive Betreuung von meinem Doktorvater an der Ostbayerischen Technischen Hochschule Regensburg Herrn Prof. Dr.-Ing. Stefan Hierl. Für die über zehn Jahre andauernde, akribische und stets kritisch-konstruktive Betreuung, welche sich insbesondere in zahlreichen Publikationen widerspiegelt, möchte ich mit diesen Zeilen meinen aufrichtigen Dank aussprechen. Die Fähigkeit zum Verfassen und Bewerten wissenschaftlicher Erkenntnisse ist eine wichtige Kompetenz, welche ausschließlich durch gründliches Erörtern und Disputieren zu erlernen ist. Vielen Dank Stefan, es war für mich sehr bereichernd!

Weiteren Mitwirkenden im Rahmen des Promotionsverfahrens möchte ich hier für das Engagement danken: Herrn Prof. Dr.-Ing. Nico Hanenkamp (Vorsitzender der Prüfungskommission), Herrn Prof. Dr.-Ing. Volker Schöppner (Gutachter), Herrn Prof. Dr. Christoph Pflaum (weiteres prüfungsberechtigtes Mitglied).

Zur Gewinnung wissenschaftlicher Erkenntnisse bedarf es einer tiefgreifenden Diskussion. Für die enge Zusammenarbeit an der Ostbayerischen Technischen Hochschule Regensburg und die unzähligen Fachdiskussionen möchte ich insbesondere meinen langjährigen Kollegen Herrn Sebastian Steger M.Sc, Herrn Michael Dostalek M.Sc., Herrn Dominik Armbruster M.Sc. und Herrn Klaus Falkner M.Eng. danken. Die Bearbeitung dieses

facettenreichen Themengebiets ermöglichten schließlich eine Vielzahl von studentischen Akteuren (siehe Literaturverzeichnis) die ich begleiten durfte und welchen mein Dank gebührt.

Für die Durchsicht der Dissertation und die Fachdiskussionen möchte ich meinem Fachkollegen an der Technischen Hochschule Nürnberg, Hrn. Dipl.-Ing. Andreas Schkutow, meinen ehemaligen Kollegen Sebastian Steger M.Sc., Michael Dostalek M.Sc. und meinen Kollegen am Technologie Campus Parsberg-Lupburg, Johannes Käsbauer M.Sc., Prof. Dr.-Ing. Andrey Prihodovsky und Prof. Dr.-Ing. Tobias Laumer, meinen Dank aussprechen. Für die sprachliche Bereicherung sämtlicher Schriften, insbesondere auch der Dissertation, gebührt der Dank meiner Frau Christina.

Grundständiger Dank gebührt meinen Eltern: Meinem Vater, der mir am elterlichen Betrieb früh erste handwerkliche Fähigkeiten im Fachbereich Maschinenbau beigebracht hat, die mich nachhaltig prägten; Meiner Mutter, die mir Umtriebigkeit und Zielstrebigkeit vorlebt.

Die Wissenschaftliche Arbeit hat mich über einen langen Zeitraum in allen Lebenslagen vereinnahmt, wodurch ich im Privatem oftmals von wissenschaftlichen Themen geistig besetzt war. Für das Verständnis hierfür möchte ich insbesondere meiner Frau Christina, meiner Tochter Anna-Maria und meinem familiären Umfeld hiermit meinen aufrichtigen Dank aussprechen.

Ihrlerstein, 15.02.2022

Anton Schmailzl

# Inhaltsverzeichnis

	<b>Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis .....</b>	<b>ix</b>
<b>1</b>	<b>Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Stand der Technik und Forschung .....</b>	<b>3</b>
2.1	Prinzip des Laser-Durchstrahlschweißens .....	3
2.2	Prozessphasen bei quasi-simultaner Bestrahlung .....	5
2.3	Spanntechniken.....	8
2.4	Verbindungswirkmechanismen.....	10
2.4.1	Theorie der Mindestfließgeschwindigkeit.....	10
2.4.2	Einfluss der Fließbewegung in der Grenzschicht .....	13
2.4.3	Handlungsbedarf .....	14
2.5	Einfluss von Eigenspannungen .....	14
2.6	Numerische Prozessmodelle .....	16
2.6.1	Temperaturfeldberechnung .....	17
2.6.2	Thermo-mechanisch gekoppelte Simulation .....	19
2.6.3	Handlungsbedarf .....	20
2.7	Temperaturmessung mit scanner-integriertem Pyrometer.....	21
<b>3</b>	<b>Zielsetzung und Vorgehensweise .....</b>	<b>25</b>
<b>4</b>	<b>Werkstoffcharakterisierung .....</b>	<b>27</b>
4.1	Optische Eigenschaften des oberen Fügepartners.....	27
4.2	Optische Eigenschaften des unteren Fügepartners.....	30
<b>5</b>	<b>Laserversuchseinrichtung .....</b>	<b>31</b>
5.1	Strahlführung und -formung .....	32
5.2	Spanntechnik.....	35
5.3	Charakterisierung und Kalibration .....	36
5.3.1	Kalibration der Pyrometer .....	37
5.3.2	Verifikation der Kalibration.....	39
<b>6</b>	<b>Versuchsdurchführung und -auswertung .....</b>	<b>41</b>
6.1	Konditionierung der Schweißproben.....	41
6.2	Flach-Flach-Schweißungen.....	42
6.3	T-Stoß-Schweißungen .....	44

6.4	Plausibilitätsprüfung der Messdaten .....	45
6.5	Schweißnahtcharakterisierung.....	47
<b>7</b>	<b>Prozessmodell mit Thermo-Fluid-Struktur-Kopplung.....</b>	<b>49</b>
7.1	Numerische Rechenmethoden .....	50
7.1.1	Arbitrary-Lagrange-Euler-Methode (ALE).....	51
7.1.2	Element-Free-Galerkin-Methode (EFG).....	52
7.2	Geometriemodell und Randbedingungen.....	53
7.3	Äquivalente Wärmequellfunktion .....	55
7.4	Parametrierung des mechanischen Materialmodells.....	56
7.5	Validierung des Prozessmodells.....	58
7.5.1	Schweißnahtgeometrie .....	58
7.5.2	Temperaturmesssignal .....	60
7.6	Prozessdiagnostik bei T-Stoß-Schweißungen.....	62
<b>8</b>	<b>Korrelation Wärmestrahlung und Temperatursignal .....</b>	<b>65</b>
8.1	Analytisches Berechnungsmodell .....	65
8.2	Tiefenlagenabhängige Wärmestrahlung bei einer Flach-Flach-Schweißung .....	68
<b>9</b>	<b>Prozessablauf bei T-Stoß-Schweißungen .....</b>	<b>71</b>
9.1	Schweißnahtgeometrie.....	71
9.2	Fügeschwindigkeit .....	75
9.3	Schweißnahtkerntemperatur.....	75
9.3.1	Einfluss von Laserleistung und Fügedruck .....	76
9.3.2	Zeitbereich der quasi-stationären Prozessphase .....	77
9.3.3	Zeitbereich der Nachhaltephase .....	79
<b>10</b>	<b>Korrelation Prozessablauf und Kurzzeitfestigkeit .....</b>	<b>81</b>
10.1	Kurzzeitfestigkeit und Bruchverhalten.....	81
10.2	Kerntemperatur in der quasi-stationären Prozessphase .....	84
10.3	Bestrahlungs- und Abkühlzeit.....	85
10.4	Fügeschwindigkeit .....	88
10.5	Interpretation der Erkenntnisse hinsichtlich der Verbindungswirkmechanismen .....	89
<b>11</b>	<b>Wissenschaftliche Thesen der Arbeit .....</b>	<b>93</b>
11.1	Wirkzusammenhang Prozessablauf und Schweißnahtfestigkeit.....	93
11.2	Erkenntnisse für die Prozessauslegung .....	95
<b>12</b>	<b>Zusammenfassung .....</b>	<b>97</b>

<b>Anhang</b> .....	<b>99</b>
Prozesssimulation.....	99
Charakterisierung der Laserversuchseinrichtung .....	117
Messdaten.....	131
<b>Literaturverzeichnis</b> .....	<b>143</b>
Promotionsbezogene Publikationen (peer-reviewed) .....	153
Promotionsbezogene, studentische Arbeiten.....	154



# Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

## Griechische Symbole

Symbol	Einheit	Beschreibung
$\alpha$	1/mm	Absorptionskoeffizient
$\gamma$	-	Äquivalenzfaktor einer Wärmequellfunktion
$\delta$	mm	optische Eindringtiefe ( $\delta = 1/\alpha$ )
$\varepsilon$	-	Emissionsgrad (Wärmestrahlung)
$\epsilon_{pl}$	-	plastische Dehnung
$\dot{\epsilon}_{pl}$	1/s	plastische Dehnrates
$\zeta_k$	-	Kurzzeitzug-Schweißfaktor nach DVS 2203
$\eta_s$	Pas	Scherviskosität
$\eta_e$	Pas	Dehnviskosität
$\vartheta_s$	MPa	Schubspannung im Fluid
$\kappa$	K/s	Abkühlgeschwindigkeit
$\kappa_m$	K/s	gemittelte Abkühlgeschwindigkeit
$\lambda$	nm	Wellenlänge einer elektromagnetischen Strahlung
$\mu$	-	Reibkoeffizient
$\nu$	-	Querkontraktionszahl oder auch Poissionszahl
$\pi$	-	Kreiszahl
$\rho$	kg/dm <sup>3</sup>	Dichte
$\sigma_G$	MPa	Verbindungsfestigkeit
$\sigma_{\text{Kontakt}}$	MPa	Kontaktterm
$\sigma_{\text{Diffusion}}$	MPa	Diffusionsterm
$\sigma_{\text{Deformation, Relaxation}}$	MPa	Deformations- und Relaxationsterm
$\sigma_o$	MPa	Fließspannung

$\tau_m$	-	Transmissionsgrad (gemessen)
$\Phi$	W/mm <sup>3</sup>	volumetrische Strahlungsabsorption bzw. Wärmequellfunktion
$\chi$	mm	Mittlere Eindringtiefe durch Diffusion
$\dot{s}$	mm/s	Fügeschwindigkeit
$\Omega$	sr	Raumwinkel

### Lateinische Symbole in Kleinbuchstaben

Symbol	Einheit	Beschreibung
$c_p$	W/(kg K)	Wärmekapazität
$d_L$	mm	Laserstrahldurchmesser ( $1/e^2$ ) nach ISO 11146
$d_{p1}$	mm	Messfelddurchmesser des on-axis Pyrometers nach der M90-Messmethode
$d_{p2}$	mm	Messfelddurchmesser des off-axis Pyrometers nach der M90-Messmethode
$e$	-	Euler-Zahl
$f_{sc}$	Hz	Scanfrequenz bzw. Wiederholrate
$f_{s\text{amp}}$	Hz	Samplingfrequenz bei einer Messung
$k$	W/(m K)	Wärmeleitfähigkeit
$p_f$	MPa	Fügedruck
$p_{sp}$	MPa	Spanndruck
$r$	-	Anzahl der Strahlumläufe
$s$	mm	Fügeweg
$s_c$	mm	Fügeweg-Abbruchkriterium
$t$	s	Zeit
$t_G$	s	Gesamtschweißzeit
$t_B$	s	Bestrahlungszeit
$t_N$	s	Nachhaltezeit
$t_A$	s	Abkühlzeit
$t_p$	s	Zeit eines Strahlumlaufs

$t_{\text{Peak}}$	s	Einwirkzeit
$t_{\text{cc}}$	-	Wärmeübergangskoeffizient (engl.: thermal contact conductance)
$v$	m/s	Vorschubgeschwindigkeit
$x$	mm	Raumkoordinate
$x_0$	mm	Startposition des Laserstrahls im globalen Koordinatensystem
$y$	mm	Raumkoordinate quer zur Strahlausbreitungsrichtung
$z$	mm	Raumkoordinate entlang der Strahlausbreitungsrichtung
$z_1$	mm	Laufvariable für die Wärmequellfunktion im oberen Fügepartner im lokalen Koordinatensystem
$z_2$	mm	Laufvariable für die Wärmequellfunktion im unteren Fügepartner im lokalen Koordinatensystem

### Lateinische Symbole in Großbuchstaben

Symbol	Einheit	Beschreibung
$A$	$\text{mm}^2$	Bruchfläche einer Schweißnaht
$[C]$	-	Kapazitätsmatrix
$D^*$	$\frac{\text{cm} \cdot \sqrt{\text{Hz}}}{\text{W}}$	Detektivität eines Sensors
$E$	MPa	Elastizitätsmodul
$F_{\text{Sp}}$	N	Spannkraft
$I_{\text{M}}$	$\text{W}/\text{mm}^2$	Leistungsdichteverteilung im Kunststoff (abgeschwächt durch Absorption)
$I_0$	$\text{W}/\text{mm}^2$	Leistungsdichteverteilung vor Eintritt in den Kunststoff
$[K]$	-	Leitfähigkeitsmatrix
$L$	mm	Probendicke (Schweißproben)

$M_1$	$W/m^3$	Wärmestrahlung eines Schwarzen Strahlers
$M_2$	$W/m^3$	Wärmestrahlung einer finiten Platte
$M_{2,\lambda}$	$W/m^3$	Wärmestrahlung einer finiten Platte bei Berücksichtigung der Emission und der Filterwirkung als wellenlängenselektive Größen
$M_{2,\lambda,P}$	$W/m^3$	Wellenlängenselektive Wärmestrahlung einer finiten Platte unter Berücksichtigung der spektralen Sensitivität eines Pyrometers
$M_{total}$	W	Detektierbare Wärmestrahlungsleistung von zwei Fügepartnern
$P_L$	W	Laserleistung
$P_M$	W	im Kunststoff wirksame Strahlungsleistung
$P_T$	W	transmittierte Strahlungsleistung
$R_o$	– (%)	Grenzflächenreflexionsgrad nach Fresnel
$R_m$	– (%)	Reflexionsgrad (gemessen)
$\{T\}$	$^{\circ}C$	Temperatur (Matrix)
$\{\dot{T}\}$	K/s	zeitlicher Temperaturgradient (Matrix)
$T_{P_1}$	$^{\circ}C$	Temperatursignal des scanner-integrierten (on-axis) Pyrometers
$T_{P_2}$	$^{\circ}C$	Temperatursignal des off-axis Pyrometers
$\bar{T}_{sim}$	$^{\circ}C$	gemittelte Temperatur in der Fügeebene innerhalb des M90 Durchmessers, berechnet auf Basis einer Temperaturfeldsimulation
$T_K$	$^{\circ}C$	Schweißnahtkerntemperatur (abgekürzt: Kerntemperatur)
$T_R$	$^{\circ}C$	Rekristallisationstemperatur
$T_S$	$^{\circ}C$	Kristallit-Schmelztemperatur (abgekürzt: Schmelztemperatur)
$T_B$	$^{\circ}C$	Temperatur des Schwarzstrahlers
$T_{K,P}$	$^{\circ}C$	Kerntemperatur in der quasi-simultanen Prozessphase bei eingeschalteter Laserstrahlung (Peaktemperatur)

$T_{K,G}$       °C      Kerntemperatur in der quasi-simultanen Prozessphase bei ausgeschalteter Laserstrahlung (Grundtemperatur)

## Abkürzungen

<b>Abkürzung</b>	<b>Beschreibung</b>
PA6	Polyamid 6 (Kunststoffsorte)
c.b.	Ruß (Englisch: carbon black)
PP	Polypropylen (Kunststoffsorte)
PMMA	Polymethylmethacrylat (Kunststoffsorte)
PE-HD	Polyethylen high density (Kunststoffsorte)
PA6GF <sub>30</sub>	Polyamid 6 mit Kurzglasfasern (30 vol.%) (Kunststoffsorte)
gew. %	Gewichtsprozent
QS-Schweißen	quasi-simultanes Laser-Durchstrahlschweißen
MIR	mittleres Infrarot $\lambda = 3...50 \mu\text{m}$
CMOS	komplementärer bzw. sich ergänzender Metall-Oxid-Halbleiter (engl.: complementary metal-oxide-semiconductor)
Ge	Germanium
InGaAs	Indium-Gallium-Arsenid
ex.InGaAs	(engl.: extended Indium-Gallium-Arsenid)
PbS	Blei-Sulfat
G <sub>1</sub>	Einrichtlaser 1
G <sub>2</sub>	Einrichtlaser 2



# 1 Einleitung

Laserbasierte Kunststofffügeprozesse zeichnen sich durch eine sehr präzise Erwärmung aus. In der Mikrotechnik, der Automobil- und der Medizintechnikbranche ist das Laser-Durchstrahlschweißen bereits seit Jahren ein etabliertes Fügeverfahren. Der hohe Grad an zu realisierender technischer Sauberkeit sowie die gute Eignung des Verfahrens für eine hochautomatisierte Serienfertigung sind die wesentlichen Vorteile. Beispielsweise werden in der Automobilindustrie Sensorgehäuse, Flüssigkeitsbehälter, Kfz-Schlüssel [1] oder Kfz-Heckleuchten [2] geschweißt. Die Schweißnahtbreiten betragen hierbei typischerweise wenige Millimeter. In der Medizintechnik werden hingegen bei Mikrofluidiken oder sogenannten Lab-on-Chip-Bauteilen vergleichsweise filigrane Schweißverbindungen mit Schweißnahtbreiten von wenigen Zehntel-Millimetern realisiert [3]. Darüber hinaus wird das Schweißverfahren auch häufig bei Verbraucherartikeln eingesetzt, exemplarisch sei hier auf Abdeckungen für Rasiergeräte [4], Einhausungen für Leuchtmittel in Schwimmbecken [5] oder Sitzschalen für Kunststoffstühle [6] verwiesen. Bei den aufgezeigten Schweißapplikationen steht oftmals das optische Erscheinungsbild der Schweißnaht oder die Dichtigkeit der Schweißapplikation im Vordergrund. Es ist zwar stets ein Mindestmaß an Schweißnahtfestigkeit gefordert, die mechanische Belastung der Bauteile ist meist aber als gering einzustufen.

Sowohl in der Automobil- als auch in der Luftfahrtindustrie ist der Bedarf an thermoplastischen Strukturbauteilen, insbesondere solchen mit Fügeverbindungen, in den letzten Jahren deutlich angestiegen, wie die Forschungsarbeiten in [7–11] belegen. Die Kurz- und Langzeitfestigkeit der Schweißverbindung ist hierbei von großer Bedeutung [10, 12, 13]. Um die Prozessführung des quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißens, welches gegenwärtig bevorzugt eingesetzt wird, sowohl hinsichtlich der Schweißnahtfestigkeit als auch mit Blick auf die Schweißzeit optimal ausulegen, bedarf es der Kenntnis über den Wirkzusammenhang von Prozessablauf und Schweißnahtfestigkeit. Gegenwärtig sind zwar vereinzelt Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern und der Schweißnahtfestigkeiten bekannt. Der zielführende Prozessablauf mit Blick auf die Schweißnahtfestigkeit und die Schweißzeit ist bislang jedoch weitestgehend unbekannt. Die Übertragbarkeit der Ergebnisse ist daher deutlich eingeschränkt, insbesondere wenn die Kunststofftype, der Rußgehalt des Kunststoffs, die Laserwellenlänge des Lasers oder der Laserstrahldurch-

messer nicht mit den Daten in den publizierten Untersuchungen übereinstimmen. Gegenwärtig fehlt eine Kenngröße des Prozesses, welche der Schweißnahtfestigkeit direkt zuzuordnen ist. Die Potentiale des Verfahrens können somit in Ermangelung des Prozesswissens zum zielführenden Prozessablauf bislang nicht vollumfänglich ausgeschöpft werden.

Die Verbindungswirkmechanismen bei laserstrahlgeschweißten Kunststoffen wurden zum Teil bereits von mehreren Autoren untersucht, die Schweißnahttemperatur als zentrale Kenngröße ist bislang jedoch nicht hinreichend detailliert betrachtet worden. Dem zugrunde liegt der Umstand, dass die Schweißnahttemperatur messtechnisch noch nicht mit der nötigen Präzision zu erfassen war. Die Aufhebung dieser Einschränkung stellt die Motivationsgrundlage für diese Arbeit dar, woraufhin eine Temperaturmesstechnik bestehend aus einem 3D-Scanner mit integriertem Pyrometer entwickelt sowie für die Messaufgabe kalibriert und qualifiziert wird. In Schweißversuchen wird anschließend die Korrelation zwischen Prozessablauf und Schweißnahtfestigkeit anhand des Werkstoffs Polyamid 6 zielgerichtet untersucht. Um einerseits die Entwicklung der Messtechnik zu erleichtern und um andererseits die Übertragbarkeit der wissenschaftlichen Erkenntnisse hinsichtlich der Prozessführung auf weitere Fügeanwendungen zu ermöglichen, wird zudem ein numerisches Prozessmodell entwickelt und versuchsbegleitend eingesetzt.

## 2 Stand der Technik und Forschung

Die Ausführungen zum Stand der Wissenschaft und Technik gliedern sich in drei Teilgebiete. Im ersten Teil wird der gegenwärtige Wissensstand zum Prozessablauf des Laser-Durchstrahlschweißens mit quasi-simultaner Bestrahlung dargelegt. Im zweiten Teilgebiet wird die numerische Modellbildung des Prozesses thematisiert. Darüber hinaus werden im dritten Teilbereich einerseits die Potentiale der gegenwärtig verfügbaren In-Process-Messtechniken zum Zwecke der Prozessdiagnostik herausgestellt und andererseits deren Nutzen bewertet.

### 2.1 Prinzip des Laser-Durchstrahlschweißens

Die Fügepartner werden im Überlappstoß gespannt. Der Laserstrahl durchstrahlt den oberen Fügepartner mit geringen Verlusten und trifft anschließend auf den unteren, rußgefüllten Fügepartner. Dort wird die Laserstrahlung oberflächennah absorbiert. Infolge des Kontakts und der damit wirksam werdenden Wärmeleitung wird auch der obere Fügepartner nahe der Fügeebene erwärmt und aufgeschmolzen (siehe Abbildung 1).

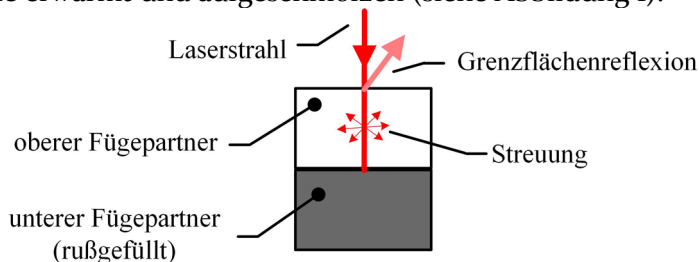


Abbildung 1: Prinzip des Laser-Durchstrahlschweißens

An der Grenzfläche Luft/Kunststoff kommt es zur Grenzflächenreflexion, wodurch ca. 4,5 % der auftreffenden Strahlung reflektiert werden und somit nicht an die Fügestelle gelangen. Ein weiterer Anteil der Laserstrahlung wird im oberen Fügepartner gestreut und somit auch nicht in der Fügeebene wirksam. Während die Streuung bei glasfaserverstärkten Kunststoffen aufgrund der Glasfasern und der teilkristallinen Morphologie des Kunststoffs, welche als Streuzentren wirken, signifikant ist, ist diese bei amorphen Kunststoffen oftmals vernachlässigbar klein [14].

---

<sup>1</sup> Der reflektierte Strahlungsanteil ist maßgeblich von der Brechzahl des Kunststoffs abhängig.

Die Strahlungsabsorption in den Kunststoffen ist abhängig von der Wellenlänge der Laserstrahlung. Um eine möglichst verlustfreie Durchstrahlung des oberen Fügepartners zu erzielen, werden Laserstrahlquellen bei den Wellenlängen  $\lambda = 980 \text{ nm}$ ,  $\lambda = 1064 \text{ nm}$  und  $\lambda = 1070 \text{ nm}$  eingesetzt, typischerweise sind dies Dioden-, Festkörper- oder Faserlaser. Der transmittierte Strahlungsanteil ist bei den Kunststoffen PMMA, PA6 und PA6GF30 hierbei  $>50\%$ , wie die Transmissionsmessung in Abbildung 2 zeigt:

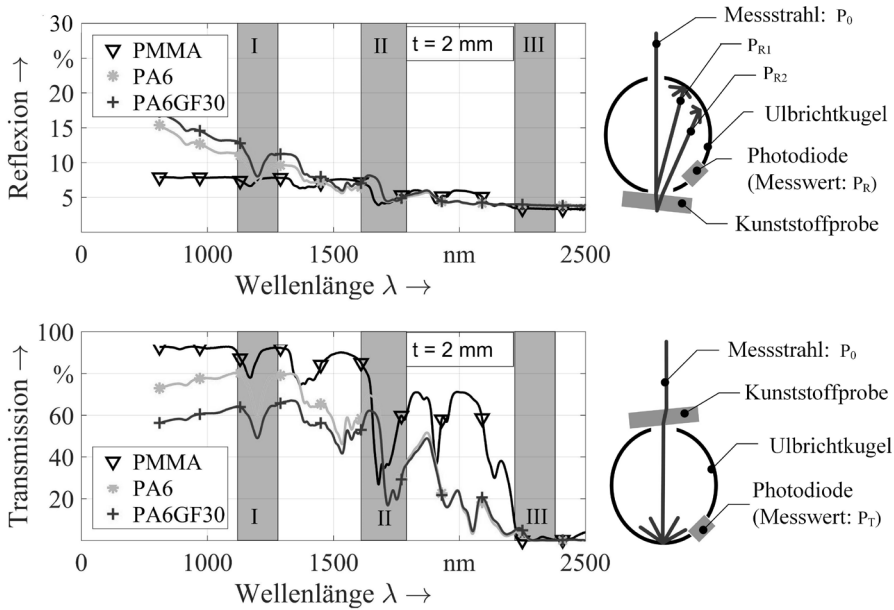


Abbildung 2: Spektraler Transmissionsgrad der Kunststoffe Polymethylmethacrylat (PMMA), Polyamid (PA 6) und kurzfaserverstärktem Polyamid (PA6GF30) bei einer Materialdicke von 2 mm

Im Transmissionsspektrum (siehe Abbildung 2, links unten) zeigen sich die von *MARQUARDT* [15] beschriebenen Absorptionsbanden (I-III). Diese lassen sich auf Molekülschwingungen im Kunststoff zurückführen, welche durch die elektromagnetische Laserstrahlung bevorzugt angeregt werden. Hauptsächlich sind es nach *MARQUARDT* [15] die Schwingungen der C-H-Gruppen, die durch nahinfrarotes Licht signifikant angeregt werden. Während die Messstrahlung bei den Kunststoffplatten unterhalb einer Wellenlänge von ca.  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  zu einem vergleichsweise hohen Prozentsatz transmittiert wird, sinkt die Transmission mit zunehmender Wellenlänge deutlich ab, bis diese schließlich bei ca.  $\lambda = 2.3 \mu\text{m}$  nicht mehr messbar ist (siehe Abbildung 2, links unten). Sowohl die Abnahme der reflektierten als auch der transmittierten Strahlungsanteile mit ansteigender Wellenlänge der

Strahlung ist in der erhöhten Strahlungsabsorption der Kunststoffproben begründet.

Um im unteren Fügepartner bei Verwendung derselben Kunststoffsorte hingegen eine oberflächennahe Erwärmung zu erzielen, werden diesem im Herstellungsprozess Absorber beigemischt, typischerweise ist dies Ruß mit mehreren Zehnteln Gewichtsprozent [16]. Je höher der Rußanteil, desto stärker die Strahlungsabsorption, was dazu führt, dass die Strahlung nicht in tiefere Materialschichten vordringen kann. Es stellt sich somit eine oberflächennahe Erwärmung ein.

## 2.2 Prozessphasen bei quasi-simultaner Bestrahlung

Beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen wird die Fügekontur bei einer hohen Vorschubgeschwindigkeit mehrmals bestrahlt. Es stellt sich eine nahezu zeitgleiche, also eine quasi-simultane, Erwärmung ein, wie in der Offenlegungsschrift von *KORTE* [17] beschrieben. Die zu wählende Vorschubgeschwindigkeit hängt dabei von der Länge der Fügekontur ab. Untersuchungen von *FIEGLER* [18] zeigen, dass die Temperatur entlang der Vorschubrichtung ab einer Wiederholrate bzw. einer Scanfrequenz von  $f_{sc} = 25$  Hz nahezu konstant ist<sup>2</sup>. Je nach Länge der Fügekontur sind somit Vorschubgeschwindigkeiten von mehreren Metern pro Sekunde notwendig. Um diese Vorschubgeschwindigkeiten umzusetzen, werden typischerweise galvanometerbetriebene 2D- oder 3D-Scanner eingesetzt.

Die Fügepartner werden typischerweise in einer T-Stoß-Anordnung geschweißt. Der untere Fügepartner wird hierbei mit einem Fügesteg versehen, welcher über die gesamte Breite hinweg durch den Laserstrahl erwärmt wird (siehe Abbildung 3, mittig). Der in der Fügeebene wirksame Spanndruck wird als Fügedruck bezeichnet. Während der Bestrahlung kommt es infolge der zunehmenden Erweichung des Fügestegs und in Kombination mit dem anliegenden Fügedruck zu einem kontinuierlichen Quetschfluss. Außerhalb des ursprünglichen Fügestoßes bildet sich ein Schweißwulst aus (siehe Abbildung 3, rechts).

---

<sup>2</sup> Bei wissenschaftlich geprägten Untersuchungen ist eine Scanfrequenz von  $f_{sc} > 25$  Hz zu empfehlen, was den Arbeiten von *FARGAS-RIBAS* [19] und *BONEFELD et al.* [20] zu entnehmen ist. Da die geforderte Scanfrequenz mit zunehmender Länge der Fügekontur zwangsläufig zu sehr hohen Vorschubgeschwindigkeiten führt und die Dynamik des Scanners stets Einschränkungen unterliegt, finden sich in der industriellen Praxis oftmals auch Schweißapplikationen, bei denen deutlich geringere Scanfrequenzen genutzt werden.

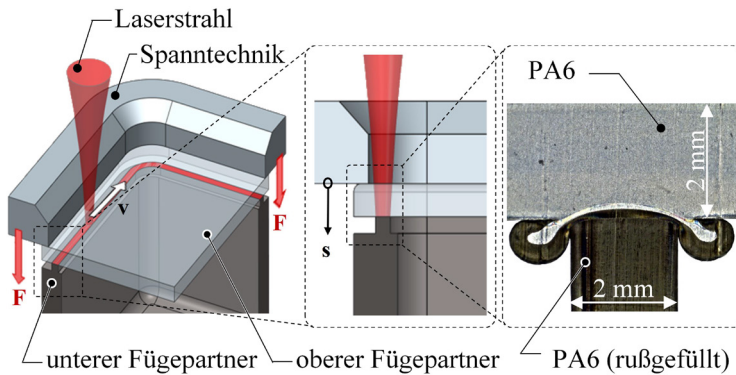


Abbildung 3: Schematische Darstellung des Quasi-Simultanschweißens am Beispiel eines Teilsegments einer Schweißapplikation mit geschlossener Fügekontur (links und mittig) sowie einer Schweißnaht im Querschnitt (rechts)

Typischerweise wird die Bestrahlung beendet, sobald ein vordefinierter Schwellwert für den Fügeweg erreicht ist. Der Schweißprozess wird somit fügeweggesteuert abgebrochen, indem ein Fügeweg-Abbruchkriterium ( $s_c$ ) von mehreren Zehntelmillimetern vordefiniert wird. Der Fügeweg wird an der beweglichen Spannteilhälfte der Spanntechnik abgegriffen (siehe Abbildung 3, mittig). In der Serienfertigung dient der Fügewegmesswert als Indikator für die Schweißnahtqualität und wird nach *HIERL* [21], *ACKERMANN* [22] und *KLEIN* [6] in der industriellen Praxis oftmals zur Prozessüberwachung in der Serienfertigung eingesetzt. Wird der Fügeweg innerhalb eines festgelegten Zeitintervalls erreicht, so kann davon ausgegangen werden, dass die für diese Schweißapplikation typischen Spaltmaße zwischen den Fügepartnern geschlossen sind.

Der zeitliche Ablauf des Schweißprozesses ist anhand des Verlaufs des Fügewegs und der Fügegeschwindigkeit in drei Prozessphasen zu unterteilen: die in-stationäre (I) und die quasi-stationäre Prozessphase (II) sowie die Nachhaltephase (III) (siehe Graustufen in Abbildung 4). In der in-stationären Prozessphase nimmt der Fügeweg zunächst ab und anschließend zu, bis sich eine konstante Zunahme einstellt. Ab diesem Zeitpunkt beginnt die quasi-stationäre Prozessphase, welche mit dem Erreichen des Fügeweg-Abbruchkriteriums durch Abschaltung der Laserstrahlquelle endet. Im Anschluss folgt die Nachhaltephase mit einer fest vorgegebenen Nachhaltezeit, typischerweise größer als 1 s.

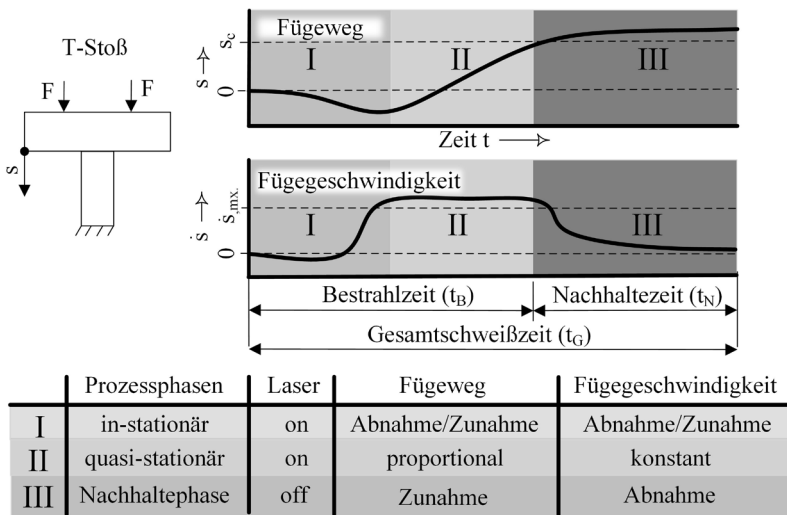


Abbildung 4: Schematischer Verlauf von Fügeweg und -geschwindigkeit während des quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißens

Mit Beginn der Bestrahlung und des damit verbundenen Anstiegs der Temperatur in der Fügezone zeigt sich bei den Fügepartnern sowohl eine thermische Expansion (Ausdehnung) als auch eine lokale Erweichung. Typischerweise überwiegt zu Beginn der Schweißung die thermische Expansion gegenüber der lokalen Erweichung. Infolgedessen nimmt der Fügewegverlauf zu Beginn negative Werte an. Dies weist insbesondere auf eine Volumenzunahme und damit verbunden auf eine Vergrößerung der Spannlänge hin. Sowohl die thermische Expansion als auch die Erweichung in der Fügezone nehmen mit jedem weiteren Strahlumlauf kontinuierlich zu, bis im Fügewegverlauf ein Scheitelpunkt erreicht wird. Ab diesem Zeitpunkt setzt der Quetschfluss ein und es wird kontinuierlich Schmelze in den Schweißwulst ausgetrieben. Mit weiterer Bestrahlung verringert sich die Spannlänge zunehmend, da infolge des Quetschflusses Schmelze in den Schweißwulst abgeführt wird.

Die proportionale Zunahme des Fügewegs im Zeitbereich der quasi-stationären Prozessphase signalisiert, dass ein Gleichgewichtszustand erreicht ist, welcher auf einen kontinuierlichen Quetschfluss schließen lässt. Gleichzeitig wird eine konstante Fügegeschwindigkeit erreicht (siehe Abbildung 4, unten). Die Verhältnisse im Prozess sind somit als nahezu konstant, also als quasi-stationär zu betiteln.

In der Nachhaltephase reduziert sich die Temperatur in der Wärmeeinflusszone und der Quetschfluss kommt allmählich zum Stillstand. Die

Spannkraft wird weiterhin aufrechterhalten, wodurch sich im Fügeverlauf eine degressive Zunahme abzeichnet. Nach einer Nachhaltezeit ( $t_N$ ) von mehreren Sekunden wird die Spannvorrichtung geöffnet und der Schweißprozess gilt als abgeschlossen. Die Gesamtschweißzeit ( $t_G$ ) setzt sich somit aus der Bestrahlzeit ( $t_B$ ) und der Nachhaltezeit ( $t_N$ ) zusammen und beträgt für gewöhnlich mehrere Sekunden.

In Bezug auf das Prozesswissen zeichnet sich der nachfolgend aufgeführte Handlungsbedarf ab. Es kommt infolge des Quetschflusses zu einem stoffgebundenen Wärmetransport, welcher dazu führt, dass aus der Fügezone fortwährend thermische Energie abgeführt wird. Bislang wird laut *FIEGLER* [18] davon ausgegangen, dass ein Teil der eingebrachten Laserstrahlungsleistung die Plastifizierung der Fügezone bewirkt und ein weiterer, gleich großer Anteil in den Schweißwulst abgeführt wird. Sowohl der Fließvorgang im Quetschfluss als auch die örtliche Temperaturverteilung, insbesondere im Zeitbereich der quasi-stationären Prozessphase, sind gegenwärtig jedoch nicht bekannt.

### 2.3 Spanntechniken

Das Spannen der Bauteile ist eine Grundvoraussetzung für das Schweißen. Ziel ist die Realisierung eines möglichst homogenen Fügedrucks in der Fügeebene. Dabei sollte der Kraftfluss idealerweise senkrecht durch die Fügeebene verlaufen. Dies impliziert jedoch, dass die Krafteinleitung idealerweise direkt oberhalb der Schweißnaht zu erfolgen hat; die Spannform läge somit im Strahlengang des Laserstrahls.

Abbildung 5 zeigt die für das quasi-simultane Laser-Durchstrahlschweißen nutzbaren Spanntechniken in einer schematischen Darstellung: Abbildung 5 #1 zeigt eine Glasplattenspanntechnik. Der Spanndruck wird hier direkt oberhalb der Fügeebene eingeleitet, wodurch ein sehr homogener Fügedruck in der Fügeebene erreicht wird. Während zu wissenschaftlichen Untersuchungen vereinzelt Glasspanntechniken eingesetzt werden, finden diese in der Serienfertigung kaum Anwendung.

Grundsätzlich wird zwischen Innen- und Außenspanntechniken unterschieden. Diese Begriffsdefinition leitet sich aus der Betrachtung einer geschlossenen Fügekontur ab; die Spannform kann innerhalb oder außerhalb der Fügekontur verlaufen. Bei einer Außenspanntechnik wird typischerweise eine sogenannte Spannbrille genutzt, welche flächig mit dem oberen Fügepartner in Kontakt steht (siehe Abbildung 5, #2). Zur Kompensation

von Formteiltoleranzen der Bauteile wird die Spannbrille oftmals mit elastischen Elementen wie Blattfedern oder Stößeln modifiziert.

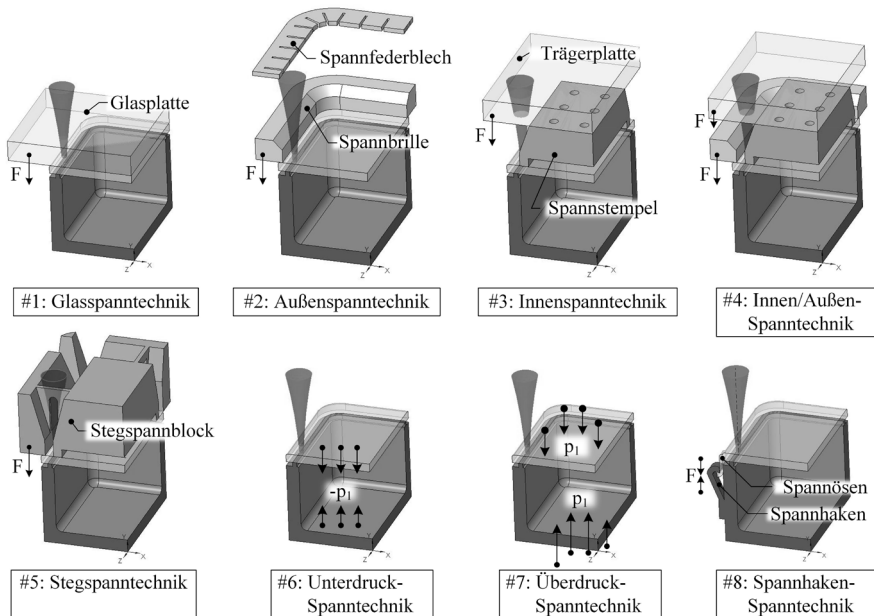


Abbildung 5: Schematische Darstellung nutzbarer Spann Techniken für das quasi-simultane Laser-Durchstrahlschweißen

Bei Innenspanntechniken werden oftmals transparente Trägerplatten eingesetzt (siehe Abbildung 5, #3). Diese kann auch entfallen, sofern Innen- und Außenspannstempel über Stege miteinander verbunden werden, wie der Offenlegungsschrift von *BRUNNECKER et al.* [23] zu entnehmen ist. Bei der sogenannten Stegspanntechnik wird die Spannkraft symmetrisch eingeleitet, wie aus Abbildung 5 (#5) abzuleiten ist.

Ähneln die Schweißapplikation einem Hohlkörper, z. B. einem Behälter oder einer Leuchte, so lässt sich der Fügedruck auch durch einen Unterdruck erzeugen, wie der Offenlegungsschrift von *FRITSCH et al.* [24] zu entnehmen ist (siehe Abbildung 5, #6). Im Gegensatz zur Unterdruckspanntechnik muss die Schweißbaugruppe bei Nutzung einer Überdruckspanntechnik keinen Hohlraum aufweisen (siehe Abbildung 5, #7)). Darüber hinaus kann die Spannfunktion aber auch durch die Fügepartner selbst realisiert werden, wie *LAKEMEYER et al.* [25] anhand einer Kfz-Heckleuchte mit integrierten Spannhaken/Spannösen demonstrieren (siehe Abbildung 5, #8).

## 2.4 Verbindungswirkmechanismen

In diesem Abschnitt werden die Verbindungswirkmechanismen beim Kunststoffschweißen thematisiert. Grundlegend ist davon auszugehen, dass bei amorphen Kunststoffen die Anzahl der Verschlaufungen der Makromolekülketten für die Verbindungsfestigkeit maßgebend sind. Bei teilkristallinen Kunststoffen sind es nach *BONTEN* [26] auch kristalline Strukturen, die sich in der gemeinsamen Grenzschicht der Fügepartner ausbilden und einen wesentlichen Beitrag zur Verbindungsfestigkeit leisten. Diese Überlegung mündet in zwei eigenständige Theorien zur Verbindungsfestigkeit: die Mischkristallhypothese und die Nexus-Hypothese. In beiden Theorien wird davon ausgegangen, dass sich in der Grenzschicht kristalline Strukturen ausbilden und diese zur Verbindungsfestigkeit beitragen. Darüber hinaus gibt es zahlreiche weitere Erklärungsansätze zur Verbindungsfestigkeit von Kunststoffschweißverbindungen (siehe *POTENTE* [27]).

Die Theorie der Mindestfließgeschwindigkeit nach *POTENTE* [28] wird im Folgenden vertieft, da dieser ein hoher Stellenwert für das Heizelementstumpfschweißen zugesprochen wird; Temperatur- und Fließbewegung der Schmelze während der Füge- und Abkühlzeit sind dem des quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißens in der Nachhaltephase sehr ähnlich. Darüber hinaus wird der Einfluss der Fließbewegung auf die Verbindungsfestigkeit bei Kunststoffverarbeitungsprozessen herausgestellt. Schlussendlich wird der Handlungsbedarf für das quasi-simultane Laser-Durchstrahlschweißen ausgearbeitet.

### 2.4.1 Theorie der Mindestfließgeschwindigkeit

Die Verbindungsfestigkeit ( $\sigma_G$ ) setzt sich aus einem Diffusions- ( $\sigma_D$ ), einem Kontakt- ( $\sigma_{\text{Kontakt}}$ ) und einem Deformations- bzw. Relaxationsterm ( $\sigma_{\text{Deformation, Relaxation}}$ ) zusammen, wie *POTENTE* in [28] postuliert und in [27] zusammengefasst wie folgt dargestellt:

$$\sigma_G = \sigma_{\text{Kontakt}} + \sigma_{\text{Diffusion}} + \sigma_{\text{Deformation, Relaxation}} \quad (1)$$

Dieser These liegt die Überlegung zugrunde, dass die Diffusionstheorie nach *VOJUTSKII* und die Theorie des visko-elastischen Kontakts nach *ANAND* gleichermaßen gültig sind. Darüber hinaus wird ein Deformations- bzw. Relaxationsterm angegeben, der den Platzwechsellvorgang der Makromolekülketten durch Relaxation beschreibt, welcher infolge einer strömungsfeldinduzierten Molekülver Streckung stattfindet (siehe [28]).

Der **Kontaktterm** ( $\sigma_{\text{Kontakt}}$ ) leitet sich aus der Theorie des visko-elastischen Kontakts ab und wird in *POTENTE* [27] auch als „spontane Haftung infolge des Kontaktes“ bezeichnet. Dem zugrunde liegt die Beobachtung, dass es selbst bei geringen Fügedrücken unmittelbar zu einer Anhaftung – auch als „Tack“ bezeichnet – kommt, sobald beide Fügepartner in Kontakt treten. Wird die Haltezeit erhöht, so nimmt die Haftfestigkeit zu, was nach *POTENTE* [27] auf die Selbstdiffusion zurückzuführen ist.

Dem **Diffusionsterm** ( $\sigma_{\text{D}}$ ) liegt die Diffusionstheorie nach *VOJUTSKII* [29] zugrunde. Hierbei wird davon ausgegangen, dass während des Fügeprozesses Moleküle ineinander diffundieren. Sowohl eine adäquate Löslichkeit der Polymere als auch eine ausreichend hohe Beweglichkeit der Makromolekülsegmente sind dabei nach *POTENTE* [27] eine zu erfüllende Grundvoraussetzung für das Zustandekommen eines Verbundes. Die Beweglichkeit der Makromolekülsegmente steigt mit zunehmender Temperatur an. Daher ist anzunehmen, dass die Verbindungsfestigkeit umso höher ist, je mehr Molekülsegmente durch die Grenzfläche diffundieren und zu Verschlaufungen zwischen den Makromolekülketten führen können.

Zur Beschreibung der mittleren Eindringtiefe durch Diffusion ist nach *POTENTE* [27] in erster Näherung das Diffusionsgesetz nach *EINSTEIN* anwendbar:

$$\chi = \sqrt{2 \cdot D \cdot t_{\text{Kontakt}}} \quad (2)$$

Bei gegebenem Diffusionskoeffizienten  $D$ , welcher als Materialkennwert zu bezeichnen ist und maßgeblich von der Temperatur abhängt, nimmt die mittlere Eindringtiefe  $\chi$  mit zunehmender Kontaktzeit  $t_{\text{Kontakt}}$  degressiv zu. Übertragen auf das Schweißen von Kunststoffen bedeutet dies, dass bei gegebener Temperatur eine längere Kontaktzeit zu einer größeren Diffusionszone führt. *VOJUTSKII* [29] demonstriert, dass gemäß der Diffusionstheorie die maximale Festigkeit einer Verbindung erst nach einigen Minuten Schweißzeit erreicht wird. In der Praxis zeigt sich aber, dass ähnliche Schweißnahtfestigkeiten auch bei kürzeren Schweißzeiten zu erzielen sind, sodass die Diffusionstheorie laut *POTENTE* [27] lediglich einen Teil zur Beschreibung des Verbindungswirkmechanismus beim Schweißen darstellt.

Der Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit spiegelt sich im **Deformations- bzw. Relaxationsterm** ( $\sigma_{\text{Deformation,Relaxation}}$ ) wider. Da beim Heizelementstumpfschweißen auch bereits bei vergleichsweise kurzen Schweißzeiten hohe Verbindungsfestigkeiten entstehen, und sich insbesondere in

POTENTE [28] ein signifikanter Zusammenhang zwischen Fließgeschwindigkeit und Verbindungsfestigkeit ableiten lässt, ist davon auszugehen, dass der Einfluss des Deformations- bzw. Relaxationsterm maßgebend ist. Dies wird auch von weiteren Autoren angenommen (siehe [19, 30]). Abbildung 6 veranschaulicht den Wirkmechanismus beim Heizelementstumpfschweißen:

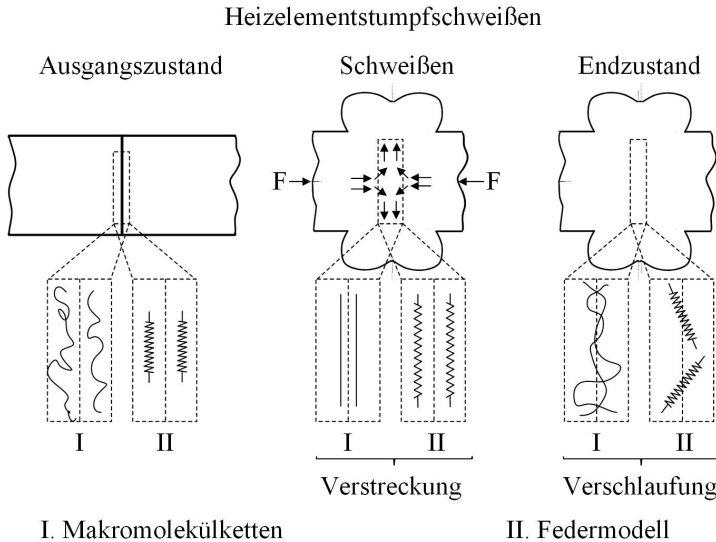


Abbildung 6: Anordnung der Makromolekülketten bei einer Heizelementstumpfschweißung und Beschreibung als Federmodell im Ausgangszustand (links), während des Schweißens (mittig) und im Endzustand (rechts)

Im Ausgangszustand liegen in den Fügepartnern verknäuelte Makromolekülketten mit regelloser Orientierung vor. Während des Schweißens werden die Makromolekülketten durch das Strömungsfeld gestreckt und somit umorientiert (siehe Abbildung 6, mittig). Mit dem allmählich zum Erliegen kommenden Quetschfluss während des Abkühlens bilden sich wieder Knäuelstrukturen aus (siehe Abbildung 6, rechts).

Der Zustand einer Makromolekülkette ist modellhaft mit einer Feder zu beschreiben. Liegen die Makromoleküle in einer Knäuelstruktur vor, so sind die Federn entspannt. Deformierte bzw. verstreckte Makromolekülketten sind auf einen Zwangszustand zurückzuführen und mit gespannten Federn gleichzusetzen. Je stärker die Vorspannkraft der Feder infolge der Molekülverstreckung, desto höher deren Bestreben, wieder in den energetisch günstigeren Zustand, d. h. in die Knäuelstruktur, einzutreten. Eine Knäuelstruktur in der Grenzschicht ist bezüglich der Verbindungsfestigkeit als vorteilhaft einzustufen, da eine hohe Wahrscheinlichkeit besteht, dass

ein Teil einer Makromolekülkette durch die Grenzschicht ragt und beide Fügepartner verbindet. Es ist anzunehmen, dass die Anzahl der Knäuelstrukturen in der Fügeebene mit der Verbindungsfestigkeit korreliert.

### 2.4.2 Einfluss der Fließbewegung in der Grenzschicht

Durch das Auftreten von Gleit-Haft-Phänomenen in der Fügeebene ist eine bessere Schmelzedurchmischung und damit eine Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit zu erwarten. Die sog. Stick-Slip-Effekte, die beim Abscheren in der Fügezone zwangsläufig entstehen, führen zu Deformationsszillationen und bewirken Verwirbelungen, welche nach *KLEIN* [6] auch als Mikro-Swirls zu bezeichnen sind. Nach *PIESCHEL* [31] beeinflussen diese die Verbindungsfestigkeit beim Heizelementstumpfschweißen signifikant.

Das Resultat von Stick-Slip-Effekten wird beim Extrudieren als Schmelzebruch bezeichnet. Beim Auftreten einer kritischen Schubspannung in der Kavität kommt es zum Umklappen von Wandhaftung auf -gleitung, wodurch Deformationsszillationen hervorgerufen werden. Können diese nicht mehr vollständig durch innere Reibung abgedämpft werden, so kommt es zum Schmelzebruch, wie dem Werk von *MEIßNER* [32] zu entnehmen ist. Die Scherströmung ist hierbei wesentlich für die Entstehung verantwortlich. Der Effekt des Schmelzebruchs äußert sich in einer Oberflächenstrukturierung, die einer Haifischhaut ähnelt. Der Effekt wird daraufhin als „sharkskin-Effekt“ bezeichnet [33]. Untersuchungen zum Beitrag des Schmelzebruchs an der Verbindungsfestigkeit von Laser-Durchstrahlschweißungen sind bislang nicht bekannt.

Bei den Verbindungswirkmechanismen in Bindenähten spritzgegossener Bauteile lässt sich eine Analogie zu den Verbindungswirkmechanismen bei Schweißverbindungen herstellen. Beim Spritzgießen zeigt sich eine Korrelation zwischen den Fließvorgängen und der Festigkeit. Eine Auswertung der Bindenahtfestigkeit einer spritzgegossenen Platte nach einem Fließhindernis, z. B. einem zylindrischen Kern, zeigt, dass die Bindenahtfestigkeit direkt nach dem Fließhindernis geringer ist als mit größerem Abstand zum Fließhindernis (siehe [34, 35]). Unmittelbar nach dem Fließhindernis wird die Bindenaht als „stagnierende Naht“ bezeichnet, da die Fließfronten nach dem Aufeinandertreffen keine signifikante Fließbewegung gemeinsam durchführen. Demgegenüber wird die Bindenaht im Wesentlichen als „ausgeheilt“ betrachtet, sofern der Zusammenfließwinkel der Fließfronten kleine Werte annimmt, d. h. mit zunehmendem Abstand nach dem Fließ-

hindernis. Dieser Abschnitt der Bindaht wird daher als Fließnaht bezeichnet. Für den Werkstoff Polystyrol (PS) zeigt sich in *NGUYEN-CHUNG* [34] bei einer stagnierenden Naht eine um bis zu ca. 20 % reduzierte Festigkeit gegenüber der Fließnaht.

Speziell beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen wurden die erzielbaren Schweißnahtfestigkeiten in Bezug auf die Prozessführung bereits in den Arbeiten von *LAKEMEYER* [36] und *FARGAS-RIBAS* [19] untersucht. In der letztgenannten Arbeit wurde die Fließbewegung beim Schweißen anhand von Tracer-Partikeln messtechnisch erfasst. Es wurde festgestellt, dass das Geschwindigkeitsprofil des Quetschflusses quer zur Vorschubrichtung, insbesondere die Geschwindigkeitsdifferenz zwischen den Partikeln im Zentrum der Schweißnaht und am Stegrand, mit der Schweißnahtfestigkeit korreliert. Geringe Geschwindigkeitsdifferenzen gehen mit einer hohen Schweißnahtfestigkeit einher und werden insbesondere dann erreicht, wenn eine möglichst homogene Leistungsdichteverteilung der Laserstrahlung in der Fügeebene vorliegt.

### 2.4.3 Handlungsbedarf

Das Prozesswissen beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen ist hinsichtlich der Schweißnahtfestigkeit als unzureichend zu betiteln. So ist gegenwärtig noch nicht bewiesen, ob der Temperaturverlauf oder die Fließbewegung im Quetschfluss für die Verbindungsfestigkeit maßgebend ist. Insbesondere ist noch nicht geklärt, welchen Einfluss Mikro-Swirls in der Fügezone haben, da bislang die Fließgeschwindigkeiten zwischen beiden Fügepartnern weder messtechnisch erfasst noch simulativ ermittelt wurden. Weiterhin ist der Einfluss des Quetschflusses auf das Temperaturprofil und damit verbunden auf die Entstehung von Eigenspannungen bislang ungeklärt.

## 2.5 Einfluss von Eigenspannungen

Eigenspannungen sind mechanische Spannungen im Bauteil, die auf keine von außen einwirkende Belastung zurückzuführen sind. Grundlegend wird zwischen struktur- und thermisch-bedingten Eigenspannungen unterschieden, wobei insbesondere beim Kunststoffschweißen auf die letztere das größte Augenmerk zu richten ist (siehe [30]). Von zentraler Wichtigkeit ist hierbei die Volumenexpansion und -kontraktion, welche zum einen von dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten des jeweiligen Kunst-

stoffs und zum anderen von dem lokal generierten Schmelzevolumen abhängt. Infolge inhomogener Bedingungen beim Aufschmelzen oder Abkühlen kommt es zu richtungsabhängigen mechanischen Spannungen. Bei der Auslegung von Schweißprozessen ist es Ziel, dass möglichst geringe Eigenspannungen in der Schweißnaht verbleiben, da diese die Beanspruchbarkeit signifikant beeinflussen und in der Regel zu einer Reduktion der Verbindungsfestigkeit führen.

Beim **Konturschweißen von amorphen Kunststoffen** wurde von *POTENTE et al.* [37] anhand von thermo-mechanischen Simulationen gezeigt, dass in Vorschubrichtung signifikante Eigenspannungen zu erwarten sind. Im Zentrum der Schweißnaht, knapp unterhalb der Fügeebene, sind laut diesen Ergebnissen die höchsten Eigenspannungen zu erwarten. Diese werden auf die hohen örtlichen Temperaturgradienten, insbesondere in Vorschubrichtung, zurückgeführt; diese entstehen infolge der einmaligen Überfahrt des Laserstrahls. Bei Nutzung der quasi-simultanen Bestrahlungsstrategie sind hingegen in Vorschubrichtung lediglich sehr geringe Temperaturgradienten zu erwarten, wodurch entlang dieser Raumrichtung entsprechend mit geringen Eigenspannungen zu rechnen ist. Die Temperaturverhältnisse entsprechen nahezu denen beim Simultanschweißen. *SOORIYAPIRAGASAM et al.* [38] zeigen, dass bei dieser Verfahrensvariante eine vernachlässigbar geringe Eigenspannung in Vorschubrichtung vorliegt. Konsequenterweise ist das Augenmerk hinsichtlich der Eigenspannungen auf die Raumrichtungen quer zur Vorschubrichtung zu lenken.

Beim **Heizelementstumpfschweißen** zeigen simulative Untersuchungen von *TÜCHERT* [30] und *SCHNIEDERS* [39], dass im Zentrum der Schweißnaht vornehmlich Druckspannungen und im Randbereich überwiegend Zugspannungen vorliegen; es ist der Querschnitt der Schweißung zu betrachten. Die Eigenspannungen werden zum einen auf das geringe Schmelzevolumen in der Mitte und zum anderen auf das deutlich größere Schmelzevolumen im Randbereich zurückgeführt. Konsequenterweise kommt es im Mittenbereich zu einer geringen Volumenkontraktion, wohingegen im Randbereich eine vergleichsweise große Kontraktion vorliegt. Auf Basis dieser Erkenntnisse ist davon auszugehen, dass eine konstante Schmelzefilmstärke quer zur Vorschubrichtung zu geringen Unterschieden in der Volumenkontraktion führt, wodurch geringe Eigenspannungen zu erwarten sind. Grundsätzlich ist aufgrund der Ähnlichkeiten im Prozessablauf von einer Übertragbarkeit der Erkenntnisse auf das quasi-simultane Laser-Durchstrahlschweißen auszugehen.

Eine **experimentelle Ermittlung der Eigenspannungen** stand in den Untersuchungen von *BONEFELD et al.* [20] im Vordergrund. Hier werden Eigenspannungen an geschweißten Polycarbonat Proben mithilfe der Bohrlochmethode gemessen. Es wird gezeigt, dass die verbleibenden Eigenspannungen bei Anwendung des quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißens deutlich reduziert werden können, indem eine hohe Laserleistung, ein niedriger Spanndruck und eine hohe Scanfrequenz genutzt werden. Hierbei ist hinzunehmen, dass bei der Eigenspannungsmessung mit der Bohrlochmethode lediglich eine stark begrenzte geometrische Auflösung erzielbar ist.

Neben der quantitativen Bestimmung der Eigenspannungen erlaubt auch eine qualitative Bestimmung Rückschlüsse auf den idealen Prozessablauf. Hierzu zeigen *SCHKUTOW et al.* [40], dass in amorphen Kunststoffen mithilfe eines Xylol-Luft-Gemisches Spannungsrisse induziert werden können. Der Eigenspannungszustand einzelner Schweißverbindungen kann somit qualitativ gegenübergestellt werden, woraufhin zielführende Prozessabläufe zu eruieren sind.

Festzuhalten ist, dass quantitative Methoden zur Bestimmung des Eigenspannungszustands gegenwärtig teilweise stark fehleranfällig und darüber hinaus kosten- und zeitintensiv sind. Qualitative Methoden ermöglichen zwar eine Bewertung der gesamten Schweißnaht hinsichtlich des Eigenspannungszustands, bieten jedoch nur eine eingeschränkte Möglichkeit zur Bewertung eines zielführenden Prozessablaufs. Demgegenüber lassen sich Eigenspannungen, hervorgerufen durch die thermische Kontraktion, in thermo-mechanischen Simulationen in vergleichsweise hohem zeitlichen und örtlichen Detaillierungsgrad ermitteln. Während für das Konturschweißen bereits numerische Prozessmodelle zur Ermittlung von Eigenspannungen eingesetzt werden können, fehlt für das QS-Schweißen bislang ein entsprechendes Modell, in welchem insbesondere der Quetschfluss detailliert abgebildet wird.

## 2.6 Numerische Prozessmodelle

In zahlreichen wissenschaftlich geprägten Arbeiten zum Laser-Durchstrahlschweißen ist die numerische Modellierung des Prozessablaufs ein integraler Bestandteil. Die Berechnung des Temperaturfeldes ist dabei von zentraler Bedeutung. Da die Erwärmung des oberen Fügepartners vorwiegend durch Wärmeleitung aus dem unteren Fügepartner hervorgerufen wird, sind auch die lokalen Kontakt- und Spanndruckverhältnisse in der Fügeebene von großem Interesse [41].

### 2.6.1 Temperaturfeldberechnung

Im Vorfeld der numerischen Berechnung des Temperaturfeldes ist zum einen eine Idealisierung des Berechnungsgebiets erforderlich, woraus das Geometriemodell hervorgeht. Zum anderen ist sowohl eine örtliche als auch zeitliche Diskretisierung anzuwenden. Die Genauigkeit des Berechnungsergebnisses und die Rechenzeit sind dabei maßgeblich von den hierbei getroffenen Vereinfachungen beeinflusst. Da infolge der quasi-simultanen Bestrahlung sehr geringe Temperaturgradienten in Vorschubrichtung zu erwarten sind, ist hinsichtlich der minimalen Rechenzeit die Ausdehnung eines dreidimensionalen Geometriemodells in Vorschubrichtung grundsätzlich möglichst gering zu halten oder ein zweidimensionales Geometriemodell zu nutzen, wie von *PIILLI et al.* [42] vorgeschlagen. Durch die Idealisierung der Schweißapplikation in einem Geometriemodell muss auch die zeitliche Diskretisierung entsprechend angepasst werden, hierbei ist die Einführung eines Aufheiz- und Abkühlschrittes zielführend, wie von *SHABAN* [43] und *WILKE et al.* [44] empfohlen. Abbildung 7 zeigt exemplarisch ein Geometriemodell (rechts), extrahiert aus einer typischen Schweißapplikation mit geschlossener Fügekontur (links).

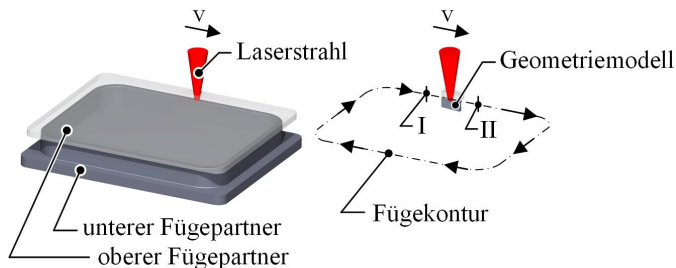


Abbildung 7: Geometriemodell zur numerischen Berechnung des Quasi-Simultanschweißens (rechts), extrahiert aus einer Schweißapplikation mit geschlossener Fügekontur (links)

Im Geometriemodell wird innerhalb des Zeitbereichs eines Strahlumlaufs des Laserstrahls entlang der Fügekontur ein Aufheiz- und ein Abkühlschritt berechnet. Im Aufheizschritt wird der Laserstrahl von Pos. I zu Pos. II bewegt und im Abkühlschritt von Pos. II entlang der Fügekontur wieder zur Pos. I geführt (siehe Abbildung 7 rechts). Während im Aufheizschritt der Energieeintrag des Laserstrahls ins Geometriemodell berücksichtigt wird, werden im Zeitbereich des Abkühlschritts lediglich die Wärmetransportvorgänge berechnet.

Zur Berechnung des Temperaturfeldes wird sowohl im Aufheiz- als auch im Abkühlschritt die partielle Differentialgleichung der Fourier'schen Wärmetransportgleichung gelöst, welche sich in Matrizenform in Anlehnung an die Darstellung von GROTH *et al.* [45] wie folgt formulieren lässt:

$$\underbrace{[C] \cdot \{\dot{T}\}}_{1. \text{ Term}} + \underbrace{[K] \cdot \{T\}}_{2. \text{ Term}} = \underbrace{\{-\phi(x, y, z, t)\}}_{3. \text{ Term}} \quad (3)$$

In einem Finiten Element steht dabei der Wärmeeintrag (3. Term) stets im Gleichgewicht mit der gespeicherten Wärmemenge (1. Term) und der Wärmeabfuhr durch Wärmeleitung (2. Term). Die Materialparameter Dichte ( $\rho$ ) und die Wärmekapazität ( $c_p$ ) sind hierbei in der Kapazitätsmatrix  $[C]$  und die Wärmeleitfähigkeit ( $k$ ) in der Leitfähigkeitsmatrix  $[K]$  gefasst. In einem numerischen Lösungsverfahren werden sodann die Temperatur  $\{T\}$  und die zeitliche Ableitung der Temperatur  $\{\dot{T}\}$  durch Lösen der Gleichung (3) berechnet; währenddessen werden auch Randbedingungen wie etwa die Wärmeabfuhr durch Konvektion miteinbezogen (siehe [46]).

Die Oberflächenbereiche der Fügepartner, welche beim Laser-Durchstrahl-schweißen eine signifikant höhere Temperatur als die Umgebungstemperatur aufweisen, sind sehr klein. Der Wärmetransport durch Konvektion ist daher gegenüber der Wärmeleitung vernachlässigbar gering, was den Arbeiten von POLSTER [47] und MAYBOUDI [48] zu entnehmen ist. Die zentrale Eingangsgröße ist daher die thermische Heizlast, welche betragsmäßig der im Material absorbierten Strahlungsleistung  $\phi$  entspricht und die Einheit  $W/mm^3$  trägt.

Die thermische Heizlast  $\phi$  wird für den oberen Fügepartner mit der Wärmequellgleichung (4)

$$\phi_1(x, y, z_1, t) = \alpha \cdot \frac{8 \cdot P_M}{\pi \cdot d_L^2} \cdot e^{\left( (-\alpha \cdot z_1) - 8 \cdot \frac{(x-v \cdot t)^2 + y^2}{d_L^2} \right)} \quad (4)$$

und für den unteren Fügepartner mit Wärmequellgleichung (5)

$$\phi_2(x, y, z_2, t) = e^{(\alpha_1 \cdot d)} \cdot \alpha_2 \cdot \frac{8 \cdot P_M}{\pi \cdot d_L^2} \cdot e^{\left( (-\alpha_2 \cdot z_2) - 8 \cdot \frac{(x-v \cdot t)^2 + y^2}{d_L^2} \right)} \quad (5)$$

berechnet. Die Parameter ( $P_M$ ,  $d_L$ ) skalieren die Strahlungsintensität der Laserstrahlung. Die Absorption der Laserstrahlung spiegelt sich im Absorptionskoeffizienten  $\alpha$  wider und die Vorschubgeschwindigkeit des Laserstrahls wird durch den Parameter  $v$  repräsentiert. Eine Herleitung der Wärmequellgleichungen findet sich im Anhang.

### 2.6.2 Thermo-mechanisch gekoppelte Simulation

Bei der thermo-mechanischen Simulation ist neben der volumetrischen Heizleistung auch die Fügekraft eine Eingangsgröße für die Berechnung. Diese Art der Prozesssimulation ist in der Schweißtechnik, insbesondere bei Schmelzschweißverfahren, bereits seit über zwei Jahrzehnten hinlänglich bekannt. Für die Realisierung einer thermo-mechanischen Kopplung gibt es hinsichtlich der mathematischen Beschreibung eine Vielzahl an Varianten, welche Grundlagenwerken (siehe [49]) zu entnehmen sind. Die wohl gebräuchlichste Darstellung der thermo-mechanisch gekoppelten Differentialgleichungen ist die Matrizenschreibweise nach *Groth et al.* [45]:

$$\begin{bmatrix} [M_{mech}] & [0] \\ [0] & [0] \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \{\ddot{u}\} \\ \{\ddot{T}\} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} [C_{mech}] & [0] \\ [C_{th,mech}] & [C_{th}] \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \{\dot{u}\} \\ \{\dot{T}\} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} [K_{mech}] & [K_{mech,th}] \\ [0] & [K_{th}] \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \{u\} \\ \{T\} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{F\} \\ \{\phi\} \end{Bmatrix} \quad (6)$$

Die Verschiebung ( $u$ ) sowie die Temperatur ( $T$ ) gemeinsam mit den jeweiligen zeitlichen Ableitungen bis zum zweiten Glied werden hierbei in einem numerischen Lösungsverfahren bestimmt. Sofern die mechanischen Beschleunigungen vernachlässigt werden können, wie dies bei der Schweißsimulation der Fall ist, so kann der erste Term der Gleichung gänzlich entfallen. Weiterhin können die Kopplungsterme  $[K_{mech,th}]$  und  $[C_{th,mech}]$  vereinfacht werden, wodurch die numerische Lösungsfindung erleichtert wird [45].

Beim Laser-Durchstrahlsschweißen werden thermo-mechanisch gekoppelte Simulationen bislang lediglich einzeln eingesetzt, auszugsweise sei auf *LABEAS et al.* [50], *ZOUBEIR et al.* [51], *POLSTER* [47] und *SHABAN* [43] verwiesen, in welchen das Konturschweißen behandelt wird. In *FIGLER* [18] und *LAKEMEYER* [36] wird das Schweißen mit quasi-simultaner Bestrahlung thermo-mechanisch modelliert.

Simulative Untersuchungen des Eigenspannungszustands beim Schweißen mit quasi-simultaner Bestrahlung unter Berücksichtigung des Quetschflusses sind bislang nicht bekannt. Dies ist insbesondere auf die bisher genutzten Rechenmethoden zurückzuführen. So wurde zur Berechnung der Deformation bisher ausschließlich ein Lagrange-Netz verwendet, bei welchem die berechnete Deformation mit einer Verzerrung des Netzes einhergeht. Treten jedoch zu große Netzverzerrungen auf, so wird die

numerische Berechnung instabil und es kommt zum Abbruch der Simulation. Bei gegebener Größe der Finiten Elemente ist nur ein bestimmter Grad an Deformation abbildbar<sup>3</sup>. Die Elementgröße sollte aber in der Fügeebene möglichst klein sein, um insbesondere die großen örtlichen Temperaturgradienten akkurat abzubilden. Um dennoch hohe Deformationsgrade in der Simulation abzubilden, werden in *FIEGLER* [18], *WILKE et al.* [44], *POTENTE et al.* [52] und *LAKEMEYER* [36] vergleichsweise große Finite Elemente genutzt. Aus diesen Werken geht hervor, dass aufgrund der grobmaschigen Vernetzung zwar die Deformation während des Schweißens nachempfunden werden kann, jedoch die Fließbewegungen zwischen dem oberen und dem unteren Fügepartner nicht hinreichend genau aufzulösen sind. Die berechnete Fließgeschwindigkeit ist insbesondere zur Analyse einer etwaigen Korrelation mit der Schweißnahtfestigkeit nicht verwendbar.

### 2.6.3 Handlungsbedarf

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass der entstehende Quetschfluss gegenwärtig in Prozessmodellen nicht berücksichtigt wird. Der stoffgebundene Wärmetransport, welcher mit der Deformation durch den einsetzenden Quetschfluss einhergeht, wird somit nicht miteinbezogen, sodass das berechnete Temperaturfeld nach Einsetzen des Quetschflusses erheblich von der tatsächlichen Gegebenheit in der Schweißnaht abweicht. Speziell der Einfluss der Deformation der Fügepartner auf die Kontaktverhältnisse in der Fügezone kann allerdings in einer Temperaturfeldberechnung nicht zufriedenstellend berücksichtigt werden. Hierbei wird insbesondere dem Einfluss der thermischen Expansion ein großer Stellenwert zugesprochen, welchen es zu berücksichtigen gilt. Um diesen Einschränkungen zu begegnen und um auch eine Aussage über den Eigenspannungszustand nach der Schweißung zu erhalten, bietet sich der Einsatz einer thermo-mechanisch gekoppelten Simulation an.

---

<sup>3</sup> Maßgebend für die Netzqualität ist das sogenannte Kanten-Längen-Verhältnis oder auch „Aspect-Ratio“ eines Finiten-Elements. Im Idealfall sollte dieses Verhältnis den Wert eins annehmen. Einhergehend mit der Verzerrung eines Finiten Elements steigt dieser Wert an. Ist der Wert zu groß, so werden die Berechnungen instabil bzw. führen zum Abbruch der Simulation.

## 2.7 Temperaturmessung mit scanner-integriertem Pyrometer

Scansysteme mit integriertem Pyrometer sind kommerziell verfügbar und werden bereits zur Prozessüberwachung des Laser-Durchstrahlsschweißens eingesetzt (vgl. [53]). Abbildung 8 zeigt unterschiedliche Scansysteme mit integrierten Pyrometern:

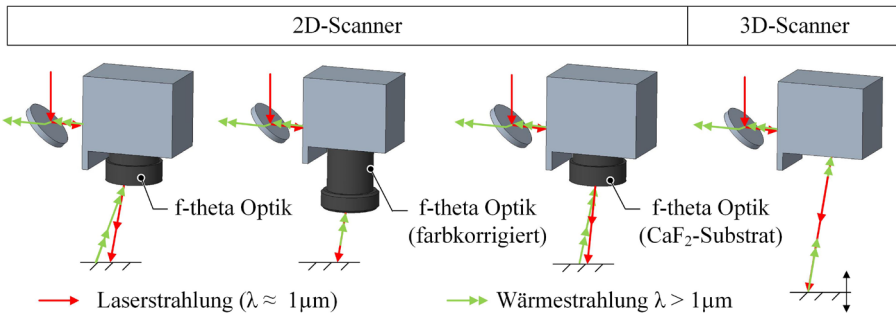


Abbildung 8: Schematischer Aufbau von Scansystemen mit integriertem Pyrometer: 2D-Scanner mit f-theta Optiken (links und mittig), 3D-Scanner (rechts)

Es ist zwischen 2D- und 3D-Scannern zu unterscheiden. Die von der Wärmeeinflusszone entsandte Wärmestrahlung, welche zum Teil in Richtung des Scanners gerichtet ist, wird durch den Scanner geführt, von einem dichroitischen Strahlteiler ausgekoppelt und schließlich einem Pyrometer zugeführt. Der Messspektralbereich des Pyrometers befindet sich typischerweise oberhalb der Emissionswellenlänge des Bearbeitungslasers, da die zu erfassende Wärmestrahlung mit zunehmender Wellenlänge deutlich ansteigt; das Maximum der Strahlungsleistung liegt gemäß dem *PLANCKSCHEN* Wärmestrahlungsgesetz ca. bei der Wellenlänge  $\lambda = 6 \mu\text{m}$  ( $T = 200^\circ\text{C}$ ). Typischerweise werden InGaAs-Detektoren eingesetzt, da diese eine hohe Detektivität und eine geringe Antwortzeit aufweisen, wie dem Anhang auf Seite 130 zu entnehmen ist.

Bei 2D-Scannern mit f-theta-Optik (siehe Abbildung 8, i. v. l.) zeigt sich mit zunehmender Auslenkung des Laserstrahls ein deutlicher Versatz zwischen Laserstrahl und Temperaturmessfeld, wie von *WIPPO et al.* [54] nachgewiesen. Dem zugrunde liegt der Umstand, dass standardmäßig verbaute f-theta Optiken nur für die Laserwellenlänge, nicht aber für die Wärmestrahlung ausgelegt sind: es kommt aufgrund der chromatischen Aberration zu einem Koaxialitätsfehler. Um diesen zu minimieren, werden oftmals farbkorrigierte f-theta Optiken eingesetzt, wie unter anderen von *REINL et al.* [55] und *HORN* [56] vorgeschlagen. Das Arbeitsfeld, in dem

Laser- und Wärmestrahlung als koaxial angenommen werden können, wird durch diese Maßnahme somit deutlich vergrößert (siehe Abbildung 8, 2. v. l).

Bei einer farbkorrigierten f-theta-Optik zeigt sich aufgrund der Vielzahl an Linsen jedoch eine signifikante Strahlungsabschwächung der Wärmestrahlung. Um auf eine farbkorrigierte f-theta-Optik zu verzichten, trotzdem aber einen geringeren Koaxialitätsfehler zu erhalten, wird von *WIPPO et al.* [57] der Einsatz einer f-theta-Optik aus Calciumfluorid ( $\text{CaF}_2$ ) vorgeschlagen. Hierbei handelt es sich um einen Linsenwerkstoff mit niedriger Dispersion. Der Koaxialitätsfehler lässt sich dadurch minimieren, jedoch nicht gänzlich eliminieren (siehe Abbildung 8, 3. v. l).

Die zuvor erwähnten Einschränkungen bei 2D-Scannern mit f-theta Optik sind vorwiegend auf das Strahlführungs- und -formungskonzept zurückzuführen. Wird hingegen ein 3D-Scanner verwendet, so kann auf eine f-theta-Optik verzichtet werden. Ein Teil der von der Fügezone entsandten Wärmestrahlung wird direkt von den galvanometerbetriebenen Ablenkspiegeln erfasst, durch die Laser-Fokussieroptiken geführt, über einen Strahlteiler ausgekoppelt und dem Pyrometer zugeführt. Die Dispersion der Optiken bewirkt einen Versatz in der Fokusslage entlang der optischen Achse, nicht aber einen Koaxialitätsfehler von Laser- und Wärmestrahlung (siehe Abbildung 8, 4. v. l). 3D-Scanner mit integriertem Pyrometer sind mittlerweile bereits kommerziell verfügbar.

In eigenen Arbeiten wurde bereits gezeigt, dass sich ein 3D-Scanner mit koaxial integriertem Pyrometer zur Prozessüberwachung eignet. Fügepalte zu Beginn der Schweißung können anhand des Temperaturmesssignals identifiziert werden (siehe [58–61]). Der zeitliche Ablauf der Spaltschließung lässt sich in drei Bereiche aufteilen. Abbildung 9 zeigt den typischen Temperaturverlauf in den drei Zeitbereichen jeweils innerhalb und außerhalb eines initialem Fügepaltes von 0.2 mm:

Zu Beginn der Bestrahlung (Zeitbereich I) steigt die Temperatur im Fügepalte deutlich schneller an als außerhalb. Das Spaltmaß wird während der Bestrahlung insbesondere durch das Abschmelzen der in Kontakt stehenden Bereiche der Schweißnaht fortwährend reduziert. Die Temperatur im Fügepalte steigt an, bis beide Fügepartner auch dort in Kontakt stehen. Sobald die Fügepartner in Kontakt treten, fällt die Temperatur im Fügepalte schlagartig ab. Im Zeitbereich II nähert sich die Temperatur im Fügepalte fortwährend der Temperatur außerhalb des Spaltes an. Die Temperatursignale innerhalb und außerhalb des Fügepaltes sind im Zeitbereich III nahezu identisch: Der Fügepalte ist geschlossen.

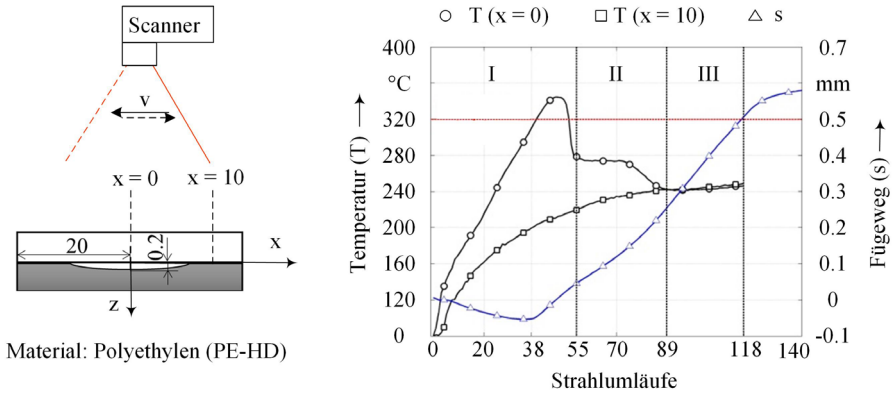


Abbildung 9: Temperaturverlauf im Fügeseit ( $x = 0$ ) und außerhalb ( $x = 10$ ) in Abhängigkeit der Strahlumläufe (rechts), gemessen an einer Probe mit initialem Fügeseit (links); der gesamte Versuchsaufbau ist in [58] detailliert beschrieben.

Die Eignung der Temperaturmesstechnik zur Identifikation von Fügeseiten wurde auch bereits bei Polyamid 6 Proben mit 30 % Glasfaseranteil und einer Probendicke des oberen Fügepartners von 2 mm nachgewiesen (siehe [62]). Es gelingt auch hier die Temperaturüberhöhung im Spaltbereich zu messen, obwohl die Messung durch eine starke Strahlungsabschwächung im Material erschwert ist.

Bei der Temperaturmesstechnik gibt es gegenwärtig jedoch eine zentrale Einschränkung: Die gemessene Temperatur kann bislang nicht der tatsächlichen Temperatur in der Schweißnaht zugeordnet werden. Das Temperaturmesssignal ist daher als dimensionsloser Kennwert zu betrachten. Um das gemessene Temperatursignal einem Entstehungsort zuzuordnen zu können, ist eine Kalibrierung der Temperaturmesstechnik erforderlich.



### 3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Dem Stand der Wissenschaft und Technik ist zu entnehmen, dass das Prozesswissen beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen mit Blick auf die resultierende Schweißnahtfestigkeit gegenwärtig eingeschränkt ist. Zwar ist bei einzelnen Fügeanwendungen bekannt, welchen Einfluss die Prozessparameter auf die Schweißnahtfestigkeit haben, jedoch ist nicht bekannt, welcher Prozessablauf zu einer Steigerung oder Reduktion derselben führt.

Die Erweiterung des Prozesswissens hinsichtlich der Korrelation zwischen Prozessablauf und Schweißnahtfestigkeit ist das übergeordnete Ziel dieser Arbeit. Der Grundwerkstoff Polyamid 6 wird gewählt, da dieser in vielen Branchen ein wichtiger Konstruktionswerkstoff ist und die maximal erzielbare Verbindungsfestigkeit unter Anwendung des quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißens gegenwärtig aus dem Stand der Technik nicht hervorgeht. Zur experimentellen Prozessanalyse ist eine Laserversuchsanlage mit Sensorik zu entwickeln. Neben dem Fügweg und der Spannkraft sollen insbesondere auch die Fügegeschwindigkeit und die Temperatur während des Schweißens gemessen werden. Alle Messsignale sollen in einem Echtzeitsystem ausgewertet werden. Während die Messtechnik zur Kraft- und Wegmessung kommerziell verfügbar und somit unmittelbar zu nutzen ist, muss eine Temperaturmesstechnik jedoch erst konzipiert, realisiert und kalibriert werden.

Die koaxiale Integration eines Pyrometers in einen Scanner erscheint angesichts des Standes der Wissenschaft und Technik als sinnvoll. Die zentrale Herausforderung ist hierbei das Messen einer geringen Wärmestrahlungsleistung sowie die Identifikation eines geeigneten Messspektralbereichs, bei welchem sich im oberen Fügepartner eine möglichst geringe Strahlungsabschwächung einstellt. Darüber hinaus muss zum einen eine ausreichend hohe Abtastrate vorliegen, um die Temperaturmessung bei typischen Vorschubgeschwindigkeiten für das quasi-simultane Laser-Durchstrahlschweißen einsetzen zu können. Zum anderen muss ein zielführendes Strahlführungs- und -formungskonzept mit möglichst geringer Strahlungsabschwächung realisiert und ein Pyrometer mit geeignetem Sensor integriert werden. Darauf aufbauend ist eine Kalibrierung vorzunehmen, um den Temperaturmesswert bestmöglich einem Entstehungsort in der Schweißnaht zuordnen zu können.

Begleitend zu den Untersuchungen soll eine FEM-Prozesssimulation mit Thermo-Fluid-Struktur-Kopplung aufgebaut werden und als komplementäres Werkzeug zur Prozessanalyse zur Verfügung stehen. Die physikalischen Vorgänge während des Schweißvorgangs, insbesondere der Quetschfluss und der stoffgebundene Wärmetransport, welche beide messtechnisch schwer zugänglich sind, sollen so in einer hohen geometrischen und zeitlichen Auflösung simulativ erfasst werden. Durch den versuchsbegleitenden Einsatz der Prozesssimulation sollen einerseits systematische Messfehler schnell identifiziert werden. Andererseits soll die vom Pyrometer detektierbare Wärmestrahlung berechnet werden, um den Temperaturmesswert bestmöglich einem Entstehungsort zuzuordnen. Die Prozesssimulation ist daher auch für die Entwicklung der Messtechnik ein wertvolles Werkzeug.

Durch die Untersuchung der Korrelation zwischen Prozessablauf und Schweißnahtfestigkeit soll tiefgründiges Prozesswissen erarbeitet werden, aus welchem sich Schlussfolgerungen hinsichtlich der Prozessführung ableiten lassen. Darüber hinaus sollen für den Anwender des quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißens simulative und experimentelle Werkzeuge zur Prozessanalyse entwickelt werden, die letztlich dem Anwender zur Optimierung des Prozessablaufs hinsichtlich der Maximierung der Schweißnahtfestigkeit und der Minimierung der Schweißzeit zur Verfügung stehen sollen.

## 4 Werkstoffcharakterisierung

Die Werkstoff- und Bauteileigenschaften von Kunststoffen werden im besonderen Maße von den Verarbeitungsbedingungen beeinflusst. Die Identifikation der optischen, thermischen und mechanischen Werkstoffeigenschaften ist für eine akkurate Prozesssimulation unabdingbar. Zur präzisen Ermittlung der optischen Materialkennwerte wurde in eigenen Arbeiten ein Rechenprozedere entwickelt (siehe [63]), welches nachfolgend detailliert beschrieben ist. Die thermischen, thermo-mechanischen und thermo-fluidischen Kennwerte wurden von akkreditierten Prüfinstituten ermittelt und sind dem Anhang auf Seite 107 ff zu entnehmen.

### 4.1 Optische Eigenschaften des oberen Fügepartners

Die optischen Eigenschaften sind für beide Fügepartner sowohl im Spektralbereich des BearbeitungsLasers als auch im Messspektralbereich des Pyrometers ( $\lambda = 1.6 \dots 2.1 \mu\text{m}$ ) von Interesse. Die an einer Kunststoffprobe reflektierten und transmittierten Strahlungsanteile werden mithilfe von Spektrometern mit integrierter Ulbricht-Kugel messtechnisch erfasst. Die genutzten Versuchsaufbauten sind in [64] detailliert beschrieben. Abbildung 10 zeigt die Messergebnisse aus den Transmissions- und Reflexionsmessungen an den PA6-Kunststoffplatten mit einer Dicke von  $L = 1 \text{ mm}$ :

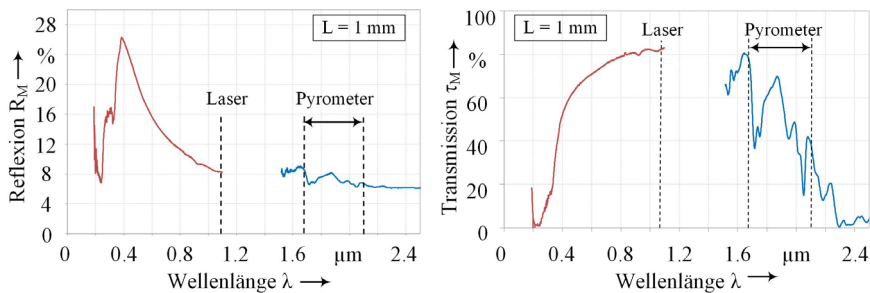


Abbildung 10: Reflexions- und Transmissionsgrad (links/rechts) für den Werkstoff Ultraamid B3S (natur) bei der Dicke  $L = 1 \text{ mm}$ <sup>4</sup>

Es wurden zwei Messaufbauten mit unterschiedlichen Photodioden genutzt; beide sind im Spektralbereich  $\lambda = 1.1 \dots 1.5 \mu\text{m}$  nicht sensitiv. Im sichtbaren Wellenlängenspektrum (VIS) zeigt sich ein vergleichsweise hoher

<sup>4</sup> Die Messwerte wurden im Rahmen der Publikation [63] von Mitarbeitern des New Technologies Research Centre der University of West Bohemia erhoben.

Reflexionsgrad, welcher mit ansteigender Wellenlänge kontinuierlich abnimmt. Bei der Laserwellenlänge ( $\lambda = 1070 \text{ nm}$ ) wird ein Reflexionsgrad von  $R_M = 8.3 \%$  gemessen. Im Messspektralbereich des Pyrometers werden geringfügig geringere Werte gemessen (siehe Abbildung 10, links).

Der Transmissionsgrad  $\tau_M(\lambda)$  reduziert sich im Messspektralbereich des Pyrometers mit ansteigender Wellenlänge deutlich. Sowohl die Absorptionsbanden wie von *MARQUARDT* [15] beschrieben, als auch die nahezu vollständige Absorption für Strahlung der Wellenlänge  $\lambda > 2.3 \mu\text{m}$  sind deutlich zu sehen (vgl. Abschnitt 2.1). In der Transmissionsmessung liegt bei der Laserwellenlänge ein Transmissionsgrad von  $\tau_M = 82 \%$  vor. Im Messspektralbereich des Pyrometers werden Werte im Bereich zwischen  $\tau_M = 15..78 \%$  gemessen.

Zur Ermittlung der Absorptionskoeffizienten werden die Gleichungen (7) und (8) genutzt:

$$R_M(\lambda) = R_0(\lambda) + R_0(\lambda) \cdot e^{-2 \cdot \alpha \cdot L} \quad (7)$$

$$\tau_M(\lambda) = \frac{P_t}{P_0} = (1 - R_0(\lambda)) \cdot e^{-\alpha \cdot L} \cdot (1 - R_0(\lambda)) \quad (8)$$

Es wird davon ausgegangen, dass sich der Messwert  $R_M(\lambda)$  aus der Grenzflächenreflexion an Vorder- und Rückseite der Kunststoffprobe zusammensetzt. Der erste Term in Gleichung (7) entspricht der ersten Grenzflächenreflexion. Der zweite Term der Gleichung repräsentiert die Grenzflächenreflexion an der Rückseite der Kunststoffprobe, welche an der Vorderseite wieder austritt. Die Strahlungsabschwächung infolge des zweimaligen Durchgangs durch die Probe mit der Dicke  $L$  wird in einem Schwächungsterm nach Lambert-Beer berücksichtigt. Eine Streuung der Strahlung im Material wird hierbei vernachlässigt.

Der Transmissionsgrad  $\tau_M(\lambda)$  wird durch Bildung des Quotienten der transmittierten Strahlungsleistung  $P_T$  zur eingehenden Strahlungsleistung  $P_0$  bestimmt und durch drei Terme beschrieben (siehe Gleichung (8)). Der erste Term beschreibt den Strahlungsanteil im Material abzüglich der Grenzflächenreflexion an der Vorderseite. Die Strahlungsabsorption in der Probe wird durch den zweiten Term berücksichtigt. Der letzte Term beinhaltet den transmittierten Strahlungsanteil abzüglich der Grenzflächenreflexion an der Rückseite.

Die Gleichungen (7) und (8) enthalten die Grenzflächenreflexion  $R_0(\lambda)$  und den Absorptionskoeffizienten  $\alpha(\lambda)$  als Unbekannte. Beide werden

anhand der Messdaten  $\tau_M(\lambda)$  und  $R_M(\lambda)$  bestimmt, indem das lineare Gleichungssystem bestehend aus den zwei Gleichungen mit zwei Unbekannten iterativ gelöst wird. Bei der Laserwellenlänge gehen die Werte  $R_0 = 4.6\%$  und  $\alpha = 0.10\text{ mm}^{-1}$  hervor. Der Wert für die Grenzflächenreflexion  $R_0$  kommt der Grenzflächenreflexion nach *FRESNEL* (unpolarisierte Strahlung) sehr nahe. Hierdurch ist die Vorgehensweise zur Bestimmung des Absorptionskoeffizienten zu bestätigen und abzuleiten, dass der Effekt der Streuung bei der Polyamid 6 Type und der hier vorliegenden Laserwellenlänge vernachlässigbar klein ist.

Der Absorptionskoeffizient im Messspektralbereich des Pyrometers wird auch unter Anwendung des zuvor beschriebenen Prozederes ermittelt. Abbildung 11 zeigt den Verlauf beider Werte innerhalb des Messspektralbereichs:

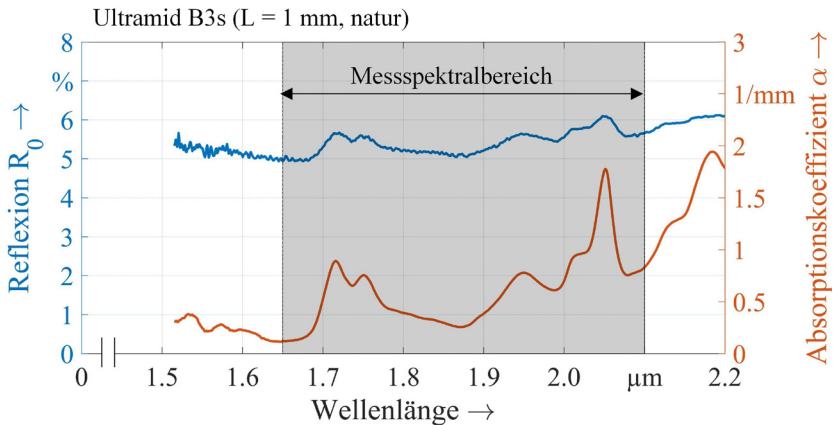


Abbildung 11: Absorptionskoeffizient ( $\alpha$ ) und Reflexionsgrad ( $R_0$ ) des Werkstoffs Ultramid B3s, berechnet mit den Gleichungen (7) und (8) anhand von Reflexions- und Transmissionsmessungen ( $\tau_M$ ,  $R_M$ )

Der Absorptionskoeffizient variiert zwischen  $\alpha(\lambda) = 0.12 \dots 1.7\text{ 1/mm}$  und die Grenzflächenreflexion nimmt Werte zwischen  $R_0(\lambda) = 4.9 \dots 6.0\%$  an. Auch hier entsprechen die Werte der Grenzflächenreflexion nahezu den Werten nach *FRESNEL*, wodurch der Effekt der Streuung als vernachlässigbar klein zu betiteln ist. Im Messspektralbereich ist ein noch kleinerer Streuungseffekt als bei der Laserwellenlänge zu erwarten, da nach *FOX* [65] Folgendes gilt: Je größer die Wellenlänge der Strahlung, desto geringer der Streuungseffekt nach *RAYLEIGH*.

## 4.2 Optische Eigenschaften des unteren Fügepartners

Zur Bestimmung des Absorptionskoeffizienten für den unteren Fügepartner ist die Dicke  $L$  der Kunststoffproben deutlich zu reduzieren, um einen signifikanten Anteil an transmittierter Strahlung zu messen. Von den PA6-Kunststoffproben mit Rußfüllung werden daher unter Zuhilfenahme eines Rotationsmikrotoms Dünnschnitte mit unterschiedlichen Dicken  $L = 5 \dots 50 \mu\text{m}$  angefertigt. Um den Schneidprozess zu verbessern, wird auf der Schnittfläche ein Befestigungsklebeband aufgebracht, wodurch ebene Dünnschnitte mit gleichbleibender Dicke herstellbar sind<sup>5</sup>.

Abbildung 12 zeigt die aus den Messwerten  $R_m$  und  $\tau_m$  berechneten Werte für den Absorptionskoeffizienten unter Zuhilfenahme der Gleichung (7) und (8) in Abhängigkeit von der Probendicke und dem Rußgehalt der Kunststoffe:

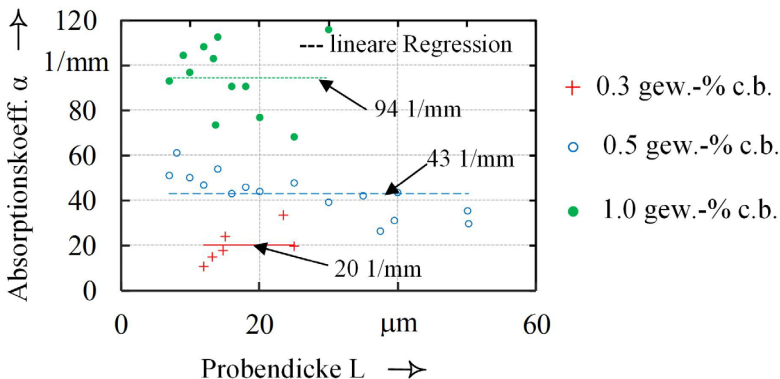


Abbildung 12: Berechnete Absorptionskoeffizienten für rußgefüllte Kunststoffproben bei unterschiedlichen Dicken  $L$  im Vergleich mit Regressionsgeraden [63]<sup>6</sup>

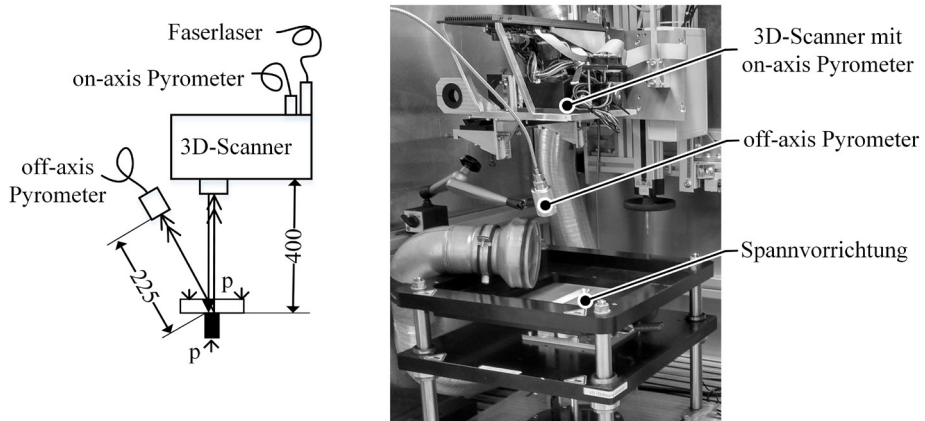
Der Absorptionskoeffizient ist ein Werkstoffkennwert und somit unabhängig von der Dicke des Dünnschnitts. Aus den Messwerten werden daher arithmetische Mittelwerte gebildet. Es resultieren für die Absorptionskoeffizienten die Werte  $\alpha_{0,3} = 20 \text{ mm}^{-1}$ ,  $\alpha_{0,5} = 43 \text{ mm}^{-1}$ ,  $\alpha_{1,0} = 94 \text{ mm}^{-1}$  (siehe Abbildung 12).

<sup>5</sup> Die Dicke der Dünnschnitte wurde mit einem Laserscanmikroskop überprüft. Es zeigt sich, dass die am Mikrotom eingestellten Schnittdicken mit den resultierenden Dicken der Dünnschnitte in einer Genauigkeit von  $L \pm 2 \mu\text{m}$  übereinstimmen.

<sup>6</sup> Die Messwerte wurden im Rahmen der Publikation [63] von Mitarbeitern des New Technology Research Centre der University of West Bohemia erhoben.

## 5 Laserversuchseinrichtung

Entsprechend der Zielsetzung wird eine Laserversuchseinrichtung mit integrierter Echtzeitsensorik konzipiert, realisiert und in zahlreichen Entwicklungsschritten optimiert (siehe [66–68, 58, 62]). Abbildung 13 zeigt die Komponenten der Laserversuchseinrichtung:



→→ Wärmestrahlung ( $\lambda = 1.65 \dots 2.1 \mu\text{m}$ ) → Laserstrahlung ( $\lambda = 1.075 \mu\text{m}$ ) → Spanndruck

Abbildung 13: Laserversuchseinrichtung, bestehend aus einem 3D-Scanner<sup>7</sup> mit Ytterbium-Faserlaser<sup>8</sup> und einem on-axis Pyrometer<sup>9</sup>, kraftgeregelter Spannvorrichtung sowie einem off-axis Pyrometer mit Fokussieroptik

<sup>7</sup> Zur Führung der Laserstrahlung werden die Optikkomponenten von einem 3D-Scanner der Firma ARGES GmbH mit der Handelsbezeichnung „Fiber Elephant“ verwendet. Zur Führung der Wärmestrahlung werden handelsübliche Quarzglas-Optiken eingesetzt.

<sup>8</sup> Der genutzte Ytterbium-Faserlaser trägt die Handelsbezeichnung YLR-300-AC, ist bei der Firma IPG GmbH erhältlich und hat folgende Spezifikationen: Emissionswellenlänge ( $\lambda = 1070 \text{ nm}$ ), nominale Ausgangsleistung ( $P = 300 \text{ W}$ ), Beugungsmaßzahl ( $M^2 = 1,05$ ).

<sup>9</sup> Beide Pyrometer wurden von der Firma Sensortherm GmbH bezogen. Die Pyrometer haben folgende Spezifikationen: Temperatur-Messbereich:  $T = 80 \dots 400 \text{ }^\circ\text{C}$ ; Einstellzeit:  $t = 20 \mu\text{s}$ ; Spektralbereich:  $\lambda = 1.65 \dots 2.1 \mu\text{m}$ , spektrale Sensitivität (siehe Abbildung 64 im Anhang auf S. 130), rechnerisch ermittelte Kalibrierkennlinie zwischen Strahlungsleistung und Temperatur (siehe Abbildung 60, S. 125), max. Samplingfrequenz:  $f_{\text{samp}} = 50 \text{ kHz}$ , analoges Ausgangssignal  $I = 4 \dots 20 \text{ mA}$ . In der Arbeitsebene ergibt sich bei dem off-axis Pyrometer ein Messfelddurchmesser von  $d_{p_2} = \varnothing 2.9 \text{ mm}$  und beim on-axis Pyrometer von  $d_{p_1} = \varnothing 1.7 \text{ mm}$ . Das Messprozedere für die Temperaturmessfelder ist in Anhang auf S. 123 beschrieben.

Bei der Konzeptionierung der Laserversuchseinrichtung besteht neben der zeitsynchronen Auswertung der Messdaten<sup>10</sup> die größte technische Herausforderung in der Realisierung des koaxialen Strahlführungs- und -formungskonzepts. Einerseits sollte das Temperaturmessfeld in der Fügeebene möglichst klein sein, um eine hohe örtliche Auflösung des Temperaturmesssignals zu erhalten. Andererseits ist es Ziel, möglichst viel Wärmestrahlung aus der Fügeebene zu erfassen, was insbesondere durch einen großen werkstückseitigen Raumwinkel des Messsystems zu erreichen ist. Dies erfordert zum einen die Verwendung eines möglichst kurzen Arbeitsabstands und zum anderen die Nutzung von Optiken mit großer Apertur. Der zu wählende, minimale Arbeitsabstand steht dabei mit der Maximierung des Scanfeldes in einem Zielkonflikt. Mit Blick auf den industriellen Einsatz des Scansystems wird ein Arbeitsabstand von 400 mm festgesetzt. Die Auslegung der Strahlengänge ist somit an diese Randbedingungen geknüpft.

## 5.1 Strahlführung und -formung

Um die Optiken zur Führung der Wärmestrahlung hinsichtlich einer geringen Strahlungsabschwächung auslegen zu können, werden Laser- und Wärmestrahlung über eine möglichst geringe Anzahl an Optiken gemeinsam geführt. Abbildung 14 zeigt das umgesetzte Strahlführungs- und -formungskonzept; Laser- und Wärmestrahlung sind in den Farben rot und blau dargestellt. Die von der Wechselwirkungszone des Laserstrahls emittierte Wärmestrahlung (blau) wird unmittelbar nach den Ablenkspiegeln durch einen dichroitischen Strahlteiler ausgekoppelt.

Der Laserstrahl wird über einen Lichtwellenleiter zu einem Kollimator geführt. Anschließend trifft der kollimierte Laserstrahl auf einen Umlenkspiegel, welcher diesen von der Vertikalen in die Horizontale umorientiert. Daraufaufgehend wird die Laserstrahlung durch ein Galilei-Teleskop fokussiert. Anschließend trifft der konvergente Strahl zunächst auf den dichroitischen Strahlteiler und dann auf die galvanometerbetriebenen Ablenkspiegel, welche schließlich den Strahl in den Bearbeitungsraum lenken. Die Gesamtbrennweite des Laserstrahlengangs ist durch Änderung des Abstands zwischen Fokus-Shifter und Linsen-Doublet einstellbar, wodurch eine Anpassung der Fokusslage möglich ist.

---

<sup>10</sup> In der Anlagensteuerung wird ein Echtzeitrechner cRIO-9022 der Firma National Instruments eingesetzt, welcher über die Software LABVIEW hardwareseitig programmiert wird. Alle Messsignale werden mit einer Samplingfrequenz von  $f_{\text{samp}} = 100 \text{ kHz}$  eingelesen.

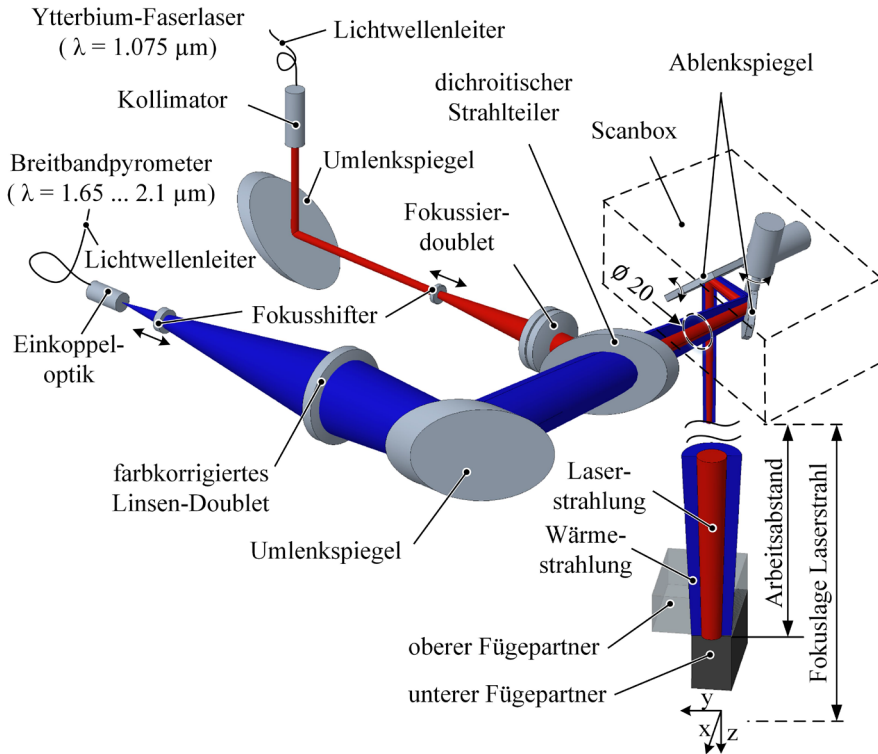


Abbildung 14: Schematischer Verlauf von Laser- und Wärmestrahlung im 3D-Scanner (rot/blau)

Der dichroitische Strahlteiler und die Ablenkspiegel stehen bei der Realisierung des Strahlführungs- und -formungskonzepts im Mittelpunkt der Betrachtungen. Abbildung 15 zeigt die spektrale Transmission ( $\tau$ ) am dichroitischen Strahlteiler (links) und die spektrale Reflexion ( $R$ ) an den Ablenkspiegeln (rechts):

Im Spektralbereich des Pyrometers ( $\lambda = 1.65 \dots 2.1 \mu\text{m}$ ) ist bei den Ablenkspiegeln ein hoher Reflexionsgrad gefordert, welcher mit einer sogenannten Enhanced-Gold-Beschichtung<sup>11</sup> erreicht wird. Am dichroitischen

<sup>11</sup> Das Enhanced-Gold-Beschichtungssystem besteht aus einer Goldschicht, an welcher primär die Wärmestrahlung reflektiert wird. Durch eine darüberliegende, dielektrische Schicht wird erreicht, dass die Laserstrahlung mit vergleichsweise hoher Leistungsdichteverteilung nahezu vollständig reflektiert wird, da bereits eine geringe Strahlungsabsorption an der Goldschicht bei den anzuwendenden Laserleistungen zur Zerstörung der gesamten Optik führt. Das Beschichtungssystem wurde bei der Firma Pleiger GmbH entworfen und ist dort kommerziell erhältlich.

Strahlteiler wird die Wärmestrahlung im Mess-Spektralbereich ausgekoppelt, indem eine Dünnschicht-Beschichtung auf Basis zahlreicher dielektrischer Schichten eingesetzt wird. Die auftreffende Wärmestrahlung wird so zu einem hohen Prozentsatz transmittiert, wohingegen die Laserstrahlung nahezu vollständig reflektiert wird. Der hohe Reflexionsgrad bei der Laserstrahlung zeichnet sich im geringen Transmissionswert von  $\tau = 1 \cdot 10^{-4}$  (OD<sub>4</sub>) ab (siehe Abbildung 15, links); die Strahlungsabsorption an der Komponente ist vernachlässigbar klein.

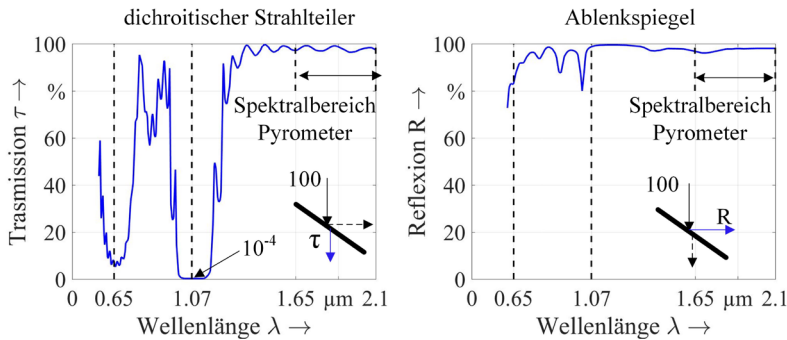


Abbildung 15: Rechnerisch ermitteltes Transmissions- und Reflexionsspektrum für den dichroitischen Strahlteiler (links) und die Ablenkspiegel (rechts)<sup>12</sup>

Die Wärmestrahlung wird nach der Auskoppelung durch den dichroitischen Strahlteiler über einen Umlenkspiegel zu dem farbkorrigierten Linsen-Doublet geführt und durch eine Sammellinse in eine Glasfaser mit einem Kerndurchmesser von 400 µm eingekoppelt. Diese führt die Wärmestrahlung schließlich zum Pyrometer.

Der Wärmestrahlangang wird so ausgelegt, dass das Strahlenbündel durch die Eingangsbohrung in der sogenannten Scanbox (Ø 20 mm) begrenzt wird (siehe Abbildung 14). Hieraus ergeben sich für das Strahlenbündel der Wärmestrahlung sowohl der werkstückseitige als auch der faserseitige Raumwinkel. Durch diese Maßnahme ist auszuschließen, dass sich die Größe des Strahlenbündels infolge der Strahlablenkung durch die Ablenkspiegel verändert und fälschlicherweise zu einer Änderung des Temperatursignals führt. Die wirksame Apertur des Strahlengangs ist somit unabhängig von der rotatorischen Position der Ablenkspiegel.

<sup>12</sup> Der dichroitische Strahlteiler wurde von der Fa. Ing. Hans Tafelmeier Dünnschicht-Technik GmbH bezogen und die Ablenkspiegel von der Fa. Pleiger Laseroptik GmbH & Co. KG. Die in Abbildung 15 dargestellten Werte für die Transmission  $\tau$  und die Reflexion R entstammen den Produktbeschreibungen des Herstellers.

Durch den Einsatz eines Fokus-Shifters in beiden Strahlengängen ist die Fokuslage in Propagationsrichtung sowohl im Laser- als auch im Wärmestrahlangang unabhängig voneinander einstellbar. Dadurch ist zum einen die Leistungsdichteverteilung des Laserstrahls in der Arbeitsebene auf die gewünschte Schweißnahtbreite hin anpassbar. Zum anderen ist die Größe des Temperaturmessfeldes der Wärmestrahlung in der Arbeitsebene durch Anpassung der Gesamtbrennweite des Wärmestrahlangangs entsprechend einstellbar.

## 5.2 Spanntechnik

Zum Spannen der Fügepartner wird eine kombinierte Innen-Außen-Spanntechnik mit Viersäulenführung genutzt (vgl. Abbildung 5). Abbildung 16 zeigt die Spanntechnik, bestehend aus fixierter Kopf- und Grundplatte, Spannbrille und beweglicher Führungsplatte mit Probenhalterung.

Die Führungsplatte wird über einen doppelwirkenden Hydraulikzylinder angetrieben, welcher an der Grundplatte fixiert und von einem Hydraulikaggregat<sup>13</sup> gespeist wird (siehe Abbildung 16, links unten). Der untere Fügepartner wird mit einem Kniehebelspanner in eine schraubstockähnliche Vorrichtung geklemmt. Der obere Fügepartner wird über Passtifte relativ zum unteren positioniert (siehe Abbildung 16, rechts). Beide Fügepartner werden zwischen Kopf- und Führungsplatte gespannt, indem die bewegliche Führungsplatte in Richtung der Kopfplatte gedrückt wird.

An der Kopfplatte ist eine Spannbrille mit einer Schlitzbreite von 3,5 mm integriert. Zur Fügewegmessung wird ein inkrementeller Weggeber<sup>14</sup> an der Grundplatte befestigt und die Bewegung der Führungsplatte durch einen Betätiger abgegriffen (siehe Abbildung 16, links unten).

Um die Spannkraft zu messen, wird eine Wägezelle<sup>15</sup> verwendet, welche direkt an der Kolbenstange des Hydraulikzylinders über eine Kugelkalotte

---

<sup>13</sup> Das Hydraulikaggregat besteht im Wesentlichen aus einer asynchronmotorbetriebenen Zahnradpumpe, einem Proportionaldruckregelventil, einem 4/3 Wegeventil, einem Vorratsbehälter und wurde aus Einzelkomponenten zusammengebaut; das Hydraulikaggregat ist somit in dieser Konfiguration kommerziell nicht verfügbar.

<sup>14</sup> Der optische Messtaster verfügt über einen Messbereich von 12 mm, weist eine Positionsgenauigkeit von  $\pm 1 \mu\text{m}$  auf und ist bei der Firma Dr. Johannes Heidenhain GmbH unter dem Handelsnamen St 1278 erhältlich.

<sup>15</sup> Die genutzte Wägezelle des Herstellers ME-Meßsysteme GmbH trägt die Bezeichnung KD9363s, weist eine Nennkraft von 5 kN auf und ermöglicht eine Kraftmessung mit einer Genauigkeit von  $\pm 2.5 N$ .

montiert ist<sup>16</sup> (siehe Abbildung 16, links unten). Vor dem Hintergrund, dass der Fügedruck ein prozessbestimmender Parameter ist und während der Schweißung möglichst geringen Schwankungen unterworfen sein sollte, wird die Spannkraft während des Schweißens auf einen konstanten Wert geregelt.

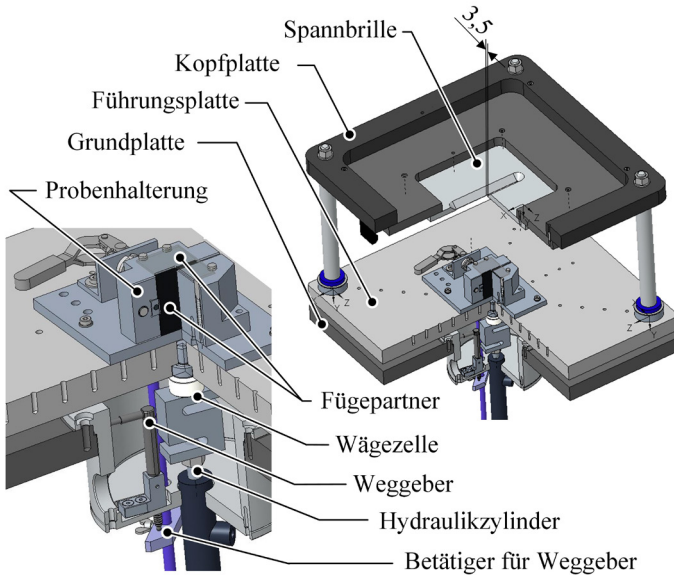


Abbildung 16: Viersäulen-spanntechnik, bestehend aus Grund-, Führungs- und Kopfplatte mit integrierter Spannbrille (rechts), sowie eine Schnittansicht mit Kunststoffproben, Probenhalterung, Wägezelle, Weggeber und Hydraulikzylinder

### 5.3 Charakterisierung und Kalibration

Die Temperaturmesstechnik steht in den nachfolgenden Abschnitten im Mittelpunkt der Betrachtung. Im Konkreten wird die Kalibration der Temperaturmesstechnik für die Anwendung beim Laser-Durchstrahlschweißen beschrieben. Weitere Charakterisierungen der Laserversuchseinrichtung, insbesondere zur Lage und Größe des Temperaturmessfelds sowie zur Laserstrahlungsleistung und der Leistungsdichteverteilung der Laserstrahlung sind dem Anhang zu entnehmen (siehe S. 117 ff).

<sup>16</sup> Die Wägezelle wird am Hydraulikzylinder translatorisch und rotatorisch fixiert. In der Führungsplatte befindet sich eine Kugelkalotte, durch welche sichergestellt wird, dass lediglich Druckkräfte in die Wägezelle eingeleitet werden.

### 5.3.1 Kalibration der Pyrometer

Zur Kalibration der Pyrometer wird die Temperatur an einem Schwarzstrahler gemessen und das Temperatursignal mit der Ist-Temperatur des Schwarzstrahlers verglichen. Darauffolgend wird eine Kunststoffplatte in den Strahlengang eingeschwänkt und erneut die Temperaturdifferenz ermittelt, wodurch auch der Effekt der Strahlungsabschwächung im oberen Fügepartner miteinbezogen wird<sup>17</sup>. Die Temperaturdifferenzen werden bei unterschiedlichen Ist-Temperaturen des Schwarzstrahlers gemessen. Die hierdurch entstandenen Kalibrierkennlinien stehen somit als „Look-up-Tables“ zur Kalibration zur Verfügung, wodurch aufgezeichnete Temperaturmesssignale im Nachgang zu einer Temperaturmessung kalibriert werden können. Die Rohsignale der Temperatursignale sind dem Anhang auf Seite 141 ff zu entnehmen.

Abbildung 17 (links) zeigt den genutzten Versuchsaufbau zur Kalibrierung der Pyrometer sowie die Kalibrierkennlinien (rechts). Der Schwarzstrahler wird in einem Abstand von 400 mm zur Scanner-Unterkante positioniert. Der obere Fügepartner wird mithilfe eines Schwenkarms im Strahlengang positioniert. Hierbei handelt es sich um eine PA6-Kunststoffplatte mit der Dicke  $L = 2$  mm. Um die Verhältnisse im Fügeprozess bestmöglich nachzuempfinden, wird eine Schlitzblende mit 2 mm Breite in die Probenhalterung integriert (siehe Abbildung 17, links unten). Die Breite entspricht der Dicke des unteren Fügepartners. An der PA6-Kunststoffplatte wird somit die mit der Wärmestrahlung beaufschlagte Fläche begrenzt; die Verhältnisse bei einer Schweißung mit einer Stegbreite von 2 mm werden hierdurch nachgestellt<sup>18</sup>.

Abbildung 17 (rechts) zeigt die Temperaturmesssignale der Pyrometer ( $T_{P_1}$ ,  $T_{P_2}$ ) in Abhängigkeit von der Ist-Temperatur des Schwarzstrahlers ( $T_B$ ). Bei den Pyrometern wird der Emissionsgrad von  $\varepsilon = 1$  zugrunde gelegt. Die Temperatursignale sind deutlich kleiner als die Ist-Temperatur des

<sup>17</sup> In Kapitel 8 wird gezeigt, dass der Anteil des oberen Fügepartners an der von den Pyrometern zu erfassenden Wärmestrahlung vernachlässigbar gering ist. Der obere Kunststoff wird somit zum Zwecke der Kalibrierung nicht erwärmt.

<sup>18</sup> Beim on-axis Pyrometer unterscheiden sich die Temperaturmesssignale bei Nutzung oder Ausschluss der Schlitzblende nicht voneinander, da der Messfelddurchmesser deutlich kleiner ist als die Breite der Schlitzblende ( $d_p = \varnothing 1.7$  mm). Beim off-axis Pyrometer ist die Schlitzblende zur Kalibrierung hingegen erforderlich, da der Messfeld-Durchmesser mit  $\varnothing = 2.9$  mm größer ist als die Stegbreite. Das Messverfahren zur Bestimmung der Messfelddurchmesser ist dem Anhang auf S. 118 zu entnehmen.

Schwarzstrahlers, wie ein Vergleich der Messwerte mit der als „Vergleichskurve“ bezeichneten Gerade zeigt; der Proportionalitätsbeiwert beträgt bei dieser Gerade den Wert eins (Abbildung 17, rechts). Die Temperaturmesswerte ändern sich nahezu proportional zur der am Schwarzstrahler eingestellten Ist-Temperatur.

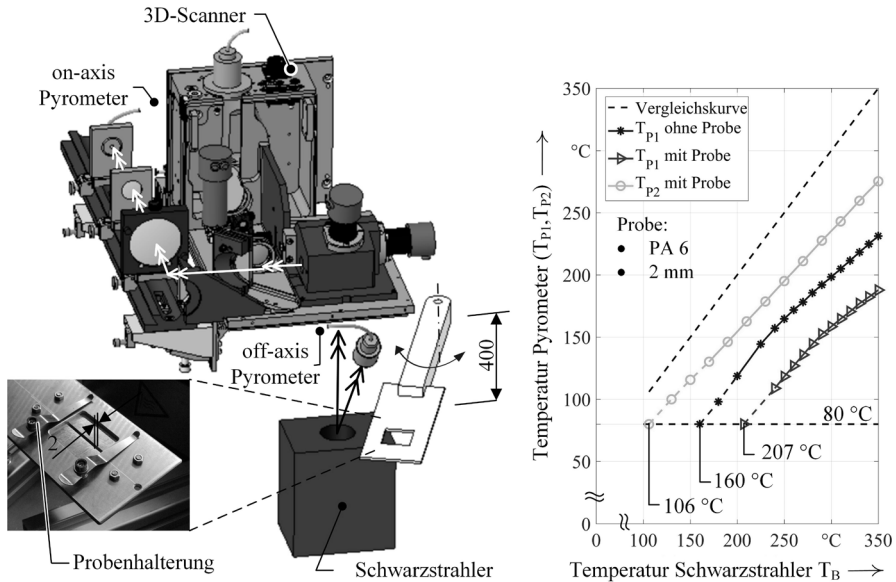


Abbildung 17: Versuchsaufbau zur Kalibrierung der Pyrometer anhand von Temperaturmessungen an einem Schwarzstrahler mit und ohne einer Kunststoffprobe im Strahlengang (links) sowie die Temperaturmesswerte sowohl bei Messung am Schwarzstrahler als auch bei Messung mit eingeschwenkter PA6-Kunststoffplatte ( $L = 2\text{ mm}$ ) in Abhängigkeit der Schwarzstrahlertemperatur (rechts)

Die Messbereichsgrenze liegt beim on-axis Pyrometer ohne PA6-Kunststoffprobe bei  $T = 160^{\circ}\text{C}$  und bei der mit Probe bei  $T = 207^{\circ}\text{C}$ . Beim off-axis Pyrometer ist die Messbereichsschwelle mit eingeschwenkter PA6-Kunststoffplatte bei  $T = 106^{\circ}\text{C}$  (siehe Abbildung 17, rechts). Die Temperaturdifferenz zwischen dem ursprünglichen Messbereichsschwellwert ( $T = 80^{\circ}\text{C}$ ) und dem Schwellwert bei Messung ohne PA6-Kunststoffplatte mit dem on-axis Pyrometer ( $T = 160^{\circ}\text{C}$ ) ist auf die Integration des Pyrometers in den Scanner zurückzuführen. Einerseits kommt es zur spektralen Abschwächung der Wärmestrahlung im Scanner, wie im Anhang verdeutlicht (siehe S. 126 ff.). Andererseits ist der Aperturwinkel der Wärmestrahlung am Lichtwellenleiter mit Integration des Pyrometers in den Scanner kleiner als bei Nutzung desselben als off-axis Pyrometer mit Fokussieroptik. Beides führt dazu, dass die erfasste Wärmestrahlungsleistung geringer ist als in der ursprünglichen Konfiguration des Pyrometers.

Bei den Temperaturmessungen am Schwarzstrahler zeigt sich eine sehr hohe Reproduzierbarkeit. Die Temperaturmesswerte variieren lediglich um ca. 1-2 °C. Dies ist darauf zurückzuführen, dass eine Änderung des Temperatursignals eine überproportionale Änderung der Wärmestrahlung erfordert: Innerhalb des Temperaturmessbereichs ( $T = 80 \dots 400 \text{ °C}$ ) variiert die Wärmestrahlungsleistung in einer logarithmischen Skala um mehrere ganzzahlige Exponenten (vgl. Abbildung 60 im Anhang).

### 5.3.2 Verifikation der Kalibration

Die Gültigkeit der Kalibration hängt in einem entscheidenden Maße davon ab, ob der untere Fügepartner als idealer, schwarzer Strahler anzunehmen ist. Um die Kalibration dahingehend zu überprüfen, wird die Temperatur an rußgefüllten PA6-Kunststoffproben mit unterschiedlichem Rußgehalt (0.3 gew. %, 0.5 gew. %, 1.0 gew. %) gemessen und bei der Messung ein Emissionsgrad  $\varepsilon = 1$  zugrunde gelegt. Abbildung 18 (links) zeigt den genutzten Versuchsaufbau.

Die Proben werden zuvor durch langwellige Infrarotstrahlung einer IR-Aufheizereinheit<sup>19</sup> erwärmt und mithilfe eines Schwenkarms in den Strahlengang des on-axis Pyrometers eingebracht. Während der Abkühlung an Umgebungsluft wird die Temperatur der Kunststoffplatte mit dem on-axis Pyrometer gemessen. Um sicherzustellen, dass die Kunststoffproben im Temperaturmessfeld des on-axis Pyrometers eine nahezu homogene Temperatur aufweisen, wird die Temperatur zusätzlich mit einer Infrarotkamera überprüft.

Abbildung 18 (rechts) zeigt die Temperaturverläufe des on-axis Pyrometers und die zeitlichen Temperaturgradienten bei der Temperaturmessung an den PA6-Kunststoffplatten mit unterschiedlichem Rußgehalt (0.3 gew. %, 0.5 gew. %, 1.0 gew. %). Bei allen Temperaturverläufen zeigt sich einerseits eine exponentielle Abnahme und andererseits infolge der Rekristallisation ein Temperaturplateau. Sowohl die Temperaturverläufe als auch die zeitlichen Temperaturgradienten sind nahezu deckungsgleich. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass eine Variation des Rußgehalts im Bereich zwischen 0.3...1.0 gew.% keine signifikante Änderung im Emissionsverhalten bewirkt. Darüber hinaus geht aus dem Vergleich zwischen dem Temperaturplateau der Messsignale (ca.  $T = 187 \text{ °C}$ ) und der in einer DSC-Messung bestimmten Rekristallisationstemperatur ( $T_R = 184 \text{ °C}$ ) eine vergleichswei-

---

<sup>19</sup> Die IR-Aufheizereinheit ist in Abbildung 65 auf S. 131 im Anhang dargestellt.

se geringe Abweichung hervor. Das Temperaturmesssignal entspricht unter der Annahme eines Emissionsgrads von  $\varepsilon = 1$  nahezu der Ist-Temperatur der PA6-Kunststoffplatte. Bereits ab einem Rußgehalt von 0,3 gew. % ist das Emissionsverhalten eines idealen, schwarzen Strahlers ( $\varepsilon = 1$ ) ansetzbar. Die Kalibrierung mittels Schwarzstrahlers (siehe Abschnitt 5.3.1) ist somit für eine Temperaturmessung während des Schweißens von rußgefüllten Kunststoffproben ab einem Rußgehalt von 0,3 gew. % als geeignet zu bezeichnen.

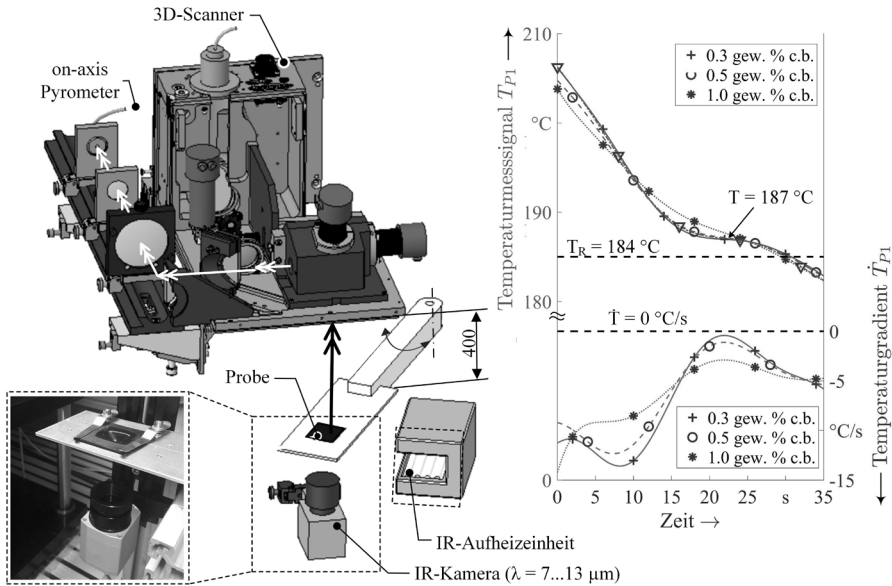


Abbildung 18: Messaufbau zur Ermittlung des Temperaturverlaufs an PA6-Kunststoffplatten mit unterschiedlichem Rußgehalt (links) sowie der zeitliche Verlauf der Temperatur und des zeitlichen Temperaturgradienten (rechts)

## 6 Versuchsdurchführung und -auswertung

Im Rahmen dieser Arbeit werden PA6-Kunststoffplatten zum einen in einer Flach-Flach-Anordnung und zum anderen in einer T-Stoß-Anordnung geschweißt:

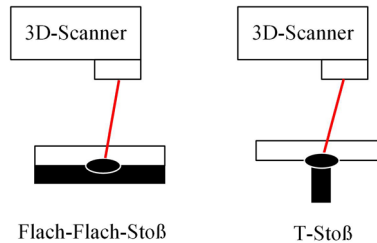


Abbildung 19: Anordnung der Fügepartner in einem Flach-Flach-Stoß (links) und in einem T-Stoß (rechts)

Hierzu werden Versuchsproben (40 mm x 40 mm x 2 mm) aus spritzgegossenen Platten herausgearbeitet. Versuche in der erstgenannten Anordnung dienen primär der Validierung des numerischen Prozessmodells; ein Quetschfluss wird in dieser Anordnung unterbunden, wodurch ein stoffgebundener Wärmetransport verhindert wird und somit der Abgleich mit den Simulationsergebnissen bestmöglich zu vollziehen ist. Die T-Stoß-Schweißungen werden zur Ermittlung der Schweißnahtfestigkeit durchgeführt.

### 6.1 Konditionierung der Schweißproben

Bei dem Kunststoff Polyamid 6 handelt es sich um einen sehr hygroskopischen Werkstoff (Wasseraufnahme bis zu 8 gew. %). Um bei den Schweißversuchen eine Blasenbildung durch Ausgasung von Wasser auszuschließen, werden die Versuchsproben vor dem Schweißen gemäß DIN EN ISO 1874-2 getrocknet, indem diese für  $t = 10$  Stunden bei  $T = 80$  °C in einem Wärmeofen aufbewahrt werden<sup>20</sup>. Hierdurch ist ein Wassergehalt von weniger als 0.2 gew. % zu erwarten.

Während der Betriebszeit des geschweißten Bauteils erhöht sich gemäß den Umgebungsbedingungen der Feuchtegehalt, bis schließlich die Gleich-

---

<sup>20</sup> Einer Zunahme der Feuchtigkeit bis zum Schweißen wird entgegengewirkt, indem die Versuchsproben unmittelbar nach Entnahme aus dem Wärmeofen in einen Kunststoff-Vakuumbeutel eingeschweißt und die Lagerzeiten geringgehalten werden.

gewichtsfeuchte erreicht ist. Die mechanischen Eigenschaften der Kunststoffe sind maßgeblich von dem Feuchtegehalt abhängig. Um sicherzustellen, dass die Gleichgewichtsfeuchte bei der Zugprüfung vorliegt, werden die geschweißten Proben auf die Gleichgewichtsfeuchte von 2,5 gew. % konditioniert. Dies entspricht dem zu erwartenden Feuchtegehalt bei Normklima (Umgebungstemperatur:  $T = 23^{\circ}\text{C}$ , Luftfeuchte: 50 gew. %) <sup>21</sup>.

## 6.2 Flach-Flach-Schweißungen

Abbildung 20 (links) zeigt den Versuchsaufbau für die Flach-Flach-Schweißungen, bestehend aus dem 3D-Scanner mit on-axis Pyrometer und einer Infrarotkamera ( $\lambda = 7 \dots 13 \mu\text{m}$ ), sowie ein typisches Temperaturmesssignal einer Schweißung, aufgezeichnet mit dem on-axis Pyrometer (rechts).

Der Laserstrahl wird bei identischer Vorschubgeschwindigkeit alternierend in positive und negative  $x$ -Richtung ( $\pm 15 \text{ mm}$ ) bewegt. Die Vorschubgeschwindigkeit beträgt  $v = 1500 \text{ mm/s}$ . Die Laserstrahlquelle ist bei der Bewegung in positive Richtung eingeschaltet und bei der Bewegung in entgegengesetzte Richtung ausgeschaltet. Dieses Bestrahlungsprozedere wird so lange wiederholt, bis eine vordefinierte Anzahl an Strahlumläufen erreicht ist. Die Strahlquelle wird daraufhin ausgeschaltet. Bei diesem Bestrahlungsprozedere ergibt sich eine Scanfrequenz von  $f_{\text{sc}} = 25 \text{ Hz}$  <sup>22</sup>. Das Temperatursignal wird fortwährend aufgezeichnet und lässt sich in Abhängigkeit von der  $x$ -Position und dem Strahlumlauf in einem 3D-Diagramm anschaulich darstellen (siehe Abbildung 20, rechts).

Das Temperatursignal überschreitet erst nach mehreren Strahlumläufen die Detektionsschwelle von  $T = 207^{\circ}\text{C}$  (siehe Abbildung 20, rechts unten). Ein Strahlumlauf dauert  $t = 0,04 \text{ s}$  und beinhaltet aufgrund der Samplingfrequenz des Pyrometers ( $f_{\text{sampl}} = 30 \text{ kHz}$ ) 1200 Temperaturmesswerte.

---

<sup>21</sup> Um bei den Schweißproben den Feuchtegehalt von 2,5 gew. % zu erhalten, werden diese nach dem Schweißen getrocknet ( $t = 10 \text{ h}$ ,  $T = 80^{\circ}\text{C}$ ), gewogen und anschließend gemeinsam mit einer definierten Menge an Wasser in einen Kunststoffbeutel eingeschlossen. Die Proben werden mit dem Beutel in einen Wärmeofen gegeben, auf  $T = 80^{\circ}\text{C}$  erwärmt und für ca.  $t = 7 \text{ h}$  gelagert. Das Wasser wird so von den Schweißproben aufgenommen, wodurch sich der Wassergehalt der Proben erhöht. Das Gewicht des zuzugebenden Wassers ergibt sich aus dem Gewicht der Probe und dem anvisierten Wassergehalt von 2,5 gew. %.

<sup>22</sup> Beschleunigungs- und Verzögerungszeiten während der Bestrahlung werden vernachlässigt.

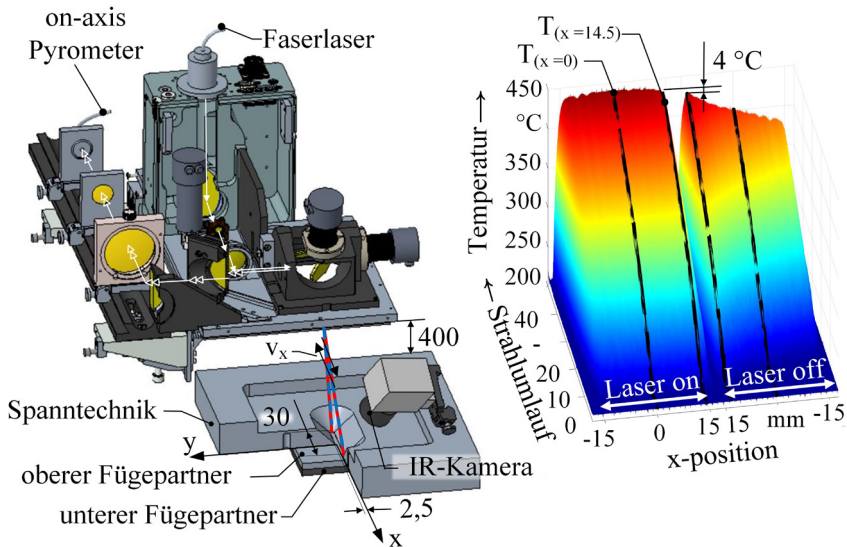


Abbildung 20: Versuchsaufbau für die Flach-Flach-Schweißungen<sup>23</sup> (links) sowie ein typisches Temperatursignal des on-axis Pyrometers (rechts)

Innerhalb eines Strahlumlaufs wird bei eingeschalteter Laserstrahlquelle (Laser on) entlang der Fügekontur nahezu dieselbe Temperatur gemessen. Bei der entgegengesetzten Bewegung mit ausgeschalteter Laserstrahlquelle (Laser off) ist die Temperaturabnahme in der Schweißnaht deutlich erkennbar. Der sehr geringe Temperaturabfall an den Umkehrpunkten ( $\Delta T = 4\text{ }^\circ\text{C}$ ) (siehe Abbildung 20, rechts oben) zeigt, dass der gemessene Temperaturwert auf die Wärmestrahlung zurückzuführen ist und eine Beeinflussung der Messung durch direkt reflektierte Laserstrahlung, welche im Pyrometer fälschlicherweise zu einem Temperatursignal führen würde, zu vernachlässigen ist.

Zu Beginn der Schweißungen zeigt sich pro Strahlumlauf eine starke Temperaturzunahme, welche mit zunehmender Anzahl an Strahlumläufen stetig abnimmt. Dies lässt sich auf die Nutzung einer konstanten Laserleistung

<sup>23</sup> Der Arbeitsabstand beträgt 400 mm. Die Fokusslage des Wärmestrahlangangs wird während des Schweißvorgangs nicht angepasst. Demzufolge vergrößert sich das Temperaturmessfeld in der Arbeitsebene mit zunehmender Strahlauslenkung aus der Scaufeldmitte. Um die Änderung des Messfelddurchmessers während des Schweißens vernachlässigbar gering zu halten, wird der Laserstrahl in der Arbeitsebene nur um  $\pm 15\text{ mm}$  (x-Richtung) ausgelenkt. Es wird eine Spannbrille mit Schlitz von  $2,5 \times 40\text{ mm}$  verwendet. Um zu vermeiden, dass direkt reflektierte Laserstrahlung in den Wärmestrahlangang gelangt, wird der Scanner so positioniert, dass die bestrahlte Kontur in y-Richtung um  $\Delta y = 25\text{ mm}$  von der Scaufeldmitte entfernt ist.

zurückführen: Mit zunehmender Temperatur erhöhen sich die Verluste durch Wärmeleitung. Folglich reduziert sich die Temperaturzunahme mit ansteigender Anzahl an Strahlumläufen.

Tabelle 1 zeigt den verwendeten Prozessparametersatz, welcher nachfolgend als initialer Prozessparametersatz bezeichnet wird; die während der Versuchsdurchführung variierten Parameter sind mit einem Stern (\*) gekennzeichnet.

Tabelle 1: Prozessparameter für die Flach-Flach-Schweißungen; variierte Prozessparameter sind durch einen Stern (\*) gekennzeichnet.

Parameter	Symbol	initialer Wert
Laserleistung	P*	75.4 W
Laserstrahldurchmesser	$d_L^*$	3 mm
Rußgehalt im unteren Fügepartner	c.b.*	1.0 gew.%
Strahlumlauf bis zum Abbruch	$r^*$	50
Vorschubgeschwindigkeit	v	1500 mm/s
Umlauffrequenz	f	25 Hz
Fügedruck	p	1.5 MPa

Die Laserleistung (P) der Laserstrahldurchmesser ( $d_L$ ) und die Strahlumläufe werden durch Einstellungen an der Laserversuchsanlage variiert. Um auch die Auswirkung des geänderten Rußgehalts zu eruieren, werden zusätzlich Schweißungen durchgeführt, bei welchen sich der Rußgehalt im unteren Fügepartner unterscheidet. Bei jeder Prozessparameterkombination werden acht Schweißungen durchgeführt.

### 6.3 T-Stoß-Schweißungen

Bei den T-Stoß-Schweißungen ist die Bestrahlungsstrategie identisch zu den Flach-Flach-Schweißungen. Allerdings wird die Bestrahlung mit dem Erreichen des Fügewegs  $s_c = 0.5$  mm beendet. Der Spanndruck wird weitere drei Sekunden aufrechterhalten. Anschließend wird die Spannvorrichtung geöffnet und die geschweißte Probe entnommen. Der Arbeitsabstand und die Anordnung des Scanners und der Spannvorrichtung sind identisch zu dem Versuchsaufbau bei den Flach-Flach-Schweißungen. Anstatt der Infrarotkamera wird das off-axis Pyrometer eingesetzt, wie in Abbildung 13 auf S. 31 dargestellt.

Die Fokusslage des Laserstrahls wird so angepasst, dass in der Arbeitsebene ein Laserstrahldurchmesser von  $d_L = \emptyset 4.5$  mm vorliegt<sup>24</sup>. Der Rußgehalt im unteren Fügepartner beträgt bei allen Versuchen 1.0 gew. %. Die Vorschubgeschwindigkeit wird mit  $v = 2100$  mm/s so gewählt, dass bei der Probenlänge von 40 mm eine Scanfrequenz von  $f_{\text{scan}} = 25$  Hz resultiert. Die prozessbestimmenden Parameter beschränken sich somit auf die Laserleistung ( $P$ ) und den Fügedruck ( $p_F$ ). Beide Parameter werden nach Tabelle 2 variiert; die Prozessparametersätze werden mit römischen Zahlen nummeriert.

Tabelle 2: Prozessparameter für die T-Stoß-Schweißungen.

	<u>I</u>	<u>II</u>	<u>III</u>		<u>IV</u>	<u>V</u>	<u>VI</u>		<u>VII</u>	<u>VIII</u>	<u>IX</u>
$p_F$ [MPa]	3.0	1.0	0.5		3.0	1.0	0.5		3.0	1.0	0.5
$P$ [W]	50				125				200		

Für jede Parameterkombination werden zehn Einzelschweißungen durchgeführt. Bei allen Schweißproben werden die Temperaturverläufe des on-axis Pyrometers ( $T_{P_1}$ ) und des off-axis Pyrometers ( $T_{P_2}$ ) sowie der Fügwegverlauf ( $s$ ) aufgezeichnet.

## 6.4 Plausibilitätsprüfung der Messdaten

Die Messdaten werden in diesem Kapitel einer Plausibilitätsprüfung unterzogen, um insbesondere die Kalibration der Pyrometer mit Blick auf den Einsatz beim Laser-Durchstrahlschweißen zu verifizieren. Abbildung 21 zeigt die Messdaten einer repräsentativen Schweißprobe einer T-Stoß-Schweißung mit dem Parametersatz V; die Messdaten von repräsentativen Schweißungen mit anderen Prozessparametersätzen sind dem Anhang zu entnehmen (siehe Anhang auf S. 131 ff).

Im Temperaturmesssignal des off-axis Pyrometers ist ein einzelner Strahlumlauf anhand einer rapiden Temperaturerhöhung und einer exponentiellen Abnahme deutlich zu erkennen; das Temperaturmesssignal des off-axis Pyrometers ähnelt einem Sägezahnprofil. Die Temperaturmesswerte der beiden Pyrometer sind zum Zeitpunkt der Durchquerung des Messfeldes des off-axis Pyrometers nahezu deckungsgleich (vgl.  $T_{P_2}$ (Temperaturpeak)

<sup>24</sup> Je homogener die Leistungsdichteverteilung des Laserstrahls in der Fügeebene, desto höher die Reproduzierbarkeit der Schweißungen: Die Fügwegmessungen von Schweißungen bei gleichen Prozessparametersätzen variieren nur geringfügig (siehe Anhang S. 137 ff.).

mit  $T_{P1}$ ). Der Messwert  $T_{P1}$  ist stets geringfügig größer als  $T_{P2}$ , da der Messfelddurchmesser des on-axis Pyrometers deutlich kleiner ist als der des off-axis Pyrometers ( $d_{P1} = \varnothing 1.7 \text{ mm}$ ,  $d_{P2} = \varnothing 2.9 \text{ mm}$ ); im Zentrum der Schweißnaht ist die Temperatur deutlich höher als am Rand.

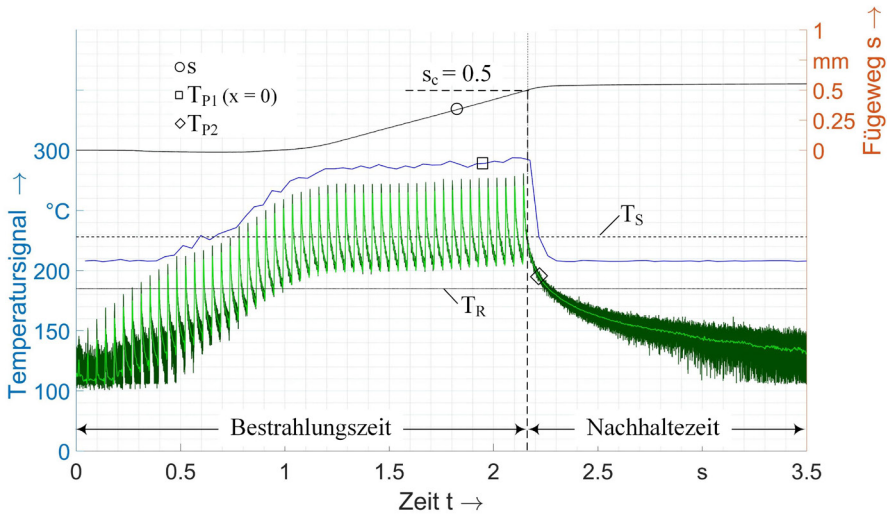


Abbildung 21: Messdaten einer T-Stoß-Schweißung mit dem Prozessparametersatz  $\underline{V}$ : Temperaturmesssignale ( $T_{P1}$ ,  $T_{P2}$ ) der Pyrometer und der Fügeverlauf ( $s$ )

Zu Beginn der Bestrahlung ist in beiden Temperatursignalen ein rapider und ähnlicher Anstieg zu erkennen, wie ein Vergleich des Temperaturpeaks von  $T_{P2}$  mit der Temperatur  $T_{P1}$  zeigt. Im Zeitbereich der quasi-stationären Prozessphase zeigt sich in beiden Temperatursignalen ein Temperaturplateau (vgl.  $T_{P2}$  (Temperaturpeaks) mit  $T_{P1}$ ). Mit dem Erreichen des Fügewegkriteriums ( $s_c$ ) wird die Laserstrahlquelle abgeschaltet, wodurch beide Temperaturmesssignale rapide abfallen. Die Abkühlung der Schweißnaht an einem Ort ist in  $T_{P2}$  deutlich zu erkennen.

Weder bei den Flach-Flach-Schweißungen noch bei den T-Stoß-Schweißungen sind während des Aufheizens und Abkühlens Temperaturplateaus zu erkennen, welche auf eine Phasenumwandlung an den Umwandlungstemperaturen ( $T_S$ ,  $T_R$ ) zurückzuführen sind. Einerseits werden die Schmelz- und Rekristallisationstemperaturen sehr schnell über- und unterschritten, wodurch der Zeitbereich des Temperaturplateaus nur sehr kurz ist. Andererseits liegt innerhalb des Temperaturmessfeldes stets ein Temperaturgradient vor. Die Umwandlungstemperaturen werden somit innerhalb des Temperaturmessfeldes je nach Position zu unterschiedlichen Zeitpunkten erreicht. Ist hingegen eine nahezu konstante Temperatur im Temperaturmessfeld vorhanden und stellen sich gleichzeitig moderate Ge-

schwindigkeiten beim Aufheizen oder Abkühlen ein, so zeigt sich auch ein Temperaturplateau bei den Umwandlungstemperaturen, wie die Temperaturmessungen an einer aufgeheizten Kunststoffplatte belegen (siehe Abbildung 18 auf S. 40).

## 6.5 Schweißnahtcharakterisierung

Zur Ermittlung der Schweißnahtfestigkeit wird der Kurzzeitzug-Schweißfaktor  $\zeta_k$  gemäß der DVS-Richtlinie 2203 (siehe [69]) gebildet, wie in der DVS-Richtlinie zum Laserstrahlschweißen von Kunststoffen (DVS 2243) empfohlen wird (siehe [1]). Hierzu werden die T-Stoß-Schweißungen einer Zugbelastung ausgesetzt, die maximale Zugbelastung im Augenblick des Versagens notiert und auf die Querschnittsfläche des unteren Fügepartners bezogen ( $A = 80 \text{ mm}^2$ ), woraus die Bruchspannung der Schweißung ( $\sigma_w$ ) resultiert. Als Bezugsgröße dient die Streckspannung einer Normzugprobe ( $\sigma_r$ ), welche nach DIN EN ISO 527 ermittelt wird; die Probengeometrie B wird genutzt. Der Kurzzeitzug-Schweißfaktor  $\zeta_k$  (nachfolgend Schweißfaktor genannt) wird somit nach Gleichung (9) berechnet:

$$\zeta_k = \frac{\sigma_w}{\sigma_r} \quad (9)$$

Sowohl die Schweißungen als auch die Normzugproben werden auf den Feuchtegehalt von 2,5 gew. % konditioniert. Pro Prozessparametersatz werden jeweils acht Zugversuche durchgeführt; für die Normzugproben gilt die gleiche Anzahl. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt bei allen Proben 50 mm/s. Die Messdaten der Zugprüfungen sind im Anhang auf S. 139 dargestellt.

In den DVS-Richtlinien wird auf die Einspannbedingungen für T-Stoß-Geometrien nicht eingegangen, weshalb in dieser Arbeit eine Zugprüfvorrichtung realisiert und in Vorversuchen erprobt wurde. Abbildung 22 zeigt die dreiteilige Zugprüfvorrichtung. Die T-Stoß-Schweißungen werden in zwei Spannformhälften eingespannt, welche drehfrei in den Aufnahmen der Zugprüfvorrichtung gelagert werden. Der obere Fügepartner wird durch jeweils zwei Arretierschrauben in den Spannformhälften fixiert.

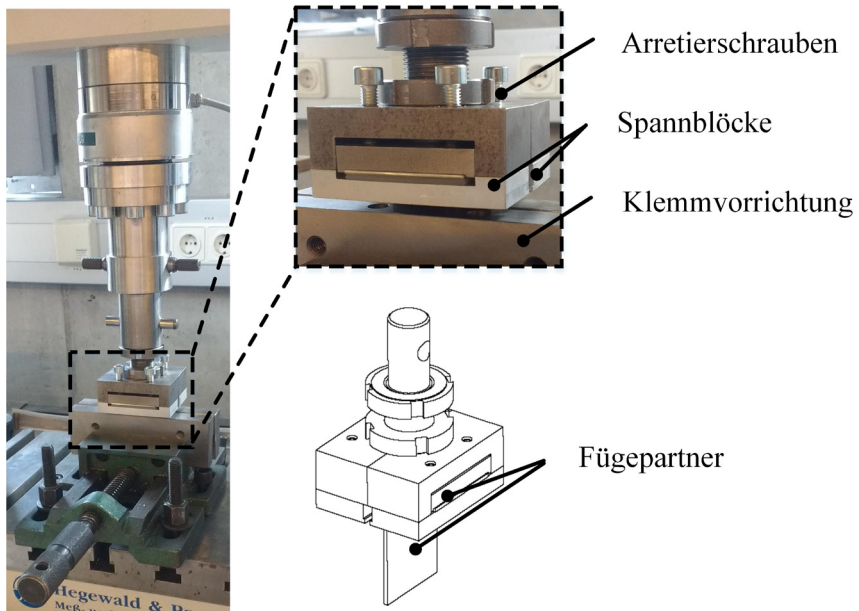


Abbildung 22: Zugprüfvorrichtung, bestehend aus zwei Spannblöcken und einer Klemmvorrichtung

## 7 Prozessmodell mit Thermo-Fluid-Struktur-Kopplung

Ziel ist es, den Schweißprozess ganzheitlich über alle Prozessphasen hinweg in einer Prozesssimulation abzubilden. Um dieses Ziel zu erreichen, wird ein Prozessmodell mit Thermo-Fluid-Struktur-Kopplung entwickelt. Abbildung 23 zeigt die Kopplung in einer schematischen Darstellung anhand der thermo-mechanischen und der thermo-fluidischen Wechselwirkungen sowie der Fluid-Struktur-Interaktion:

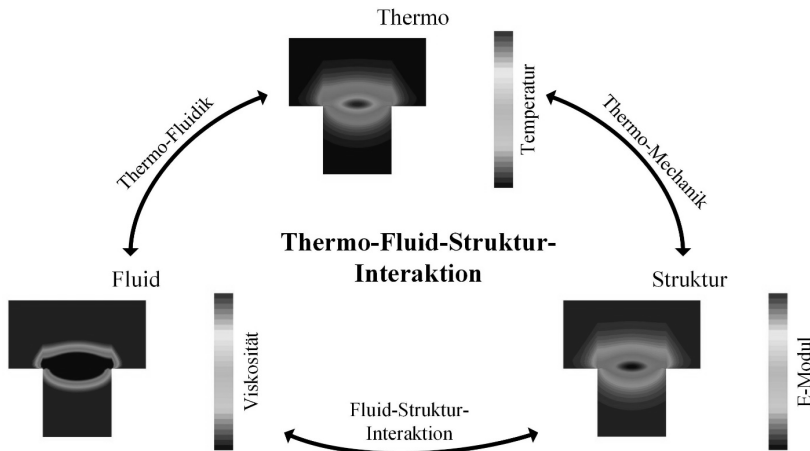


Abbildung 23: Schemabild der Thermo-Fluid-Struktur-Kopplung anhand der thermo-mechanischen, der thermo-fluidischen sowie der Fluid-Struktur-Interaktionen

Der Querschnitt der Schweißung setzt sich aus einer nicht aufgeschmolzenen Materialphase, der Struktur, und einer fluiden Materialphase, dem Fluid, zusammen. Die Temperatur ist die zentrale Größe, einerseits zur Beschreibung der Geometrie der Grenzfläche beider Phasen und andererseits zur Berücksichtigung der thermo-mechanischen und der thermo-fluidischen Wechselwirkungen. An der Fluid-Struktur-Phasengrenze werden sowohl Wärmeenergien als auch Kräfte übertragen. Es kommt zu Wechselwirkungen, welche als Fluid-Struktur-Interaktionen zu bezeichnen und im Prozessmodell entsprechend zu berücksichtigen sind.

Die volumetrische Strahlungsabsorption im Kunststoff und die Spannkraft sind die Lasten, auf Basis deren das Temperaturfeld, die Deformation, die Fließgeschwindigkeit im Quetschfluss und die resultierenden Eigenspannungen in der Schweißverbindung zu berechnen sind. Zur hinreichend

genauen Abbildung der Vorgänge im Schweißprozess soll ein Prozessmodell realisiert werden, in welchem insbesondere folgende Aspekte berücksichtigt werden:

1. orts aufgelöste Erwärmung des im Quetschfluss befindlichen Materials aufgrund der volumetrischen Strahlungsabsorption
2. orts aufgelöste Erweichung
3. orts aufgelöste, thermische Expansion
4. latente Wärme bei den Phasenumwandlungen
5. stoffgebundener Wärmetransport
6. orts aufgelöst Konnektivität der Fügeflächen durch eine geeignete Kontaktformulierung

Die zentrale Herausforderung besteht in der ganzheitlichen, numerischen Beschreibung, da einerseits die nicht aufgeschmolzenen Teilbereiche als Festkörper zu beschreiben sind und andererseits der bereits aufgeschmolzene Anteil hingegen als Fluid zu modellieren ist. Zur numerischen Abbildung wird in dieser Arbeit eine Simulation aufgebaut, die der Kategorie der Computational Solid Mechanics (CSM) zuzuordnen ist. Hierbei werden beide Teilbereiche, Festkörper und Fluid, mit einem thermo-elasto-viskoplastischen Materialgesetz beschrieben.

Durch eine rechnerunterstützte Parametrierung des mechanischen Materialmodells wird erreicht, dass das Materialgesetz für beide Teilbereiche gültig ist. Neben der Parametrierung des Materialmodells ist eine geeignete numerische Rechenmethode auszuwählen, mit welcher sich einerseits eine Thermo-Fluid-Struktur-Kopplung realisieren lässt und andererseits die Berechnung von hohen Deformationsgraden im Quetschfluss ermöglicht wird.

## 7.1 Numerische Rechenmethoden

Nachfolgend werden die numerischen Rechenmethoden der Arbitrary-Lagrange-Euler-Methode (ALE) und der Element-Free-Galerkin-Methode (EFG) hinsichtlich der Eignung zur Modellierung des quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißens gegenübergestellt. Es werden entsprechende Prozessmodelle mit der proprietären Software LS-DYNA® aufgebaut. Beide Methoden werden bereits zur Simulation von Fertigungsprozessen eingesetzt, insbesondere bei solchen mit hohen Deformationen (vgl. *PITZ* [70]),

*BOLDYREV* [71] und *WU et al.* [72]). Die zugrundeliegenden Rechenprozeduren beider Methoden werden in den nachfolgenden Abschnitten verdeutlicht.

### 7.1.1 Arbitrary-Lagrange-Euler-Methode (ALE)

Abbildung 24 zeigt schematisch den Ablauf einer ALE-Simulation. Innerhalb eines Zeitschritts wird zwischen einem Lagrange-Netz und einem Euler-Netz gewechselt:

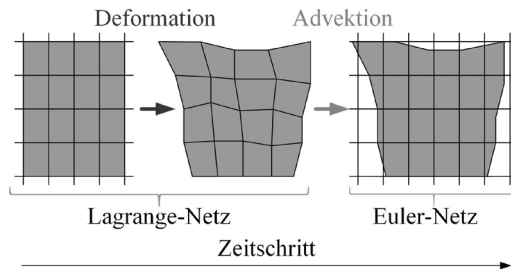


Abbildung 24: Schematische Darstellung der Rechenschritte in einer ALE-Simulation innerhalb eines Zeitschritts

Zu Beginn wird in einem Lagrange-Schritt die Deformation auf Basis der zugrunde gelegten Lasten berechnet; die Netzdeformation ist identisch zur Deformation der Struktur. Anschließend wird eine sogenannte Advektion durchgeführt. Hierbei wird das Rechenergebnis, die deformierte Geometrie, auf ein feststehendes Euler-Netz übertragen (siehe Abbildung 24, rechts). Anschließend wird die deformierte Geometrie im Euler-Netz auf ein neues Lagrange-Netz mit angepasster Netzqualität zurückgeführt und der nächste Zeitschritt berechnet, indem das oben beschriebene Prozedere wiederholt wird. Der Umformgrad, der sich über mehrere Zeitschritte hinweg einstellt, ist hierdurch nicht direkt mit der Netzverzerrung gekoppelt, sodass sich Problemstellungen mit sehr hohen Deformationsgraden aus numerischer Sicht sehr akkurat berechnen lassen.

In der Software LS-DYNA® wird grundsätzlich zwischen der sogenannten MULTI-MATERIAL-ALE (MMALE) und der SINGLE-MATERIAL-ALE (SMALAE) unterschieden. Während sich bei der erstgenannten Variante mehrere Materialien in einer Zelle des Euler-Netzes befinden können, ist bei der letztgenannten nur ein Material zugelassen. Es können Materialmodelle für Festkörper oder Fluide gleichzeitig verwendet werden. Die MMALE-Methode ermöglicht insbesondere eine detaillierte Beschreibung des viskosen Verhaltens der Schmelze im Schweißwulst, wie eigene Arbei-

ten zeigen (siehe [73]). Unter Verwendung der MMALE-Methode ist gegenwärtig jedoch keine thermo-mechanische Kopplung umsetzbar, welche die Grundlage zur Beschreibung eines Phasenwechsels (fest/flüssig) ist. Somit kann mit dieser Methode lediglich ein Platzwechsel von unterschiedlichen Phasen beschrieben werden, nicht aber eine Phasenumwandlung, wie eigene Arbeiten zeigen (siehe [73]).

Die Nutzung der sogenannten SINGLE-MATERIAL-ALE-WITH-VOID (SMALE-WV) ermöglicht die Umsetzung einer thermo-mechanischen Kopplung mit temperaturabhängigem Phasenwechsel. Es lässt sich somit ein Prozessmodell mit Thermo-Fluid-Struktur-Kopplung realisieren, was eigene Arbeiten belegen (siehe [73]). Beide Fügepartner sind hierbei in der Fügeebene an koinzidenten FE-Knoten miteinander verbunden und werden über ein gemeinsames, temperaturabhängiges Materialmodell beschrieben. Der Bereich außerhalb der Modellgeometrie wird als VOID bezeichnet. Infolge einer Deformation der ursprünglichen Geometrie kann das Material auch in diesen Bereich gedrückt werden. Temperaturfeld und Deformation werden in einer bidirektionalen Kopplung berechnet, sodass der stoffgebundene Wärmetransport infolge des Quetschflusses abgebildet wird.

### 7.1.2 Element-Free-Galerkin-Methode (EFG)

Die EFG-Methode wird als „netzfreie“ Methode bezeichnet. Anders als bei der klassischen Finite-Elemente-Methode werden nicht die benachbarten FE-Knoten durch sogenannte Formfunktionen exakt miteinander verbunden, woraus sich Finite-Elemente ergeben, sondern die Formfunktionen werden so definiert, dass mehrere FE-Knoten beinhaltet sind [74]. Abbildung 25 zeigt den Verlauf der Formfunktionen bei Verwendung der klassischen, netzbasierten FE-Methode (links) im Vergleich zur netzfreien Methode (rechts) in Anlehnung an die Darstellungen von ZOELLNER [74] und LARCHER [75]:

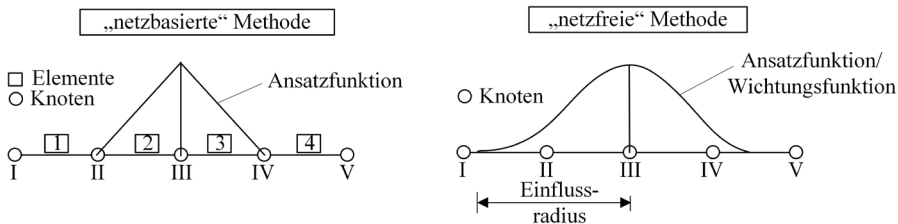


Abbildung 25: Schematischer Verlauf der Formfunktionen am Knoten III bei der klassischen, netzbasierten FEM-Methode (links) im Vergleich zur netzfreien Methode (rechts) in Anlehnung an die Darstellung von ZOELLNER [74] und LARCHER [75].

Während bei der EFG-Methode ein kontinuierlicher Verlauf der Formfunktionen über mehrere FE-Knoten abgebildet wird, ist bei der klassischen FE-Methode lediglich eine abschnittsweise Formulierung möglich. Bei der netzbasierten Methode ist somit zwangsläufig Start- und Endpunkt der Ansatzfunktion deckungsgleich mit einer Knotenposition. Bei der EFG-Methode sind Start- und Endpunkt nicht kongruent mit den Knotenpositionen, wie Abbildung 25 (rechts) zu entnehmen ist. Innerhalb eines Einflussradius sind mehrere Knoten durch eine Ansatzfunktion, auch Wichtungsfunktion genannt, miteinander verbunden.

Im Gegensatz zur ALE-Methode sind Kontaktformulierungen zu implementieren, sodass sowohl ein Gleiten der Fügeflächen, eine Separation der Kontaktflächen als auch ein partieller Verbund infolge der lokalen Überschreitung der Schmelztemperatur berücksichtigt werden kann. Darüber hinaus ist mit der EFG-Methode auch eine bidirektionale, thermo-mechanische Kopplung realisierbar. Die Funktionsweise der thermo-mechanischen Kopplung ist im Anhang S. 104 beschrieben. Die EFG-Methode ist daher der ALE-Methode vorzuziehen und wird somit nachfolgend zur Prozessmodellierung genutzt.

## 7.2 Geometriemodell und Randbedingungen

Abbildung 26 zeigt das Geometriemodell für die Flach-Flach-Schweißung und für die T-Stoß-Geometrie. Bei beiden Modellen werden die Flächen der Fügepartner quer zur Vorschubrichtung mit 2D-Elementen diskretisiert. Bei jedem Fügepartner wird jeweils ein Bereich mit einem fein- und einem grobmaschigen Netz definiert. Im feinmaschigen Bereich ( $B_{\#3}/B_{\#4}$ ) beträgt der Abstand der Knoten  $10 \mu\text{m}$ , im grobmaschigen Bereich  $50 \mu\text{m}$  ( $B_{\#1}/B_{\#2}$ ). Bei der T-Stoß-Schweißung wird im Bereich ( $B_{\#3}/B_{\#4}$ ) der Knotenabstand auf  $25 \mu\text{m}$  festgesetzt, wodurch der Deformationsgrad eines einzelnen Elements vergrößert wird.

Um eine möglichst geringe Rechenzeit zu erhalten, wird bei beiden Schweißkonfigurationen die Symmetrie ausgenutzt und lediglich der Teilbereich rechts von der Laserstrahlachse modelliert. Bei den Flach-Flach-Schweißungen wird die Deformation vernachlässigt. Es wird nur die ortsaufgelöste Heizlast implementiert.

Bei der T-Stoß-Konfiguration wird neben der Heizlast auch der Spanndruck auf die Modellgeometrie des unteren Fügepartners aufgegeben (siehe Abbildung 26). Die Auflagefläche der Spannform am oberen Fügepartner wird als raumfest betrachtet, indem die Verschiebung der Knoten

durch eine Zwangsbedingung in alle Raumrichtungen gesperrt wird. Bei der Flach-Flach-Schweißung werden somit lediglich das Temperaturfeld und bei der T-Stoß-Konfiguration sowohl das Temperaturfeld als auch die Deformation berechnet.

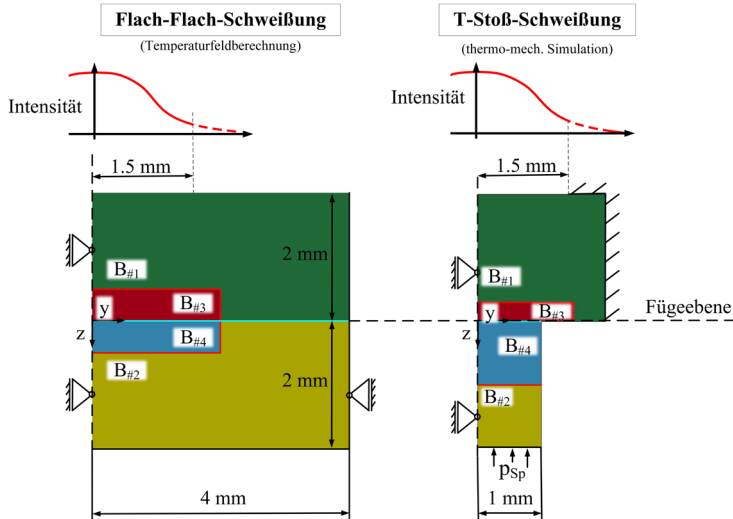


Abbildung 26: Schematische Darstellung der Geometriemodelle und Randbedingungen für eine Flach-Flach-Schweißung (links) und eine T-Stoß-Schweißung (rechts)

Abschattungen der Laserstrahlung an der Spannbrille werden durch eine räumliche Begrenzung der Heizlastfunktionen berücksichtigt (siehe Abbildung 26, oben). Für FE-Knoten in der Symmetrielinie ist ausschließlich eine Deformation in Richtung der Strahlachse möglich. Zur Berechnung der mechanischen Spannungen im 2D-Modell wird der ebene Dehnungszustand (engl. plain strain) zugrundegelegt; hierbei wird angenommen, dass in Vorschubrichtung ( $x$ ) keine Dehnung ( $\epsilon_x$ ) möglich ist und somit eine Spannung  $\sigma_x$  in Erscheinung tritt.

Der Wärmetransport durch Konvektion und Wärmestrahlung wird vernachlässigt, da die zu erwartenden Wärmeströme gegenüber der Wärmeleitung vernachlässigbar klein sind (siehe POLSTER [47]). Als thermische Randbedingung wird die Anfangstemperatur von  $T = 23 \text{ °C}$  für alle FE-Elemente implementiert. Zwischen den Fügepartnern wird von einem verlustfreien Wärmeübergang ausgegangen. Eine Bewertung dieser Annahme findet sich im Anhang (siehe S. 103).

### 7.3 Äquivalente Wärmequellfunktion

Während eines Strahlumlaufs wird von einem kontinuierlichen Wärmeeintrag ausgegangen und eine äquivalente Wärmequellfunktion  $\Phi_{\text{eqv}}(y,z)$  berechnet. Diese wird für die gesamte Bestrahlungszeit genutzt; es wird daher eine simultane Bestrahlung über die gesamte Bestrahlungszeit angenommen. Zur Berechnung der äquivalenten Wärmequellfunktion wird die zeitabhängige Wärmequellfunktion  $\Phi(y,z,t)$  auf den Zeitbereich eines Strahlumlaufs bezogen, indem diese über die Zeit integriert und anschließend auf die Zeit eines Strahlumlaufs ( $t_p$ ) normiert wird:

$$\Phi_{\text{eqv}}(y,z) = \frac{1}{t_p} \int_0^{t_p} \Phi(y,z,t) dt \quad (10)$$

Die Wärmequellfunktion wird dadurch unabhängig von der Zeit und kann somit für den gesamten Zeitbereich eines Strahlumlaufs eingesetzt werden. Bei Vernachlässigung von Wärmeverlusten resultiert hieraus eine kontinuierliche Erwärmung bzw. Temperaturzunahme. Eine abrupte Temperaturerhöhung infolge der Überfahrt des Laserstrahls und eine anschließende Abkühlung bis zur erneuten Überfahrt tritt somit nicht in Erscheinung. Der charakteristische Temperaturverlauf, der einem Sägezahnprofil ähnelt (vgl. Abbildung 21), wird daher in der Simulation nicht abgebildet; dies stellt eine Vereinfachung dar.

In der äquivalenten Wärmequellfunktion ist die Zeit als Laufvariable nicht mehr enthalten. Die Wärmequellfunktion kann somit im Vorfeld getrennt von der numerischen Prozesssimulation berechnet werden. Schlussendlich geht mit dieser Homogenisierung eine erhebliche Rechenzeiterparnis einher.

Die Wärmequellfunktion  $\Phi(y,z,t)$  ist mit Blick auf die Zeitintegration zu vereinfachen, indem die Gleichung in einen zeitabhängigen und einen zeitunabhängigen Term zerlegt wird. Gleichung (11) zeigt den mathematischen Ausdruck zur Berechnung der äquivalenten Heizlast für den oberen Fügepartner  $\Phi_{1,\text{eqv}}$ :

$$\Phi_{1,\text{eqv}}(y,z) = \underbrace{\frac{8 \cdot \alpha \cdot P}{\pi \cdot d^2} \cdot \exp\left(-\alpha \cdot z - 8 \cdot \frac{y^2}{d^2}\right)}_{\text{zeitunabhängig}} \cdot \underbrace{\frac{1}{t_p} \int_0^{t_p} \exp\left(-8 \cdot \frac{(x_0 - v \cdot t)^2}{d^2}\right) dt}_{\text{zeitabhängig}} \quad (11)$$

Durch die Vereinfachung ist der zweite, zeitabhängige Term der Gleichung separat zu berechnen. Der Term entspricht einem skalaren Wert, welcher als Äquivalenzfaktor ( $\gamma$ ) bezeichnet wird:

$$\gamma = \frac{1}{t_p} \cdot \int_0^{t_p} \exp\left(-8 \cdot \frac{(x_o - v \cdot t)^2}{d^2}\right) dt \quad (12)$$

Für den zu integrierenden Ausdruck existiert keine analytische Stammfunktion. Das Integral ist somit numerisch zu berechnen. Der Äquivalenzfaktor ist für die Wärmequellfunktionen beider Fügepartner gültig.

Beide Wärmequellfunktionen werden während der Simulation der Deformation der Fügepartner entsprechend nachgeführt. Hierzu wird der untere Fügepartner in zehn Sektionen quer zur Vorschubrichtung unterteilt (siehe Abbildung 27):

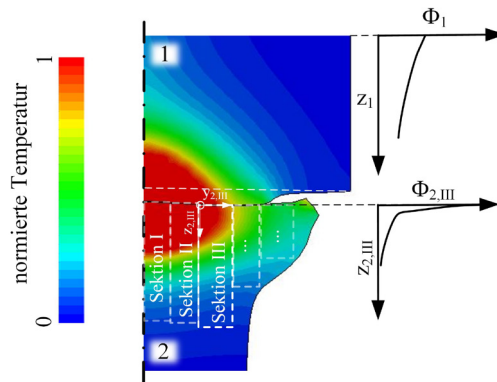


Abbildung 27: Wärmequellfunktionen mit Tiefenlagenanpassung, definiert in zehn Sektion im unteren Fügepartner

In jeder Sektion wird ein lokales Koordinatensystem an einem Referenzknoten definiert. Ändert sich die Position des Referenzknotens aufgrund der Deformation, so wird auch der Ursprung des lokalen Koordinatensystems angepasst und somit die Nullpunktage der Wärmequellfunktion korrigiert.

## 7.4 Parametrierung des mechanischen Materialmodells

Das mechanische Materialverhalten wird mit dem thermo-elasto-viskoplastischen Materialmodell \*MAT\_106 abgebildet. Gleichung (13) zeigt die Grundform der konstitutiven Gleichung des Materialmodells:

$$\sigma = f(T, \dot{\epsilon}_{pl}, \epsilon_{pl}) \quad (13)$$

Das Materialmodell beinhaltet neben den drei Variablen plastische Dehnung ( $\epsilon_{pl}$ ), plastische Dehnrates ( $\dot{\epsilon}_{pl}$ ) und Temperatur (T) weitere Materialparameter, insbesondere die Fließspannung ( $\sigma_0$ ) und das E-Modul (E). Die

Parameter werden in einer Optimierungsstudie unter Zuhilfenahme der Software MATLAB® ermittelt. Zur Parametrierung werden bis zu einer Temperatur von  $T = 140^\circ\text{C}$  Spannungs-Dehnungs-Diagramme genutzt, welche dem Anhang auf S. 114 zu entnehmen sind. Die Genauigkeit der Parametrierung geht aus Abbildung 28 hervor:

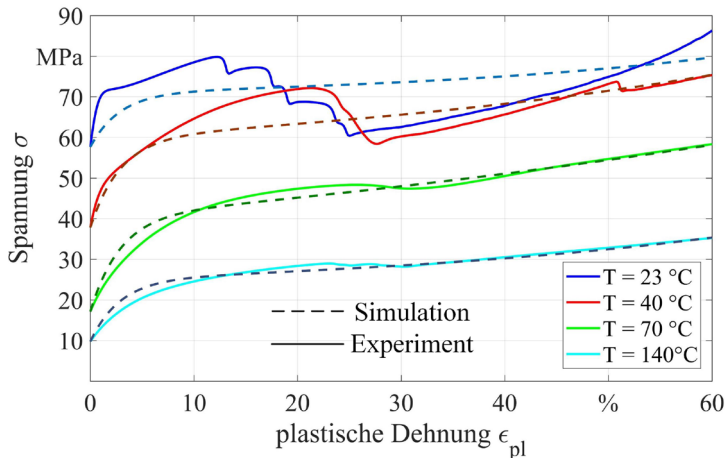


Abbildung 28: Abgleich zwischen den gemessenen Spannungs-Dehnungsverläufen mit den aus der konstitutiven Gleichung berechneten Spannung ( $\sigma$ ) für die Vorgabe der Dehnung ( $\epsilon_{pl}$ ) bei den gegebenen Temperaturstützstellen ( $T$ ) [76]

Die konstitutive Gleichung gibt den Spannungswert ( $\sigma$ ) anhand der plastischen Dehnung ( $\epsilon_{pl}$ ) bei den gegebenen Temperaturstützstellen ( $T$ ) in einer vergleichsweise hohen Genauigkeit wieder<sup>25</sup>. Das Materialmodell ist bis zur Temperatur  $T = 140^\circ\text{C}$  gültig.

Die Materialparameter bei den Temperaturstützstellen ab  $T > 140^\circ\text{C}$  werden iterativ bestimmt. Der gemessene Fügwegverlauf bei den Fügedrücken ( $p_f = 0.5\text{ MPa}$ ,  $p_f = 1\text{ MPa}$ ,  $p_f = 3\text{ MPa}$ ) dient in der Optimierung als Zielgröße; die Laserleistung ist konstant bei  $P = 125\text{ W}$ . Die Materialparameter ab  $T = 140^\circ\text{C}$  werden mithilfe eines Optimierungsalgorithmus solange iterativ angepasst, bis der berechnete Fügwegverlauf dem experimentell bestimmten möglichst nahekommt. Zur Optimierung wird die Software LS-OPT® genutzt. Die Genauigkeit der Prozesssimulation wird in Abschnitt 7.6 (Abbildung 31, S. 63) beschrieben.

<sup>25</sup> In den gemessenen Spannungs-Dehnungsdiagrammen ist bei niedrigen Temperaturen eine dehnungsinduzierte Entfestigung (engl: strain-softening) zu erkennen (siehe Detail Z in Abbildung 53 auf Seite 114). Auf die Abbildung dieses Effektes in der Simulation wird verzichtet, da dieser nur bei Temperaturen niedriger als  $T = 70^\circ\text{C}$  in Erscheinung tritt.

In der Optimierung wird für jeden Parameter ein Suchbereich (Fließspannung  $\sigma_0$  und E-Modul  $E$ ) vorgegeben, indem eine Unter- und eine Obergrenze für die Parameter festgelegt wird. Zudem wird hinterlegt, dass die Werte für die Fließspannung und das E-Modul bei steigender Temperatur stets abnehmen. Zudem wird angenommen, dass die Spannung  $\sigma$  im plastischen Bereich konstant ist und somit keine Enthärtungs oder Verfestigungsmechanismen betrachtet werden. Das Optimierungsprozedere ist in [77] detailliert beschrieben. Die iterativ ermittelten Materialparameter sind der Tabelle 3 im Anhang (S. 107) zu entnehmen.

## 7.5 Validierung des Prozessmodells

Zum Zwecke der Validierung werden die Flach-Flach-Schweißungen herangezogen und anhand der Schweißnahtgeometrie und dem Temperatursignal mit den simulierten Daten verglichen. Bei den Ergebnisbildern sind die variierten Prozessparameter angegeben, die restlichen Parameter entsprechen den initialen Werten in Tabelle 1 auf Seite 44.

### 7.5.1 Schweißnahtgeometrie

Abbildung 29 zeigt in sechs Einzelbildern die berechnete Schmelz-Isotherme im Vergleich mit gemessenen Schweißnahtgeometrien<sup>26</sup> von jeweils drei Schweißproben. Auf der linken Seite ist der Einfluss des Rußgehalts im unteren Fügepartner dargestellt; die Einzelbilder zeigen jeweils links die Schweißnahtgeometrie bei 30 und rechts bei 50 Strahlumläufen. Der Rußgehalt ist beim obersten Einzelbild am geringsten (0,3 gew. %) und beim untersten Einzelbild am höchsten (1,0 gew. %).

Die Einschweißstiefen im oberen und unteren Fügepartner steigen mit zunehmenden Strahlumläufen fortwährend an, wie ein Vergleich der Schweißnahtgeometrie bei 30 und 50 Strahlumläufen zeigt. Selbiges wird in den Prozesssimulationen festgestellt. In den berechneten Temperaturfeldern ist infolge der Wärmeleitung unmittelbar nach dem letzten Strahlumlauf eine Verkleinerung der Einschweißstiefen und Schweißnahtbreiten zu sehen. Da es nach dem Abschalten der Laserstrahlquelle zu keiner

---

<sup>26</sup> Zur Ermittlung der Schweißnahtgeometrie werden an Dünnschnitten der Schweißungen Bildaufnahmen mit einem Durchlicht-Polarisationsmikroskop angefertigt. Die Schweißnaht, bzw. das aufgeschmolzene Volumen, wird durch entsprechende Einstellungen am Polarisationsmikroskop anhand eines Kontrastes sichtbar. Anhand der Bilddaten werden anschließend in einem eigens programmierten Bildverarbeitungstool unter Zuhilfenahme der Software Matlab® die Einschweißstiefen ermittelt.

signifikanten Vergrößerung der Einschweißstiefen mehr kommt, ist die berechnete Schmelzisotherme nach dem letzten Strahlumlauf der experimentell bestimmten Schweißnahtgeometrie zuzuordnen.

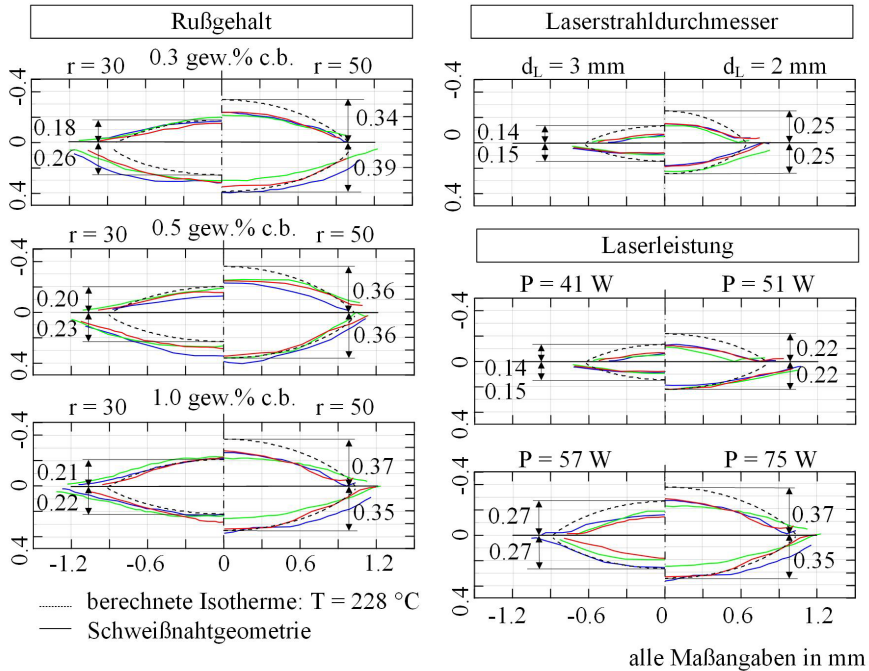


Abbildung 29: Schweißnahtgeometrie ausgewählter Schweißungen im Vergleich zur berechneten Schmelzisotherme ( $T = 228\text{ °C}$ ) bei Variation des Rußgehalts im unteren Fügepartner (links), des Laserstrahldurchmessers (rechts oben) und der Laserleistung (rechts mittig und unten)

Grundsätzlich sind zwischen Simulation und Experiment bei den Einschweißstiefen im oberen Fügepartner größere Abweichungen festzustellen als im unteren Fügepartner. Die Einschweißstiefen im oberen Fügepartner werden von der Prozesssimulation bei 30 Strahlumläufen sehr präzise wiedergegeben. Bei 50 Strahlumläufen sind die berechneten Einschweißstiefen im oberen Fügepartner im Allgemeinen stets größer als die gemessenen. In der Berechnung ist eine Fehlerakkumulation zu erkennen. Naheliegend ist eine unzureichende Genauigkeit bei der Berechnung des Wärmetransports; Während die Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit in der Berechnung berücksichtigt wird, kann eine Abhängigkeit der Werkstoffkennwerte von der Aufheizgeschwindigkeit aufgrund fehlender Kennwerte nicht berücksichtigt werden.

Mit zunehmendem Rußgehalt im unteren Fügepartner verringert sich die optische Eindringtiefe, wodurch es zu einer oberflächennäheren Erwärmung kommt. Als Konsequenz reduziert sich die Einschweißtiefe im unteren Fügepartner, wie die Einzelbilder in Abbildung 29 auf der linken Seite zeigen. Demgegenüber erhöht sich diese im oberen Fügepartner. Grundsätzlich zeigt sich bei den gegebenen Rußgehalten aber nur eine geringfügige Änderung in der Schweißnahtgeometrie. Bei den Schweißungen mit 30 Strahlumläufen sind diese am deutlichsten zu erkennen. Gleiches gilt für die Schweißungen mit 50 Strahlumläufen, allerdings nicht beim höchsten Rußgehalt von 1 gew. %. Hier ist die berechnete Einschweißtiefe im oberen Fügepartner geringfügig größer als im unteren Fügepartner. Bei den gemessenen Einschweißstiefen ist dies nicht der Fall. Diese Beobachtung lässt den Schluss zu, dass der berechnete Wärmestrom in den oberen Fügepartner gegenüber der Realität zu groß ist.

Das Einzelbild in Abbildung 29 rechts oben zeigt die Schweißnahtgeometrie bei zwei Laserstrahldurchmessern; die restlichen Prozessparameter entsprechen dem initialen Prozessparametersatz in Tabelle 1. Die Einschweißstiefen steigen in beiden Fügepartnern infolge einer Reduktion des Laserstrahldurchmessers von  $\varnothing = 3$  mm auf  $\varnothing = 2$  mm deutlich an. Die Schweißnahtbreiten reduzieren sich. Der Verlauf der berechneten Schmelzisotheime gibt die Änderung in der Schweißnahtgeometrie wieder. Die Einschweißtiefe in den oberen Fügepartner ist auch hier in der Simulation größer als im Experiment.

In den Einzelbildern in Abbildung 29 rechts unten ist der Einfluss der Laserleistung zu erkennen. Die Einschweißstiefen in beiden Fügepartnern steigen mit zunehmender Laserleistung an. Anhand der gewählten Leistungsstufen ist zu erkennen, dass sich bereits geringfügige Änderungen in der Laserleistung sowohl in der experimentell bestimmten Schweißnahtgeometrie als auch in der berechneten Schmelzisotheime widerspiegeln. Hieraus ist für die Simulation sowie für das Experiment eine qualitativ hohe Präzision ersichtlich.

### 7.5.2 Temperaturmesssignal

Bei den Flach-Flach-Schweißungen wird auch die Temperatur während des Schweißens mit dem on-axis Pyrometer gemessen. Abbildung 30 zeigt drei Einzelbilder mit berechneten und gemessenen Temperaturverläufen, in welchen die Einflüsse des Rußgehalts im unteren Fügepartner (links), der Laserleistung (2. v. l.) und des Laserstrahldurchmessers (3. v. l.) dargestellt

sind. In der Simulation wird ein gemittelter Temperaturwert<sup>27</sup> ( $\bar{T}_{sim}$ ) errechnet und für einen Vergleich mit dem Temperatursignal des on-axis Pyrometers herangezogen.

Der Verlauf des Temperaturmesssignals des on-axis Pyrometers ist insgesamt angehoben, sofern der Rußgehalt im unteren Fügepartner erhöht, die Laserleistung gesteigert oder der Strahldurchmesser verkleinert wird. Diese Prozessparametervariationen bewirken eine Erhöhung der im Zentrum der Schweißnaht absorbierten Laserstrahlung, wodurch sich die Temperatur entsprechend erhöht. Abbildung 30 zeigt die gemessenen und berechneten Temperaturverläufe:

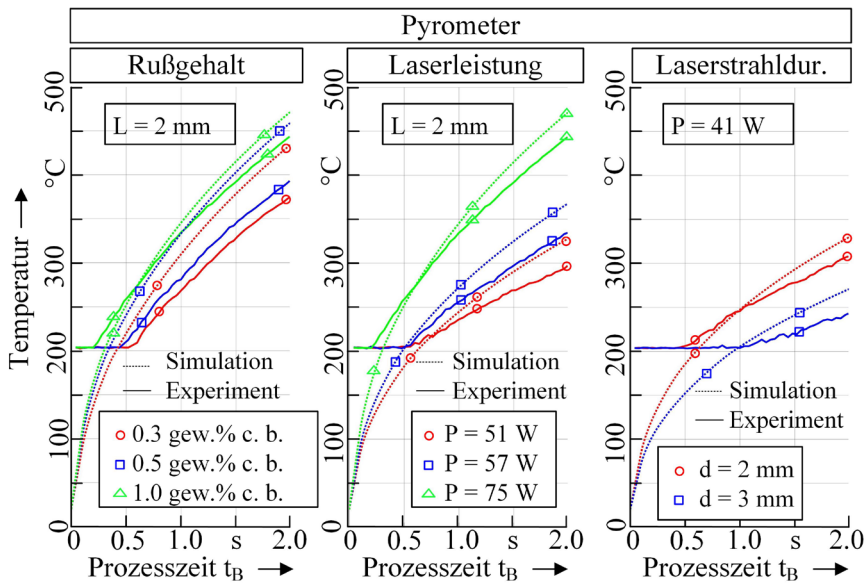


Abbildung 30: Vergleich des Temperaturmesssignals des on-axis Pyrometers bei Flach-Flach-Schweißungen mit der simulativ ermittelten Temperatur in der Fügeebene in Abhängigkeit des Rußgehalts, der Laserleistung und des Laserstrahldurchmessers (von links nach rechts)

Während in der Prozesssimulation die gemittelte Temperatur in der Fügeebene bereits zu Beginn der Schweißung ausgewertet werden kann, ist das Temperaturmesssignal des on-axis Pyrometers erst oberhalb der Messbe-

<sup>27</sup> Der Temperaturwert  $\bar{T}_{sim}$  entspricht der gemittelten Temperatur innerhalb des Messfelddurchmessers: Zur Berechnung werden die Knotentemperaturen innerhalb des Messflekdurchmessers ( $d_{p1}$ ) ausgewählt und das arithmetische Mittel bestimmt. Der Einfluss des M90-Messfeldes und der Koaxialität auf das Temperatursignal ist dem Anhang auf S. 108 ff. zu entnehmen.

reichsgrenze von  $T = 207\text{ °C}$  auswertbar. Vergleicht man die Temperaturverläufe aus der Simulation mit den Messdaten, so wird deutlich, dass sich bei den zeitabhängigen Verläufen eine hohe Übereinstimmung zeigt. Die Änderungen der Temperaturmesssignale in Abhängigkeit von der Laserleistung, dem Laserstrahldurchmesser und dem Rußgehalt im unteren Fügepartner spiegeln sich gleichermaßen in den berechneten Temperaturverläufen wider.

Die Temperatur in der Fügeebene steigt mit zunehmendem Rußgehalt an (siehe Abbildung 30, links), die Einschweißtiefen variieren aber kaum, wie bereits im vorherigen Abschnitt festgestellt wurde. Bei der Schweißung mit höchstem Rußgehalt beträgt die Maximaltemperatur bis zu ca.  $T = 450\text{ °C}$ , in Dünnschnitten ist jedoch eine thermische Schädigung des Materials nicht zu erkennen.

Mit steigender Laserleistung und Verringerung des Laserstrahldurchmessers erhöht sich die Temperatur. Die Änderung des Temperaturverlaufs bei Variation von Laserleistung und Laserstrahldurchmesser wird in der Simulation in einer vergleichsweise hohen Genauigkeit wiedergegeben (siehe Abbildung 30, mittig).

## 7.6 Prozessdiagnostik bei T-Stoß-Schweißungen

In Abbildung 31 wird deutlich, welche Analysemöglichkeiten sich bei der Prozesssimulation von T-Stoß-Schweißungen ergeben; dargestellt sind die berechneten Temperatur- und Fügwegverläufe für T-Stoß-Schweißungen mit unterschiedlichen Fügedrücken (IV-VI). Der berechnete Fügwegverlauf zeigt deutlich, dass die quasi-stationäre Prozessphase mit steigendem Fügedruck früher erreicht wird: Der Fügweg  $s = 0.05$  wird mit steigendem Fügedruck in kürzerer Zeit erreicht (siehe Abbildung 31, links unten). Konsequenterweise ist die berechnete Temperatur in der Fügeebene ( $\bar{T}_{sim}$ ) zu Beginn der quasi-stationären Prozessphase geringer (siehe Abbildung 31, links oben). Dies zeigt sich auch bei den gemessenen Daten.

Abbildung 31 (rechts) zeigt die Temperaturfelder bei den Fügedrücken  $p_f = 1.0\text{ MPa}$  und  $p_f = 3.0\text{ MPa}$  zum Zeitpunkt des Erreichens des Fügwegs  $s = 0.05\text{ mm}$ . Mit steigendem Fügedruck wird der Bereich mit hoher Temperatur zunehmend auf das Zentrum der Schweißnaht begrenzt, sodass sich der Fügedruck vorwiegend auf die Stegränder konzentriert; dieser Bereich weist eine höhere Steifigkeit auf. Anhand der Temperaturfelder sind bei einem geringen Fügedruck große Einschweißtiefen und bei einem hohen Fügedruck sehr geringe Einschweißtiefen zu erwarten. Dieser

Zusammenhang wird später in Abschnitt 9.1 (S. 71) anhand von Schweißversuchen bestätigt. Die Prozesssimulationen zeigen deutlich, dass Schmelze aus der ursprünglichen Geometrie bereits mit dem Erreichen des Fügwegs  $s = 0.05$  mm ausgetreten ist, was auf das Einsetzen der quasi-stationären Prozessphase hindeutet (Abbildung 31, rechts).

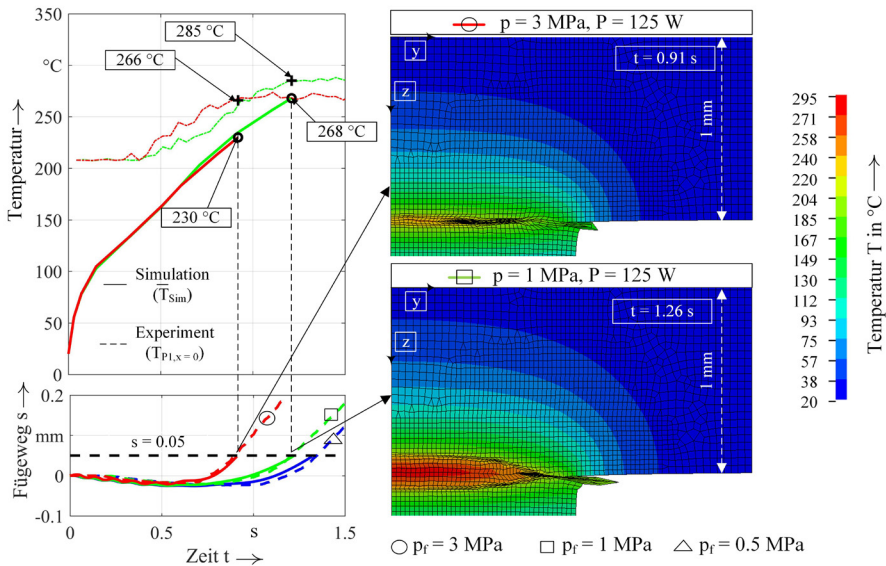


Abbildung 31: Berechnete und gemessene Fügwegverläufe bei Variation des Fügedrucks (links, unten) und die gemessene Temperatur  $T_{p1}$  im Vergleich mit der berechneten  $\bar{T}_{sim}$  (links, oben) sowie die Temperaturfelder bei einem Fügweg von  $s = 0.05$  mm (rechts)

Zusammenfassend ist festzustellen, dass sich mit dem Prozessmodell der Einfluss der Prozessparameter sowohl auf das zeitabhängige Temperaturfeld als auch auf die Temperatur in der Fügeebene bestimmen lässt. Hierdurch kann der Einfluss der Prozessparameter auf die Temperaturverhältnisse in der quasi-stationären Prozessphase bereits in einer frühen Phase der Prozessauslegung beurteilt werden. Im späteren wird eine Korrelation zwischen der Temperatur im Zentrum der Schweißnaht und der Schweißnahtfestigkeit hergestellt (siehe Kap. 10): Mithilfe der Prozesssimulation können somit Prozesseinstellungen identifiziert werden, welche zu einer Schweißung mit einer hohen Schweißnahtfestigkeit führen.



## 8 Korrelation Wärmestrahlung und Temperatursignal

Die von den Pyrometern detektierte Wärmestrahlung stammt von beiden Fügepartnern. Von welcher Tiefenlage der Großteil der Wärmestrahlung emittiert wird, ist einerseits von den Emissionseigenschaften der Fügepartner und andererseits von dem vorliegenden Temperaturfeld abhängig. Dieser Zusammenhang wird nachfolgend mithilfe eines analytischen Berechnungsmodells anhand einer Flach-Flach-Schweißung analysiert.

### 8.1 Analytisches Berechnungsmodell

Der untere Fügepartner wird als Schwarzer Strahler angenommen und der obere gemäß *DEWITT et al.* [78] als semi-transparenter Emitter approximiert. Um auch die Temperaturverteilung in Tiefenrichtung akkurat abzubilden, wird der obere Fügepartner in Finite Platten mit einer Dicke von  $L = 5 \mu\text{m}$  aufgeteilt. Die orts aufgelöste Filterwirkung des oberen Fügepartners infolge der Absorption von Wärmestrahlung wird berücksichtigt. Eine orts aufgelöste Erwärmung als Folge der Absorption von Wärmestrahlung wird vernachlässigt, da die Strahlungsleistung der Wärmestrahlung sehr gering ist. Abbildung 32 zeigt den schematischen Aufbau des Modells zur Berechnung der Wärmestrahlungsemission:

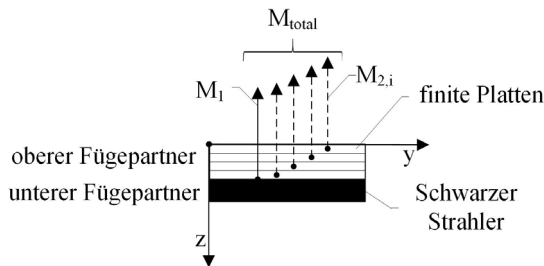


Abbildung 32: Modell zur Berechnung der vom Pyrometer detektierbaren Wärmestrahlung ( $M_{total}$ ) anhand der Strahlungsanteile der Fügepartner ( $M_1$ ,  $M_{2,i}$ ) unter Berücksichtigung der tiefenlagenabhängigen Temperaturverteilung ( $z$ -Richtung) im oberen Fügepartner

Die gesamte Wärmestrahlung setzt sich aus der Wärmestrahlung des unteren Fügepartners ( $M_1$ ) und der Summe der Wärmestrahlung aller Finiten Platten des oberen Fügepartners ( $M_2$ ) zusammen, sodass gilt:

$$M_{total} = M_1 + \sum M_{2,i} \quad (14)$$

Bei einer Finiten Platte ( $M_{2,i}$ ) wird sowohl die temperaturabhängige Emission als auch die Strahlungsabschwächung durch darüber liegende Platten berücksichtigt. Beides ist abhängig von der Tiefenlage. Bei den Finiten Platten wird davon ausgegangen, dass die Wärmestrahlung an der Oberseite der Finiten Platte austritt. Eine Streuung der emittierten Wärmestrahlung im Volumen der Fügepartner wird nicht in Betracht gezogen. Zudem wird eine Temperaturabhängigkeit der Strahlungsabschwächung bzw. der Filterwirkung der Kunststoffe als vernachlässigbar klein betrachtet und somit nicht berücksichtigt.

Gleichung (15) zeigt den vereinfachten mathematischen Ausdruck zur Berechnung der emittierten Wärmestrahlung einer Finiten Platte ( $M_2$ ) in Abhängigkeit von der Temperatur ( $T$ ), dem Absorptionskoeffizienten ( $\alpha$ ), einer diskreten Emissionswellenlänge ( $\lambda$ ) und der Dicke der Finiten Platte ( $L$ ).

$$M_2(T, \alpha, \lambda, L) = \frac{2 \cdot \pi \cdot c_0^2 \cdot h}{\lambda^5 \cdot \left[ e^{\frac{h \cdot c_0}{\lambda \cdot k \cdot T}} - 1 \right]} \cdot \left( 1 - \frac{e^{-\alpha \cdot L}}{\tau} \right) \quad (15)$$

Das PLANCKSCHE Wirkungsquantum ( $h$ ), die Boltzmannkonstante ( $k$ ) und die Lichtgeschwindigkeit ( $c_0$ ) sind Naturkonstanten. Der erste Term der Gleichung entspricht der Wärmestrahlung eines Schwarzen Strahlers nach PLANCK. Der rechte Teil innerhalb der Klammer gibt den Transmissionsgrad der Finiten Platte an. Der gesamte Klammerausdruck entspricht dem Emissionsgrad  $\epsilon$  der Finiten Platte, da nach der KIRCHOFFSCHEN Wärmestrahlungstheorie der Emissions- und der Absorptionsgrad identisch sind. Wird im Weiteren noch die reflektierte Strahlung vernachlässigt, so gilt:

$$\epsilon = a = 1 - \tau \quad (16)$$

Anhand der Annahme von  $\alpha \equiv \infty$  wird deutlich, dass die Gleichung (15) auch für einen Schwarzen Strahler gültig ist: Der rechte Term in der Klammer (Gl. (15)) wird hierdurch zu Null, sodass der gesamte Ausdruck innerhalb der Klammer – wie für einen Schwarzen Strahler zu erwarten – zu  $\epsilon = 1$  wird.

Die Gleichung (15) ist lediglich für Strahlung bei einer diskreten Emissionswellenlänge ( $\lambda$ ) gültig. Um die emittierte Wärmestrahlung im Messspektalbereich des Pyrometers ( $M_{2,\lambda}$ ) zu berechnen, ist in Gleichung (15) eine wellenlängenselektive Betrachtung zu integrieren. Gleichung (17) zeigt den modifizierten mathematischen Ausdruck zur Berechnung von  $M_{2,\lambda}$  einer Finiten Platte mit der Dicke  $L$ :

$$M_{2,\lambda}(T, \alpha(\lambda), L) = \int_{\lambda_u}^{\lambda_o} M_P(T) \cdot (e^{-\alpha(\lambda) \cdot z_o} - e^{-\alpha(\lambda) \cdot (z_o+L)}) d\lambda \quad (17)$$

mit

$$M_P(T) = \frac{2 \cdot \pi \cdot c_0^2 \cdot h}{\lambda^5 \cdot \left[ e^{\frac{h \cdot c_0}{\lambda \cdot k \cdot T}} - 1 \right]} \quad (18)$$

Im Vergleich zu Gleichung (15) wird der erste Term innerhalb der Klammer durch einen Schwächungsterm nach *LAMBERT-BEER* ersetzt (vormals Wert 1). Hierdurch wird die spektrale Filterwirkung einer darüber liegenden Finiten Platte berücksichtigt; der Term entspricht einem Transmissionsgrad, welcher durch den Absorptionskoeffizienten  $\alpha(\lambda)$  und der z-Lage an der Oberseite der Finiten Platte ( $z_o$ ) ausgedrückt wird. Der zweite Term innerhalb der Klammer gibt den Transmissionsgrad der Finiten Platte mit der Dicke L an. Indem beide Terme voneinander abgezogen werden, erhält man den Emissionsgrad der Finiten Platte unter Berücksichtigung der Filterwirkung durch eine darüber liegende Finite Platte. Die Grenzvariablen  $\lambda_u$  und  $\lambda_o$  entsprechen der Ober- und Untergrenze des Messspektralbereichs.

Ein Teil der Wärmestrahlung einer Finiten Platte wird an der Grenzfläche Kunststoff/Luft zurückreflektiert. Um dies zu berücksichtigen, ist in Gleichung (17) ein zusätzlicher, multiplikativer Term  $(1-R_o(\lambda))$  zu ergänzen. Zudem sind noch weitere zwei multiplikative Terme hinzuzufügen, sodass die Sensitivität des Pyrometers  $S(\lambda)$ <sup>28</sup> miteinbezogen und der Raumwinkel der erfassten Wärmestrahlung<sup>29</sup>  $\Omega_P$  berücksichtigt wird. Für die von einem Pyrometer erfasste Wärmestrahlung einer Finiten Platte ( $M_{2,\lambda,P}$ ) gilt somit:

$$M_{2,\lambda,P}(T, \alpha(\lambda), L, S, R_o, \Omega_P) = \frac{\Omega_P}{2 \cdot \pi} \cdot \int_{\lambda_u}^{\lambda_o} (S(\lambda) \cdot (1 - R_o(\lambda))) \cdot M_P(T) \cdot (e^{-\alpha(\lambda) \cdot z_o} - e^{-\alpha(\lambda) \cdot (z_o+L)}) d\lambda \quad (19)$$

Mit der Approximation des unteren Fügepartners als schwarzen Strahlers ist der Wärmestrahlungsanteil des unteren Fügepartners ( $M_1$ ) aus Gleichung (19) wie folgt abzuleiten:

<sup>28</sup> Die spektrale Sensitivität des Sensorchips des Pyrometers ist dem Anhang (siehe Abbildung 64, S. 130) zu entnehmen.

<sup>29</sup> Der Raumwinkel der erfassten Wärmestrahlung beträgt  $\Omega_P = 1.30 \cdot 10^{-3}$  sr.

$$M_{1,\lambda,P}(T, \alpha(\lambda), S(\lambda), R_0, \Omega_P) = \frac{\Omega_P}{2 \cdot \pi} \cdot \int_{\lambda_u}^{\lambda_o} (S(\lambda) \cdot (1 - R_0(\lambda))) \cdot M_P(T) \cdot \epsilon \cdot \tau(\lambda) d\lambda \quad (20)$$

Der letzte Klammerausdruck in Gleichung (19), welcher den Emissionsgrad einer Finiten Platte repräsentiert, reduziert sich in Gleichung (20) durch die Annahme von  $\alpha \rightarrow \infty$  auf den Wert  $\epsilon = 1$ . Die wellenlängenselektive Strahlungsabschwächung der Wärmestrahlung im oberen Fügepartner wird durch den Transmissionsgrad für die gesamte Platte ( $\tau(\lambda)$ ) berücksichtigt und entspricht dem gemessenen Transmissionsmesswert  $\tau_m(\lambda)$  (siehe Abbildung 10 auf Seite 27).

## 8.2 Tiefenlagenabhängige Wärmestrahlung bei einer Flach-Flach-Schweißung

Unter Zuhilfenahme von Gleichung (19) und (20) werden die Strahlungsanteile ( $M_{1,\lambda,P}$ ) und ( $M_{2,\lambda,P}$ ) für eine Flach-Flach-Schweißung bestimmt. Die Materialkennwerte  $\alpha(\lambda)$  und  $R_0(\lambda)$  im Messspektralbereich des Pyrometers sind Abbildung 11 zu entnehmen. Anschließend wird die gesamte vom Pyrometer detektierbare Wärmestrahlung ( $M_{\text{total}}$ ) berechnet, indem die Strahlungsanteile der Fügepartner ( $M_i, M_{2,i}$ ) addiert werden (siehe Gleichung (14)). Abbildung 33 zeigt das zugrunde gelegte Temperaturfeld (links) und den Temperaturverlauf in der optischen Achse (z. v. l.) sowie den Verlauf der Wärmestrahlung der Finiten Platten ( $M_{2,\lambda,P}$ ) im oberen Fügepartner (z. v. l.); die aufsummierte Wärmestrahlung entlang der optischen Achse ( $M_{\text{total}}$ ) ist rechts dargestellt.

Bei der Temperaturfeldberechnung wird der initiale Prozessparametersatz aus Tabelle 1 genutzt. Das resultierende Temperaturfeld ist maßgeblich von der Erwärmung aus der Fügeebene geprägt, was dem Temperaturverlauf entlang der optischen Achse, insbesondere anhand der nahezu konstanten Temperatur nahe der Oberseite des oberen Fügepartners zu entnehmen ist.

Die Temperatur in der optischen Achse steigt ausgehend von der Oberseite des oberen Fügepartners bis zu einer Tiefenlage von ca.  $z = 1$  mm moderat an. Es zeigen sich Temperaturen von  $T < 100$  °C. Im weiteren Verlauf steigt die Temperatur stark an. In der Fügeebene wird eine Temperatur von  $T = 498$  °C berechnet.

Die vom Pyrometer detektierbare Wärmestrahlung, emittiert vom oberen Fügepartner ( $M_{2,\lambda,P}$ ) steigt mit zunehmender Temperatur überproportional

an, wie anhand der logarithmischen Darstellung der emittierten Wärmestrahlung der Finiten Platten ( $M_{2,\lambda,P}$ ) zu erkennen ist (siehe Abbildung 33, 3.v.l). Die Wärmestrahlung des oberen Fügepartners ist in der Fügeebene um fünf Dekaden größer als an der Oberseite ( $z = 0$  mm).

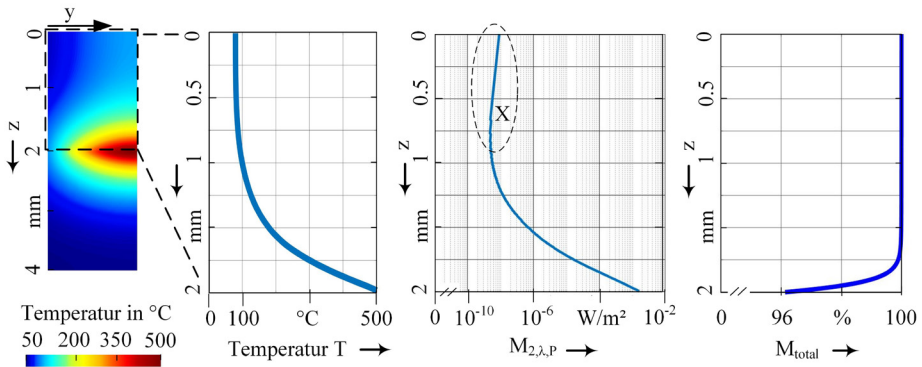


Abbildung 33: Temperaturfeld im Querschnitt einer Flach-Flach-Schweißung (links), der Verlauf von der Temperatur ( $T$ ) und der Wärmestrahlung ( $M_{2,\lambda,P}$ ) in der optischen Achse (mittig) sowie die aufsummierte Wärmestrahlung ( $M_{\text{total}}$ ) ausgehend von der Fügeebene (rechts) [63]

Infolge der spektralen Filterwirkung im oberen Fügepartner wird die Wärmestrahlung einer Finiten Platte nahe der Fügeebene stärker abgeschwächt als nahe der Oberseite des oberen Fügepartners. Die Wärmestrahlung der Finiten Platten ( $M_{2,\lambda,P}$ ) nimmt daher ausgehend von der Oberseite des oberen Kunststoffes in Richtung der Fügeebene zunächst ab. Bei  $z = 0.8$  mm kehrt sich der Verlauf um (siehe Detail X in Abbildung 33, 3.v.l). Dies zeigt, dass die Reduktion von  $M_{2,\lambda,P}$  aufgrund der Filterwirkung gegenüber dem Anstieg der Wärmestrahlung  $M_{2,\lambda,P}$  infolge der geringfügig höheren Temperatur überwiegt.

Die Wärmestrahlung der Finiten Platten ( $M_{2,\lambda,P}$ ) nimmt im Bereich  $z=0.8\dots 2$  mm in Richtung der Fügeebene sehr stark zu. In diesem Bereich überwiegt die Zunahme der Wärmestrahlung aufgrund der Temperaturzunahme gegenüber der Reduktion von  $M_{2,\lambda,P}$  durch Filterwirkung, sodass die Wärmestrahlung  $M_{2,\lambda,P}$  im Gesamten ansteigt. Der überproportionale Anstieg der Wärmestrahlung ist auf den Messspektralbereich des Pyrometers zurückzuführen. Es liegt ein exponentieller Zusammenhang zwischen angezeigter Temperatur und zugrundeliegender Wärmestrahlung vor, wie Abbildung 60 im Anhang (S.125) zeigt.

Die gesamte Filterwirkung des oberen Kunststoffes ist im Wesentlichen von der spektralen Sensitivität des Pyrometers, von dem spektralen Transmis-

sionsgrad des Kunststoffes und dem spektralen Verlauf der Strahlungsemission abhängig. Für die PA6-Platte mit 2 mm Dicke ist ein Transmissionsgrad von ca. 24 % zu erwarten, wie die Berechnungen im Anhang S. 126 ff. zeigen.

Anhand der Summation der Wärmestrahlungsanteile aus beiden Fügepartnern wird deutlich, dass bereits ca. 96 % der gesamten Wärmestrahlung ( $M_{\text{total}}$ ) vom unteren Fügepartner emittiert wird (siehe Abbildung 33, rechts). Der Beitrag des oberen Fügepartners an der gesamten Wärmestrahlung ist sehr gering. Lediglich Strahlungsanteile aus Schichten in einem Abstand von wenigen Zehntelmillimetern zur Fügeebene haben einen nennenswerten Beitrag an der gesamten Wärmestrahlung, was auf den starken Temperaturgradienten in Richtung der optischen Achse zurückzuführen ist, welcher mit einer überproportionalen Emission von Wärmestrahlung einhergeht (siehe Abbildung 59). Verallgemeinert bedeutet dies: Je steiler der Temperaturanstieg in Richtung der Fügeebene ausfällt, desto geringer ist der Beitrag des oberen Fügepartners an der detektierbaren Wärmestrahlung ( $M_{\text{total}}$ ).

Die Ergebnisse in den vorangegangenen Abschnitten zeigen, dass das Temperaturmesssignal anhand des in z-Richtung zu erwartenden Temperaturverlaufs und unter Berücksichtigung der spektralen Filterwirkung sowie der wellenlängenselektiven Emissionseigenschaften des Kunststoffes Polyamid 6 (Ultramid B3s) in einer hohen Genauigkeit dem Kern der Schweißnaht zuzuordnen ist. Bei der Kalibration der Pyrometer kann somit die Wärmestrahlung des oberen Fügepartners vernachlässigt werden. Die Temperaturmesswerte des on-axis Pyrometers ( $T_{P_1}$ ) und die des off-axis Pyrometers ( $T_{P_2}$ ) werden daher im Folgenden als Schweißnahtkerntemperaturen  $T_K$  (abgekürzt: Kerntemperaturen) bezeichnet.

## 9 Prozessablauf bei T-Stoß-Schweißungen

Der Prozessablauf bei T-Stoß-Schweißungen wird anhand der Schweißnahtgeometrie, dem zeitlichen Verlauf des Fügewegs, der Fügegeschwindigkeit und der Kerntemperatur analysiert. Hierzu werden repräsentative Schweißungen mit unterschiedlichen Prozessparametersätzen (siehe Tabelle 2, S. 45) betrachtet. Zur Auswahl der repräsentativen Schweißung werden die Fügewegverläufe der jeweils sieben Versuchsproben mit identischem Prozessparametersatz dargestellt und mit einer errechneten Mittelwertskurve verglichen; der Fügewegverlauf der repräsentativen Schweißung liegt am nächsten an der Mittelwertskurve. Die Fügewegverläufe der repräsentativen Schweißungen sowie die errechnete Mittelwertskurve inklusive der Vertrauensbereiche sind dem Anhang auf Seite 137 ff zu entnehmen.

### 9.1 Schweißnahtgeometrie

Abbildung 34 zeigt die Schweißnahtgeometrien der repräsentativen Schweißungen I-IX in Abhängigkeit von der Laserleistung ( $P$ ) und des Fügedrucks ( $p_f$ ). Es zeigen sich deutlich geringere Einschweißstiefen als bei den Flach-Flach-Schweißungen. Die Einschweißstiefen in beide Fügepartner sind bei einer einzelnen Schweißung in einer Betrachtung quer zum Fügesteg nahezu identisch.

Sowohl eine Erhöhung des Fügedrucks ( $p_f$ ) als auch eine Steigerung der Laserleistung ( $P$ ) führt zu geringeren Einschweißstiefen; Beides bewirkt ein schnelleres Abschmelzen, wodurch sich der stoffgebundene Wärmetransport in den Schweißwulst erhöht. Die Wärmeenergie im Zentrum der Schweißnaht wird dadurch entsprechend reduziert, sodass folglich geringere Einschweißstiefen resultieren. Der Einfluss des Fügedrucks ist bei den Schweißungen mit geringster Laserleistung (I, II, III) sehr deutlich zu erkennen (siehe Abbildung 34, links). Je höher die Laserleistung, desto geringer ist der Einfluss des Fügedrucks auf die Einschweißstiefen (siehe Abbildung 34, v.l.n.r.).

Zu erwarten ist, dass die mechanisch-technologischen Eigenschaften der Schweißnaht von der Morphologie der Schweißnaht abhängen. Die Dünnschnitte wurden daher in lichtmikroskopischen Untersuchungen unter Zuhilfenahme eines Polarisationsmikroskops bei einer optischen Vergrößerung von 1000 hinsichtlich der Bildung von Sphärolithen in der Fügeebene untersucht. Hierdurch sind Rückschlüsse auf die Rekristallisation möglich.

Auf eine Rekristallisation der aufgeschmolzenen Bereiche ist zu schließen, sofern Sphärolithe im Lichtmikroskop in Erscheinung treten, wie *GEISSLER et al.* anhand von Kontur- und QS-Schweißungen demonstrieren (siehe [79, 80]). Treten diese nicht in Erscheinung, so ist von einer weitestgehend amorphen Struktur auszugehen. Genauer betrachtet liegt ein teilkristallines Gefüge mit sehr kleinen Kristalliten vor, welche im Lichtmikroskop nicht mehr auflösen sind, wie *WÜBKEN* [81] postuliert. Bei den repräsentativen Schweißungen sind in der Fügeebene keine Sphärolithe zu identifizieren, welche auf eine Kristallisation schließen lassen. Zudem ist die Rekristallisation von der Abkühlgeschwindigkeit abhängig, welche hinsichtlich der Bildung von Sphärolithen möglichst niedrig sein sollte, wie von *GEISSLER et al.* [79] beschrieben. Wie später in Abschnitt 9.3 erläutert wird, sind die Abkühlgeschwindigkeiten bei den hier vorliegenden T-Stoß-Schweißungen sehr hoch. Auf Basis der nicht zu identifizierenden Sphärolithe in der Schweißnaht und der sehr hohen Abkühlgeschwindigkeit ist daher davon auszugehen, dass die Schweißnaht weitestgehend amorph erstarrt.

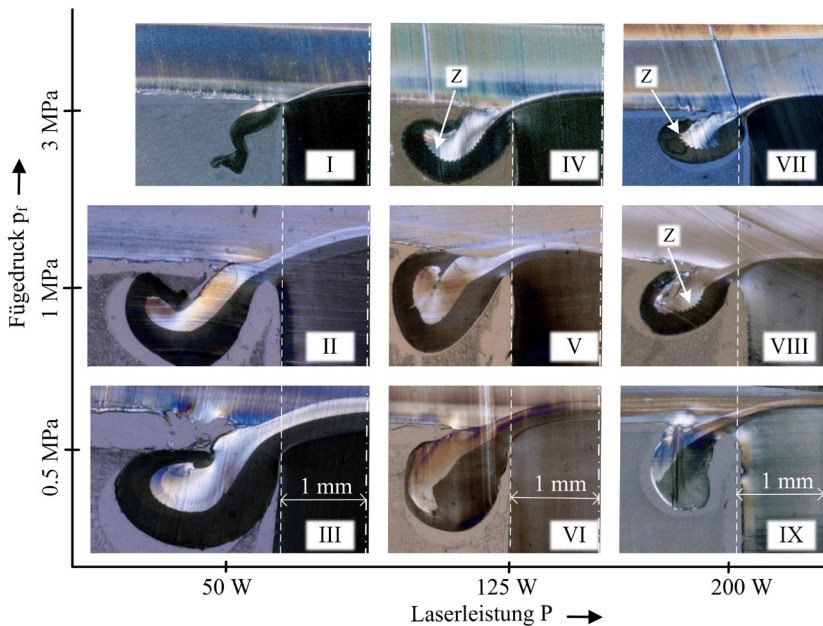


Abbildung 34: Schweißnahtgeometrien der repräsentativen T-Stoß-Schweißungen mit den Prozessparametersätzen I-IX, dargestellt in Abhängigkeit von der Laserleistung ( $P$ ) und des Fügedrucks ( $p_F$ )<sup>30</sup>

<sup>30</sup> Die Dicke der Dünnschnitte beträgt  $L = 10 \mu\text{m}$ .

Bei einzelnen Schweißungen ist ein einseitiger Quetschfluss festzustellen. Der Schweißwulst bildet sich nur auf einer Seite aus. Die Entstehung dieser Asymmetrie ist auf kleinste Positionierungs- und Winkelfehler beim Spannen der Bauteile zurückzuführen, welche nicht gänzlich zu vermeiden sind. Infolge des einseitigen Quetschflusses befindet sich die maximale Einschweißtiefe nicht mehr im Zentrum der Schweißnaht. Die quantitative Bestimmung einer Einschweißtiefe als repräsentative Größe einer Versuchsserie ist dadurch erheblich erschwert. Die Einschweißtiefen werden somit als qualitative Größen angesehen: Im oberen Fügepartner liegt bei III die größte Einschweißtiefe vor ( $\approx 0.2$  mm) und bei VII die kleinste ( $\approx 0.04$  mm), wie Abbildung 34 zeigt.

Bei den Schweißungen II-VIII umfließt der Quetschfluss des unteren Fügepartners den des oberen (siehe Detail Z in Abbildung 34). Hieraus ist abzuleiten, dass im unteren Fügepartner mehr Schmelzvolumen pro Zeit ausgedrückt wird als im oberen. Das Umfließen ist auch in einer Prozesssimulation unter Zuhilfenahme der sogenannten Multi-Material-ALE-Methode festzustellen. Das Prozessmodell ist in [73] detailliert beschrieben. Abbildung 35 zeigt das berechnete Fließgeschwindigkeitsfeld bei zwei Zeitpunkten (mittig/rechts) im Vergleich mit einer Schweißnahtgeometrie im Dünnschnitt (links):

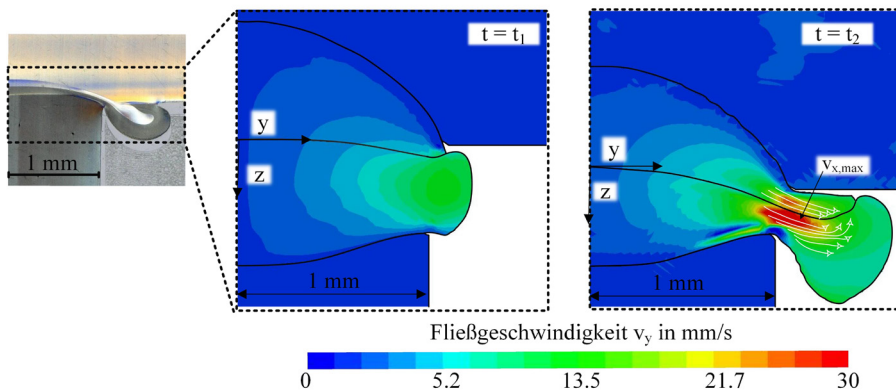


Abbildung 35: Schweißnahtgeometrie im Dünnschnitt (oben) sowie die berechnete Schweißnahtgeometrie und das Fließgeschwindigkeitsfeld in Richtung des Schweißwulstes bei zwei Prozesszeiten (unten links/rechts), berechnet in einer Prozesssimulation unter Zuhilfenahme der Multi-Material-ALE.

Das Maximum der Fließgeschwindigkeit befindet sich im Schweißwulst und liegt nahe der Grenzfläche zwischen beiden Fügepartnern, knapp unterhalb der Fügeebene (siehe Abbildung 35, unten rechts). Während des Schweißens kommt es zu einem stetigen Umfließen der Grenzfläche, wie

die Strömungslinien in der Abbildung verdeutlichen. Schmelze, die weiter von der Grenzfläche (z-Richtung) entfernt ist, umfließt diese Stelle und haftet schließlich mit dem erneuten Erreichen der Grenzschicht an einer weiter entfernten Stelle (y-Richtung) an. Dieser Fließvorgang führt zu den typischen Schweißwulstgeometrien.

Bei einigen Schweißungen ist im Schweißwulst das Phänomen des Schmelzebruchs festzustellen: Die Grenzfläche im Schweißwulst weist ein Sägezahnprofil auf. Abbildung 36 zeigt die Schweißwulst-Geometrien der repräsentativen Schweißungen IV, VII und VIII; es handelt sich hierbei um Detailaufnahmen von Abbildung 34:

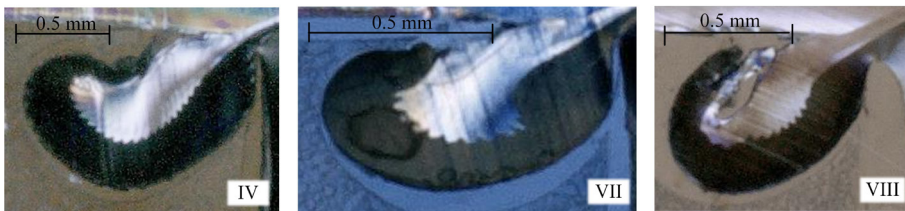


Abbildung 36: Detaildarstellung der Schweißwulst-Geometrien von den repräsentativen Schweißungen IV, VII und VIII (v.l.n.r.)

Es ist zu erwarten, dass das Sägezahnprofil durch Stick-Slip-Effekte in der Grenzfläche hervorgerufen wird. Die Unterschiede in der Viskosität des Quetschflusses beider Fügepartner nahe der Grenzfläche sowie die Fließgeschwindigkeitsdifferenz zwischen beiden Fügepartnern sind für die Entstehung des Schmelzebruchs von großer Bedeutung, wie dem Stand der Technik in Kapitel 2.4 auf Seite 13 zu entnehmen ist.

Der Effekt des Schmelzebruchs tritt augenscheinlich dann in Erscheinung, wenn Fügedruck und Laserleistung vergleichsweise hohe Werte annehmen: Die Schweißungen IV und VII wurden mit dem höchsten Fügedruck geschweißt ( $p_F = 3 \text{ MPa}$ ); Bei der Schweißung VIII liegt ein niedrigerer Fügedruck vor ( $p_F = 1 \text{ MPa}$ ), die Laserleistung ist mit  $P = 200 \text{ W}$  aber identisch zu VII und deutlich höher als bei IV ( $P = 125 \text{ W}$ ). Es ist anzunehmen, dass durch das hohe Niveau von Fügedruck und Laserleistung die Schmelze mit jedem Strahlumlauf schlagartig ausgetrieben wird, sodass sich während der gesamten Bestrahlungszeit ein pulsierender Schmelzeffluss zeigt. Die welligen Verläufe des Fügewegs der Schweißungen VII und VIII bekräftigen diese Annahme (siehe Abbildung 72 und Abbildung 73 im Anhang auf S. 134 ff.). Der zuvor beschriebene Prozessablauf deutet darauf hin, dass sich in einem Zahn des Sägezahnprofils ein einzelner Strahlumlauf widerspiegelt.

## 9.2 Fügegeschwindigkeit

Abbildung 37 zeigt die Fügegeschwindigkeit ( $\dot{s}$ ), errechnet aus den Füge-  
wegverläufen (siehe Anhang S. 137 ff):

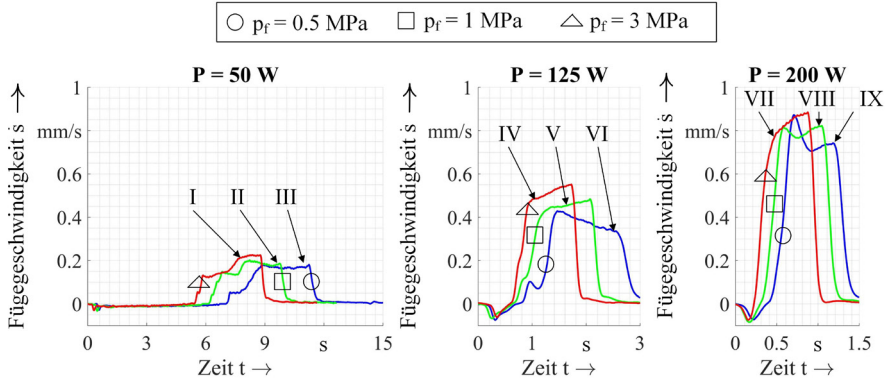


Abbildung 37: Zeitlicher Verlauf der Fügegeschwindigkeit  $\dot{s}$  der repräsentativen Schweißungen, errechnet aus den in Abbildung 74 ff. dargestellten Fügewegverläufen

Bei allen Schweißungen ist ein Zeitbereich erkennbar, bei welchem sich eine nahezu konstante Fügegeschwindigkeit abzeichnet, wie anhand der konstanten Fügewegzunahme im Zeitbereich der quasi-stationären Prozessphase zu erwarten ist (siehe Anhang S. 137 ff). Die hier erreichten Werte der Fügegeschwindigkeit variieren in Abhängigkeit von der Laserleistung und dem Fügedruck zwischen  $\dot{s} = 0.17 \dots 0.87\text{ mm/s}$ . Die Fügegeschwindigkeit in der quasi-stationären Prozessphase wird mit zunehmender Laserleistung und einer Erhöhung des Fügedrucks gesteigert. Konsequenterweise ist die höchste und niedrigste Fügegeschwindigkeit jeweils bei der Schweißung mit der kürzesten und der längsten Bestrahlungszeit (III, VII) festzustellen.

## 9.3 Schweißnahtkerntemperatur

Die Temperatursignale der Pyrometer geben die Schweißnahtkerntemperatur wieder, wie Abschnitt 8.2 (S. 68) verdeutlicht. Nachfolgend wird der zeitliche Verlauf der Schweißnahtkerntemperatur analysiert sowie die Beeinflussung derselben durch die Laserleistung und den Fügedruck dargestellt.

### 9.3.1 Einfluss von Laserleistung und Fügedruck

Abbildung 38 zeigt den zeitlichen Verlauf der Schweißnahtkerntemperatur zum Zeitpunkt der Überfahrt des Laserstrahls durch die Mittenposition ( $x = 0$ ):

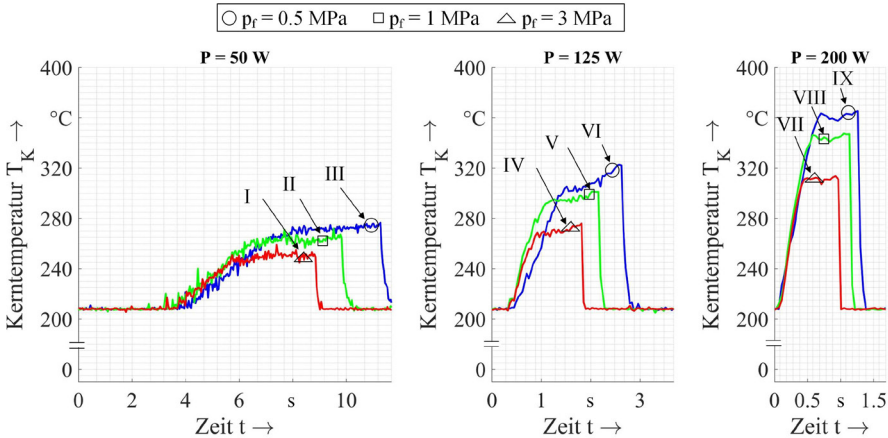


Abbildung 38: Zeitlicher Verlauf der Schweißnahtkerntemperatur der repräsentativen Schweißungen, gemessen mit dem on-axis Pyrometer bei eingeschalteter Laserstrahlquelle zum Zeitpunkt der Überfahrt des Laserstrahls durch die Mittenposition ( $x = 0$ ); die Bestrahlungsstrategie ist in Abschnitt 6.2 beschrieben.

Bei den Schweißungen mit geringster Laserleistung (I-III) übersteigt die Kerntemperatur erst nach einer Bestrahlungszeit von mehreren Sekunden den Messschwellwert  $T = 207$  °C (siehe Abbildung 38, links). Diese Latenzzeit ist vom Fügedruck kaum beeinflusst, verkürzt sich aber mit zunehmender Laserleistung deutlich. In allen Temperaturverläufen zeigen sich zu Beginn ein starker Temperaturanstieg und anschließend ein Temperaturplateau. Nach dem Abschalten der Laserstrahlquelle fällt die Kerntemperatur abrupt unter den Messschwellwert ( $T = 207$  °C).

Die Kerntemperatur in der quasi-stationären Prozessphase ist erhöht, sofern die Laserleistung gesteigert oder der Fügedruck abgesenkt wird. Die höchste Kerntemperatur ( $T_K = 364$  °C) wird bei IX und die niedrigste bei I ( $T_K = 249$  °C) gemessen. Eine Änderung des Fügedrucks wirkt sich signifikant auf die Kerntemperatur im Temperaturplateau aus (siehe VII-IX). Dies ist auf den stoffgebundenen Wärmetransport zurückzuführen, wodurch Wärme aus dem Zentrum der Schweißnaht in den Schweißwulst abgeführt wird. Je ausgeprägter der stoffgebundene Wärmetransport, desto niedriger die Temperatur im Zentrum der Schweißnaht. Daher gilt: Je höher der Fügedruck, desto geringer die Kerntemperatur.

### 9.3.2 Zeitbereich der quasi-stationären Prozessphase

Das Temperatursignal des off-axis Pyrometers gewährt einen detaillierten Einblick in den Prozessablauf im Zeitbereich der quasi-stationären Prozessphase. Sobald der Laserstrahl auf das Messfeld des off-axis Pyrometers ( $x = 0$ ) trifft, stellt sich abrupt eine rapide Temperaturzunahme ein. Bis zur erneuten Überfahrt folgt eine Temperaturabnahme, welche einen exponentiellen Verlauf aufweist. Abbildung 39 (links) zeigt exemplarisch den Temperaturverlauf der Schweißung V im letzten Strahlumlauf. Zweckmäßigerweise wird hierbei zwischen der Grundtemperatur ( $T_{K,G}$ ) und der Peaktemperatur ( $T_{K,P}$ ) unterschieden.

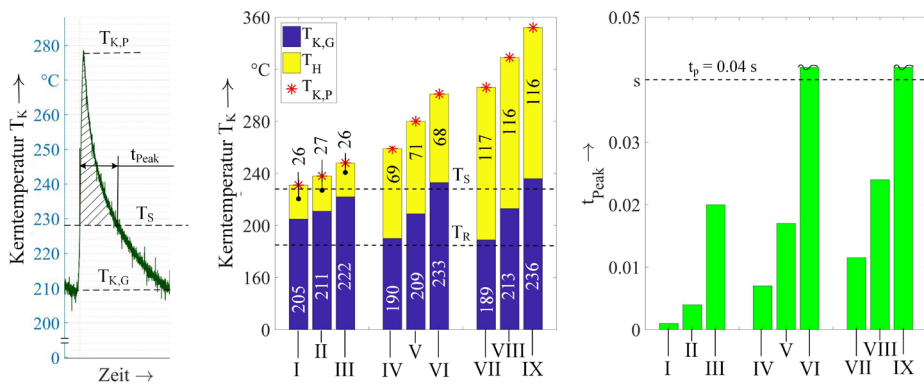


Abbildung 39: Temperaturverlauf im letzten Strahlumlauf der Schweißung V (links) sowie die Grund- und Peaktemperaturen ( $T_{K,G}$ ,  $T_{K,P}$ ) der repräsentativen Schweißungen im letzten Strahlumlauf (mittig) und die Einwirkzeit ( $t_{Peak}$ ) oberhalb der Schmelztemperatur  $T_S$  (rechts)

Abbildung 39 (mittig) zeigt die Grund- und Peaktemperaturen im letzten Strahlumlauf für die Schweißungen mit den Prozessparametersätzen I-IX im Vergleich zu der Schmelztemperatur ( $T_S$ ) und der Rekrystallisationstemperatur ( $T_R$ ); die thermischen Werkstoffeigenschaften sind dem Anhang zu entnehmen (siehe S. 111). Die Grundtemperatur ( $T_{K,G}$ ) liegt bei einer Vielzahl der Schweißungen unterhalb der Schmelztemperatur. Lediglich bei den Schweißungen mit den Prozessparametersätzen VI und IX überschreitet die Grundtemperatur die Schmelztemperatur (siehe Abbildung 39, mittig): Hier wird mit dem geringsten Fügedruck geschweißt. Es ist zu konstatieren, dass eine Erhöhung des Fügedrucks eine Reduktion der Grundtemperatur nach sich zieht (siehe z.B. IV-VI). Dieser Effekt wird mit steigender Laserleistung zunehmend prägnanter (siehe z.B. VII-IX). Die Grundtemperatur ist von der Laserleistung hingegen nahezu unbeeinflusst,

wie ein Vergleich der Prozessparametersätze mit gleichem Fügedruck, aber unterschiedlicher Laserleistung zeigt (z.B. IV/VII).

Die Erkenntnis, dass die Grundtemperatur die Schmelztemperatur nicht wesentlich übersteigt, legt den Schluss nahe, dass die gemessene Temperatur nahezu der tatsächlichen Temperatur in der Fügezone entspricht; Mit dem Erreichen der Schmelztemperatur in der Fügezone ist diese derart erweicht, dass selbst bei einem sehr geringen Spanndruck ( $p_F = 0.5 \text{ MPa}$ ) unmittelbar ein Schmelzfluss einsetzt, welcher zu einem stoffgebundenen Wärmetransport und somit zu einer Temperaturabnahme führt.

Der Verlust an thermischer Energie während eines Strahlumlaufs ist an dem Unterschied zwischen der Grund- und der Peaktemperatur – nachfolgend auch als Temperaturhub  $T_H$  bezeichnet – deutlich zu erkennen (siehe Abbildung 39, mittig). Der Energieverlust ist maßgeblich in der Wärmeleitung und dem stoffgebundenen Wärmetransport begründet. Während der Temperaturhub bei den Schweißungen mit niedrigster Laserleistung geringe Werte annimmt ( $\Delta T_H = 26...27 \text{ }^\circ\text{C}$ ), zeigen sich bei den Schweißungen mit der höchsten Laserleistung Temperaturhübe deutlich über  $\Delta T_H = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ . Die Prozesszeiten sind bei den Schweißungen mit höchster Laserleistung im Allgemeinen sehr gering, sodass zu konstatieren ist, dass der Energieverlust in der Fügezone durch Wärmeleitung gegenüber dem stoffgebundenen Wärmetransport gering ausfällt; Der stoffgebundene Wärmetransport dominiert. Je höher die Laserleistung, desto höher der Temperaturhub. Eine Änderung im Fügedruck hat einen vernachlässigbar geringen Einfluss auf den Temperaturhub (siehe Abbildung 39, mittig).

Die Kerntemperatur klingt unmittelbar nach der Durchquerung des Laserstrahls durch das Temperaturmessfeld sehr schnell ab. Die Einwirkzeit  $t_{\text{Peak}}$  (siehe Abbildung 39, links), bei der sich die Kerntemperatur oberhalb der Schmelztemperatur ( $T_S$ ) befindet, ist allgemein sehr kurz, wie Abbildung 39 (rechts) zeigt. Die Fügezone wird binnen weniger Millisekunden aufgeschmolzen. Die kürzeste Einwirkzeit zeigt sich bei I ( $t_{\text{Peak}} = 1 \text{ ms}$ ). Eine Reduktion des Fügedrucks führt zu längeren Einwirkzeiten sowie zu höheren Grundtemperaturen. Demgegenüber reduzieren sich die Einwirkzeiten bei einer Steigerung des Fügedrucks, was insbesondere bei der Prozessparameterkombination mit einer hohen Laserleistung deutlich zu erkennen ist (siehe Stufensprung VIII-VII). Bei den Schweißungen VI und IX wird die Schmelztemperatur innerhalb der quasi-stationären Prozessphase nicht unterschritten ( $t_{\text{Peak}} > t_p = 0.04$ ), sodass eine Auswertung nicht

möglich ist (siehe Unterbrechungslinien bei den Balken VI und IX in Abbildung 39, rechts).

### 9.3.3 Zeitbereich der Nachhaltephase

Abbildung 40 zeigt die Kerntemperatur ( $T_K$ ) der repräsentativen Schweißungen in den ersten zwei Sekunden der Nachhaltephase (links) und die hieraus berechneten Abkühlgeschwindigkeiten  $\kappa$  (mittig); die Zeitachsen sind zur besseren Vergleichbarkeit logarithmisch skaliert.

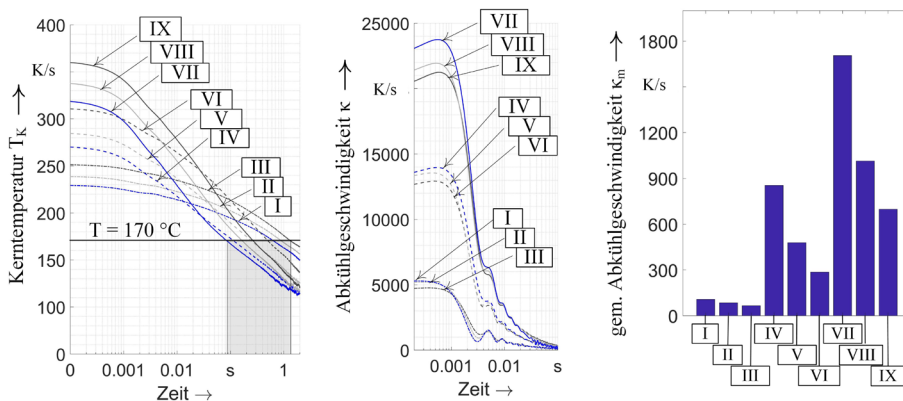


Abbildung 40: Zeitlicher Verlauf der Kerntemperatur ( $T_K$ ), der Abkühlgeschwindigkeit  $\kappa$  (mittig) und der gemittelten Abkühlgeschwindigkeit  $\kappa_m$  (rechts) in der Nachhaltephase, gemessen mit dem off-axis Pyrometer

In der Nachhaltephase zeigt sich eine sehr schnelle Abkühlung. Die Zeit bis zur Unterschreitung der Schwelltemperatur  $T = 170\text{ °C}$  wird ausgewertet und als Abkühlzeit ( $t_A$ ) bezeichnet. Die Schwelltemperatur wird bei VII bereits nach  $t_A = 0,08\text{ s}$  und bei III erst nach  $t_A = 1,23\text{ s}$  erreicht, wie der schattierte Bereich in Abbildung 40 (links) verdeutlicht. Die Schweißung VII weist die kürzeste Bestrahlungs- und Abkühlzeit auf.

Die Abkühlgeschwindigkeit ( $\kappa$ ) ist zu Beginn der Nachhaltephase am größten und nimmt anschließend schlagartig ab (siehe Abbildung 40, mittig). Es stellen sich Werte bis ca.  $\kappa = 24\ 000\text{ °K/s}$  (VII) ein. Bei den Schweißungen mit dem höchsten Fügedruck (I, IV, VII) ist die Abkühlgeschwindigkeit im Vergleich zu den restlichen Schweißungen bei gleicher Laserleistung jeweils am höchsten (siehe Abbildung 40, mittig). Der Einfluss des Fügedrucks auf die Abkühlgeschwindigkeit ist als gering zu bezeichnen.

Die Auswertung der gemittelten Abkühlgeschwindigkeit ( $\kappa_m$ ) als zeitunabhängiger Kennwert ermöglicht eine bessere Vergleichbarkeit der Messda-

ten (siehe Abbildung 40, rechts); die Abkühlgeschwindigkeit ist der Quotient aus dem Temperaturabfall auf  $T = 170^\circ\text{C}$  und der Abkühlzeit ( $t_A$ ). Bei der Schweißung mit höchster Laserleistung und höchstem Fügedruck (VII) ist die Abkühlgeschwindigkeit mit  $\kappa_m = 1706 \text{ }^\circ\text{K/s}$  am größten, obwohl im Vergleich zu VIII und IX in der quasi-stationären Prozessphase eine geringere Kerntemperatur vorliegt. Dies zeigt eindrucksvoll, dass die Abkühlgeschwindigkeit von den vorliegenden Einschweißstiefen beeinflusst ist: Bei VII liegen gegenüber VIII und IX sehr geringe Einschweißstiefen vor (vgl. Abbildung 34, S. 72). Hierdurch ist bei VII ein sehr hoher räumlicher Temperaturgradient in z-Richtung zu erwarten, wodurch es unmittelbar zu einer rapiden Wärmeleitung und damit verbunden zu einer schnellen Abkühlung kommt. Dieser Effekt wird zusätzlich durch den stoffgebundenen Wärmetransport verstärkt: Je höher der Fügedruck, desto schneller wird Wärmeenergie durch den stoffgebundenen Wärmetransport aus der Fügeebene abtransportiert, wodurch der Kern der Schweißnaht schneller abkühlt.

Die Abkühlgeschwindigkeit hat einen großen Einfluss auf die Morphologie des Kunststoffes. Je höher diese ist, desto feinkristalliner ist die Struktur, wie *WÜBKEN* [81] beim Spritzgießen und *GEISSLER et al.* [80] beim Laser-Durchstrahlschweißen feststellen. Die hier vorliegenden Abkühlgeschwindigkeiten bekräftigen die in Abschnitt 9.1 getroffene Annahme, dass anhand der Schweißnahtgeometrie von einem amorphen Gefüge auszugehen ist.

# 10 Korrelation Prozessablauf und Kurzzeitfestigkeit

In diesem Kapitel wird der Wirkzusammenhang zwischen dem Prozessablauf und der Kurzzeitfestigkeit analysiert. Die Kerntemperatur in der quasi-stationären Prozessphase ( $T_{K,P}$ ), die Bestrahlungs- und Abkühlzeit ( $t_B, t_A$ ) sowie die Fügegeschwindigkeit ( $\dot{s}$ ) dienen als Kennwerte des Prozesses. Um auch der Streuung dieser Prozesskennwerte Rechnung zu tragen, wird aus den acht Schweißungen pro Versuchsserie jeweils ein arithmetischer Mittelwert gebildet und dieser für Vergleiche mit der Kurzzeitfestigkeit der Schweißnaht herangezogen. Die Mittelwerte und die Standardabweichungen zu den Kennwerten finden sich im Anhang auf S. 136 ff.

## 10.1 Kurzzeitfestigkeit und Bruchverhalten

Abbildung 41 (links) zeigt die Schweißfaktoren  $\zeta_k$  für die Prozessparametersätze I-IX; Schweißungen mit gleicher Laserleistung sind in einer Gruppe gefasst. Die Laserleistung nimmt in einer Betrachtung von links nach rechts zu, der Fügedruck hingegen ab (innerhalb einer Gruppe).

Bei den Schweißungen mit  $P = 50 \text{ W}$  (I, II, III) steigt der Schweißfaktor infolge einer Reduktion des Fügedrucks von ( $p_{f,I} = 3 \text{ MPa}$ ,  $p_{f,II} = 1 \text{ MPa}$ ,  $p_{f,III} = 0.5 \text{ MPa}$ ) deutlich an. Bei den Parametersätzen III-VIII wird ein Schweißfaktor zwischen  $\zeta_k = 0.83 \dots 0.94$  erreicht, wie dem schattierten Intervall im Balkendiagramm zu entnehmen ist (Abbildung 41, links). Die Schweißnahtfestigkeit entspricht hier nahezu der Festigkeit der Normzugprobe ( $\sigma_r = 48 \text{ MPa} \pm 1.2 \text{ MPa}$ )<sup>31</sup>. Bei den restlichen drei Parametersätzen (I, II, IX) ist  $\zeta_k$  deutlich geringer.

Abbildung 41 (rechts) zeigt die Bruchfläche des oberen Fügepartners von der repräsentativen Schweißprobe mit dem Parametersatz IX. Bei den dunklen Bereichen handelt es sich um Anhaftungen vom unteren Fügepartner. Diese weisen auf einen Mischbruch hin. Zudem sind Vertiefungen mit einer sehr glatten Oberfläche zu erkennen, welche auf Blasen in der Schweißnaht und letztlich auf eine thermische Zersetzung schließen lassen. Derartige Vertiefungen sind bei vier Schweißproben von IX zu erkennen. Bei den restlichen vier Schweißproben sind keine Auffälligkeiten in der Bruchfläche zu erkennen. Der Schweißfaktor entspricht hier nahezu

---

<sup>31</sup> Die Messdaten aus dem Zugversuch sind im Anhang abgedruckt (siehe Abbildung 78, S. 139 ff.).

dem Faktor von VIII ( $\zeta_k \approx 0.8$ ), wohingegen bei den Proben mit thermischer Zersetzung der Schweißfaktor mit  $\zeta_k \approx 0.2$  sehr gering ist. Aus der arithmetischen Mittelung der Schweißfaktoren folgt somit für IX der Faktor  $\zeta_k = 0.68$ . Die Bruchflächen der Schweißproben I-VIII weisen in einer Sichtprüfung keine Auffälligkeiten auf; ein Mischbruch ist bei sämtlichen Bruchflächen deutlich zu erkennen.

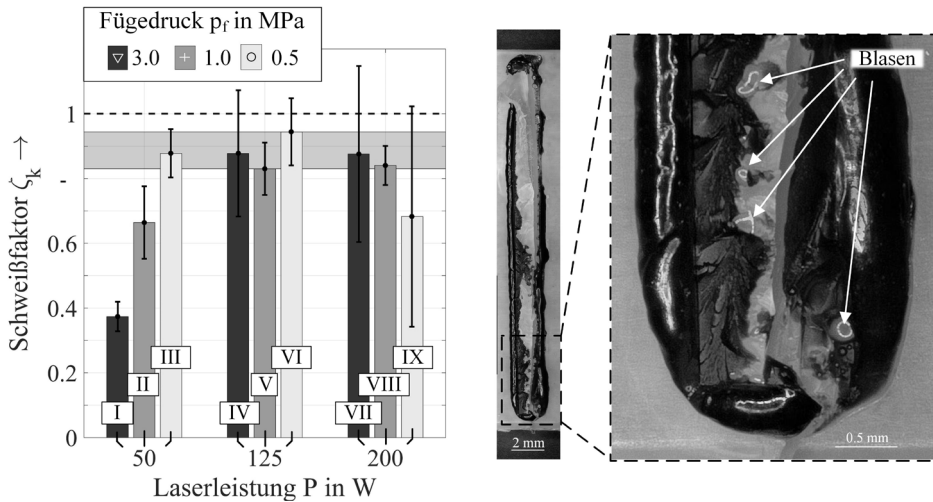


Abbildung 41: Mittelwert und Standardabweichung der Schweißfaktoren  $\zeta_k$  für die Prozessparametersätze I-IX in Abhängigkeit von der Laserleistung und dem Fügedruck<sup>32</sup> (links) sowie die Bruchfläche einer repräsentativen Schweißprobe mit dem Parametersatz IX (rechts)

Die deutliche Reduktion des Schweißfaktors als Folge der thermischen Schädigung ist einerseits in der Verkleinerung der tragenden Querschnittsfläche der Schweißnaht begründet, welche aus der Bläschenbildung resultiert. Die Belastbarkeit der Schweißverbindung wird somit entsprechend herabgesetzt. Andererseits stellen die Bläschen auch geometrische Kerben dar, an welchen die Entstehung von Rissen begünstigt ist. Darüber hinaus ist infolge der thermischen Schädigung davon auszugehen, dass die Mak-

<sup>32</sup> Es werden jeweils acht Schweißungen pro Prozessparametersatz im Zugversuch getestet. Die Messdaten aus den Zugversuchen sind im Anhang (siehe Abbildung 78, S. 139 ff.) einzusehen. Der Schweißfaktor einer Versuchsprobe wird anhand der jeweiligen Bruchspannung und des Mittelwerts der Streckspannung der Normprobe errechnet (siehe Abschnitt 6.5, S. 56). Anschließend werden für die sieben Schweißfaktoren das arithmetische Mittel und die Standardabweichungen berechnet. Bei den Abbildungen wird der Wert der Standardabweichung sowohl in positive als auch in negative Richtung angetragen.

romolekülketten zum Teil gebrochen sind und daher belastbare Verschlaufung aufgelöst wurden. Die Festigkeit der Schweißverbindung ist dadurch herabgesetzt.

Ein Vergleich der Standardabweichungen der Schweißungen VI und VII mit den restlichen Schweißungen zeigt, dass die Prozessstabilität bei einem hohen Niveau von Fügedruck ( $pF = 3 \text{ MPa}$ ) und Laserleistung deutlich geringer ist; die Standardabweichungen sind größer. Das pulsierende Austreiben von Schmelze bei einem hohen Niveau von Fügedruck und Laserleistung, welches sich insbesondere anhand eines wellenförmigen Fügeverlaufs zeigt (vgl. Abbildung 72 und Abbildung 73 im Anhang S. 134 ff.) und einen Schmelzebruch im Schweißwulst evozieren kann (vgl. Abschnitt 9.1 auf S. 71), ist daher mit Blick auf eine hohe Prozessstabilität zu vermeiden.

Anhand der Bruchflächen der Schweißproben wird deutlich, dass der untere Fügepartner zu Beginn der Zugprüfung vollflächig mit dem oberen Fügepartner verbunden ist; dies gilt für alle Schweißproben. Die Bruchfläche ist geringfügig größer als die Querschnittsfläche des unteren Fügepartners ( $A = 80 \text{ mm}^2$ ), da der Schweißwulst zu einer geringfügigen Vergrößerung der tragenden Fläche führt. Dieser Effekt wird bei der Berechnung des Schweißfaktors nicht miteinbezogen, da die tragende Fläche visuell nur unzureichend genau zu bestimmen ist. Eine Berücksichtigung dieses Effektes führt im Allgemeinen zu niedrigeren Schweißfaktoren<sup>33</sup>.

Aus dem Vergleich der Schweißnahtgeometrien in Abbildung 34 (S. 72) mit den Schweißnahtfestigkeiten der Schweißungen lassen sich keine Abhängigkeiten ableiten: Von einer Beeinflussung der Schweißnahtfestigkeit durch die Schmelzedurchmischung ist somit nicht auszugehen (vgl. Stand der Technik und Forschung, Abschnitt 2.4.2 auf S. 13). Des Weiteren zeigen sich bei den Schweißnahtgeometrien in I, II und IX gegenüber den restlichen Schweißnahtgeometrien keine signifikanten Änderungen, welche auf ungünstige Eigenspannungszustände schließen lassen; die Schweißnahtgeometrie gibt Aufschluss über den Eigenspannungszustand, wie im Stand

---

<sup>33</sup> Die Vertrauensbereiche der Standardabweichungen von einzelnen Schweißungen überragen den Schweißfaktor  $\zeta_k = 1$ . Dies bedeutet jedoch nicht, dass bei diesen Prozessparametersätzen die Schweißnahtfestigkeit größer ist als die Grundwerkstofffestigkeit. Zum einen wird die Vergrößerung der tragenden Fläche bei der Berechnung des Schweißfaktors nicht miteinbezogen, zum anderen sind Unterschiede bei dem Feuchtegehalt bei einzelnen Proben nicht gänzlich auszuschließen. Beide Aspekte wirken sich auf die Vergleichbarkeit zwischen Schweißnahtfestigkeit und der Festigkeit des Grundwerkstoffs aus.

der Technik und Forschung erläutert (siehe Abschnitt 2.5 auf S. 14). Darüber hinaus ist eine Korrelation zwischen den Einschweißstiefen und der Schweißnahtfestigkeit nicht zu erkennen.

## 10.2 Kerntemperatur in der quasi-stationären Prozessphase

Abbildung 42 stellt die Schweißfaktoren in Kombination mit den gemessenen Kerntemperaturen in der quasi-stationären Prozessphase ( $T_{K,P}$ ) dar:

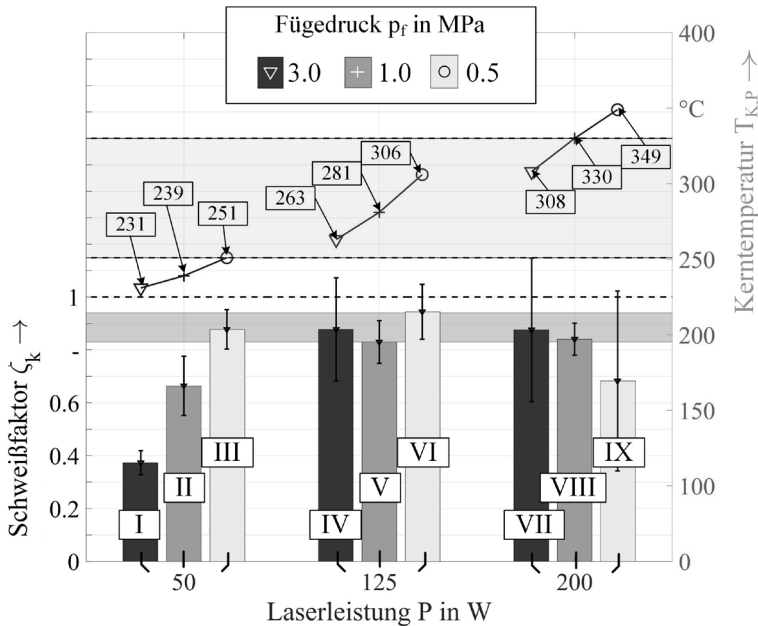


Abbildung 42: Kurzzeitzug-Schweißfaktoren  $\zeta_k$  und die Schweißnahtkerntemperatur ( $T_{K,P}$ ) der Parametersätze I-IX<sup>34</sup>

Die Schweißungen mit einer Laserleistung von  $P = 50$  W (I, II, III) zeigen deutlich, dass  $T_{K,P}$  mit  $\zeta_k$  korreliert; der Schweißfaktor steigt mit zunehmender Kerntemperatur kontinuierlich an. Bei dem Parametersatz I ist der Schweißfaktor am geringsten ( $\zeta_k = 0,37$ ). Die hier vorliegende Kerntemperatur ( $T_{K,P} = 231 \pm 5,3^\circ\text{C}$ ) liegt knapp oberhalb der Schmelztemperatur ( $T_S = 228^\circ\text{C}$ ).

<sup>34</sup> Die Peaktemperatur ( $T_{K,P}$ ) im letzten Strahlumlaufl wird dem Temperatursignal des off-axis Pyrometers entnommen. Die Mittelwerte der Peaktemperaturen sowie die Standardabweichungen sind dem Anhang zu entnehmen (siehe Tabelle 4 auf S. 136). Es zeigen sich sehr geringe Standardabweichungen, woraufhin auf die Darstellung der Standardabweichung in Abbildung 42 verzichtet wird.

Bei den Parametersätzen mit einem Schweißfaktor  $\zeta_k > 0.83$  (III-VIII) liegt  $T_{K,P}$  innerhalb eines Temperaturintervalls von  $T_{K,P} = 251...330$  °C. Innerhalb dieses Intervalls ist keine signifikante Korrelation zwischen  $T_{K,P}$  und  $\zeta_k$  zu erkennen. Daraus lässt sich ableiten, dass die untere Kerntemperatur des Temperaturintervalls ( $T_{K,P} = 251$  °C) mit einer Sättigungstemperatur gleichzusetzen ist. Die Überschreitung der Sättigungstemperatur stellt die Bedingung für die maximale Schweißnahtfestigkeit dar; eine weitere Steigerung der Kerntemperatur hat keine Auswirkung auf die Schweißnahtfestigkeit. Das Temperaturintervall ist als Prozessfenster zu interpretieren.

Bei I und II liegt  $T_{K,P}$  unterhalb und bei IX oberhalb des Prozessfensters. Der Schweißfaktor ist in diesen Fällen deutlich kleiner als  $\zeta_k = 0.83$ . Da bei IX einige Schweißproben bereits eine thermische Schädigung zeigen, ist die Kerntemperatur  $T_{K,P} = 349$  °C als zu hoch einzustufen. Beim Parametersatz VIII ist hingegen keine thermische Schädigung festzustellen, sodass die Kerntemperatur  $T_{K,P} = 330$  °C noch zuzulassen ist. Bei den Prozessparametersätzen I und II ist  $T_{K,P}$  hinsichtlich der Schweißnahtfestigkeit als zu gering einzustufen.

Anhand der Lage des Prozessfensters ist die Kerntemperatur  $T_{K,P} = 290$  °C zu empfehlen, da diese inmitten des Prozessfensters liegt. Dieser Temperaturwert kommt der Empfehlungen für die Temperatur des Heizelements beim Heizelementstumpfschweißen sehr nahe. Hier wird nach BRÜSSEL [82] empfohlen, das Heizelement um  $T = 70$  °C höher als die Schmelztemperatur des Kunststoffes zu temperieren. Gemäß dieser Empfehlung ist für die vorliegende Polyamide-Type eine Temperatur von  $T = 298$  °C für das Heizelement zu wählen. Auch ein Vergleich mit der empfohlenen Masse-temperatur beim Spritzgießen bestätigt das Prozessfenster; es wird vom Granulathersteller (BASF) eine Masse-temperatur von  $T = 260$  °C empfohlen. Diese Temperatur liegt nahe der unteren Grenze des Prozessfensters.

### 10.3 Bestrahlungs- und Abkühlzeit

Abbildung 43 zeigt die Bestrahlungs- und die Abkühlzeiten ( $t_B$ ,  $t_A$ ) jeweils in Kombination mit den Schweißfaktoren. Die Abkühlzeit wird aus den Temperaturmessungen extrahiert und entspricht der Zeit, in welcher die Kerntemperatur den Schwellwert  $T_K = 170$  °C unterschreitet, d.h. bis diese deutlich unter die Rekristallisationstemperatur ( $T_R = 185$  °C) absinkt. Die Bestrahlungszeit ist bei III mit  $t_{B,III} = 11.1$  s am längsten und bei VII mit  $t_{B,VII} = 1.0$  s am geringsten. Mit Steigerung von Laserleistung und Fügedruck reduziert sich  $t_B$  deutlich. Ein Stufensprung in der Laserleistung wirkt sich deutlich stärker aus als ein Wechsel des Fügedrucks.

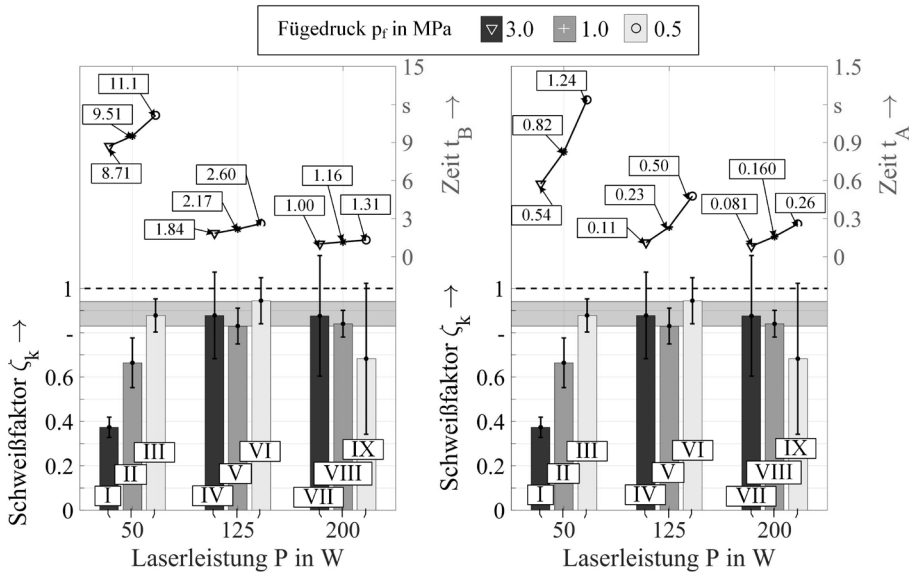


Abbildung 43: Kurzzeitzug-Schweißfaktoren  $\zeta_k$  im Vergleich mit den Prozesszeiten: Bestrahlungszeit  $t_B$  (links) und Abkühlzeit  $t_A$  (rechts)<sup>35</sup>

Vergleicht man die Schweißungen bei der Laserleistung  $P = 50$  W (I, II, III), so wird deutlich, dass die Schweißnahtfestigkeit mit zunehmender Bestrahlungszeit ansteigt; diese Abhängigkeit ist bei den übrigen Schweißungen nicht zu erkennen. Bei I und II zeigen sich im Vergleich zu den restlichen Schweißungen große Unterschiede in der Bestrahlungszeit und vergleichsweise geringe Unterschiede in der Kerntemperatur (vgl. Abbildung 42). Die Schweißnahtfestigkeit ist gegenüber den restlichen Schweißungen deutlich reduziert. Dieser Zusammenhang lässt den Schluss zu, dass die Schweißnahtfestigkeit von der Bestrahlungszeit beeinflusst wird, sofern eine geringe Kerntemperatur vorliegt.

Die Abkühlzeiten ( $t_A$ ) ändern sich bei einer Parametervariation von Laserleistung und Fügedruck in einem ähnlichen Verhältnis wie die Bestrahlungszeiten (siehe Abbildung 43, rechts). Dementsprechend fällt auch bei den Schweißungen (I, II, III) eine signifikante Abhängigkeit zwischen Abkühlzeit und Schweißnahtfestigkeit auf. Bei diesen Schweißungen wird deutlich: Je geringer der Fügedruck, desto länger die Bestrahlungszeit,

<sup>35</sup> Die in Abbildung 43 dargestellten Prozesszeiten sind arithmetische Mittelwerte (siehe Tabelle 5 und Tabelle 7 im Anhang S. 136). Die Streuung ist sehr gering, sodass auf eine Darstellung verzichtet wird. Die Prozesszeit  $t_B$  wird aus den Fügewegverläufen entnommen und  $t_A$  aus den Temperaturmessungen mit dem off-axis Pyrometer.

desto größer die Wärmeeinflusszone (vgl. Abbildung 34) und umso geringer der Einfluss des stoffgebundenen Wärmetransports, woraus eine längere Abkühlzeit hervorgeht.

Bei den Schweißungen mit niedriger Kerntemperatur (I, II, III) ist von einem Wirkzusammenhang zwischen der Abkühlzeit und dem Schweißfaktor auszugehen (vgl. Abbildung 43). Abbildung 44 zeigt die resultierenden Schweißfaktoren gemeinsam mit der sich einstellenden Kerntemperatur ( $T_{K,P}$ ) und der Abkühlzeit ( $t_A$ ) für die Schweißungen III-I in einer normierten Darstellung:

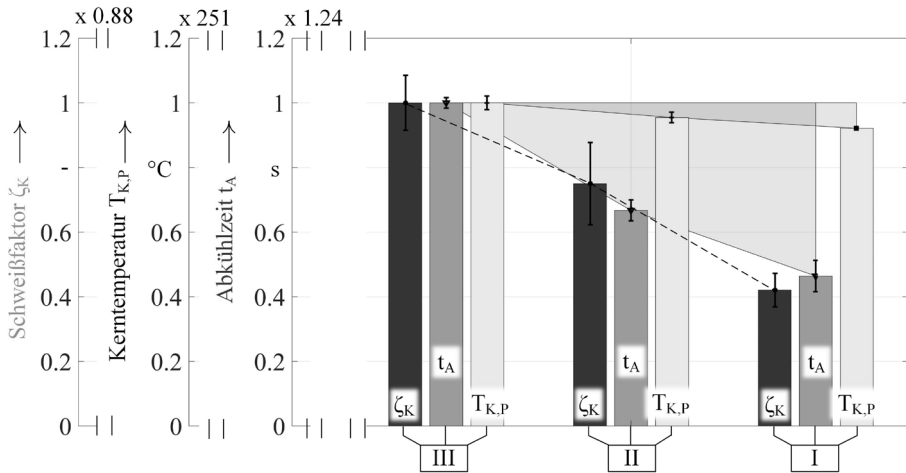


Abbildung 44: Schweißfaktor ( $\zeta_K$ ), Abkühlzeit ( $t_A$ ) und Kerntemperatur ( $T_{K,P}$ ) der Schweißungen III-I in einer normierten Darstellung; die Skalen sind auf den jeweiligen Prozesskennwert von III ( $\zeta_K = 0,88$ ,  $t_A = 1,24$  s,  $T_{K,P} = 251$  °C) normiert.

Der Schweißfaktor ( $\zeta_K$ ) und die Prozessparameter Abkühlzeit ( $t_A$ ) und Kerntemperatur ( $T_{K,P}$ ) werden jeweils auf die Werte bei III normiert. Hier wird von der maximalen Schweißnahtfestigkeit und somit von idealen Prozessparametern ausgegangen; der Schweißfaktor, die Kerntemperatur und die Abkühlzeit haben somit den Wert eins. Der Schweißfaktor reduziert sich beim ersten Stufensprung (III-II) auf  $\zeta_K = 0,75$  und beim zweiten Sprung auf  $\zeta_K = 0,42$ . Während sich die Kerntemperatur ( $T_{K,P}$ ) pro Stufensprung geringfügig reduziert, ist bei der Abkühlzeit eine deutliche Abnahme erkennbar. Die Verläufe von Schweißfaktor und Abkühlzeit sind ähnlich groß (siehe Abbildung 44). Die Änderung in der Kerntemperatur ist zwar gering, jedoch in Bezug auf die Standardabweichungen als signifikant zu bezeichnen.

Es lassen sich zwei Hypothesen für die Korrelation von Prozessablauf und Schweißnahtfestigkeit aufstellen:

1. Bei einer Schweißung mit einer Kerntemperatur ( $T_{K,P}$ ) nahe der unteren Prozessfenstergrenze wirken sich bereits geringe Temperaturunterschiede in der Kerntemperatur ( $\Delta T_{K,P} < 10 \text{ °C}$ ) unmittelbar auf die Schweißnahtfestigkeit aus.
2. Bei einer Schweißung mit einer Kerntemperatur ( $T_{K,P}$ ) nahe der unteren Prozessfenstergrenze steht die Abkühlzeit ( $t_A$ ) in einem direkten Zusammenhang mit der Schweißnahtfestigkeit; je länger die Abkühlzeit, desto höher die Schweißnahtfestigkeit. Mit zunehmender Kerntemperatur verliert die Abkühlzeit an Bedeutung.

Beide Hypothesen können anhand dieser Versuche nicht getrennt voneinander betrachtet werden, wodurch weder eine Verifikation noch eine Falsifikation durchgeführt werden kann.

## 10.4 Fügegeschwindigkeit

Gemäß den Ausführungen zum Stand der Technik (siehe Abschnitt 2.4.1, S. 10) ist zu erwarten, dass eine Mindestfließ- bzw. eine Mindestfügegeschwindigkeit zu identifizieren ist, ab welcher sich die Schweißnahtfestigkeit nicht weiter steigern lässt. Abbildung 45 zeigt die sich einstellende Fügegeschwindigkeit in Kombination mit den Schweißfaktoren. Die Fügegeschwindigkeit nimmt bei einer Erhöhung von Laserleistung und Fügedruck zu. Die höchste Fügegeschwindigkeit wird bei der Schweißung mit der kürzesten Schweißzeit (VII,  $\dot{s} = 0.87 \text{ mm/s}$ ) erreicht. Konsequenterweise zeigt sich bei III die niedrigste Fügegeschwindigkeit ( $\dot{s} = 0.18 \text{ mm/s}$ ).

Die Fügegeschwindigkeit ist von der Variation des Fügedrucks nahezu kaum beeinflusst. Maßgebend ist die Laserleistung. Für Schweißungen mit gleichem Fügedruck (z.B. I, IV, VII), aber unterschiedlicher Laserleistung ist ein Sättigungswert ansetzbar, oberhalb dessen der Schweißfaktor nicht weiter zu steigern ist. Der Sättigungswert ist bei den Schweißungen mit einem Fügedruck von  $p_f = 0.5 \text{ MPa}$  bereits bei einer Fügegeschwindigkeit  $\dot{s} = 0.18$  erreicht (siehe III); die Schweißnahtfestigkeit liegt bei III bereits nahe der Grundwerkstofffestigkeit. Bei der Fügegeschwindigkeit von  $\dot{s} = 0.85$  ist hingegen mit thermischer Schädigung zu rechnen; die Fügegeschwindigkeit weist somit einen zu hohen Wert auf. Bei den Schweißungen mit gleicher Laserleistung, aber unterschiedlichem Fügedruck ist keine Abhängigkeit zwischen Fügegeschwindigkeit und Schweißfaktor festzustellen.

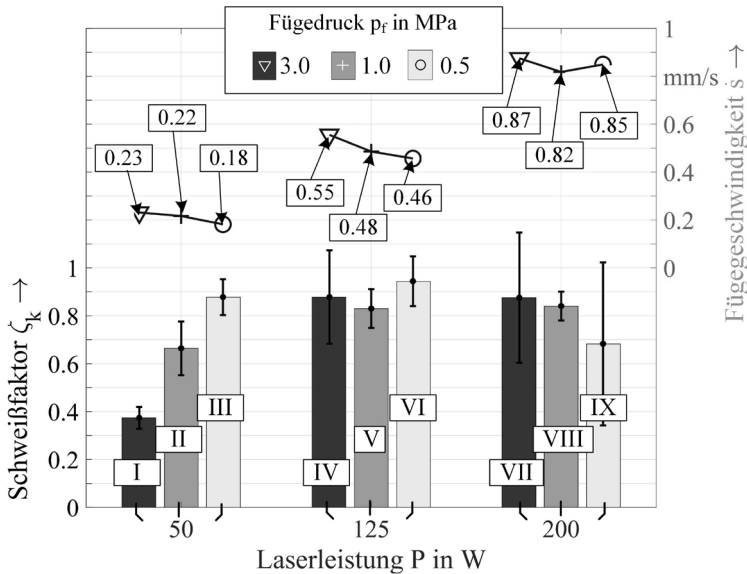


Abbildung 45: Kurzzeitzug-Schweißfaktoren  $\zeta_k$  der repräsentativen Schweißungen im Vergleich mit den Fügegeschwindigkeiten  $\dot{s}$

Eine Mindestfügegeschwindigkeit, welche bei beliebiger Variation von Laserleistung und Fügedruck eine Schweißung mit hoher Festigkeit charakterisiert, ist nicht ansetzbar. Die Festsetzung einer Mindestfügegeschwindigkeit als Sättigungswert ist nur möglich, wenn bei gegebenem Fügedruck die Laserleistung angepasst wird, wie die Stufensprünge bei geringstem Fügedruck verdeutlichen (I, II, III). Bei einer Variation des Fügedrucks tritt hingegen Folgendes in Erscheinung: Ein ansteigender Fügedruck erhöht zwar die Fügegeschwindigkeit, die Kerntemperatur ( $T_{k,p}$ ) wird dadurch allerdings reduziert. Insbesondere dieser Zusammenhang steht im Widerspruch zur Korrelation zwischen Schweißnahtfestigkeit und Fügegeschwindigkeit. Die Mindestfügegeschwindigkeit stellt demnach keinen gewinnbringenden Kennwert zur Beschreibung der Korrelation zwischen dem Prozessablauf und der Schweißnahtfestigkeit dar.

## 10.5 Interpretation der Erkenntnisse hinsichtlich der Verbindungswirkmechanismen

In der Fügeebene einer T-Stoß-Schweißung mit quasi-simultaner Bestrahlung sind keine Sphärolithe zu erkennen (siehe Abs. 9.1). Es ist daher anzunehmen, dass in der Fügeebene eine nahezu vollständig amorphe Struktur vorliegt. Die Abkühlzeiten sind hinsichtlich der Kristallisation demnach für alle hier untersuchten Schweißproben als zu kurz zu betiteln, dennoch

werden Schweißnahtfestigkeiten nahe der Grundwerkstofffestigkeit erzielt. Hieraus wird deutlich, dass die Schweißnahtfestigkeit durch die amorphe Struktur in der Schweißnaht nicht herabgesetzt wird. Weiterhin sind im Schweißwulst nahe der Grenzfläche zwar Verwirbelungen zu identifizieren, eine Korrelation mit der Schweißnahtfestigkeit ist jedoch nicht festzustellen. Darüber hinaus ist die Beeinträchtigung der Schweißnahtfestigkeit durch einen ungünstigen Eigenspannungszustand als vernachlässigbar gering einzustufen: Diese These ist zum einen anhand der Schweißnahtgeometrien zu bestätigen; es zeigt sich eine nahezu gleiche Einschweißtiefe quer zum Fügestoß, wodurch eine günstige Bedingung für die nahezu eigenspannungsfreie Abkühlung vorliegt. Zum anderen werden Schweißnahtfestigkeiten nahe der Grundwerkstofffestigkeit festgestellt.

Es wird eine direkte Korrelation zwischen Schweißnahtfestigkeit und Kerntemperatur festgestellt. Eine ausreichend hohe Kerntemperatur ist als maßgebende Grundvoraussetzung zu bezeichnen, da sich die Molekülbeweglichkeit der Polymerketten in der Temperatur widerspiegelt. Ist eine ausreichend hohe Molekülbeweglichkeit vorhanden, so ist auch die Schweißnahtfestigkeit hoch. Ist dies nicht der Fall, so ist die Festigkeit eingeschränkt. Mit steigender Molekülbeweglichkeit erhöht sich die Wahrscheinlichkeit der Bildung von Molekül-Verschlaufungen. Maßgebend hierfür sind die Diffusion und die Relaxation bzw. die Retardation der Makromolekülketten über die Grenzfläche, wie den Ausführungen zum Stand der Technik zu entnehmen ist (siehe Abs. 2.4).

Die Einhaltung einer Mindesthaltezeit ist zur Erreichung einer hohen Schweißnahtfestigkeit unter Anwendung einer fügenweggesteuerten Prozessführung und praxisnahen Schweißbedingungen nicht erforderlich, sofern eine ausreichend hohe Molekülbeweglichkeit vorliegt. Ist diese jedoch aufgrund einer zu niedrigen Kerntemperatur eingeschränkt, so scheint eine erhöhte Abkühlzeit ( $t_A$ ) mit einer gesteigerten Schweißnahtfestigkeit einherzugehen, da hierdurch mehr Zeit für die Diffusion vorliegt.

Bei Schweißungen mit geringer Molekülbeweglichkeit korreliert die Schweißnahtfestigkeit sowohl mit der Abkühlzeit als auch mit der Kerntemperatur. Die Einflüsse beider Prozesskennwerte sind anhand der vorliegenden Versuche jedoch nicht separat voneinander zu betrachten, sodass die Korrelation zwischen der Abkühlzeit und der Schweißnahtfestigkeit weiterhin in Frage zu stellen ist. Denkbar wären weitere Schweißversuche mit gezielter Steuerung des Fügedrucks in der Nachhaltezeit. Bei diesen Schweißversuchen könnten die Abkühlzeiten unabhängig von der Kerntemperatur in der quasi-stationären Prozessphase ( $T_{K,P}$ ) variiert werden.

Zielführenderweise ist die Kerntemperatur ( $T_{K,P}$ ) als einziger festigkeitsbestimmender Prozesskennwert festzusetzen. Bei Erreichen des Schwellwerts der Kerntemperatur bzw. der Molekülbeweglichkeit zeigt sich eine unmittelbare, sehr rapide Änderung der Schweißnahtfestigkeit. Eine Temperaturänderung von  $\Delta T_{K,P} = 10 \text{ }^\circ\text{C}$  steht in Beziehung zu einer Variation des Schweißfaktors von  $\Delta \zeta_K = 60 \text{ } \%$ . Anhand der Temperaturänderung ist eine signifikante Änderung der Mobilität der Makromolekülketten zu erwarten.

Die abschließende Klärung, welcher Stellenwert der Abkühlzeit gegenüber der Kerntemperatur mit Blick auf die Verbindungswirkmechanismen zuzuschreiben ist, stellt aus wissenschaftlicher Sicht eine interessante Motivationsgrundlage dar. Für den Anwender ist die Beantwortung dieser Fragestellung jedoch von untergeordneter Bedeutung, da die Kerntemperatur als Prozesskennwert uneingeschränkt zur Prozessauslegung herangezogen werden kann.



## 11 Wissenschaftliche Thesen der Arbeit

Der wissenschaftliche Wert dieser Arbeit spiegelt sich in den Thesen zur Korrelation zwischen Prozessablauf und Schweißnahtfestigkeit wider. In einer verallgemeinerten Betrachtung der Thesen können für den Anwender wichtige Erkenntnisse hinsichtlich der zielführenden Prozessführung extrahiert werden.

### 11.1 Wirkzusammenhang Prozessablauf und Schweißnahtfestigkeit

Beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen der Polyamid Type „Ultramid B3s“ sind Schweißnahtfestigkeiten nahe der Grundwerkstofffestigkeit erzielbar. Die prozessbestimmenden Parameter Laserleistung und Fügedruck können dabei in einem vergleichsweise großen Bereich variiert werden. Für den Wirkzusammenhang zwischen Prozessablauf und Schweißnahtfestigkeit lassen sich sieben wissenschaftliche Thesen festhalten:

1. **Die Schweißnahtkerntemperatur in der quasi-stationären Prozessphase ( $T_{K,P}$ ) steht in direkter Korrelation mit der Schweißnahtfestigkeit.** Diese Beobachtung ist auf die Molekülbeweglichkeit zurückzuführen, welche in einer Korrelation mit der Temperatur steht und sowohl die Diffusion als auch die Relaxation bzw. Retardation der Molekülketten begünstigt. Infolge einer erhöhten Kerntemperatur ist eine größere Anzahl an Verschlaufungen zwischen den Makromolekülketten der Fügepartner zu erwarten. Die Anzahl der Verschlaufungen steht in Korrelation mit der Schweißnahtfestigkeit.
2. **Bei einer fügenweggesteuerten Prozessführung unter praxisnahen Bedingungen stellen sich sehr kurze Prozesszeiten für das Aufschmelzen und Abkühlen ein:**
  - a. Die Einwirkzeit innerhalb eines Strahlumlaufs, bei der die Temperatur oberhalb der Schmelztemperatur ( $t_{Peak}$ ) liegt, beträgt bei typischen Schweißungen lediglich wenige Millisekunden. Ein direkter Zusammenhang mit der Schweißnahtfestigkeit ist nicht festzustellen.
  - b. Die kürzeste Bestrahlungszeit ( $t_B$ ) ergibt sich bei der Prozessparameterkombination mit einer Kerntemperatur am oberen Rand des

Prozessfensters. Bei den vorliegenden Versuchen wurde auch bei der kürzesten Bestrahlungszeit von  $t_B = 1.0$  s eine Schweißnahtfestigkeit nahe der Grundwerkstofffestigkeit erzielt.

- c. Selbst bei Schweißungen mit einer Abkühlzeit ( $t_A$ ) von einer Zehntelsekunde stellen sich Schweißnahtfestigkeiten nahe der Grundwerkstofffestigkeit ein.
3. **Die These der Mindestfließgeschwindigkeit beim Heizelementstumpfschweißen (nach POTENTE [28]) ist anhand der gemessenen Fügegeschwindigkeit auf das quasi-simultane Laser-Durchstrahlschweißen eingeschränkt übertragbar.** Es ist ein Mindestschwellwert für die Fügegeschwindigkeit ansetzbar. Wird diese überschritten, so zeigen sich hohe Schweißnahtfestigkeiten. Diese Korrelation ist allerdings nur bei einer Variation der Laserleistung gegeben, bei einer Variation des Fügedrucks liegt keine Korrelation zwischen Fügegeschwindigkeit und Schweißnahtfestigkeit vor.
4. **Eine Abhängigkeit zwischen Schweißnahtfestigkeit und Schmelzedurchmischung ist nicht festzustellen.** In der Fügeebene sind auf makroskopischer Ebene Verwirbelungen der Schmelzen von beiden Fügepartnern feststellbar, welche aber ausschließlich im Schweißwulst und nicht im Zentrum der Schweißnaht auftreten. Schweißungen mit und ohne Verwirbelungen im Schweißwulst unterscheiden sich hinsichtlich der Schweißnahtfestigkeit nicht.
5. **Eigenspannungen haben bei der hier vorliegenden Werkstoff- und Schweißkonfiguration einen vernachlässigbar geringeren Einfluss auf die Schweißnahtfestigkeit.** Es werden Schweißnahtfestigkeiten nahe der Grundwerkstofffestigkeit festgestellt.
6. **Die Einschweißtiefe steht in keinem direkten Zusammenhang mit der Schweißnahtfestigkeit.** Eine kritische Mindest-Einschweißtiefe ist anhand der Schweißversuche nicht zu identifizieren. Selbst bei einer Einschweißtiefe von wenigen Hundertstelmmillimetern wird eine Schweißnahtfestigkeit nahe der Grundwerkstofffestigkeit erreicht.
7. **Festigkeitshypothesen, die auf der Bildung von Kristalliten in der Grenzfläche aufbauen, ist beim QS-Schweißen mit Quetschfluss ein vernachlässigbar geringer Beitrag beizumessen.** Die Schweißnaht erstarrt weitestgehend amorph.

## 11.2 Erkenntnisse für die Prozessauslegung

Für den Anwender des Schweißverfahrens lassen sich aus den wissenschaftlichen Erkenntnissen dieser Arbeit folgende Schlüsse ziehen:

1. Scanner-integrierte Pyrometer können neben dem hinlänglich bekannten Einsatz zur Prozessüberwachung auch zur Prozessauslegung mit Blick auf eine hohe Schweißnahtfestigkeit bei geringer Schweißzeit genutzt werden, sofern eine Kalibration vorgenommen wird.
2. Das Messen der Kerntemperatur ermöglicht die Optimierung der Prozessführung mit Blick auf eine hohe Schweißnahtfestigkeit und eine geringe Bestrahlungszeit.
3. Der Prozessablauf in der Nachhaltephase ist maßgebend für die Schweißnahtfestigkeit. Eine zielgerichtete Verkürzung der Nachhaltezeit unter Zuhilfenahme der Messwerte Kerntemperatur und Abkühlzeit birgt großes Potential zur drastischen Senkung der Gesamtschweißzeit.
4. Die Berechnung eines Temperaturmittelwerts in der Fügeebene in einer thermo-mechanischen Simulation ermöglicht – in Kombination mit dem Wirkzusammenhang zwischen Kerntemperatur und Schweißnahtfestigkeit – eine simulative Prozessauslegung hinsichtlich hoher Schweißnahtfestigkeit und kurzer Schweißzeit.

Diese Erkenntnisse ermöglichen nun den Einsatz des Schweißverfahrens zur Fertigung von sicherheitsrelevanten, strukturmechanischen Bauteilen unter wirtschaftlichen Gesichtspunkten.



## 12 Zusammenfassung

Mit Blick auf Leichtbauanwendungen ist der Bedarf an thermoplastischen Strukturbauteilen sowohl in der Automobil- als auch in der Luftfahrtindustrie in den letzten Jahren deutlich angestiegen. Das quasi-simultane Laser-Durchstrahlschweißen ist ein etabliertes Kunststoffschweißverfahren, wird jedoch zur Herstellung von tragenden und sicherheitsrelevanten Bauteilen bislang kaum in Betracht gezogen. Grund hierfür ist das bislang unzureichende Prozesswissen hinsichtlich der erzielbaren Schweißnahtfestigkeiten. Insbesondere die Temperatur als maßgebender Prozesskennwert einer Schweißung war gegenwärtig nicht in der nötigen Präzision zu erfassen.

In der vorliegenden Arbeit wird die Korrelation zwischen dem Prozessablauf und der Schweißnahtfestigkeit beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen von Polyamid 6 (Ultramid B3s) erstmalig untersucht. Zur Prozessanalyse wird ein 3D-Scanner mit integriertem Pyrometer realisiert und für die Messaufgabe kalibriert und qualifiziert. Es wird gezeigt, dass die detektierte Wärmestrahlung dem Kern der Schweißnaht zuzuordnen ist. Die Kerntemperatur in der quasi-stationären Prozessphase steht in direkter Korrelation mit der Schweißnahtfestigkeit. Mit steigender Kerntemperatur bzw. Molekülbeweglichkeit erhöht sich die Wahrscheinlichkeit der Bildung von Molekül-Verschlaufungen in der Fügeebene. Maßgebend hierfür sind die Diffusion und die Relaxation bzw. die Retardation der Makromolekülketten in der Fügeebene.

Anhand der Kerntemperatur lässt sich ein Prozessfenster definieren. Für den Werkstoff Polyamid 6 wird gezeigt, dass die Schweißung an der oberen Grenze des Prozessfensters sowohl eine Schweißnahtfestigkeit nahe der Grundwerkstofffestigkeit als auch die kürzeste Bestrahlungszeit aufweist. Zur Ermittlung der Kerntemperatur ist sowohl die in dieser Arbeit entwickelte Temperaturmesstechnik als auch die realisierte numerische Prozesssimulation nutzbar. Schlussendlich eignen sich die Erkenntnisse dieser Arbeit zur festigkeits- und zeitoptimierten Prozessführung des quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißens.



# Anhang

## Prozesssimulation

### Herleitung der Wärmequellfunktionen

Im oberen Fügepartner kommt es zu einer signifikanten Durchstrahlung. Die im Material absorbierte Strahlungsleistung lässt sich somit anhand der Diskrepanz zwischen der eingehenden und austretenden Strahlungsleistung vergleichsweise einfach bestimmen und analytisch sehr anschaulich beschreiben. Zur Berechnung der absorbierten Strahlungsleistung wird zunächst die Leistungsdichteverteilung des Laserstrahls beschrieben, welche sich typischerweise durch eine Gauß'sche Normalverteilung hinreichend genau annähern lässt. Hierzu wird die gesamte Laserleistung  $P_0$  sowie der Strahldurchmesser  $d_L$  ermittelt und in Gleichung (21) eingesetzt. Die Exponentialfunktion ist als Schwächungsterm anzusehen, der im Strahlmittelpunkt  $(x_0, y_0)$  am geringsten ist und den vorstehenden Ausdruck mit zunehmendem Abstand zum Strahlmittelpunkt reduziert:

$$I_0(x, y) = \frac{8 \cdot P_0}{\pi \cdot d_L^2} \cdot e^{(-8 \cdot \frac{x^2 + y^2}{d_L^2})} \quad (21)$$

Hinsichtlich der Beschreibung der Durchstrahlung des oberen Fügepartners ist es nach *FRICK* [14] zweckmäßig, lediglich die an der ersten Grenzfläche reflektierte Laserstrahlung zu berücksichtigen, sofern beide Fügepartner in Kontakt stehen. Liegt ein Fügspalt vor, so ist auch die Grenzflächenreflexion an der Rückseite miteinzubeziehen. Weitere Vielfachreflexionen treten zwar auf, können aber aufgrund der geringen Beeinflussung des Temperaturfeldes unberücksichtigt bleiben.

Von *FRICK* [14] wird zudem festgestellt, dass die hemisphärische Reflexion<sup>36</sup> bei amorphen Kunststoffen deutlich geringer ist als bei teilkristallinen Vertretern. Dies wird auf Mehrfachbrechungen und Reflexionen an kristallinen Strukturen zurückgeführt und zusammengefasst als Streuung im Material bezeichnet. Infolge der Streuung steigt die gesamte im Kunststoff absorbierte Strahlung an. Dies ist durch den verlängerten optischen Weg der Strahlung innerhalb des Kunststoffs begründet, wie *GENNA et al.* [83] begründen. Kommt es im Laufe des Schweißens von teilkristallinen

---

<sup>36</sup> Zur Messung der hemisphärischen Reflexion wird die Lichtquelle eines Spektrometers als Strahler genutzt und eine Photodiode, integriert in einer Ulbrichtkugel, als Empfänger eingesetzt.

Kunststoffen zum Aufschmelzen der kristallinen Strukturen, so hat die geänderte Morphologie eine Änderung der gestreuten Strahlung zur Folge. Als Konsequenz folgt daraus, dass sich ein höherer Transmissionsgrad einstellt, wie *FRICK* [14] feststellt. Da insbesondere der Volumenanteil mit aufgeschmolzener, amorpher Struktur sehr klein ist, wirkt sich dieser Effekt nur geringfügig auf den Transmissionsgrad aus und ist bei der Modellierung des Laser-Durchstrahlsschweißens als vernachlässigbar klein zu betiteln, wie *GEIGER et al.* [84] festhalten.

Zweckmäßigerweise werden zur Ermittlung der Strahlungsabsorption die reflektierten und transmittierten Strahlungsanteile an einer Probe bei Raumtemperatur herangezogen. Hierzu wird typischerweise ein Spektrometer mit Ulbrichtkugel genutzt, wie von *HÄNSCH* [85] dargelegt. Die nach der Durchstrahlung des oberen Kunststoffes noch vorhandene Laserleistung  $P_M$  lässt sich anhand der Gesamtleistung  $P_0$  und der Reflexion  $R$  wie folgt beschreiben:

$$P_M = (1 - R) \cdot P_0 \quad (22)$$

Die reflektierte Laserstrahlung wird an der Grenzfläche zurückgeworfen und ist als Verlust zu bezeichnen. Nach der Durchstrahlung wird die Laserleistung  $P_0$  daher mit dem Faktor  $(1 - R)$  skaliert. Wird nun  $P_M$  nach Gl. (22) berechnet und in Gl. (21) anstelle von  $P_0$  eingesetzt, so erhält man die Leistungsdichteverteilung des Laserstrahls nach der Durchstrahlung des oberen Fügepartners. Hierbei sind insbesondere die Streuung im Material, die Strahldivergenz sowie die auftretenden Vielfachreflexionen unberücksichtigt.

Durch Differentiation des Lambert-Beer'schen Gesetzes in Richtung der optischen Achse wird die im Kunststoff absorbierte Strahlungsleistung ( $\phi(z)$ ) auf Basis der Intensitätsverteilung an der Bauteiloberfläche ( $I_0$ ) und des Absorptionskoeffizienten ( $\alpha$ ) wie folgt ermittelt:

$$\phi(z) = \left| \frac{dI(z)}{dz} \right| = |-\alpha \cdot I_0 \cdot e^{(-\alpha \cdot z)}| \quad (23)$$

Wird nun in Gl. (23) berücksichtigt, dass eine Leistungsdichteverteilung in  $x$ - und  $y$ -Richtung vorliegt, so ergibt sich die volumetrische Strahlungsabsorption für einen nicht bewegten, kollimierten Laserstrahl nach Gl. (24) wie folgt:

$$\phi(x, y, z) = \alpha \cdot \frac{8 \cdot P_M}{\pi \cdot d_L^2} \cdot e^{\left( (-\alpha \cdot z) - 8 \cdot \frac{x^2 + y^2}{d_L^2} \right)} \quad (24)$$

Die Leistungsdichteverteilung aus Gleichung (21) wird in Gleichung (24) berücksichtigt. Abbildung 46 zeigt die volumetrische Strahlungsabsorption bei zwei Kunststoffen mit unterschiedlichen Absorptionskoeffizienten, berechnet mit Gleichung (24):

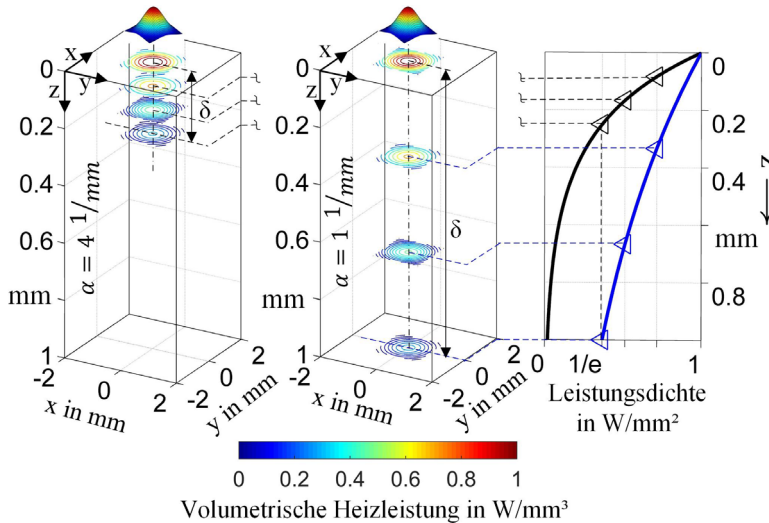


Abbildung 46: Volumetrische Strahlungsabsorption eines kollimierten Laserstrahls in einem Kunststoff mit einem Absorptionskoeffizienten von  $\alpha = 4 \text{ 1/mm}$  (links) und einem Kunststoff mit  $\alpha = 1 \text{ 1/mm}$  (mittig) sowie die Leistungsdichten im Strahlmittelpunkt entlang der optischen Achse (rechts)

Während bei großen Werten des Absorptionskoeffizienten eine oberflächennahe Strahlungsabsorption vorliegt, zeigt sich bei geringen Werten desselben eine große optische Eindringtiefe ( $\delta$ ). Der Reziprok des Absorptionskoeffizienten entspricht der optischen Eindringtiefe. In dieser Tiefe ist die Laserstrahlung auf 36,5 % seiner Ausgangsleistung abgeschwächt. Auf der linken Seite von Abbildung 46 stellt sich bei  $\alpha = 4 \text{ 1/mm}$  eine optische Eindringtiefe von  $\delta = 0,25 \text{ mm}$  ein. Demgegenüber liegt für den mittig dargestellten Kunststoff eine um das Vierfache größere Eindringtiefe von  $\delta = 1 \text{ mm}$  vor. Die Intensität der Laserstrahlung nimmt innerhalb des links dargestellten Kunststoffs stark exponentiell ab (siehe Abbildung 46, rechts). Beim mittig dargestellten Kunststoff folgt die Intensität der Laserstrahlung im Material auch einer exponentiellen Funktion, welche jedoch im betrachteten Wertebereich für die z-Koordinate nahezu linear ist, wie der Verlauf der Leistungsdichte entlang der optischen Achse zeigt (siehe Abbildung 46, rechts).

Im Weiteren ist zu beschreiben, dass der Laserstrahl entlang der Raumkoordinaten bewegt wird. Hierzu ist der Ausdruck in Gl. (24) um eine Zeitabhängigkeit des Strahlmittelpunkts zu ergänzen. Gleichung (25) zeigt die anzusetzende Funktion zur Berechnung der volumetrischen Strahlungsabsorption für einen mit der Vorschubgeschwindigkeit  $v$  in  $x$ -Richtung bewegten Laserstrahl:

$$\phi_1(x, y, z_1, t) = \alpha \cdot \frac{8 \cdot P_M}{\pi \cdot d_L^2} \cdot e^{\left( (-\alpha \cdot z_1) - 8 \cdot \frac{(x-v \cdot t)^2 + y^2}{d_L^2} \right)} \quad (25)$$

Gleichung (25) ist für den oberen Fügepartner anzusetzen. Beim unteren Fügepartner ist hingegen die exponentielle Strahlungsabschwächung der Laserstrahlung aufgrund von Strahlungsabsorption im oberen Fügepartner zu berücksichtigen, indem der Schwächungsterm  $e^{(\alpha_1 \cdot d)}$  ergänzt wird. Die Gleichung (26) ist für den unteren Fügepartner anzusetzen:

$$\phi_2(x, y, z_2, t) = e^{(\alpha_1 \cdot d)} \cdot \alpha_2 \cdot \frac{8 \cdot P_M}{\pi \cdot d_L^2} \cdot e^{\left( (-\alpha_2 \cdot z_2) - 8 \cdot \frac{(x-v \cdot t)^2 + y^2}{d_L^2} \right)} \quad (26)$$

Die im Material absorbierte Strahlungsleistung ist im Betrag identisch mit der in einem Prozessmodell implementierenden Heizlast, sodass die Gleichungen (25) und (26) im Folgenden als Wärmequellfunktionen bezeichnet werden. Diese werden in einem lokalen Koordinatensystem beschrieben, dessen Ursprung sowohl an der oberen Fläche der Fügepartner als auch in der optischen Achse der Laserstrahlung liegt. In  $z$ -Richtungen werden zudem die Laufvariablen  $z_1$  und  $z_2$  definiert (siehe Gleichungen (25) und (26)). Die Strahldivergenz und Aufweitung des Laserstrahls infolge von Streuung werden in beiden Gleichungen vernachlässigt. Die Berücksichtigung beider Effekte führt dazu, dass der Strahldurchmesser  $d_L$  in den Wärmequellfunktionen von der Tiefenlage abhängt. Die Strahldivergenz resultiert aus der Strahlführung des Laserstrahls und ist nach *POLSTER* [47] in der Simulation lediglich bei einer sehr starken Fokussierung zu berücksichtigen. Um Streuungseffekte miteinzubeziehen, welche zu einer Aufweitung des Laserstrahls führen, wird in *SCHKUTOW et al.* [86] ein mathematischer Zusammenhang zur Beschreibung des Strahldurchmessers im Material angeführt.

Mit zunehmender Temperatur ändern sich auch die thermischen Materialeigenschaften der Kunststoffe. Insbesondere im Temperaturbereich des Phasenwechsels vom teilkristallinen hin zum amorphen Zustand zeigt sich bei den Materialparametern Dichte  $\rho$ , Wärmekapazität  $c_p$  und die Wärme-

leitfähigkeit  $k$ , eine starke Temperaturabhängigkeit [87]. Um die Wärmetransportvorgänge möglichst exakt abzubilden, ist somit eine Berücksichtigung dieser Abhängigkeiten in Gleichung (3) erforderlich, wie auch von *BOGLEA* [88] und *MAJUMDAR et al.* [89] bereits angewandt.

## Modellierung des Wärmeübergangs

Neben den Wärmetransportvorgängen im Material ist die mathematische Modellierung des Wärmeübergangs in der Fügezone von großer Bedeutung, zumal der obere Fügepartner vorwiegend von dem unteren Fügepartner erwärmt wird. Bei genauer Betrachtung ist festzustellen, dass der Wärmeübergang von zahlreichen Einflussgrößen wie beispielsweise der Rauigkeit der Oberflächen, des Fügedrucks und der Temperatur abhängt.

Temperaturfeldberechnungen von *LIU et al.* [90] beim Konturschweißen zeigen, dass die Abhängigkeiten zu Beginn der Schweißung von Interesse sind, jedoch mit Einsetzen der thermischen Expansion zunehmend an Bedeutung verlieren. Der Wärmeübergang wird maßgeblich von der Temperatur in der Kontaktzone beeinflusst. Das berechnete Temperaturfeld unter Berücksichtigung eines temperaturabhängigen Wärmeübergangs ist zum Ende der Bestrahlung nahezu identisch zu dem Temperaturfeld, welches ohne diese Temperaturabhängigkeit berechnet wurde, wie eigene Arbeiten zeigen (siehe [91]). Hierbei wurde in der Simulation angenommen, dass bei einem Spaltmaß größer als  $10\ \mu\text{m}$  keine Wärmeenergie zwischen den Kontaktflächen übertragen wird und dass bei einem Kontakt der Fügepartner ein idealer Wärmeübergang vorliegt. Diese Ergebnisse zeigen, dass beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen der Einfluss der Temperatur auf den Wärmeübergang als vernachlässigbar gering einzustufen ist.

## Validierungsansätze

Die Validierung der Prozessmodelle hat einen hohen Stellenwert. Beim Kontur- und Simultanschweißen wurden bereits umfangreiche Validationen vorgenommen, exemplarisch sei auf die Werke von *BOGLEA* [88] und *RUSSEK* [92] verwiesen. Einerseits besteht die Möglichkeit, das Temperaturfeld mit Temperaturmessungen während des Schweißens direkt abzugleichen, andererseits zeichnet sich die Geometrie der Wärmeeinflusszone nach Beendigung der Schweißung in einem Dünnschnitt ab und kann gleichermaßen zum Abgleich verwendet werden. Die Wärmeeinflusszone lässt sich mit der berechneten Isotherme der Kristallit-Schmelztemperatur zum Zeitpunkt der Beendigung der Bestrahlung abgleichen. *KREIMEIER*

[93] zeigt, welche Einflüsse einzelne Prozessparameter beim Kontur- und Simultanschweißen haben und dass die Geometrie der Wärmeeinflusszone mit einer hohen Genauigkeit wiedergegeben wird. Ein Quetschfluss wird in dieser Arbeit dadurch verhindert, dass die Schweißnahtbreite um ein Vielfaches kleiner ist als die Breite der Fügepartner. Eine Beeinflussung des Temperaturfelds infolge des Quetschflusses und des damit einhergehenden stoffgebundenen Wärmetransports ist somit bei diesen Versuchen vernachlässigbar klein. Unter solchen Bedingungen wurde auch in eigenen Arbeiten eine gute Übereinstimmung zwischen der berechneten und experimentell bestimmten Wärmeeinflusszone beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen festgestellt (siehe [91]). Die zeitliche Ausbildung der Schweißnahtgeometrie wurde hier nachgestellt, indem die Schweißung zu unterschiedlichen Zeitpunkten abgebrochen wurde.

Bei der Temperaturmessung können transiente Vorgänge während des Schweißens erfasst werden. Da die Wärmeeinflusszone örtlich sehr stark begrenzt ist, eignen sich optische Messmittel deutlich besser als taktile. In den Werken von *MAYBOUDI et al.* und *ILIE et al.* [94, 95], *POLSTER* [47] und *ILIE et al.* [96] wurden Temperaturmessungen mit einer Infrarotkamera vollzogen, um diese mit Simulationsergebnissen abzugleichen. Allen Untersuchungen liegt im Wesentlichen die Einschränkung zugrunde, dass die Temperatur aufgrund der Sensitivität der genutzten Infrarotkameras im MWIR-Spektralbereich lediglich sehr oberflächennah erfasst werden kann, nicht aber nahe des Zentrums der Schweißnaht. Die pyrometrische Temperaturmessung wird gegenwärtig zwar zum Zwecke der Prozessüberwachung genutzt, wie von *ACKERMANN* [22] darlegt, bislang jedoch noch nicht zur Validierung von Prozesssimulationen eingesetzt.

### **Funktionsweise einer bidirektionalen, thermo-mechanisch gekoppelten Prozesssimulation**

Die Funktionsweise der bidirektionalen Kopplung wird nachfolgend in einer Testsimulation mit vordefiniertem Temperaturfeld verdeutlicht. Abbildung 47 zeigt die T-Stoß-Geometrie mit vordefiniertem Temperaturfeld und dem implementierten Spanndruck  $p_{Sp} = 1 \text{ MPa}$  (links) sowie die Schweißnahtgeometrie mit dem resultierenden Temperaturfeld nach einer Rechenzeit von  $t = 1 \text{ s}$  (rechts):

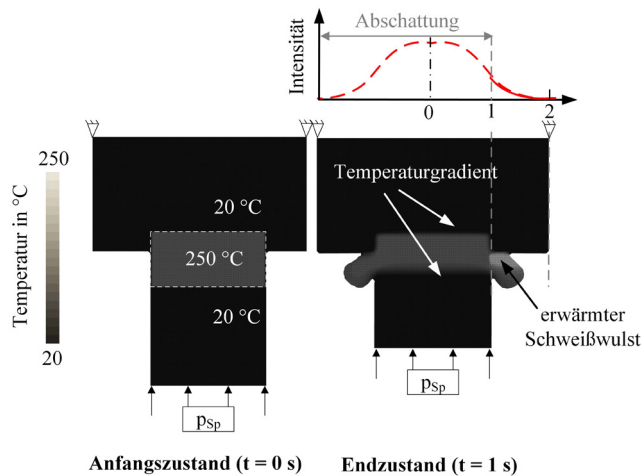


Abbildung 47: Testsimulation zur Überprüfung der bidirektionalen Kopplung: T-Stoß-Geometrie mit initialer Vorgabe eines Temperaturfeldes und eines Spanndrucks (links) und die Schweißnahtgeometrie mit dem resultierenden Temperaturfeld nach  $t = 1$  s unter Berücksichtigung einer orts aufgelösten Erwärmung im rechten Schweißwulst (rechts)

Es wird ein initiales Temperaturfeld vorgegeben: im Mittenbereich  $T = 250$  °C und bei der restlichen Geometrie  $T = 20$  °C (siehe Abbildung 47, links). Das Temperaturfeld und die Deformation werden unter Vorgabe des Spanndrucks und einer volumetrischen Heizleistung berechnet. Es wird von einer partiellen Abschattung des Laserstrahls ausgegangen. An diesen Stellen wird keine Heizlast implementiert. Hierdurch wird gezielt der Schweißwulst auf der rechten Seite erwärmt (siehe Abbildung 47, rechts).

Aufgrund der Einwirkung des Spanndrucks und der Erweichung infolge der Temperaturvorgabe bildet sich im Laufe der Berechnung ein Quetschfluss aus, der zu einem Schweißwulst an der linken und rechten Seite des Fügestoßes führt (siehe Abbildung 47, rechts). Im Mittenbereich und im linken Schweißwulst ist infolge von Wärmeleitung eine Temperaturabnahme zu erkennen. Im rechten Schweißwulst ist eine orts aufgelöste Erwärmung zu erkennen. Hieraus wird deutlich, dass sowohl die Deformation als auch das Temperaturfeld in einer bidirektionalen Kopplung berechnet werden.

Zur Überprüfung der Abbildung des kontinuierlichen Quetschflusses im Prozessmodell wird nachfolgend die berechnete Deformation mit dem gemessenen Fügeweg abgeglichen. Abbildung 48 zeigt die berechnete Deformation am Ort der Spanndruckeinleitung im Vergleich mit einem gemessenen Fügeweg (s):

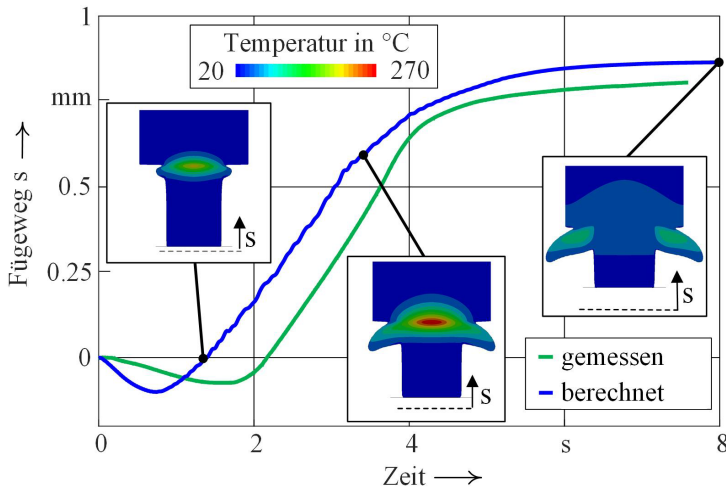


Abbildung 48: Gegenüberstellung zwischen dem gemessenen Fügewegverlauf (s) und der berechneten Deformation sowie das Temperaturfeld zu ausgewählten Zeitpunkten aus einer Schweißsimulation mit Nutzung der SINGLE-MATERIAL-ALE-WITH-VOID (SMALÉ-WV)

Der zeitliche Verlauf der berechneten Deformation ist ähnlich zu dem gemessenen Fügeweg. Im Prozessmodell werden alle Prozessphasen abgebildet, sowohl die in-stationäre und die quasi-stationäre Prozessphase als auch die Nachhaltephase. Insbesondere der Quetschfluss lässt sich mit Nutzung der ALE-Methode abbilden, wie die deformierte Modellgeometrie in der Abbildung zeigt. Infolge des Quetschflusses wird erwärmtes Material in das VOID gedrückt. Zwischen VOID und ursprünglicher Modellgeometrie wird ein Wärmetransport programmtechnisch nicht berücksichtigt; bei Vernachlässigung der Konvektion reduziert sich die Temperatur in der VOID daher nicht, wie die Modellgeometrie bei  $t = 8 \text{ s}$  zeigt (siehe Abbildung 48, rechts).

Bei Verwendung der SINGLE-MATERIAL-ALE ist jedoch die Implementierung einer Kontaktformulierung gegenwärtig nicht möglich, was eine wesentliche Einschränkung darstellt. Die Finiten-Elemente in der Fügeebene sind stets fest miteinander verbunden. Folglich sind die berechneten Fließgeschwindigkeiten in der Fügeebene bei beiden Fügepartnern stets identisch. Aus Überlegungen in Abschnitt 2.4 wird deutlich, dass nahe der Fügeebene unterschiedliche Fließgeschwindigkeiten zu erwarten sind.

## Iterativ ermittelte Materialkennwerte

Tabelle 3 zeigt die in der Optimierung ermittelten Materialkennwerte für Temperaturstützstellen  $T > 140^{\circ}\text{C}$  (vgl. Abschnitt 7.4). Die Fließspannung  $\sigma_0$  wurde an zehn Temperaturstützstellen und das E-Modul an fünf Stützstellen ermittelt.

Tabelle 3: Iterativ ermittelte Materialkennwerte für die Spannung ( $\sigma_0$ ) und das E-Modul (E)

T	Fließspannung $\sigma_0$ (MPa)				E-Modul E (MPa)		
	min.	Wert	max.		min.	Wert	max.
160	3	<b>5.056</b>	8		5	<b>5.55</b>	10
180	-	-	-		3	<b>3.871</b>	5
185	0.0001	<b>4.942</b>	7		-	-	-
200	-	-	-		0.1	<b>0.128</b>	2
210	0.0001	<b>4.787</b>	6		-	-	-
220	-	-	-		0.01	<b>0.04527</b>	1
235	0.0001	<b>4.778</b>	5		-	-	-
240	-	-	-		0.01	<b>0.04527</b>	0.1
260	0.0001	<b>0.2456</b>	4		-	-	-
285	0.0001	<b>0.1216</b>	3		-	-	-
310	0.0001	<b>0.04476</b>	2		-	-	-
330	0.0001	<b>0.03112</b>	1		-	-	-
350	0.0001	<b>0.01745</b>	0.5		-	-	-
400	0.0001	<b>0.01404</b>	0.25		0.001	<b>0.02346</b>	0.05

## Temperaturmittelwert $T_{\text{SIM}}$

Der Temperaturmittelwert  $T_{\text{SIM}}$  wird anhand des berechneten Temperaturfeldes als repräsentativer Kennwert für die Kerntemperatur ermittelt. Die berechneten Temperaturen an den Knoten des FE-Netzes innerhalb des Messfelddurchmessers werden zunächst ausgelesen. Anschließend wird ein arithmetisches Mittel berechnet. Das angesetzte MgO-Messfeld und die

Koaxialität haben dabei einen Einfluss auf den Temperaturmittelwert. Abbildung 49 zeigt das berechnete Temperaturfeld in der Fügeebene mit M90-Messfeldern bei drei unterschiedlichen Messfelddurchmessern (oben links).

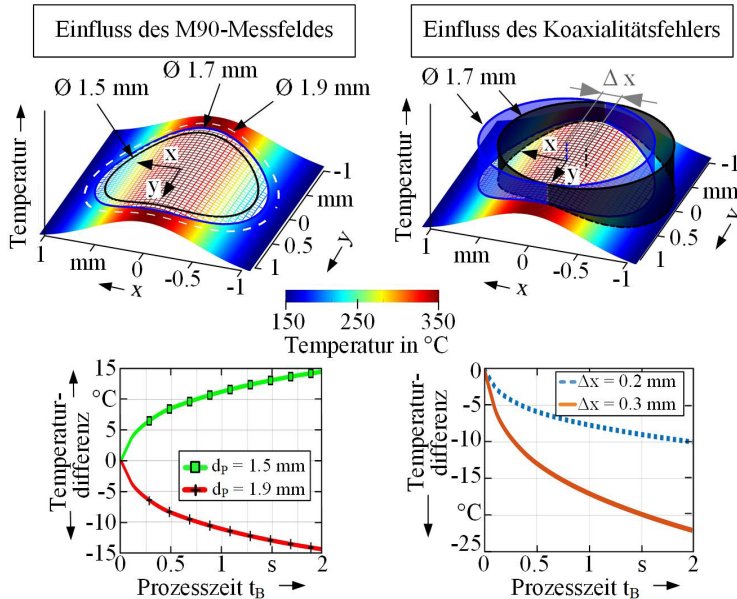


Abbildung 49: Temperaturfelder in der Fügeebene einer Flach-Flach-Schweißung<sup>37</sup> mit M90-Messfeldern bei drei Messfelddurchmessern (oben links) und mit Berücksichtigung eines Koaxialitätsfehlers in y-Richtung (rechts oben); Einfluss der Größe des M90-Messfeldes (links unten) und des Koaxialitätsfehlers (rechts unten) auf das Temperatursignal, dargestellt als Temperaturdifferenz

Innerhalb des M90-Messfeldes ist der Flächenanteil mit hohen Temperaturen deutlich größer als der mit geringen Temperaturwerten. Abbildung 49 (unten, links) zeigt, welche Temperaturdifferenz sich in Abhängigkeit von der Zeit einstellt, sofern der M90-Messfelddurchmesser von der Annahme  $d_p = \varnothing 1.7 \text{ mm}$  abweicht. Bei einer Durchmesseränderung von  $\Delta d_p = \pm 0.2 \text{ mm}$  ändert sich die gemittelte Temperatur um weniger als  $\Delta T = 15 \text{ }^\circ\text{C}$ ; die Temperaturdifferenz steigt mit zunehmender Prozesszeit  $t_B$  an (siehe Abbildung 49 links unten). Bei einer Verringerung des Messfelddurchmessers erhöht sich die gemittelte Temperatur, wohingegen diese bei einer Vergrößerung absinkt. Eine Durchmesseränderung in dieser Größenordnung führt zu vernachlässigbar geringen Änderungen des gemittelten

<sup>37</sup> Bei der Flach-Flach-Schweißung wird der initiale Prozessparametersatz nach Tabelle 1 verwendet und ein Laserstrahldurchmesser  $d_L = \varnothing 2 \text{ mm}$  gewählt.

Temperaturwerts, sodass bei der Bestimmung des M<sub>90</sub>-Messfelddurchmessers ein Messfehler in dieser Größenordnung zuzulassen ist.

Abbildung 49 (oben, rechts) zeigt das berechnete Temperaturfeld und zwei Messfelder, zum einen zentrisch, zum anderen mit einem Koaxialitätsfehler in y-Richtung. Der Koaxialitätsfehler bewirkt einen Versatz im Auswertebereich. Ein Koaxialitätsfehler in Vorschubrichtung hat keine Auswirkung auf das Temperatursignal, da die Temperatur in Vorschubrichtung als konstant anzunehmen ist. Ein Fehler in positiver y-Richtung bewirkt, dass der Flächenanteil mit geringeren Temperaturen auf der Halbseite mit positiven y-Koordinaten zunimmt, wohingegen der Flächenanteil mit geringeren Temperaturen auf der gegenüberliegenden Halbseite abnimmt. Der Zuwachs an Flächenanteilen mit geringeren Temperaturen überwiegt, sodass sich bei der arithmetischen Mittelung ein niedrigerer Temperaturwert ergibt. Bei den Koaxialitätsfehlern von  $\Delta x = 0.2$  mm und  $\Delta x = 0.3$  mm stellen sich lediglich Temperaturdifferenzen bis zu  $\Delta T = 22$  °C ein, wie Abbildung 49 (rechts unten) zeigt. Bei der hier verwendeten Laserversuchsanlage ist ein Koaxialitätsfehler von  $\Delta x = 0.25 \pm 0.05$  mm vorhanden (siehe Abschnitt o), wonach Temperaturdifferenzen im Wertebereich zwischen den Kurven bei  $\Delta x = 0.2$  mm und  $\Delta x = 0.3$  mm in Abbildung 49 (rechts unten) zu erwarten sind. In Anbetracht der zu erwartenden Höhe des Temperatursignals beim Schweißen erscheint die Temperaturdifferenz infolge der Vernachlässigung des Koaxialitätsfehlers als vernachlässigbar klein.

## Werkstoffcharakterisierung

Das Laser-Durchstrahlschweißen ist oftmals der letzte Prozessschritt in der Wertschöpfungskette einer Baugruppe. Abbildung 50 zeigt die wichtigsten Wertschöpfungsstufen, welche einen Einfluss auf die Werkstoff- und Bauteileigenschaften beim Laser-Durchstrahlschweißen haben:

<b>Granulatherstellung:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Viskosität</li> <li>• Schmelztemperatur</li> <li>• Streuung</li> <li>• ...</li> </ul>	<b>Compoundieren:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Transparenz</li> <li>• Absorption</li> <li>• Reflexion</li> <li>• ...</li> </ul>	<b>Spritzgießen:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Maßhaltigkeit</li> <li>• Verzug</li> <li>• Rauigkeit</li> <li>• ...</li> </ul>	<b>Handhabung:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Feuchtigkeit</li> <li>• Kerben</li> <li>• Verschmutzung</li> <li>• ...</li> </ul>	<b>Schweißen:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Thermische Schädigung</li> <li>• Eigenspannungen</li> <li>• Verzug</li> <li>• ...</li> </ul>
Werkstoff		Bauteil		Baugruppe

Abbildung 50: Prozesskette zur Herstellung von lasergeschweißten Kunststoffbauteilen in Anlehnung an die Darstellung im DVS Merkblatt 2243 (siehe [1])

Im Wesentlichen ist entlang der Wertschöpfungskette zwischen Werkstoff, Bauteil und geschweißter Baugruppe zu unterscheiden. Nennenswerte Prozessschritte sind die Granulatherstellung, das Compoundieren, das Spritzgießen, die Handhabung und das Schweißen der Baugruppe. Die Granu-

latherstellung wird in dieser Arbeit nicht betrachtet. Es wird ein zertifiziertes Grundgranulat einer PA6-Type (Fa. BASF AG) mit dem Handelsnamen „Ultramid B3s“ verwendet.

Während das Grundgranulat für den oberen Fügepartner nach einer Trocknung ( $t = 6 \text{ h}, T = 80^\circ\text{C}$ )<sup>38</sup> im Spritzgießprozess unmittelbar weiterverarbeitet wird, ist für den unteren Fügepartner eine Compoundierung mit Ruß<sup>39</sup> als zusätzlicher Prozessschritt erforderlich. Um später den Einfluss des prozentualen Anteils an Ruß auf den Prozessablauf beim Schweißen zu ermitteln, werden Kunststoffcompounds<sup>40</sup> mit den Rußgehalten 0,3 gew.%, 0,5 gew.% und 1,0 gew. % hergestellt.

Die Kunststoffcompounds mit Ruß werden ebenso wie das Grundgranulat in einem Spritzgießprozess zu Platten mit den Abmaßen 100 x 100 x 2 mm weiterverarbeitet<sup>41</sup>. Um möglichst isotrope Werkstoffeigenschaften zu erhalten, wird ein Spritzgießwerkzeug mit Bandanguss (Kantenlänge 100 mm) eingesetzt. Die Platten werden unter Anwendung der DIN EN ISO 1874-2 auf einen Wassergehalt von weniger als 0,2 gew. % getrocknet, indem die Proben für 10 Stunden bei  $T = 80^\circ\text{C}$  in einem Wärmeofen gelagert werden. Die Trocknung erfolgt sowohl vor den Werkstoffprüfungen als auch vor dem Schweißen.

---

38 Der genutzte Lufttrockner der Firma Moton trägt den Handelsnamen „Luxor 50“.

39 Der verwendete Ruß trägt den Handelsnamen „Monarch 280“ und wurde von der Firma Cabot Corporation bezogen.

40 Die Herstellung des Kunststoffcompounds wurde beim Kunststoff-Zentrum in Leipzig (Fa. KuZ gGmbH) in Auftrag gegeben. Das Granulat wurde hierzu vorgetrocknet ( $80^\circ\text{C}$ , 4 h) und auf einem gleichläufigen Zweischneckenextruder der Firma Berstorff (ZE25A-UT) verarbeitet. Der Ruß wurde über einen gravimetrischen Dosierer „FlexWall F40“ der Firma Brabender in den Haupteinzug eingeführt. Das Strangextrudat wird in einem Wasserbad (Länge 2 m, Temperatur  $17^\circ\text{C}$ ) abgekühlt und mithilfe einer Schneidmühle „Primo 60 E“ der Firma Rieter schlussendlich wieder granuliert.

41 Die Platten wurden in der Fakultät Maschinenbau / Umwelttechnik der Ostbayerischen Technischen Hochschule Amberg-Weiden hergestellt. Die genutzte Spritzgießmaschine des Herstellers Arburg trägt den Handelsnamen „Arburg 370 E 600-170“. Die Produktionsdaten Werkzeugtemperatur:  $65^\circ\text{C}$ , Nachdruckdauer: 5 s; Restkühlzeit: 40 s und Masstemperatur  $260^\circ\text{C}$  wurden auf Basis der Verarbeitungsempfehlungen des Granulatherstellers gewählt und sind für beide Fügepartner identisch.

## Thermische Eigenschaften

### Spezifische Wärmekapazität

Abbildung 51 zeigt die spezifische Wärmekapazität ( $c_p$ ) einer Kunststoffprobe (Ultramid B3s, natur) in Abhängigkeit von der Temperatur, errechnet aus einer DSC-Messung<sup>42</sup> beim Aufheizen mit einer Heizrate von 20 K/min.

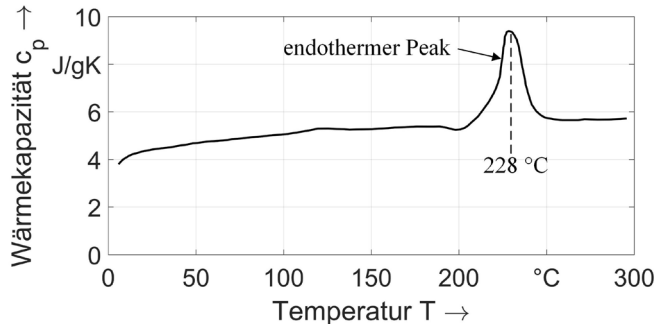


Abbildung 51: Wärmekapazität  $c_p$  in Abhängigkeit von der Temperatur, errechnet aus einer DSC-Messung<sup>43</sup>

Der Flächeninhalt innerhalb des endothermen Peaks entspricht der latenten Wärme. Das Maximum wird bei  $T = 228\text{ °C}$  erreicht; diese Temperatur wird als Kristallit-Schmelztemperatur, abgekürzt Schmelztemperatur, bezeichnet. Beim Abkühlen einer Kunststoffprobe ist bei  $T = 184\text{ °C}$  ein exothermer Peak festzustellen; diese Temperatur ist als Rekristallisationstemperatur zu bezeichnen.

Infolge der hohen Leistungsdichte sind während des Schweißens sehr hohe Heiz- und Abkühlraten zu erwarten. Aus den Werken von *WUDY et al.* [97], *KREIMEIER* [93] und *VANDEN POEL et al.* [98] geht hervor, dass sich sowohl die Schmelztemperatur als auch die Rekristallisationstemperatur mit zunehmender Heizrate ändern. Die Ermittlung dieser Kennwerte setzt jedoch den Einsatz von derzeit noch in der Forschung befindlichen Hochgeschwindigkeits-DSC-Messsystemen voraus. Die Heizrate bei den hier vorliegenden Messungen liegt bei 20 K/min.

<sup>42</sup> Zur DSC-Messung wird das Messgerät „DSC 204F1 Phoenix“ der Firma Netzsch Gerätebau GmbH verwendet. Die Messungen erfolgten unter Stickstoff-Atmosphäre und in Anlehnung an ISO 11357-4.

<sup>43</sup> Die Messwerte wurden am Süddeutschen Kunststoff Zentrum gGmbH durchgeführt.

## Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit ( $k$ ) wird rechnerisch durch Kenntnis der Temperaturleitfähigkeit ( $a$ ), der Dichte ( $\rho$ ) und der spezifischen Wärmekapazität ( $c_p$ ) nach Gleichung (27) wie folgt ermittelt:

$$k(T) = a(T) \cdot \rho(T) \cdot c_p(T) \quad (27)$$

Die Temperaturleitfähigkeit wird in einer Laser-Flash-Analyse<sup>44</sup> (LFA) gemessen. Hierbei wird ein Lichtimpuls mit einer Xenon-Lampe in Anlehnung an ISO 22007-4 auf eine mit Graphit beschichtete Seite der PA6-Kunststoffprobe appliziert und die Temperaturänderung auf der gegenüberliegenden Seite der Platte in Abhängigkeit von der Zeit mithilfe eines zeitlich hochauflösenden Infrarot-Detektors erfasst.

Die Dichte des Werkstoffs wird zunächst im Eintauchverfahren nach ISO 1183-1 bei Raumtemperatur ermittelt ( $\rho = 1.13 \text{ g/cm}^3$ ). Anschließend wird die thermische Ausdehnung in Abhängigkeit von der Temperatur bestimmt. Beide Kennwerte werden genutzt, um den temperaturabhängigen Verlauf der Dichte zu errechnen. Abbildung 52 zeigt die Wärmeleitfähigkeit einer PA6-Kunststoffprobe (Ultramid B3s, natur) in Abhängigkeit von der Temperatur.

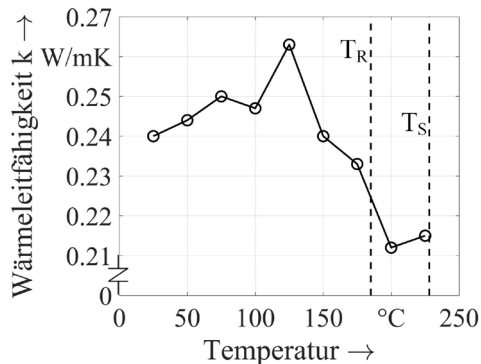


Abbildung 52: Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur<sup>45</sup>

Die Wärmeleitfähigkeit steigt bis zu einer Temperatur von ca.  $T = 130 \text{ °C}$  geringfügig an. Dieses Verhalten ist zu erwarten, da nach AMESÖDER [87] mit einer steigenden Temperatur stets eine zunehmende Beweglichkeit des Materialgefüges einhergeht. Dies führt zu einer größeren Anzahl an

<sup>44</sup> Die Messwerte wurden mit dem Messgerät LFA 447 der Firma Netzsch Gerätebau GmbH in Anlehnung an die ISO 22007-4 durchgeführt.

<sup>45</sup> Die Messungen wurden am Süddeutschen Kunststoffzentrum gGmbH durchgeführt.

Schwingungsformen der einzelnen Makromoleküle, woraufhin eine Verbesserung der Wärmeleitfähigkeit erreicht wird. Mit dem Erreichen der Schmelztemperatur reduziert sich die Wärmeleitfähigkeit (siehe Abbildung 51). Dass es bei einer weiter steigenden Temperatur zur Abnahme der Wärmeleitfähigkeit kommt, ist in der abnehmenden Dichte begründet, welche gegenüber der Zunahme der Mobilität der Molekülketten mit steigender Temperatur überwiegt [87].

In Kunststoffen wird die Wärme entlang eines Makromoleküls primär durch die Fortpflanzung von elastischen Wellen über kovalente Bindungen transportiert, andererseits aber auch über die Nebervalenzbindungen von Molekül zu Molekül [87]. Während bei amorphen Kunststoffen die Wärmeleitung fast ausschließlich über van-der-Waals-Bindungen erfolgt, wird bei teilkristallinen Polymeren die Wärme über größere Strecken hinweg durch kovalente Bindungen weitergeleitet. Hier beträgt die freie Weglänge ein Vielfaches eines Atomabstandes. Folglich ist die Wärmeleitfähigkeit von teilkristallinen Kunststoffen gegenüber amorphen Vertretern sehr viel größer. Verstärkt wird dieser Effekt bei teilkristallinen Stoffen durch die höhere Packungsdichte. Durch die Kettenfaltung bildet sich im Vergleich mit amorphen Kunststoffen zudem eine höhere Anzahl an van der Waals-Bindungen aus. Dies erklärt die deutlich unterschiedlichen Niveaus der Wärmeleitfähigkeit oberhalb und unterhalb der Schmelztemperatur. In der schmelzflüssigen Phase wird angenommen, dass die Wärmeleitfähigkeit nicht von der Temperatur abhängt.

## **Thermo-mechanische Eigenschaften**

Die thermo-mechanischen Eigenschaften beschreiben das mechanische Materialverhalten in Abhängigkeit von der Temperatur. Im Konkreten ist dies sowohl der Zusammenhang zwischen der mechanischen Spannung und der Dehnung als auch die Kenntnis über die Gestaltänderung in Querrichtung, repräsentiert durch die Querkontraktionszahl.

## **Spannungs-Dehnungsverhalten**

Zur Ermittlung des Spannungs-Dehnungsverhaltens werden aus den spritzgegossenen Platten Prüfstäbe entnommen und bei ausgewählten Prüftemperaturen einer Zugprüfung<sup>46</sup> unterzogen. Um eine möglichst hohe

---

<sup>46</sup> Zur Zugprüfung wird eine Universalzugprüfmaschine der Firma Zwick/Roell mit der Maschinenbezeichnung „Z250“ genutzt. Als Probenotyp wird der Prüfstab 1BA gemäß der Prüfnorm DIN EN ISO 527-2 verwendet. Die Prüfungsgeschwindigkeit beträgt 25 mm/min. Der

Reproduzierbarkeit zu erlangen, werden die Prüfstäbe aus dem Plattenmaterial so extrahiert, dass die spätere Vorschubrichtung mit der Fließrichtung beim Spritzgießen übereinstimmt. Abbildung 53 zeigt die Spannungs-Dehnungskurven bei sechs verschiedenen Temperaturen.

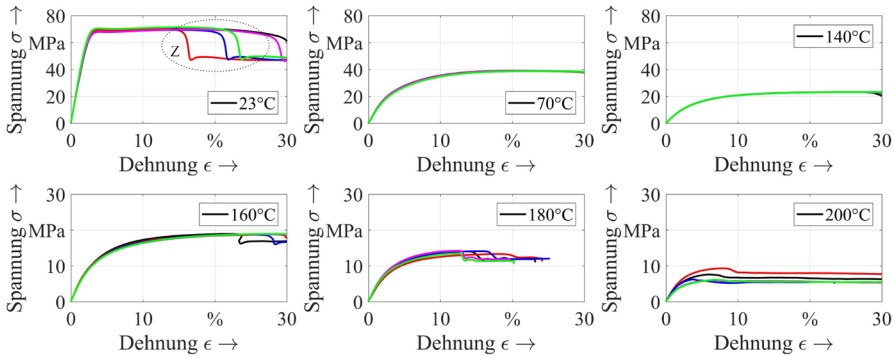


Abbildung 53: Spannungs-Dehnungsdiagramme von jeweils fünf Versuchsproben (Ultraamid B3s) bei ausgewählten Temperaturen

Die Fließspannung ( $\sigma_0$ ) reduziert sich kontinuierlich und ist bereits bei  $T = 140^\circ\text{C}$  auf ein Drittel des Ursprungswertes abgefallen. Bei einer Temperatur von  $T = 200^\circ\text{C}$  liegt eine Fließspannung von  $\sigma_0 < 10\text{ MPa}$  vor. Nahe der Raumtemperatur ist eine dehnungsinduzierte Enthärtung (engl.: strain-softening) zu beobachten (siehe Detail z in Abbildung 52). Ab einer Temperatur von  $T > 70^\circ\text{C}$  ist dieser Effekt nicht mehr zu erkennen.

Oberhalb der Temperatur  $T = 140^\circ\text{C}$  kommt es zu einer sehr starken Erweichung der Proben. Während der Zugprüfung ist eine teilweise thermische Schädigung des Kunststoffes nicht auszuschließen, da die Proben während der Prüfung einer vergleichsweise langen Zeit einer hohen Temperatur ausgesetzt sind; der Zeitbereich ist beim Schweißen deutlich kürzer. Die Versuchsergebnisse oberhalb der Temperaturen  $T = 140^\circ\text{C}$  werden somit nicht zur Parametrierung des Materialmodells verwendet (siehe 7.4 auf Seite 56 ff.).

## Querkontraktion

Bei einer einachsigen Beanspruchung kommt es zur Querdehnung. Bei isotropen und ideal elastischen Werkstoffen wird die Querdehnung ausge-

---

Spannungswert wird auf die Grundgeometrie bezogen. Die Dehnung wird mithilfe eines Extensometers gemessen.

hend von der Längsdehnung anhand eines Proportionalbeiwerts, der sogenannten Querkontraktions- oder auch Poissons Zahl, beschrieben. Das nichtlineare, thermo-visko-elastische Werkstoffverhalten von Kunststoffen bedingt jedoch, dass auch die Querkontraktionszahl eine Abhängigkeit von der Temperatur aufweist [99].

Für den in dieser Arbeit genutzten Werkstoff wird die Querkontraktionszahl sowohl bei Raumtemperatur ( $T = 23\text{ °C}$ ) als auch bei  $T = 60\text{ °C}$  bestimmt, indem in einem Zugversuch die Deformation bzw. die Dehnung quer zur Zugrichtung mithilfe eines optischen Dehnungsmessgeräts (ARAMIS) erfasst wird. Abbildung 54 zeigt die Querkontraktionszahl bei den zwei Stützstellen:

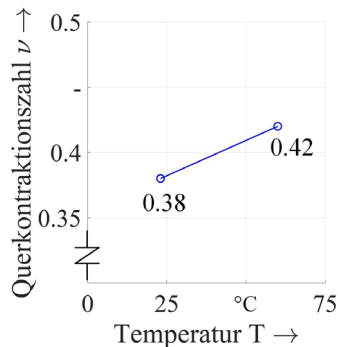


Abbildung 54: Querkontraktionszahl bei zwei Temperaturstützstellen während der Zugprüfung, gemessen mithilfe des optischen Dehnungsmesssystems ARAMIS<sup>47</sup>

Bei Raumtemperatur ergibt sich mit  $\nu = 0.38$  eine für den Werkstoff PA6 typische Querkontraktionszahl. Mit Anstieg der Temperatur auf  $T = 60\text{ °C}$  nimmt die Querkontraktionszahl signifikant zu. Bei weiterer Steigerung der Temperatur ist zu erwarten, dass sich die Querkontraktionszahl asymptotisch dem Wert  $\nu = 0.5$  annähert, da anzunehmen ist, dass oberhalb der Schmelztemperatur InkompRESSibilität vorliegt [100].

### Thermo-fluidische Eigenschaften

Der zentrale Kennwert eines Fluids ist die Viskosität, welcher bei Kunststoffen sowohl von der Temperatur als auch von der Scher- oder der Dehngeschwindigkeit abhängt. Es ist zwischen der Scherviskosität  $\eta_s$  und der Dehnviskosität  $\eta_e$  zu unterscheiden. Die Schubspannung ( $\vartheta_s$ ) in einem Fluid an einer stehenden Wand errechnet sich aus der Scherviskosität und der vorliegenden Schergeschwindigkeit  $\dot{\gamma}$  wie folgt:

<sup>47</sup> Die Messung wurde beim Süddeutschen Kunststoffzentrum SKZ gGmbH durchgeführt.

$$\vartheta_s = \eta_s \cdot \dot{\gamma} \quad (28)$$

Unter der Annahme der Volumenkonstanz ( $v = 0.5$ ) entspricht die Dehnviskosität nach der sogenannten Trouton-Beziehung dem Dreifachen der Scherviskosität (siehe Gleichung (29)).

$$\eta_e = 3 \cdot \eta_s \quad (29)$$

Während sich die Dehnviskositäten nur mit eingeschränkter Genauigkeit messtechnisch erfassen lassen, können die Scherviskositäten mit Rheometern vergleichsweise einfach in Abhängigkeit von der Temperatur und der Schergeschwindigkeit ermittelt werden. Abbildung 55 zeigt die Messwerte für die Scherviskosität in Abhängigkeit von der Schergeschwindigkeit bei drei ausgewählten Temperaturen:

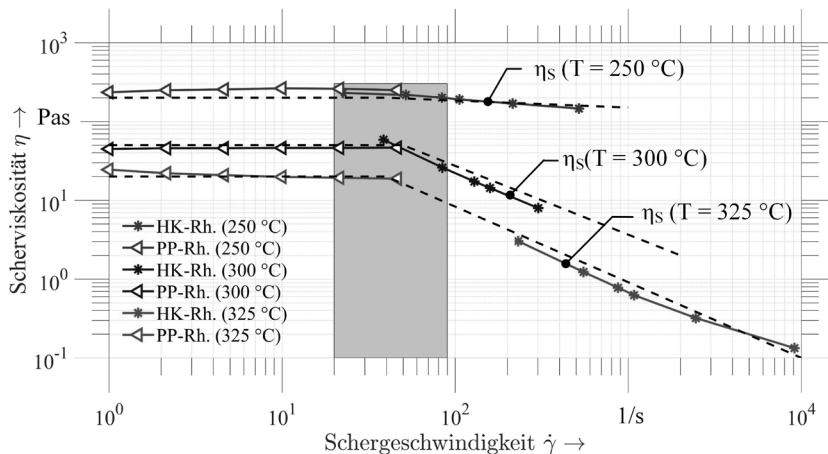


Abbildung 55: Interpolierte Scherviskosität  $\eta_s$ , ermittelt aus den Messdaten eines Hochdruck-Kapillar-Rheometers (HK-Rh.) und eines Platte-Platte-Rheometers (PP-Rh.) in Abhängigkeit von der Schergeschwindigkeit  $\dot{\gamma}$  und der Temperatur  $T$

Um für die Schergeschwindigkeit einen Messbereich von  $\dot{\gamma} = 1 \dots 1000$   $1/s$  abzudecken, werden sowohl Messungen mit einem Platte-Platte-Rheometer<sup>48</sup>

<sup>48</sup> Das Platte-Platte-Rheometer vom Typ „Haake Mars“ (Thermo Fisher Scientific Incorporation) hat einen Plattendurchmesser von  $\varnothing$  20 mm und wird mit Kreisfrequenzen zwischen (1...46)  $1/s$  betrieben. Der Messspalt zwischen den Platten beträgt 1 mm. Die in Abbildung 55 dargestellten Scherviskositäten wurden zur Absicherung zusätzlich in einer weiteren, zweiten Messung bestimmt. Hierbei wurden lediglich geringe Messwertabweichungen festgestellt. Die Messwerte wurden am Süddeutschen Kunststoffzentrum gGmbH durchgeführt.

als auch mit einem Hochdruck-Kapillar-Rheometer<sup>49</sup> durchgeführt. Bei den Messergebnissen zeigen sich bei  $T = 250^\circ\text{C}$  und  $T = 300^\circ\text{C}$  im Bereich von ca.  $\dot{\gamma} = 20 \dots 90 \text{ 1/s}$  für beide Messverfahren nahezu die gleichen Scherviskositäten ( $\eta_s$ ).

Die Scherviskosität ist bei einer Temperatur  $T = 250^\circ\text{C}$  kaum von der Schergeschwindigkeit beeinflusst. Bei den Temperaturen  $T = 300^\circ\text{C}$  und  $T = 325^\circ\text{C}$  ist eine deutliche Abhängigkeit zwischen Schergeschwindigkeit und -viskosität festzustellen. Diese Abhängigkeit gibt an, dass die Kunststoffschmelze mit zunehmender Deformationsgeschwindigkeit einen fortwährend geringeren Widerstand gegen das Fließen aufbringt. Die Kunststoffschmelze wird somit als strukturviskos oder auch als scherverdünnend bezeichnet. Bei den Versuchsproben ist bei einer Temperatur  $T = 325^\circ\text{C}$  eine deutliche Verfärbung des Materials einhergehend mit einer Geruchsentwicklung zu beobachten, welche auf Zersetzungs- und Oxidationerscheinungen hindeutet.

## Charakterisierung der Laserversuchseinrichtung

In diesem Kapitel wird die Laserversuchseinrichtung ergänzend zu Abschnitt 5.3 in weiteren Messungen charakterisiert.

### Strahlungsleistung und Leistungsdichteverteilung der Laserstrahlung

Zur Messung der Strahlungsleistung wird ein thermischer Leistungsmesskopf<sup>50</sup> im Abstand von 200 mm unterhalb des 3D-Scanners positioniert und vom Bearbeitungslaser bestrahlt (siehe Abbildung 56, links). Die Fokusslage des Laserstrahls wird auf 800 mm eingestellt, wodurch sich auf der Detektoroberfläche ein Strahldurchmesser von  $\varnothing 6 \text{ mm}$  einstellt. Der Laserstrahl wird bei einer Vorschubgeschwindigkeit von  $v = 1 \text{ m/s}$  in einem Kreis mit  $\varnothing 30 \text{ mm}$  bewegt. Der Leistungsmesskopf wird an einen Durchlaufkühler

---

<sup>49</sup> Zur Messung der Scherviskosität bei Schergeschwindigkeiten von  $\dot{\gamma} = 50 \dots 10\,000 \text{ 1/s}$  wird das Hochdruckkapillarrheometer „RG20“ der Firma Göttfert mit einer 10/0,5 Rundlochdüse und dazugehöriger Nulldüse genutzt. Die Länge des Fließkanals beträgt 256 mm und hat einen Durchmesser von  $\varnothing 12 \text{ mm}$ . Zur Korrektur der Einlauf- und Auslaufdruckverluste wurde die Bagley-Korrektur und aufgrund der Strukturviskosität die Weißenberg-Rabinowitsch-Korrektur angewandt. Die Messungen wurden am Süddeutschen Kunststoffzentrum gGmbH in Anlehnung an ISO 11443 durchgeführt.

<sup>50</sup> Der Leistungsmesskopf wurde von der Firma Laserpoint hergestellt, trägt die Handelsbezeichnung W-1500-D40-USB-SHC, ist für Laserstrahlung der Wellenlänge  $\lambda = 1064 \text{ nm}$  kalibriert und wurde von der Firma Laser2000 GmbH bezogen.

angeschlossen und aktiv gekühlt. Das Messprinzip beruht auf der Erwärmung der Detektoroberfläche.

Die Laserstrahlquelle wird mit einer elektrischen Spannung ( $U = 0 \dots 10 \text{ V}$ ) angesteuert, welche linear auf den vom Hersteller angegebenen Bereich der Laserleistung  $P = 30 \dots 300 \text{ W}$  aufzuteilen ist. Zur Leistungsmessung wird die Ansteuerung zwischen  $U = 1.5 \dots 10 \text{ V}$  variiert. Unmittelbar nach dem Einschalten der Laserstrahlung nimmt die vom Messsystem angezeigte Strahlungsleistung kontinuierlich zu, bis ein Gleichgewichtszustand zwischen der zu- und der abgeführten Wärmeenergie am Leistungsmesskopf vorliegt. Nach einer Bestrahlungsdauer von  $t = 40 \text{ s}$  folgt eine Messdauer von  $t = 30 \text{ s}$ . Die gemessene Strahlungsleistung wird in diesem Zeitbereich gemittelt und notiert. Anschließend wird die Durchlaufkühlung aufrechterhalten, bis der vom Messsystem angezeigte Leistungswert auf  $P < 2 \text{ W}$  fällt. Daraufhin wird die Ansteuerspannung auf den nächsten Wert gesetzt und die Messprozedur wiederholt.

Abbildung 56 (rechts) zeigt die am Messkopf gemessenen Strahlungsleistungen ( $P_{z, \text{Messkopf}}$ ) in Abhängigkeit von der elektrischen Ansteuerspannung der Laserstrahlquelle; die gestrichelte Linie kennzeichnet die direkte Proportionalität und ist für die Interpretation der Messergebnisse hilfreich. Die am Display der Strahlquelle angezeigte Laserleistung ( $P_{1, \text{Strahlquelle}}$ ) ist gleichermaßen dargestellt.

Die mit dem Messkopf gemessene Strahlungsleistung ist stets geringer als die am Display der Strahlquelle angezeigte Leistung. Bei der am Display angezeigten Strahlungsleistung handelt es sich um eine überproportionale und bei der mit dem Messkopf gemessenen um eine unterproportionale Zunahme (siehe Abbildung 56, rechts). Hieraus wird deutlich, dass sowohl bei der Laserstrahlquelle als auch im Scanner Verluste zu verzeichnen sind, wodurch der am Display ausgegebene Wert nicht der tatsächlichen Strahlungsleistung entspricht. Der dargestellte Zusammenhang zwischen gemessener Strahlungsleistung und der Ansteuerspannung der Strahlquelle wird daher in der Anlagensteuerung als Kalibrierkennlinie hinterlegt, so dass die Laserleistung bei gegebener Ansteuerspannung auf der Proportionalitätskennlinie liegt (siehe Abbildung 56, rechts).

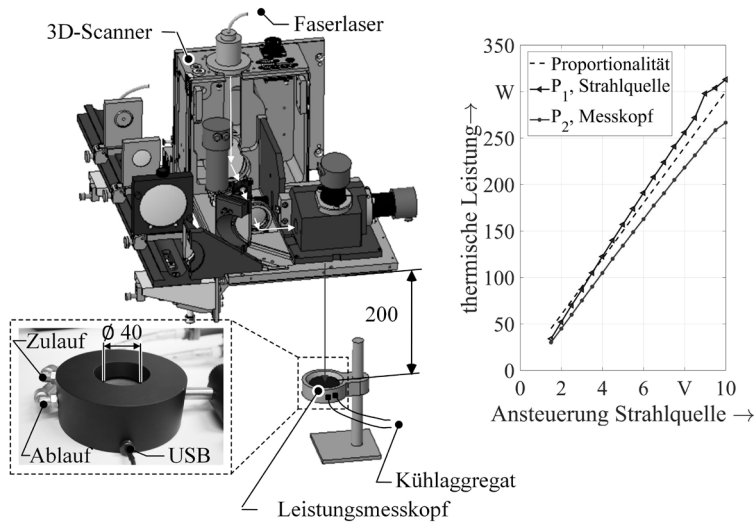


Abbildung 56: Messanordnung zur Bestimmung der Strahlungsleistung mit einem thermischen Leistungsmesskopf (links) sowie die gemessene und die vorgegebene thermische Leistung über das Ansteuerungssignal der Laserstrahlquelle (rechts)<sup>51</sup>

Die Leistungsdichteverteilung des Laserstrahls wird in einem zweiten Messaufbau ermittelt (siehe Abbildung 57 links). Die Laserstrahlung des Bearbeitungslasers wird auf eine Strahlanalysekamera<sup>52</sup> gelenkt. Zur Reduktion der Laserleistung auf der Kamera wird ein Keilabschwächer zwischengeschaltet (siehe Abbildung 57, links). Die Strahlungsleistung wird hierbei um ca.  $14.5 \cdot 10^{-8}$  abgeschwächt. Zudem wird der Laserstrahl in die Horizontale umgelenkt. Die Strahlanalysekamera wird so positioniert, dass die gestreckte Länge des Laserstrahlengangs zwischen Scanner-Unterkante und dem Detektorchip eine Länge von 400 mm beträgt und somit dem später genutzten Arbeitsabstand bei den Schweißversuchen entspricht. Anschließend wird die Leistungsdichteverteilung gemessen und der Strahldurchmesser auf Basis der ISO-Norm 11146 durch Berechnung der 2. Momente der Wigner-Verteilung ermittelt.

<sup>51</sup> Es werden sieben Leistungsmessungen durchgeführt, wobei sich vernachlässigbar kleine Abweichungen im Messwert zeigen. Auf die Darstellung der Standardabweichung in Abbildung 56 (rechts) wird somit verzichtet.

<sup>52</sup> Die Strahlanalysekamera mit dem Handelsnamen „CinCam CMOS-1202“ ist im Spektralbereich von  $\lambda = 320 \dots 1150$  nm sensitiv, verfügt über eine Detektorgröße von (6,8 x 5,4) mm mit 1,3 Megapixel (Pixelgröße 5,3 x 5,3  $\mu\text{m}$ ) und wurde gemeinsam mit dem Keilabschwächer (Abschwächung ca. Faktor 1450) von der Firma Cinogy Technologies GmbH bezogen.

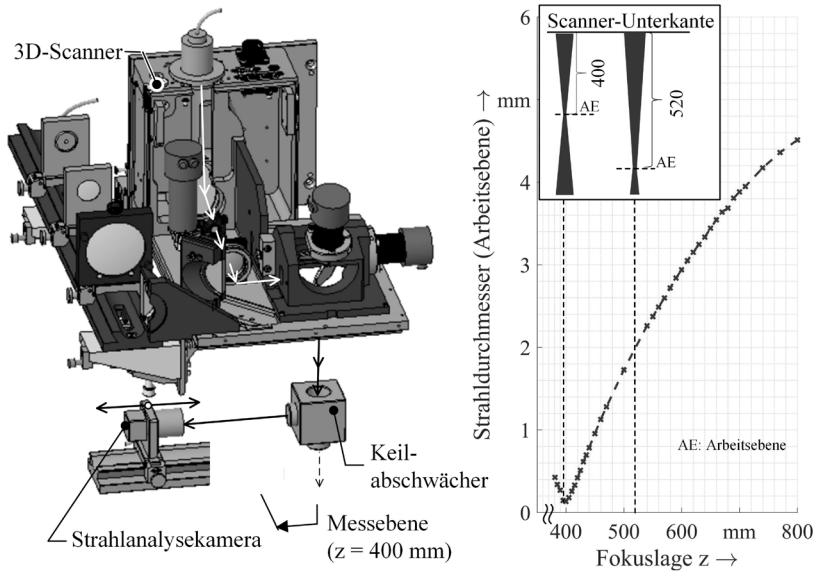


Abbildung 57: Messaufbau zur Bestimmung der Leistungsdichteverteilung des Laserstrahls in der Arbeitsebene (links) sowie die gemessenen Strahldurchmesser bei Variation der Fokusslage (rechts)

Abbildung 57 (rechts) zeigt die in der Arbeitsebene gemessenen Laserstrahldurchmesser bei Variation der Fokusslage (z). Es ist eine degressive Zunahme des Strahldurchmessers infolge einer Anpassung der Fokusslage festzustellen. Für das Schweißen wird der gewünschte Laserstrahldurchmesser in der Arbeitsebene anhand des vorliegenden Zusammenhangs durch Anpassung der Position des Fokus-Shifters, gleichbedeutend mit der Fokusslage (z), entsprechend eingestellt.

## Koaxialität von Laser- und Wärmestrahlangang

Die Abweichung zwischen der Mittelpunktsslage des Temperaturmessfelds und dem Strahlmittelpunkt des Laserstrahls wird als Koaxialitätsfehler bezeichnet. Dieser wird unter Zuhilfenahme von jeweils einem Einrichtlaser pro Strahlengang und einer Strahlanalysekamera ermittelt. Abbildung 58 (links) zeigt den Messaufbau zur Bestimmung des Koaxialitätsfehlers anhand der Leistungsdichteverteilungen der Einrichtlaser (rechts):

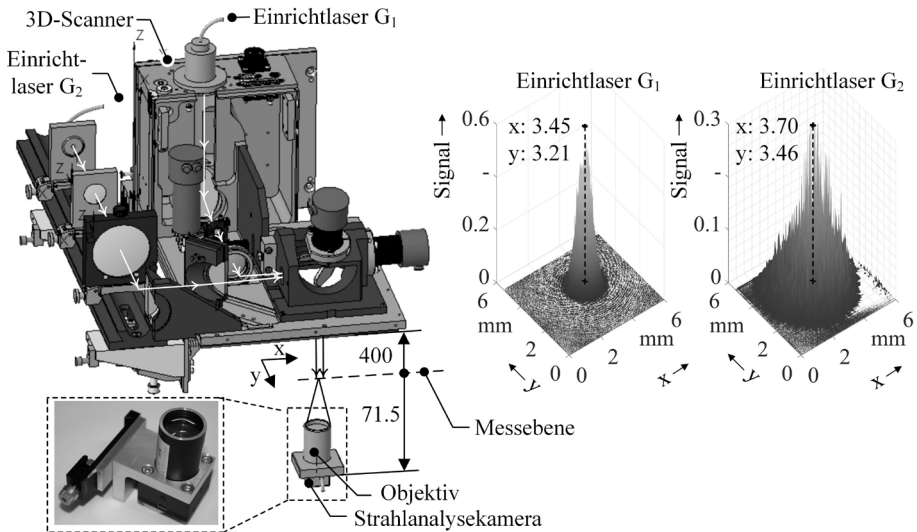


Abbildung 58: Messaufbau zur Ermittlung des Koaxialitätsfehlers der Strahlengänge (links) sowie die gemessenen Leistungsdichteverteilungen der Einrichtlaser G<sub>1</sub> und G<sub>2</sub> (rechts).

Es werden Einrichtlaser<sup>53</sup> im sichtbaren Spektralbereich eingesetzt, um einerseits eine bildgebende Strahlanalysekamera mit CMOS-Detektor nutzen zu können. Andererseits ist aufgrund der Sichtbarkeit der reflektierten Strahlung eine bessere Justage im Vorfeld zur eigentlichen Messung möglich. Die Kamera wird so positioniert, dass die Messebene kongruent zur Arbeitsebene ist (siehe Abbildung 58, links). Die Laserstrahlung der Einrichtlaser ist am Ort der Strahlanalysekamera defokussiert und erheblich größer als die Detektoroberfläche der Strahlanalysekamera, da die Emissionswellenlänge der Einrichtlaser kürzer ist als die des Bearbeitungslasers. Um die Laserstrahlung der Einrichtlaser auf den Detektor abzubilden, wird daher ein Verkleinerungsobjektiv<sup>54</sup> auf der Strahlanalysekamera aufgesetzt. Die Leistungsdichteverteilung wird hierbei im Abbildungsverhältnis 1 : 2.43 auf die Detektoroberfläche projiziert.

<sup>53</sup> Im Laserstrahlengang wird ein in der Strahlquelle integrierter Einrichtlaser mit einer Emissionswellenlänge von  $\lambda = 655 \text{ nm}$  genutzt. Im Wärmestrahlangang wird ein Einrichtlaser mit FSMA-Stecker direkt an den Lichtwellenleiter angeschlossen. Der Einrichtlaser trägt den Handelsnamen „FiberCheck“ und wird von der Firma LASER2000 GmbH vertrieben.

<sup>54</sup> Das Objektiv wird von dem Kamerahersteller (Cinogy Technologies GmbH) vertrieben und besteht aus einem Linsenpaar, welches bei direkter Montage an der Strahlanalysekamera die Leistungsdichteverteilung im Abstand von 71.5 mm um den Faktor 2.43 reduziert und auf die Detektoroberfläche der Kamera projiziert.

Abbildung 57 (rechts) zeigt die Leistungsdichteverteilungen der Einrichtlaser ( $G_1$ ,  $G_2$ ). Der Koaxialitätsfehler wird aus den jeweiligen Strahlmittelpunkten errechnet. Dieser beträgt  $0.25 \pm 0.05$  mm in x- und y-Richtung. Bei der Messung stellt sich ein systematischer Fehler ein, da der Strahlversatz am dichroitischen Strahlteiler bei der Wellenlänge des Einrichtlasers ( $\lambda = 655$  nm) größer ausfällt als im Spektralbereich des Pyrometers ( $\lambda = 1.65 \dots 2.1$   $\mu\text{m}$ ). Eine Berechnung des Strahlversatzes für die Wellenlänge von  $\lambda = 0.65$   $\mu\text{m}$  und  $\lambda = 2.1$   $\mu\text{m}$  unter Annahme eines parallelen Lichtstrahls an einer um  $45^\circ$  geneigten, planparallelen Glasplatte (Substrat: Corning 7980, Dicke: 6 mm) zeigt jedoch, dass der Unterschied im Strahlversatz lediglich  $0.04$  mm<sup>55</sup> beträgt. Dieser ist als vernachlässigbar gering zu bezeichnen.

## Temperaturmessfelder der Pyrometer

Bei der Bestimmung des Temperaturmessfelds wird von einer rotations-symmetrischen Fläche ausgegangen und das Temperaturmessfeld nach der sogenannten M90-Methode bestimmt. Hierzu wird die Temperatur an einem kalibrierten Schwarzstrahler gemessen und die Änderung des Temperatursignals bei einer gezielten Einschnürung des Wärmestrahlangangs analysiert. Hieraus lässt sich der Messfelddurchmesser bestimmen. Zur Einschnürung des Strahlengangs wird in der Arbeitsebene eine Irisblende positioniert, welche als Feldblende wirkt. Abbildung 59 (links) zeigt den Messaufbau, bestehend aus der Laserversuchseinrichtung, dem kalibrierten Schwarzstrahler und der motorisierten Irisblende<sup>56</sup>, montiert auf einer X-Y-Justiereinheit.

Die Irisblende ist zunächst koaxial zum Wärmestrahlangang auszurichten. Hierzu wird der Durchmesser der Blende auf  $\varnothing = 1.5$  mm geschlossen und die Position der Irisblende in x- und y-Richtung mithilfe einer X-Y-Justiereinheit lateral zum Wärmestrahlangang bewegt. Das Temperaturmesssig-

<sup>55</sup> Berechnung der Diskrepanz im Strahlversatz:

$$\Delta d = t \cdot \sin(45^\circ) \cdot \left( \frac{n_{\lambda=655} - 1}{n_{\lambda=655}} - \frac{n_{\lambda=2100} - 1}{1 - n_{\lambda=2100}} \right) = 6 \cdot \sin(45^\circ) \cdot \left( \frac{0.4564}{1.456} - \frac{0.4366}{1.436} \right) = 0.04 \text{ mm}$$

<sup>56</sup> Die motorisierte Irisblende ist kommerziell nicht verfügbar. Diese wurde eigens konzipiert und unter Nutzung einer kommerziell verfügbaren Irisblende und einem Schrittmotor realisiert. Die Schritte des Motors (Counts) werden ausgelesen und schließlich einem Durchmesser  $\varnothing 0.8 \dots 1.8$  mm zugeordnet, welcher an einem LCD-Bildschirm angezeigt wird. In einer im Vorfeld durchgeführten Kalibration wurde bei der Einstellung des Blendendurchmessers eine Wiederholgenauigkeit von  $\pm 0,02$  mm festgestellt.

nal wird währenddessen aufgezeichnet. Eine koaxiale Ausrichtung ist erreicht, wenn sich das Temperatursignal infolge einer Bewegung der Irisblende in x- oder y-Richtung stets reduziert.

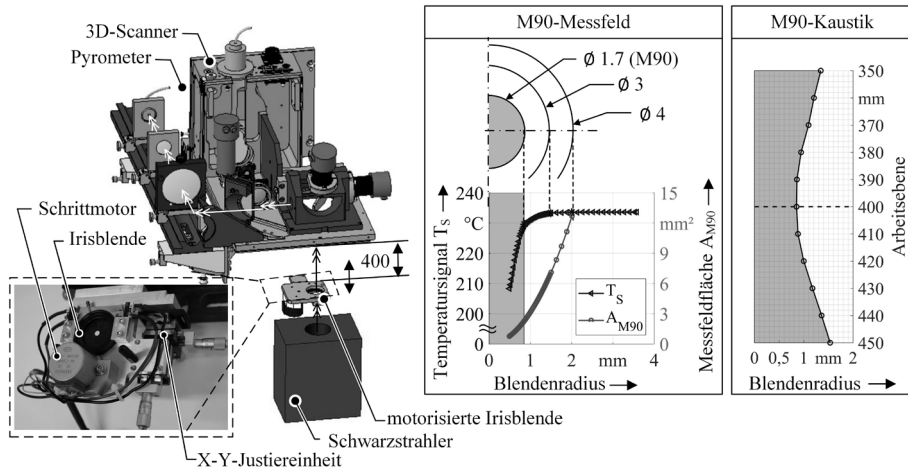


Abbildung 59: Messaufbau zur Bestimmung des Temperaturmessfeldes, bestehend aus on-axis Pyrometer, Schwarzstrahler und motorisierter Irisblende (links), sowie die Auswirkung einer Einschnürung des Strahlengangs auf das Temperatursignal (mittig) und die M90-Kaustik des Wärmestrahlangangs (rechts); alle Messergebnisse wurden mit der Annahme eines Emissionsgrads von  $\varepsilon = 0.9$  gemessen.

Im Weiteren wird das M90-Messfeld bestimmt. Am Schwarzstrahler<sup>57</sup> wird eine Temperatur von  $T_B = 350$  °C voreingestellt. Im Pyrometer wird der Emissionsgrad von  $\varepsilon = 1$  hinterlegt und das Temperaturmesssignal bei vollständiger Öffnung der Irisblende ( $\varnothing = 18$  mm) gemessen. Der Temperaturmesswert beträgt  $T_{\varepsilon=1} = 229$  °C. Der im Pyrometer hinterlegte Emissionsgrad wird nun auf  $\varepsilon = 0.9$  angepasst und der Temperaturmesswert  $T_{\varepsilon=0.9}$  abgegriffen. Es wird nun ein größerer Messwert angezeigt ( $T_{\varepsilon=0.9} = 233$  °C), da anhand des Emissionsgrads bei der Auswertung des Messwerts im Pyrometer angenommen wird, dass die detektierte Strahlungsemission von einem Messobjekt ausgeht, dessen Strahlungsemission kleiner ist als die eines Schwarzen Körpers. Anschließend wird der Blendendurchmesser der motorisierten Irisblende nun schrittweise verkleinert, bis sich eine Pa-

<sup>57</sup> Der genutzte Wärmestrahler der Firma Land Instruments GmbH trägt die Bezeichnung „Landcal P550P“, weist einen Emissionsgrad  $\varepsilon > 0,995$  auf und kann im Temperaturbereich von  $T = 50 \dots 500$  °C betrieben werden. Die Temperatur des Strahlers wird geräteintern über Thermoelemente messtechnisch erfasst. Die voreingestellte Temperatur unterliegt laut Datenblatt innerhalb einer Messdauer von  $t = 30$  min einer Schwankung  $T < \pm 0.5$  K. Die Wärmestrahlung wird aus einem Hohlraum mit dem Durchmesser  $\varnothing 65$  mm emittiert.

rität mit dem zuvor bestimmten Temperaturmesswert ( $T_{\epsilon=1}$ ) einstellt, so dass  $T_{\epsilon=1} \equiv T_{\epsilon=0.9}$  gilt. Der eingestellte Blendendurchmesser wird notiert. Innerhalb der von der Irisblende aufgespannten Fläche sind somit 90 % der gesamten Wärmestrahlung inbegriffen, woraufhin die Fläche auch als M90-Messfeld bezeichnet wird (siehe schattierte Fläche in Abbildung 59, mittig).

Eine detaillierte Betrachtung des angezeigten Temperaturmesssignals unter Variation des Blendendurchmessers gibt Aufschluss über den vom Pyrometer bewerteten Strahlungsfluss (siehe Abbildung 59, mittig). Ausgehend von einem Blendendurchmesser von  $\varnothing 1$  mm bewirkt eine Vergrößerung desselben einen starken Anstieg im Temperaturmesssignal, bis sich der Messwert schließlich sehr zügig einem konstanten Wert annähert. Je rapider sich eine Konvergenz einstellt, desto geringer sind die optischen Aberrationen im Wärmestrahlangang. Deren Einfluss auf die Größe des Temperaturmessfeldes lässt sich angesichts des vorliegenden Verlaufs als vergleichsweise gering einstufen. Das Temperaturmesssignal ändert sich ab einem Blendendurchmesser  $> \varnothing 4$  mm nur noch geringfügig, obwohl die Fläche innerhalb der Irisblende bei fortwährender Vergrößerung des Blendendurchmessers weiter exponentiell ansteigt (siehe Abbildung 59, mittig). Bei einer vollständigen Öffnung der Irisblende ( $\varnothing 19$  mm) ist somit von einem unendlich ausgedehnten Messfeld auszugehen.

Die Kaustik des Wärmestrahlangangs wird ermittelt, indem die Position der motorisierten Irisblende entlang der optischen Achse variiert und die Messprozedur wiederholt wird. Abbildung 59 (rechts) zeigt die Kaustik des Wärmestrahlangangs nahe der Arbeitsebene. Die Optiken im Wärmestrahlangang werden so justiert, dass der kleinste Messfelddurchmesser ( $d_{p_1} = \varnothing 1.7 \pm 0.1$  mm) in der Arbeitsebene (400 mm) liegt. Die Kaustik des Wärmestrahlangangs weist eine vergleichsweise geringe Divergenz/Konvergenz auf, woraus deutlich wird, dass durch eine Änderung des Arbeitsabstands vergleichsweise kleine Änderungen im Messfelddurchmesser zu erwarten sind. Der Messfelddurchmesser des off-axis Pyrometers wird unter Einhaltung derselben Messprozedur in der Arbeitsebene gemessen. Der Durchmesser beträgt  $d_{p_2} = \varnothing 2.9 \pm 0.1$  mm.

Der Temperaturmesswert bei einem Blendendurchmesser von  $\varnothing 1.7$  mm unterscheidet sich von einem unendlich ausgedehnten Messfeld ( $\varnothing 19$  mm) lediglich um  $T = 4$  °C (siehe Abbildung 59 mittig). Die Temperaturdifferenz entspricht einer Reduktion der Strahlungsleistung um 10 %, da zur Messung der Emissionsgrad von  $\epsilon = 1$  auf  $\epsilon = 0.9$  angepasst wurde. Dies zeigt

eindrucksvoll, dass einer Änderung des Temperaturmesssignals eine überproportionale Änderung im Strahlungsfluss zugrunde liegen muss. Diese Abhängigkeit spiegelt sich auch in dem rechnerisch ermittelten Zusammenhang zwischen der von einem Breitbandpyrometer detektierbaren Wärmestrahlungsleistung bei einer vorgegebenen Temperatur eines Schwarzstrahlers wider, welcher nachfolgend dargestellt ist:

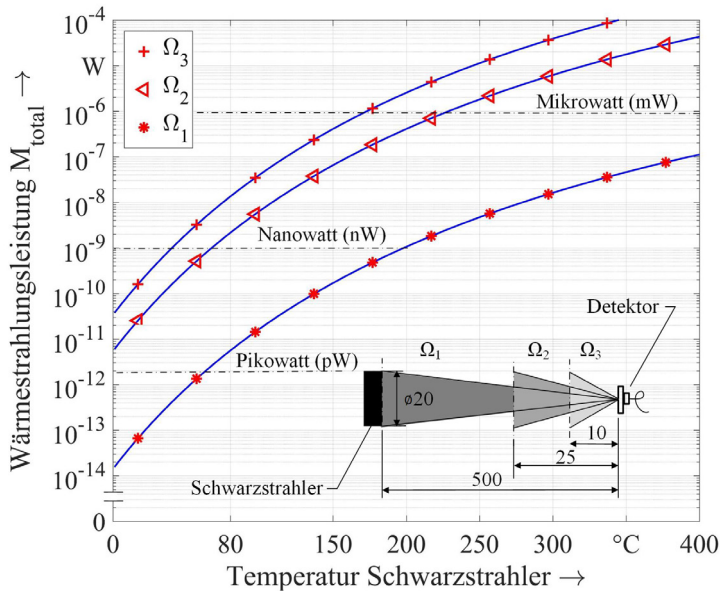


Abbildung 60: Rechnerisch ermittelter Zusammenhang zwischen der an einem InGaAs-Detektor ( $\lambda = 1.65 \dots 2.1 \mu\text{m}$ ) auftreffenden Strahlungsleistung ( $M_{total}$ ) ausgehend von einem Schwarzstrahler in drei verschiedenen Abständen zum Detektor (10 mm, 25 mm, 500 mm)

Die von einem Detektor empfangene Wärmestrahlung ( $M_{total}$ ) wird für die Abstände (10 mm, 25 mm, 500 mm) zwischen Detektor und Schwarzstrahler ( $\varnothing 20$  mm) berechnet. Zur Vereinfachung wird der Detektor als Strahler betrachtet, wie die Skizze in Abbildung 60 (rechts, unten) verdeutlicht. Es ergeben sich die Raumwinkel  $\Omega_1$ ,  $\Omega_2$  und  $\Omega_3$ . Die Wärmestrahlung  $M_{total}$  wird anhand des Raumwinkels ( $\Omega$ ) der Fläche des Schwarzstrahlers ( $A$ ) und der Temperatur ( $T$ ) auf Basis der *PLANCK'SCHEN* Wärmestrahlungsgleichung nach Gleichung (30) wie folgt berechnet:

$$M_{total} = A \cdot \Omega \cdot \int_{\lambda_1}^{\lambda_2} \frac{2 \cdot \pi \cdot c_0^2 \cdot h}{\lambda^5 \cdot \left[ e^{\frac{h \cdot c_0}{\lambda \cdot k \cdot T}} - 1 \right]} d\lambda \quad (30)$$

Das Planck'sche Wirkungsquantum ( $h$ ), die Boltzmannkonstante ( $k$ ) und die Lichtgeschwindigkeit ( $c_0$ ) sind Naturkonstanten. Die Messbereichsgrenzen des Pyrometers werden als Integrationsgrenzen verwendet ( $\lambda_1 = 1.65 \mu\text{m}$ ,  $\lambda_2 = 2.1 \mu\text{m}$ ).

Im gegebenen Temperaturmessbereich ( $T = 80 \dots 400 \text{ }^\circ\text{C}$ ) ist eine Strahlungsleistung von wenigen Nano- bis Mikro-Watt zu erwarten. Die Strahlungsleistung ( $M_{\text{total}}$ ) variiert innerhalb des Temperaturbereichs um mehrere Zehnerpotenzen, wie der logarithmischen Darstellung in Abbildung 60 zu entnehmen ist. Ein eingeschränkter Raumwinkel begrenzt dabei die Strahlungsleistung erheblich, wie ein Vergleich der Kurven  $\Omega_1$  bis  $\Omega_3$  zeigt. Strahlungsabschwächungen an den Optikkomponenten werden in dieser Betrachtung nicht miteinbezogen.

### Strahlungsabschwächungen im Wärmestrahlangang

Zur Minimierung der Wärmestrahlungsverluste an einzelnen Optiken ist eine komponentenweise Betrachtung der Strahlungsverluste erforderlich. Abbildung 61 zeigt den gesamten Wärmestrahlangang mit den Messstellen #1 - #6 zur Identifikation der Filterwirkung einzelner Komponenten und der vom Pyrometer empfangenen Wärmestrahlung:

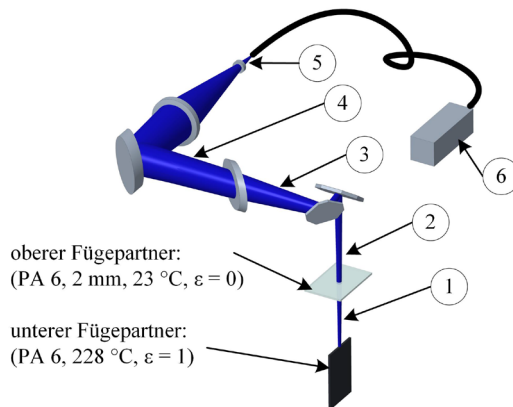


Abbildung 61: Wärmestrahlangang mit den Messstellen #1-#6 zur Identifikation der komponentenweisen Strahlungsabschwächung

An den Messstellen werden sowohl der spektrale Verlauf der Wärmestrahlung im Messspektralbereich ( $M_\lambda$ ) als auch die integrale Strahlungsleistung der Wärmestrahlung ( $M_{\text{total}}$ ) ausgehend vom unteren Fügepartner errechnet. Dieser wird als Schwarzer Strahler mit der Temperatur  $T_s = 228 \text{ }^\circ\text{C}$

(Schmelztemperatur von Ultramid B3 s) approximiert. Die spektrale Emission des unteren Fügepartners wird mit der *PLANCK'SCHEN* Wärmestrahlung ( $M_\lambda$ ) wie folgt berechnet:

$$M_{\lambda, \#1}(\lambda) = \frac{2 \cdot \pi \cdot c_0^2 \cdot h}{\lambda^5 \cdot \left[ e^{\frac{h \cdot c_0}{\lambda \cdot k \cdot T}} - 1 \right]} \quad (31)$$

Der obere Fügepartner und die Optiken werden als wellenlängenselektive Filter angenommen<sup>58</sup>. Für jede Optikkomponente wird anhand der Reflexions- oder Transmissionspektren ein spektraler Transmissionsgrad ( $\tau$ ) errechnet. Die Strahlungsleistung der Wärmestrahlung entlang des Strahlengangs wird nach dem folgenden Schema berechnet:

$$M_{\lambda, \#2} = M_{\lambda, \#1} \cdot \tau_{\lambda, \#1-\#2} \quad (32)$$

Die Wärmestrahlung an der sechsten Messstelle ( $M_{\lambda, \#6}$ ) kommt schlussendlich der vom Pyrometer empfangenen Wärmestrahlung gleich. Die am Detektor wirksam werdende Wärmestrahlung ( $M_{\text{total}}$ ) entspricht der Wärmestrahlung ( $M_\lambda$ ) im Messspektralbereich und wird durch numerische Integration ermittelt. Hierzu wird Gleichung (30) herangezogen.

Abbildung 62 zeigt den spektralen Verlauf der Wärmestrahlung ( $M_\lambda$ ) und den Wert von  $M_{\text{total}}$  (siehe schraffierte Fläche) für die Messstellen #1-#6. Der spektrale Verlauf der Wärmestrahlung ( $M_\lambda$ ) wird auf den Maximalwert normiert. An der Messstelle #1 liegt demnach an der oberen Messbereichsgrenze des Pyrometers der Wert eins vor und  $M_{\text{total}}$  entspricht 100 % (siehe Abbildung 61, #1). Die spektrale Strahlungsabschwächung, welche zwischen den Messstellen vorliegt, ist in Rot dargestellt. Die Filterwirkung von einzelnen Komponenten wird anhand des Vergleichs der Werte für  $M_{\text{total}}$  deutlich. So ist die Filterwirkung bei einer PA6-Kunststoffplatte mit der Dicke von  $L = 2$  mm sehr stark ausgeprägt. Die Strahlungsleistung wird bereits auf  $M_{\text{total}} \approx 24$  % herabgesetzt (siehe Abbildung 61, #2). Insbesondere nahe der oberen Grenze des Messspektralbereichs zeigt sich eine starke Filterwirkung. Die Optiken im Scanner verändern sowohl das spektrale Profil der Wärmestrahlung als auch die integrale Strahlungsleistung ( $M_{\text{total}}$ ) ver-

---

<sup>58</sup> Die Filterwirkung der PA6-Kunststoffplatte wird in Transmissionsmessungen nach Abschnitt 4.1 bestimmt. Die spektrale Empfindlichkeit des Detektors wird für das gesamte Pyrometer als repräsentativ angesehen; die Strahlungsabschwächung bei der Ein- und Auskopplung der Wärmestrahlung in den Lichtwellenleiter sowie die Dämpfung in selbiger und die Filterwirkung der Optiken im Pyrometer werden nicht miteinbezogen.

gleichsweise gering (siehe Abbildung 61, #3 - #5). Nach zahlreichen Optimierungen der Optiken im Wärmestrahlangang wird schlussendlich erreicht, dass die Strahlungsleistung lediglich um  $M_{\text{total}} \approx 4\%$  abgeschwächt wird.

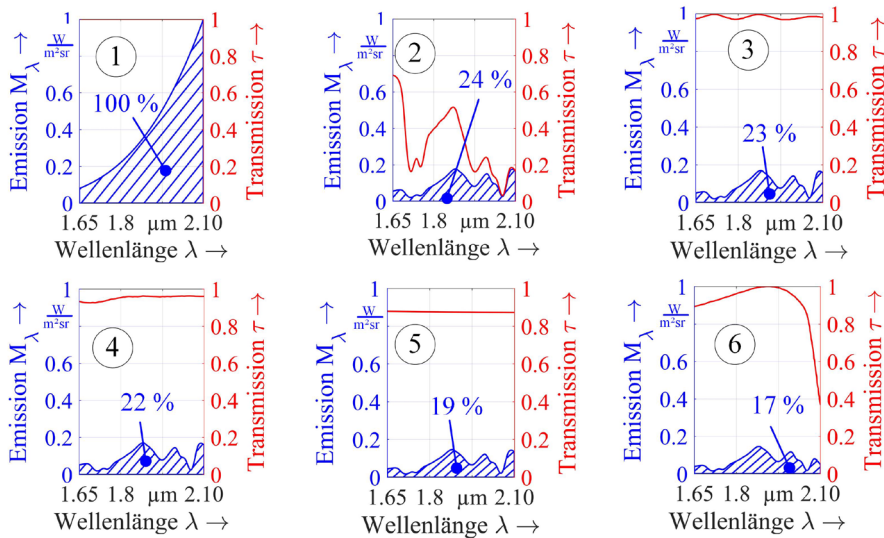


Abbildung 62: Spektraler Verlauf der Wärmestrahlung ( $M_\lambda$ ) und die gesamte Wärmestrahlungsleistung im Messspektralbereich ( $M_\lambda$ ) an ausgewählten Messstellen (#1-#6) im Wärmestrahlangang<sup>59</sup>

Der spektrale Verlauf der Wärmestrahlung wird auch durch die Empfindlichkeit des Detektorchips verändert. Der ex.InGaAs-Detektor weist nahe der oberen Messbereichsgrenze einen starken Abfall in der Empfindlichkeit auf (siehe Abbildung 62, #6). Zur Berechnung wird die spektrale Empfindlichkeit auf den Wert eins normiert. Die am Detektor auftreffende Strahlungsleistung beträgt schließlich nur  $M_{\text{total}} \approx 17\%$  von der emittierten Strahlungsleistung (siehe Abbildung 61, #6). Dieser prozentuale Wert ist auch als Transmissionsgrad der Wärmestrahlung für den gesamten Scanner anzusehen<sup>60</sup>.

<sup>59</sup> Die spektralen Verläufe der Strahlungsabschwächungen werden den Herstellerangaben der Optikkomponenten entnommen. Die spektrale Dämpfung der optischen Faser sowie die Strahlungsabschwächung im Pyrometer durch transmissive Optiken im Pyrometer werden nicht in Betracht gezogen. Hier wird lediglich die spektrale Empfindlichkeit des ex.InGaAs-Detektors miteinbezogen.

<sup>60</sup> Durch die Normierung der spektralen Empfindlichkeit auf den Wert eins wird angenommen, dass der Detektor bei  $\lambda = 1.9 \mu\text{m}$  eine Quanteneffizienz von 100 % aufweist. Die Quanteneffizienz des Detektors ist nicht bekannt. Zu erwarten ist, dass diese deutlich niedriger ist als 100%. Als Folge daraus, ist der tatsächliche Transmissionsgrad weitaus niedriger als der berechnete Wert für  $M_{\text{total}}$  ( $\approx 17\%$ ).

Der rechnerisch ermittelte Transmissionsgrad eignet sich prinzipiell zur Kalibration des on-axis Pyrometers. Allerdings stellt die Berechnung lediglich eine Näherung an die realen Verhältnisse dar. Eine signifikante Abweichung zu den tatsächlichen Strahlungsabschwächungen ist nicht auszuschließen<sup>61</sup>, wodurch eine Kalibration auf Basis von Experimenten vorzuziehen ist, wie in Abschnitt 5.3.1 beschrieben.

## **Spektrale Photosensitivität nutzbarer Pyrometer im Vergleich zur ex.InGaAs-Photodiode in den Pyrometern**

Abbildung 63 zeigt die spektrale Empfindlichkeit kommerziell verfügbarer Photodioden anhand der Detektivität  $D^*$  (links); die Antwortzeiten ausgewählter Sensortypen sind rechts dargestellt. Um die Sensortypen anhand der Detektivität gegenüberzustellen, wird ein zielführender Messspektralbereich definiert ( $\lambda = 1 \dots 2.3 \mu\text{m}$ ), welcher aus der Transparenz typischer Kunststoffe abzuleiten ist (siehe Abbildung 2). Je höher die Detektivität eines Sensors, desto höher ist das Signal-Rausch-Verhältnis. Da die Wärme-Strahlungsleistung im zielführenden Messspektralbereich mit zunehmender Emissionswellenlänge der Strahlung ansteigt, eignen sich insbesondere solche Detektoren, die nahe der oberen Messbereichsgrenze eine hohe Detektivität aufweisen. Zudem ist die Auskopplung der Wärmestrahlung mit zunehmendem Abstand zwischen Emissionswellenlänge des BearbeitungsLasers (ca.  $\lambda = 1 \mu\text{m}$ ) und der unteren Messspektralbereichsgrenze deutlich einfacher; das Dünnschichtbeschichtungssystem des Strahlteilers ist einfacher zu realisieren.

Unter Berücksichtigung der zuvor genannten Aspekte erweisen sich PbS-Detektoren (PbS) und InGaAs-Detektoren (InGaAs) und solche mit erweitertem Wellenlängenspektrum, sogenannte „extended InGaAs-Detektoren (ex. InGaAs)“, als besonders geeignet. Gekühlte Varianten dieser Sensortypen weisen eine deutlich höhere Detektivität auf, sind aber technisch vergleichsweise aufwändig und zudem kostenintensiver. Neben einer hohen

---

<sup>61</sup> Bei der rechnerischen Ermittlung der Strahlungsabschwächungen im Wärmestrahlungsgang und des Transmissionsgrads der gesamten Messkonfiguration sind nachfolgende Aspekte in Betracht zu ziehen: Die spektralen Reflexions- und Transmissionsverläufe der Optiken werden den Herstellerangaben entnommen. Es handelt sich hierbei um rechnerisch ermittelte Datensätze aus Optiksimulationen. Die Übereinstimmung mit den tatsächlichen Werten wurde nicht geprüft. Auch die spektrale Sensitivität des Detektors wird dem jeweiligen Datenblatt entnommen. Sowohl im Verlauf der spektralen Empfindlichkeit als auch bei den Messbereichsgrenzen ist eine signifikante Abweichung zur Realität nicht auszuschließen. Darüber hinaus ist die spektrale Emission des unteren Fügepartners gleichermaßen eine Annäherung an die Realität.

Detektivität ist auch eine hohe Messdynamik gefordert, sodass die Auswahl weiter einzuschränken ist. Schlussendlich sind ex.InGaAs-Detektoren den PbS-Detektoren und den restlichen Detektoren aufgrund der geringen Antwortzeit von wenigen Nanosekunden vorzuziehen; die spektrale Detektivität ist vergleichbar (siehe Abbildung 63, rechts).

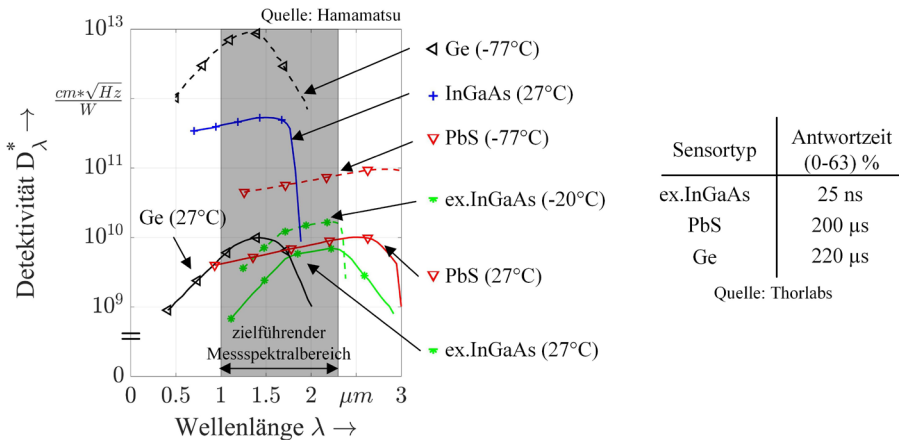


Abbildung 63: Spektrale Detektivität ( $D^*$ ) von nutzbaren Sensoren<sup>62</sup>, geeignet für Breitbandpyrometer (links) sowie die Antwortzeit ausgewählter Sensortypen<sup>63</sup> (rechts)

Abbildung 64 zeigt die spektrale Photosensitivität der ex.InGaAs-Photodiode in den genutzten Pyrometern ( $P_1$ ,  $P_2$ ):

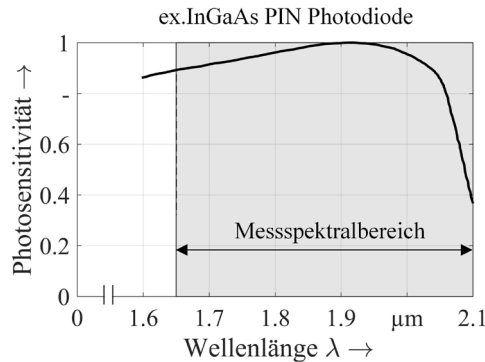


Abbildung 64: Spektrale Photosensitivität der ex.InGaAs-Photodiode im Messspektralbereich der genutzten Pyrometer der Sensortherm GmbH.

62 Die Sensoren in den dargestellten Kennlinien sind bei der Firma Hamamatsu erhältlich. Der spektrale Verlauf der Detektivität ( $D^*$ ) wurde von Produktbeschreibungen der Firma Hamamatsu entnommen.

63 Die Antwortzeiten der dargestellten Sensortypen wurden aus dem Produktkatalog der Firma Thorlabs entnommen.

## IR-Aufheizereinheit zur Probenerwärmung

Abbildung 65 zeigt die IR-Aufheizereinheit für die Probenerwärmung zum Zwecke der Kalibration der Pyrometer:

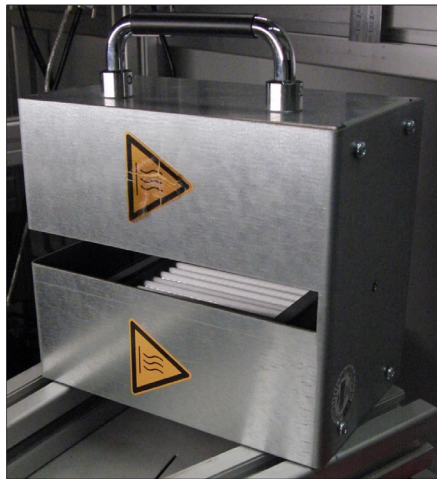


Abbildung 65: IR-Aufheizereinheit, bestehend aus zwei gegenüberliegend angeordneten Quarzglasstrahlern

## Messdaten

### Zeitabhängiger Verlauf von Temperatur und Fügweg

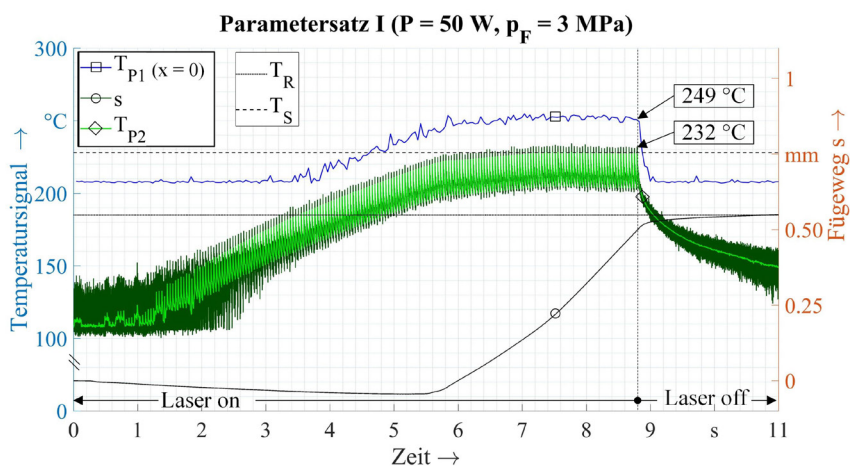


Abbildung 66: Temperaturverläufe ( $T_{P1}$ ,  $T_{P2}$ ) und Fügwegverlauf ( $s$ ) der repräsentativen T-Stoß-Schweißung für den Parametersatz I ( $P = 50 \text{ W}$ ,  $p_F = 3 \text{ MPa}$ )

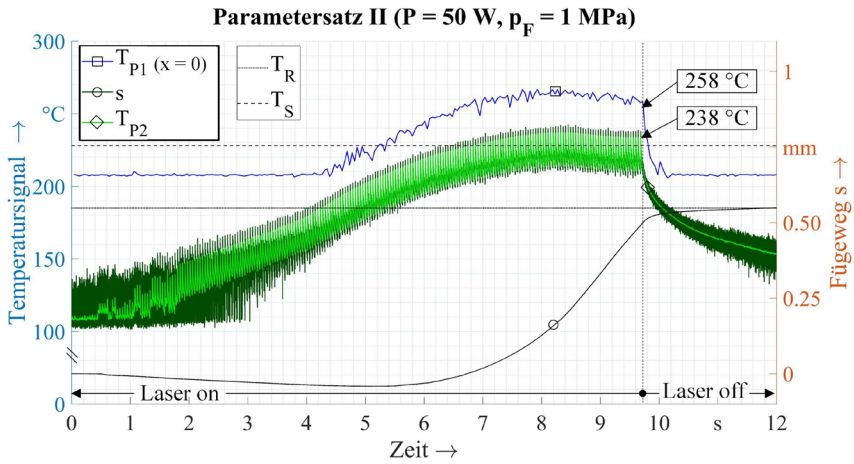


Abbildung 67: Temperaturverläufe ( $T_{P1}$ ,  $T_{P2}$ ) und der Fügewegverlauf ( $s$ ) der repräsentativen T-Stoß-Schweißung für den Parametersatz II ( $P = 50 \text{ W}$ ,  $p_F = 1 \text{ MPa}$ )

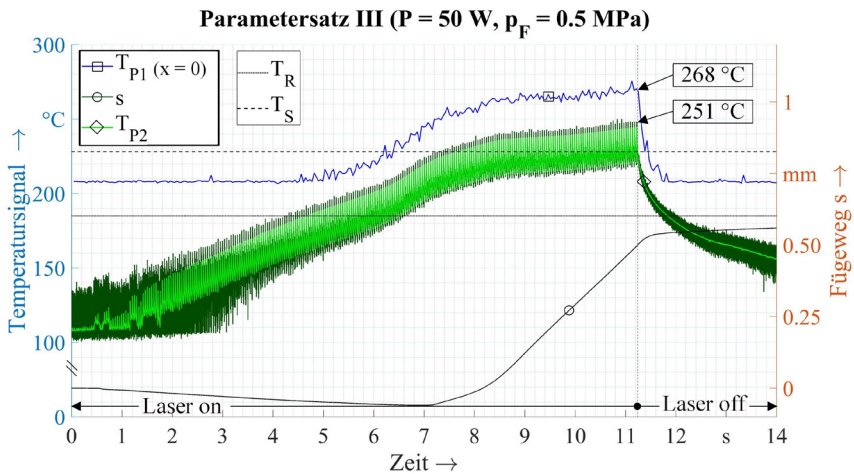


Abbildung 68: Temperaturverläufe ( $T_{P1}$ ,  $T_{P2}$ ) und Fügewegverlauf ( $s$ ) der repräsentativen T-Stoß-Schweißung für den Parametersatz III ( $P = 50 \text{ W}$ ,  $p_F = 0.5 \text{ MPa}$ )

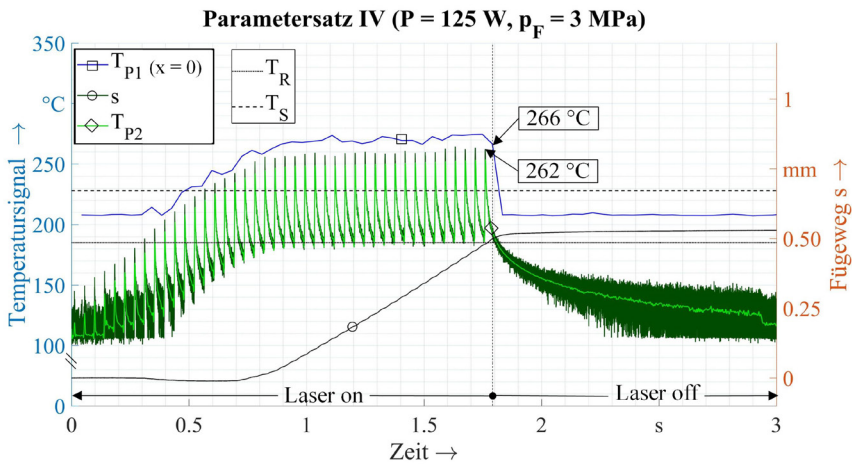


Abbildung 69: Temperaturverläufe ( $T_{P1}$ ,  $T_{P2}$ ) und der Fügewegverlauf ( $s$ ) der repräsentativen T-Stoß-Schweißung mit dem Parametersatz IV ( $P = 125 \text{ W}$ ,  $p_F = 3 \text{ MPa}$ )

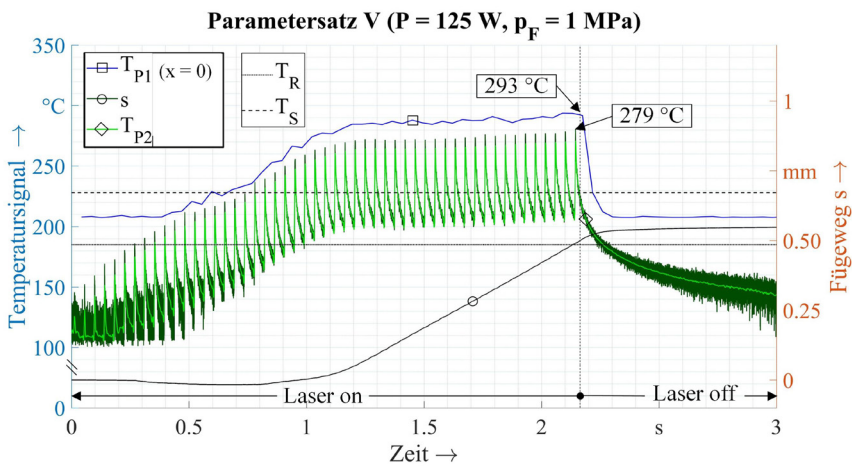


Abbildung 70: Temperaturverläufe ( $T_{P1}$ ,  $T_{P2}$ ) und der Fügewegverlauf ( $s$ ) der repräsentativen T-Stoß-Schweißung mit dem Parametersatz V ( $P = 125 \text{ W}$ ,  $p_F = 1 \text{ MPa}$ )

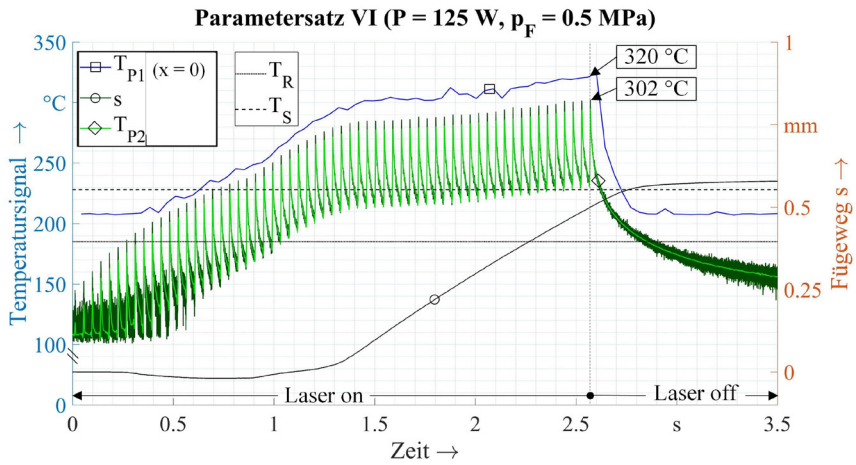


Abbildung 71: Temperaturverläufe ( $T_{P1}$ ,  $T_{P2}$ ) und der Fügewegverlauf ( $s$ ) der repräsentativen T-Stoß-Schweißung mit dem Parametersatz VI ( $P = 125 \text{ W}$ ,  $p_F = 0.5 \text{ MPa}$ )

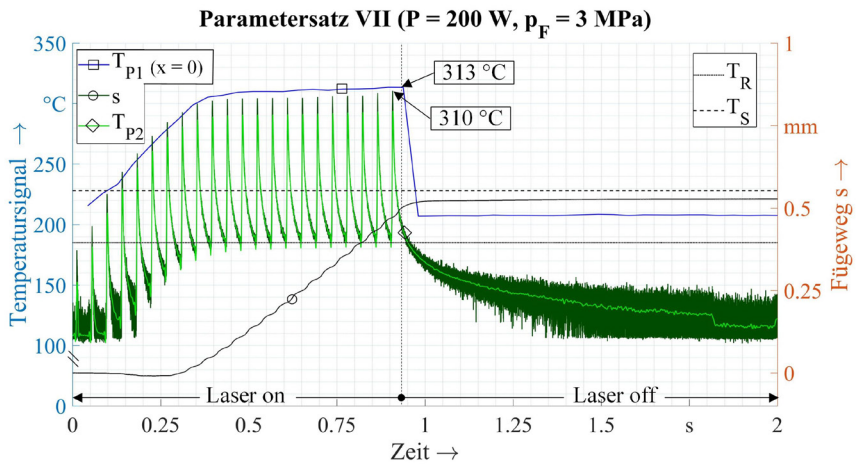


Abbildung 72: Temperaturverläufe ( $T_{P1}$ ,  $T_{P2}$ ) und der Fügewegverlauf ( $s$ ) der repräsentativen T-Stoß-Schweißung mit dem Parametersatz VII ( $P = 200 \text{ W}$ ,  $p_F = 3 \text{ MPa}$ )

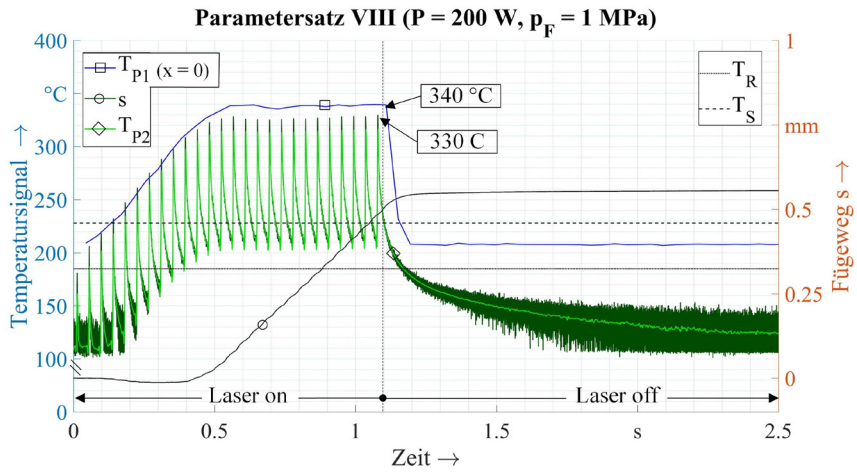


Abbildung 73: Temperaturverläufe ( $T_{P1}$ ,  $T_{P2}$ ) und der Fügewegverlauf ( $s$ ) der repräsentativen T-Stoß-Schweißung mit dem Parametersatz VIII ( $P = 200 \text{ W}$ ,  $p_F = 1 \text{ MPa}$ )

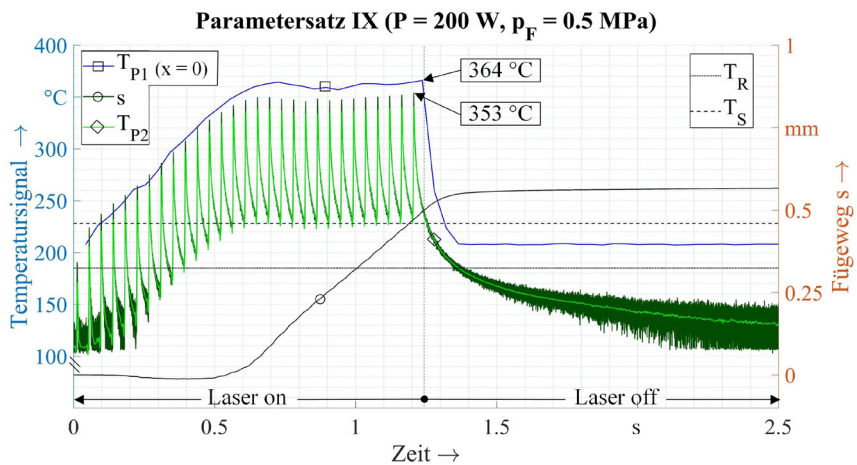


Abbildung 74: Temperaturverläufe ( $T_{P1}$ ,  $T_{P2}$ ) und der Fügewegverlauf ( $s$ ) der repräsentativen T-Stoß-Schweißung mit dem Parametersatz IX ( $P = 200 \text{ W}$ ,  $p_F = 0.5 \text{ MPa}$ )

## Mittelwert und Standardabweichung ausgewählter Prozesskennwerte

Tabelle 4: Peaktemperatur ( $T_{K,P}$ ) im letzten Strahlumlauf in Abhängigkeit des Fügedrucks  $p_F$  und der Laserleistung  $P$ , gemessen mit dem off-axis Pyrometer

	0.5 MPa	1 MPa	3 MPa
50 W	III: $(251 \pm 5.3)^\circ\text{C}$	II: $(239 \pm 4.1)^\circ\text{C}$	I: $(231 \pm 1.3)^\circ\text{C}$
125 W	VI: $(306 \pm 2.7)^\circ\text{C}$	V: $(281 \pm 2.1)^\circ\text{C}$	IV: $(263 \pm 1.7)^\circ\text{C}$
200 W	IX: $(349 \pm 3.3)^\circ\text{C}$	VII: $(330 \pm 3.7)^\circ\text{C}$	VI: $(308 \pm 2.7)^\circ\text{C}$

Tabelle 5: Arithmetische Mittelwerte der Abkühlzeit  $t_A$  in Abhängigkeit des Fügedrucks  $p_F$  und der Laserleistung  $P$ , gemessen mit dem off-axis Pyrometer

	0.5 MPa	1 MPa	3 MPa
50 W	III: $(1.236 \pm 0.2)\text{s}$	II: $(0.825 \pm 0.12)\text{s}$	I: $(0.573 \pm 0.05)\text{s}$
125 W	VI: $(0.477 \pm 0.031)\text{s}$	V: $(0.233 \pm 0.021)\text{s}$	IV: $(0.110 \pm 0.012)\text{s}$
200 W	IX: $(0.257 \pm 0.010)\text{s}$	VII: $(0.157 \pm 0.008)\text{s}$	VI: $(0.0810 \pm 0.005)\text{s}$

Tabelle 6: Arithmetische Mittelwerte der Fügegeschwindigkeit  $\dot{s}$  in Abhängigkeit des Fügedrucks  $p_F$  und der Laserleistung  $P$ , ermittelt aus den Fügewegverläufen

	0.5 MPa	1 MPa	3 MPa
50 W	$(0.18 \pm 0.05)\text{ mm/s}$	$(0.22 \pm 0.09)\text{ mm/s}$	$(0.23 \pm 0.03)\text{ mm/s}$
125 W	$(0.46 \pm 0.04)\text{ mm/s}$	$(0.48 \pm 0.03)\text{ mm/s}$	$(0.55 \pm 0.06)\text{ mm/s}$
200 W	$(0.85 \pm 0.07)\text{ mm/s}$	$(0.82 \pm 0.06)\text{ mm/s}$	$(0.87 \pm 0.07)\text{ mm/s}$

Tabelle 7: Arithmetische Mittelwerte für die Bestrahlungszeit  $t_B$  in Abhängigkeit des Fügedrucks  $p_F$  und der Laserleistung  $P$ , extrahiert aus den Fügewegverläufen

	0.5 MPa	1 MPa	3 MPa
50 W	$(11,1 \pm 0.10) \text{ s}$	$(9,50 \pm 0.34) \text{ s}$	$(8,71 \pm 0.37) \text{ s}$
125 W	$(2,60 \pm 0.060) \text{ s}$	$(2,17 \pm 0.05) \text{ s}$	$(1,84 \pm 0.050) \text{ s}$
200 W	$(1,31 \pm 0.040) \text{ s}$	$(1,16 \pm 0.020) \text{ s}$	$(1,00 \pm 0.021) \text{ s}$

### Fügewegverläufe der repräsentativen T-Stoß Schweißungen

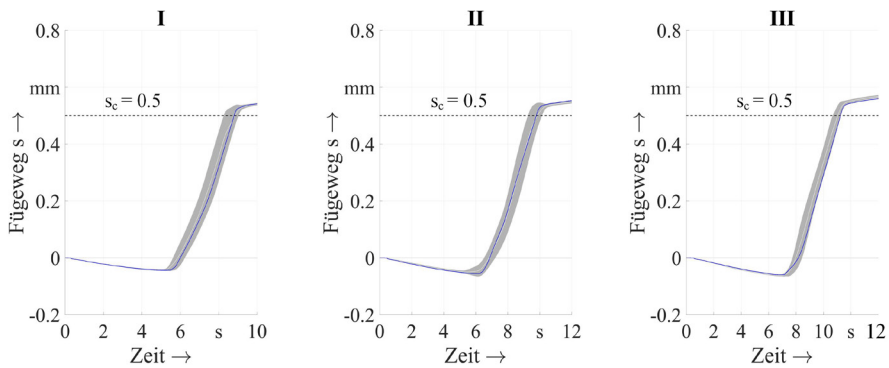


Abbildung 75: Fügewegverläufe der repräsentativen Schweißungen mit den Prozessparametersätzen I-III (blau) jeweils im Vergleich mit der errechneten Mittelwertskurve (hellgrau) und dem Vertrauensbereich (grau)

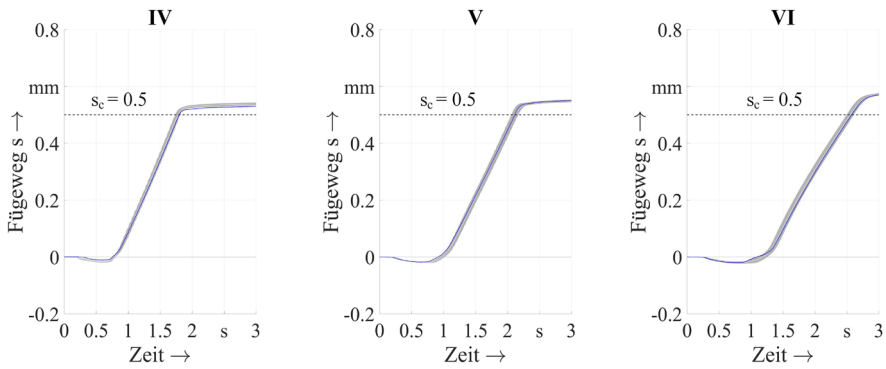


Abbildung 76: Fügewegverläufe der repräsentativen Schweißungen mit den Prozessparametersätzen IV-VI (blau) jeweils im Vergleich mit der errechneten Mittelwertskurve (hellgrau) und dem Vertrauensbereich (grau)

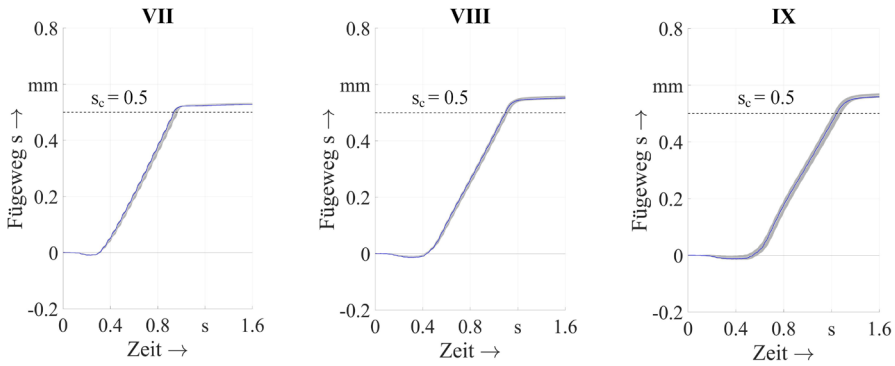


Abbildung 77: Fügewegverläufe der repräsentativen Schweißungen mit den Prozessparametersätzen VII-IX (blau) jeweils im Vergleich mit der errechneten Mittelwertskurve (hellgrau) und dem Vertrauensbereich (grau)

## Messdaten aus den Zugversuchen

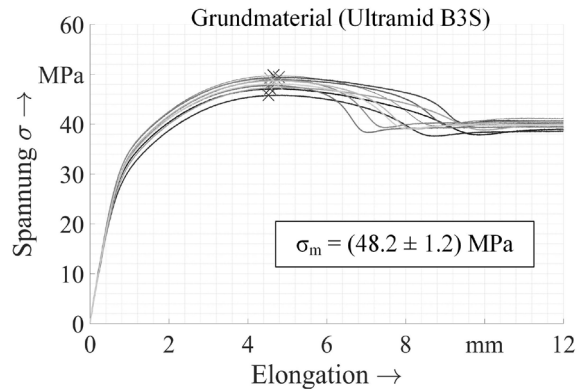


Abbildung 78: Messdaten aus dem Zugversuch von Normzugproben (Ultramid B3s) nach DIN 527-B; Versuchsproben wurden auf Normklima (Temperatur: 23 °C, Feuchte: 2.4 gew. %) vorkonditioniert

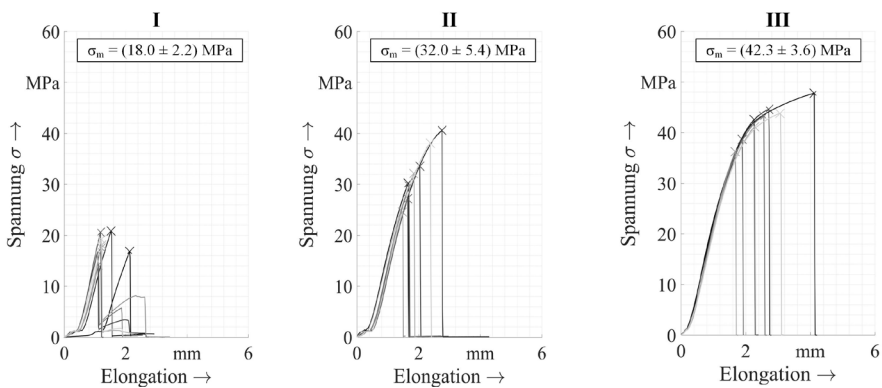


Abbildung 79: Mechanische Spannung ( $\sigma$ ) in der Schweißnaht für die Prozessparametersätze I-III, errechnet aus der Zugkraft und dem Querschnitt der Schweißung

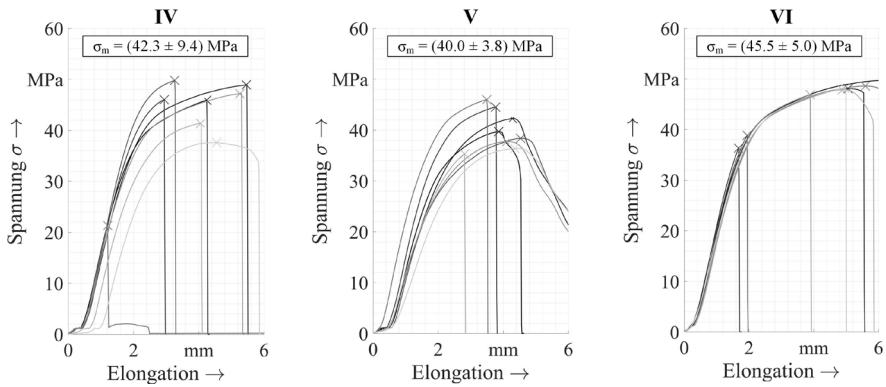


Abbildung 80: Mechanische Spannung ( $\sigma$ ) in der Schweißnaht für die Prozessparameter-sätze IV-VI, errechnet aus der Zugkraft und dem Querschnitt der Schweißung

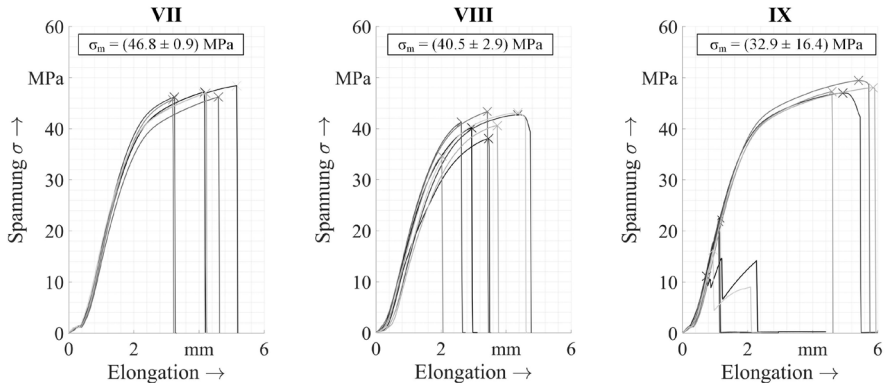


Abbildung 81: Mechanische Spannung ( $\sigma$ ) in der Schweißnaht für die Prozessparameter-sätze VII-IX, errechnet aus der Zugkraft und dem Querschnitt der Schweißung

## Temperatursignale des on-axis Pyrometers ohne Kalibrierung

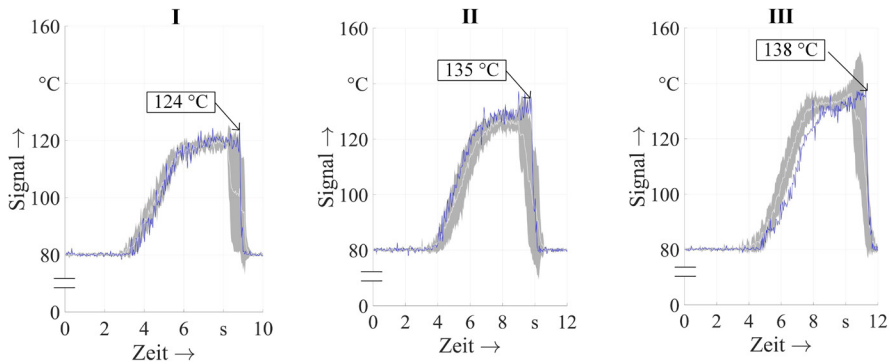


Abbildung 82: Rohsignal des on-axis Pyrometers (ohne Kalibrierung,  $x = 0$ ) für die repräsentativen Schweißungen mit den Prozessparametern I-III (blau), jeweils im Vergleich mit der errechneten Mittelwertkurve (hellgrau) und dem Vertrauensbereich (grau)

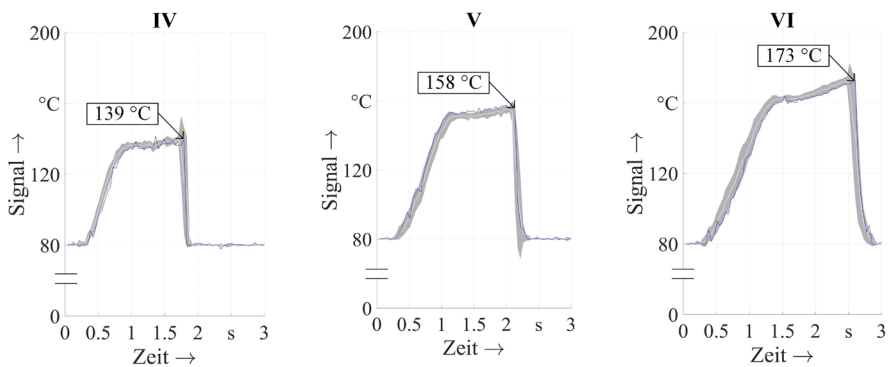


Abbildung 83: Rohsignal des on-axis Pyrometers (ohne Kalibrierung,  $x = 0$ ) für die repräsentativen Schweißungen mit den Prozessparametern IV-VI (blau), jeweils im Vergleich mit der errechneten Mittelwertkurve (hellgrau) und dem Vertrauensbereich (grau)

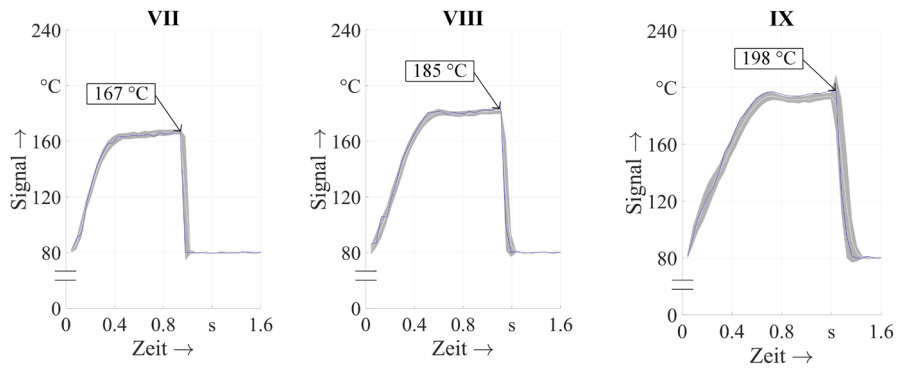


Abbildung 84: Rohsignal des on-axis Pyrometers (ohne Kalibrierung,  $x = 0$ ) für die repräsentativen Schweißungen mit den Prozessparametern VII-IX (blau), jeweils im Vergleich mit der errechneten Mittelwertskurve (hellgrau) und dem Vertrauensbereich (grau)

## Literaturverzeichnis

- [1] DVS-Richtlinie 2243: Laserstrahlschweißen thermoplastischer Kunststoffe. Ausgabe Januar 2014.
- [2] *Borges, M.*: Transmission Laser Welding of Large Plastic Components. In: *Laser Technik Journal* 13 (2016), Heft 5, S. 26-29.
- [3] *Brunnecker, F.; Sieben, M.; Jaus, T.*: Laser Welding of Fine Structures. In: *Laser Technik Journal* 10 (2013), Heft 5, S. 40-43.
- [4] *Brunnecker, F.; Sieben, M.*: Laser Welding of Plastics a Neat Thing – The story of a popular laser application. In: *Laser Technik Journal* 9 (2010), Heft 5, S. 24-27.
- [5] *Geissler, B.; Majumdar, A.*: Laserdurchstrahlschweißen von Kunststoffen - thermo-fluiddynamische Simulation und Prozessüberwachung mittels inelinefähiger optischer Kohärenztomographie. In: *Schmidt, M.; Roth, S.* (Hrsg.): *Laser in Elektronikproduktion & Feinwerktechnik*. Bayerisches Laserzentrum. elektronischer Tagungsband, 2018, S. 62-71.
- [6] *Klein, R.*: *Laser welding of plastics*. Wiley-VCH, Weinheim, 2012.
- [7] *Jäschke, P.*: Laserdurchstrahlschweißen kontinuierlich kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe und thermoplastischer Polymere, Berichte aus dem LZH / Laser Zentrum Hannover e.V. Heft 5, PZH, Produktionstechn. Zentrum, Garbsen, 2012.
- [8] *Wippo, V.; Hansen, P.; Jäschke, P. et al.*: Schnelles und zuverlässiges Schweißen von Hochleistungs-Faserverbundbauteilen mittels Laserstrahlung. In: *DVS - Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V.* (Hrsg.): *DVS Congress 2015 – Große Schweißtechnische Tagung*, DVS-Berichte Heft 315. DVS Media, Nürnberg, 2015, S. 916-919.
- [9] *Wippo, V.; Jäschke, P.; Brüggmann, M. et al.*: Advanced Laser Transmission Welding Strategies for Fibre Reinforced Thermoplastics. In: *Physics Procedia* 56 (2014), S. 1191-1197.
- [10] *Spancken, D.; Decker, J.; Büter, A.*: Betriebsfeste Bemessung von thermoplastischen Laserschweißnähten. In: *Huber, O.; Bicker, M.* (Hrsg.): *6. Landshuter Leichtbau-Colloquium 2013 – Systemleichtbau als ganzheitlicher Ansatz*. Leichtbau-Cluster. LC-Verlag, Landshut, 2013, S. 119-127.

- [11] *Berger, S.; Oefele, F.; Schmidt, M.*: Laser transmission welding of carbon fiber reinforced thermoplastic using filler material—A fundamental study. *In: Journal of Laser Applications* 27 (2015), S2, S29009.
- [12] *Spancken, D.; Wacker, J.; Büter, A. et al.*: Multiaxial loading of thermoplastic laser welds. *In: Welding in the World* 60 (2016), Heft 6, S. 1261-1268.
- [13] *Balzer, C.; Hille, M.; Kraus, E. et al.*: Mechanische Langzeitfestigkeit von laserstrahlgeschweißten Überlapp- und T-Stoß-Verbindungen aus ABS. *In: JOINING PLASTICS* 14 (2020), Heft 1, S. 36-43.
- [14] *Frick, T.*: Untersuchung der prozessbestimmenden Strahl-Stoff-Wechselwirkungen beim Laserstrahlschweißen von Kunststoffen. Erlangen, Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 2007.
- [15] *Marquardt, J.*: Nah-Infrarot-Spektroskopie für die schnelle Polymeranalytik und die zerstörungsfreie Evaluierung von Materialeigenschaften. Freiburg im Breisgau, Universität Freiburg, Dissertation, 2003.
- [16] *Chen, M.; Zak, G.; Bates, P.J.*: Effect of carbon black on light transmission in laser welding of thermoplastics. *In: Journal of Materials Processing Technology* 211 (2011), Heft 1, S. 43-47.
- [17] BIELOMATIK LEUZE GMBH+CO., 72639 NEUFFEN,: Verfahren und Vorrichtung zum Schweißen. Erfinder: J. KORTE. Anmeldung: 29. April 1999, DE19919191A1.
- [18] *Fiegler, G.*: Ein Beitrag zum Prozessverständnis des Laserdurchstrahlschweißens von Kunststoffen anhand der Verfahrensvarianten Quasi-Simultan- und Simultanschweißen. Paderborn, Universität Paderborn, Dissertation, 2007.
- [19] *Fargas Ribas, M.*: Erweiterung des Prozessverständnisses für das Laserdurchstrahlschweißen von Thermoplasten durch Analyse der Schmelzbaddynamik. Hannover, Leibniz Universität Hannover, Dissertation, 2012.
- [20] *Bonefeld, D.; Schöppner, V.; Potente, H. et al.*: Residual stresses in the quasi-simultaneous laser transmission welding of amorphous thermoplastics. *In: Polymer Engineering and Science* 50 (2010), Heft 8, S. 1520-1526.
- [21] *Hierl, S.*: Innovative Systemlösungen für das Laserstrahl-Kunststoffschweißen. *In: Geiger, M.; Fleckenstein, M. (Hrsg.): Laser in der Elektronikproduktion & Feinwerktechnik - LEF 2002.* Meisenbach, Bamberg, 2002, S. 167.

- [22] *Ackermann, J.*: Prozesssicherung beim Laserdurchstrahlschweißen thermoplastischer Kunststoffe – Bericht aus dem Lehrstuhl für Photonische Technologien. Erlangen, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 2010.
- [23] LPKF LASER & ELECTRONICS AG, 30827 GARBSEN,: Spannvorrichtung zum Spannen mindestens zweier Bauteile. Erfinder: F. BRUNNECKER, H. ALDEBERT UND A. KRAUS. Anmeldung: 7. September 2007, DE102007042739A1.
- [24] LPKF LASER & ELECTRONICS AG, 30827 GARBSEN,: Strahlgestützte Fügemaschine, insbesondere Laser-Durchstrahl-Schweißeinrichtung und damit hergestellter Hohlkörper. Erfinder: M. FRITSCH UND S. STEGER. Anmeldung: 18. September 2012. Deutschland, DE102012216664A1.
- [25] *Lakemeyer, P.; Schöppner, V.*: Laser transmission welding of automotive headlamps without a clamping tool. In: *Welding in the World* 61 (2017), Heft 3, S. 589-602.
- [26] *Bonten, C.*: Beitrag zur Erklärung des Wirkmechanismus in Schweißverbindungen aus teilkristallinen Thermoplasten. Essen, Universität Gesamthochschule Essen, Dissertation, 1999.
- [27] *Potente, H.*: Fügen von Kunststoffen – Grundlagen, Verfahren, Anwendung. Hanser, München, 2004.
- [28] *Potente, H.*: Zur Theorie des Heizelement-Stumpfschweißens. In: *Kunststoffe* 67 (1977), Heft 2, S. 98-102.
- [29] *Vojutskii, S.S.*: Autohesion and adhesion of high polymers. In: *Mark, H.F.; Immergut, E.-H.* (Hrsg.): POLYMER REVIEWS. Interscience Publishers a division of John Wiley & Sons, New York, 1963, S. 1-263.
- [30] *Tüchert, C.*: Einfluss der inneren Eigenschaften von Schweißverbindungen auf die langzeitige Schweißnahtgüte. Aachen, Rheinisch Westfälische Technische Hochschule, Dissertation, 2005.
- [31] *Pieschel, D.*: Untersuchungen zur Optimierung der Wärmekontakt-schweißverfahren für Plastomere (Heizelementschweißen - Wärmeimpulsschweißen). Aachen, Rheinisch Westfälische Technische Hochschule, Dissertation, 1975.
- [32] *Meißner, J.*: Die Kunststoff-Schmelze als elastische Flüssigkeit – Teil 1: Allgemeiner Überblick und Bedeutung für die Verarbeitungstechnik. In: *Kunststoffe* Bd. 57 (1967), Heft 5, S. 397-400.
- [33] *Merten, A.*: Untersuchungen zu Fließinstabilitäten bei der Extrusion von Polymeren mit der Laser-Doppler Anemometrie. Erlangen,

- Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 2005.
- [34] *Nguyen-Chung, T.*: Strömungsanalyse der Bindenahtformation beim Spritzgießen von thermoplastischen Kunststoffen. Chemnitz, Technische Universität Chemnitz, Dissertation, 2001.
- [35] *Onken, J.; Hopmann, C.*: Prediction of weld line strength in injection-moulded parts made of unreinforced amorphous thermoplastics. In: *Gummi Fasern Kunststoffe* 69 (2016), Heft 9, S. 574-580.
- [36] *Lakemeyer, P.*: Entwicklung und Analyse neuartiger Verfahrensvarianten zum quasisimultanen Laserdurchstrahlschweißen unter Berücksichtigung der Temperaturentwicklung. Aachen, Rheinisch Westfälische Technische Hochschule, Dissertation, 2018.
- [37] *Potente, H.; Wilke, L.; Ridder, H. et al.*: Simulation of the residual stresses in the contour laser welding of thermoplastics. In: *Polymer Engineering and Science*, Vol. 48 (2008), pp. 767-773.
- [38] *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), Heft 4, 777-491.
- [39] *Schnieders, J.*: Analyse der Fertigungs- und Prozesseinflüsse auf die Spannungsrißbildung beim Fügen amorpher Thermoplaste mittels Heizelement. Paderborn, Universität Paderborn, Dissertation, 2004.
- [40] *Schkutow, A.; Frick, T.*: Improved stress-cracking resistance of laser welded amorphous thermoplastics by means of adapted wavelengths. In: *Procedia CIRP* 74 (2018), S. 544-547.
- [41] *Potthoff, A.*: Konstruktive und verfahrenstechnische Aspekte zum Laserdurchstrahlschweißen großformatiger und dünnwandiger Kunststoffbauteile. Aachen, Rheinisch Westfälische Technische Hochschule, Dissertation, 2013.
- [42] *Piili, H.; Taimisto, L.; Purtonen, T. et al.*: Computer simulation of quasi-simultaneous welding process of polycarbonate. In: *Liu, X.* (Hrsg.): 28th International Congress on Applications of Lasers and Electro-Optics (ICALEO), 102. CD ROM, Orlando, 2009, S. 990-998.
- [43] *Shaban, A.*: Experiments and modelling of elasto-viscoplasticity for thermoplastics with asymmetric effects. Paderborn, Universität Paderborn, Dissertation, 2010.

- [44] *Wilke, L.; Potente, H.; Schnieders, J.*: Simulation of Quasi-Simultaneous and Simultaneous Laser Welding. *In: Welding in the World*, Vol. 52 (2008), 1-2, pp. 56-66.
- [45] *Groth, C.; Müller, G.*: FEM für Praktiker Band 3: Temperaturfelder, Edition Expertsoft Heft 45, Expert-Verl., Renningen-Malmsheim, 2009.
- [46] *Bergheau, J.-M.*: Finite Element Simulation of Heat Transfer. Wiley-ISTE, London, 2008.
- [47] *Polster, S.*: Laserdurchstrahlungsschweißen transparenter Polymerbauteile – Bericht aus dem Lehrstuhl für Photonische Technologien. Erlangen, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 2009.
- [48] *Mayboudi, L.S.*: Heat transfer modelling and thermal imaging experiments in laser transmission welding of thermoplastics. Kingston, Queen's University, Dissertation, 2010.
- [49] *Sluzalec, A.*: Theory of Thermomechanical Processes in Welding. Springer, Dordrecht, 2005.
- [50] *Labeas, G.N.; Moraitis, G.A.; Katsiropoulos, C.V.*: Optimization of Laser Transmission Welding Process for Thermoplastic Composite Parts using Thermo-Mechanical Simulation. *In: Journal of Composite Materials* 44 (2010), Heft 1, S. 113-130.
- [51] *Zoubeir, T.; Elhem, G.*: Numerical study of laser diode transmission welding of a polypropylene mini-tank – Temperature field and residual stresses distribution. *In: Polymer Testing* 30 (2011), Heft 1, S. 23-34.
- [52] *Potente, H.; Fiegler, G.; Haferkamp, H. et al.*: An approach to model the melt displacement and temperature profiles during the laser through-transmission welding of thermoplastics. *In: Polymer Engineering and Science* 46 (2006), Heft 11, S. 1565-1575.
- [53] *Reinl, S.*: Prozesskontrolle regelt berührungslosen Energieeintrag – Qualitätssicherung. *In: Kunststoffe* (2011), Heft 1, S. 20-23.
- [54] *Wippo, V.; Devrient, M.; Kern, M. et al.*: Evaluation of a Pyrometric-based Temperature Measuring Process for the Laser Transmission Welding. *In: Physics Procedia* 39 (2012), S. 128-136.
- [55] *Reinl, S.*: Radial Welding of Polymer Parts under Closed Loop Process Control – Innovative solutions facilitate faster and controlled process. *In: Laser Technik Journal* 12 (2015), Heft 3, S. 48-52.

- [56] Horn, W.: A Progressive Laser Joining Method – Online Process Control With Pyrometer and Galvo Scanner. *In: Laser Technik Journal* 6 (2009), Heft 1, S. 42-43.
- [57] Wippo, V.; Stähr, R.; Jäschke, P. et al.: Pyrometrische Temperaturüberwachung für flexible scannerbasierte Laserdurchstrahlschweißprozesse. *In: JOINING PLASTICS* 8 (2014), Heft 1, S. 39-45.
- [58] Schmailzl, A.; Hierl, S.; Schmidt, M.: Gap-bridging during quasisimultaneous laser transmission welding. *In: Physics Procedia* 83 (2016), S. 1073-1082.
- [59] Schmailzl, A.; Steger, S.; Dostalek, M. et al.: Online process monitoring at quasi-simultaneous laser transmission welding using a 3D-scanner with integrated pyrometer. *In: Klotzbach, U.; Washio, K.; Arnold, C.B. (Hrsg.): LASE, SPIE Proceedings. SPIE Digital Library, San Francisco, 2016, S. 9736.*
- [60] Steger, S.; Dostalek, M.; Schmailzl, A. et al.: Fehlstellen sicher erkennen – Pyrometerbasierte Temperaturmessung beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen. *In: Kunststoffe* 105 (2015), Heft 12, S. 55-58.
- [61] Dostalek, M.; Steger, S.; Schmailzl, A. et al.: Detecting Defects Reliably – Pyrometer-Based Temperature Measurement during Quasi-Simultaneous Laser Transmission Welding. *In: Kunststoffe International* 105 (2015), Heft 12, S. 37-40.
- [62] Schmailzl, A.; Quandt, B.; Schmidt, M. et al.: In-Situ process monitoring during laser transmission welding of PA6-GF30. *In: Procedia CIRP* 74 (2018), S. 524-527.
- [63] Schmailzl, A.; Käsbauer, J.; Martan, J. et al.: Measurement of core temperature through semi-transparent polyamide 6 using scanner-integrated pyrometer in laser welding. *In: International Journal of Heat and Mass Transfer* 146 (2020), S. 118814-118824.
- [64] Honnerová, P.; Martan, J.; Veselý, Z. et al.: Method for emissivity measurement of semitransparent coatings at ambient temperature. *In: Scientific reports* 7 (2017), Heft 1386, S. 1-14.
- [65] Fox, M.: Optical properties of solids, Oxford master series in physics Heft 3, Oxford Univ. Press, Oxford, 2011.
- [66] Schmailzl, A.; Steger, S.; Hierl, S.: Process monitoring at laser welding of Thermoplastics – 3D-scanner with integrated pyrometer enables online temperature monitoring at quasi-simultaneous laser transmission welding. *In: Laser Technik Journal* 12 (2015), Heft 4, S. 34-37.

- [67] *Schmailzl, A.; Steger, S.; Hierl, S.*: Herausforderungen bei der Integration einer pyrometrischen Temperaturmesstechnik in 3D-Laserscansysteme. In: bayern photonics e.V.; Bayerisches Laserzentrum (Hrsg.): Kalibrierung des 2D- und 3D-Arbeitsfeldes von Laser-Scan-System, S. 48-56.
- [68] *Schmailzl, A.; Armbruster, D.; Dostalek, M. et al.*: Strahlführungs- und -formungskonzept zur koaxialen Temperaturmessung beim scannerbasierten Laser-Durchstrahlschweißen. In: Ostbayerische Technische Hochschule Regensburg und Amberg/Weiden (Hrsg.): 2. OTH-Clusterkonferenz. Ostbayerische Technische Hochschule. Weber Druck, Regensburg, 2017, S. 201-204.
- [69] DVS-Richtlinie 2203-2: Prüfen von Schweißverbindungen an Tafeln und Rohren aus thermoplastischen Kunststoffen - Zugversuch. Ausgabe August 2010.
- [70] *Pitz, I.*: Beschleunigte Simulation des Laserstrahlumformens von Aluminiumblechen – Bericht aus dem Lehrstuhl für Photonische Technologien. Erlangen, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 2012.
- [71] *Boldyrev, I.S.*: EFG-simulation of the free orthogonal cutting and cutting forces prediction. In: Procedia Engineering 206 (2017), S. 1201-1204.
- [72] *Wu, C.T.; Hu, W.; Wang, H.-P. et al.*: A Robust Numerical Procedure for the Thermomechanical Flow Simulation of Friction Stir Welding Process Using an Adaptive Element-Free Galerkin Method. In: Mathematical Problems in Engineering 2015 (2015), Heft 3, S. 1-16.
- [73] *Schmailzl, A.; Hüntelmann, S.; Loose, T. et al.*: Potentials of the ALE-Method for Modeling Plastics Welding Processes, in Particular for the Quasi-Simultaneous Laser Transmission Welding. In: *Sommitsch, C.; Enzinger, N.; Mayr, P.* (Hrsg.): Mathematical Modelling of Weld Phenomena 12. Verlag der Technischen Universität Graz, Graz, 2019, S. 965-975.
- [74] *Zoellner, F.*: Implementierung und Anwendung netzfreier Methoden im Konstruktiven Wasserbau und in der Hydromechanik. Stuttgart, Universität Stuttgart, Dissertation, 2009.
- [75] *Larcher, M.*: Numerische Simulation des Betonverhaltens unter Stoßwellen mit Hilfe des Elementfreien Galerkin-Verfahrens. Karlsruhe, Universität Fridericiana zu Karlsruhe, Dissertation, 2007.

- [76] Käsbauer, J.; Schmailzl, A.; Prehm, J. et al.: Simulation of quasi-simultaneous laser transmission welding of plastics – Optimization of material parameters in broad temperature range. In: *Procedia CIRP* 94 (2020), S. 737-741.
- [77] Käsbauer, J.; Schmailzl, A.; Weber, U. et al.: Simulationsgestützte Evaluierung von Strahloszillationsmustern beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen. In: *JOINING PLASTICS* 13 (2019), Heft 2, S. 102-109.
- [78] DeWitt, D.P.; Nutter, G.D.: *Theory and Practice of Radiation Thermometry*. Wiley, New York, 1988.
- [79] Geißler, B.; Laumer, T.; Wübbecke, A. et al.: Analysis of the Weld Seam Morphology of Polypropylene in Laser Transmission Welding. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 140 (2018), Heft 11, 111017(1)-111017(7).
- [80] Geißler, B.; Laumer, T.; Wübbecke, A. et al.: Analysis of the interaction between the temperature field and the weld seam morphology in laser transmission welding by using two different discrete laser wavelengths. In: *Journal of Laser Applications* 30 (2018), Heft 3, S. 32408.
- [81] Wübken, G.: Einfluss der Verarbeitungsbedingungen auf die innere Struktur thermoplastischer Spritzgussteile unter besonderer Berücksichtigung des Abkühlverhaltens. Aachen, Rheinisch Westfälische Technische Hochschule, Dissertation, 1974.
- [82] Brüßel, A.: Fertigungstechnische und werkstoffspezifische Aspekte zum Fügen von Thermoplasten mittels Heizelement. Paderborn, Universität-Gesamthochschule, Dissertation, 1999.
- [83] Genna, S.; Leone, C.; Tagliaferri, V.: Characterization of laser beam transmission through a High Density Polyethylene (HDPE) plate. In: *Optics & Laser Technology* 88 (2017), S. 61-67.
- [84] Geiger, M.; Frick, T.; Schmidt, M.: Optical properties of plastics and their role for the modelling of the laser transmission welding process. In: *Production Engineering* 3 (2009), Heft 1, S. 49-55.
- [85] Hänsch, D.: Die optischen Eigenschaften von Polymeren und ihre Bedeutung für das Durchstrahlschweißen mit Diodenlaser. Aachen, Rheinisch Westfälische Technische Hochschule, Dissertation, 2001.
- [86] Schkutow, A.; Frick, T.: Influence of Adapted Wavelengths on Temperature Fields and Melt Pool Geometry in Laser Transmission Welding. In: *Physics Procedia* 83 (2016), S. 1055-1063.

- [87] *Amesöder, S.*: Wärmeleitende Kunststoffe – Eigenschaften, Verarbeitung, Anwendung. Erlangen, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, 2010.
- [88] *Boglea, A.*: Laser Transmission Welding of Thermoplastics Using Local Laser Beam Modulation. Rheinisch Westfälische Technische Hochschule. Shaker, Aachen, 2013.
- [89] *Majumdar, A.; Lecroe, B.; D'Alvise, L.*: Thermal analysis of Laser Transmission Welding of thermoplastics: indicators of weld seam quality. In: *Graf, T.; Vollertsen, F.; Overmeyer, L.* (Hrsg.): Lasers in Manufacturing - LIM2015. Wissenschaftliche Gesellschaft Lasertechnik e.V. elektronischer Tagungsband, München, 2015, siehe Datenträger.
- [90] *Liu, H.; Liu, W.; Meng, D. et al.*: Simulation and experimental study of laser transmission welding considering the influence of interfacial contact status. In: *Materials & Design* 92 (2016), S. 246-260.
- [91] *Schmailzl, A.; Geissler, B.; Maiwald, F. et al.*: Transformation of Weld Seam Geometry in Laser Transmission Welding by Using an Additional Integrated Thulium Fiber Laser. In: *Overmeyer, L.; Reisgen, U.; Ostendorf, A. et al.* (Hrsg.): Lasers in Manufacturing -LIM2017. Wissenschaftliche Gesellschaft Lasertechnik e.V. elektronischer Tagungsband, München, 2017, siehe Datenträger.
- [92] *Russek, U.A.*: Prozesstechnische Aspekte des Laserdurchstrahlschweißens von Thermoplasten. Aachen, Rheinisch Westfälische Technische Hochschule, Dissertation, 2006.
- [93] *Kreimeier, S.*: Thermische Simulation des Laserdurchstrahlschweißprozesses von teilkristallinen Thermoplasten. Aachen, Rheinisch Westfälische Technische Hochschule, Dissertation, 2017.
- [94] *Mayboudi, L.S.; Birk, A.M.; Zak, G. et al.*: Infrared observations and finite element modelling of a laser transmission welding process. In: *Journal of Laser Applications* 21 (2009), Heft 3, S. 111-118.
- [95] *Ilie, M.; Kneip, J.-C.; Matteï, S. et al.*: Laser beam scattering effects in non-absorbent inhomogenous polymers. In: *Optics and Lasers in Engineering* 45 (2007), Heft 3, S. 405-412.
- [96] *Ilie, M.; Kneip, J.-C.; Matteï, S. et al.*: Through-transmission laser welding of polymers – temperature field modeling and infrared investigation. In: *Infrared Physics & Technology* 51 (2007), S. 73-79.

- [97] *Wudy, K.; Greiner, S.; Zhao, M. et al.*: Selective laser beam melting of polymers – In situ and offline measurements for process adapted thermal characterization. *In: Procedia CIRP 74 (2018), S. 238-243.*
- [98] *Vanden Poel, G.; Istrate, D.; Mathot, V.*: Full-Temperature-Range Crystallization Rates of Polyamides by Fast Scanning Calorimetry as Key to Processing. *In: Schick, C.; Mathot, V. (Hrsg.): Fast scanning calorimetry. Springer International Publishing, Berlin, 2016, S. 611-633.*
- [99] *Dassow, J.W.A.*: Messung und Beschreibung der Querkontraktionszahl von teilkristallinen Thermoplasten als nichtlinearer viskoelastischer Materialkennwert. Aachen, Rheinisch Westfälische Technische Hochschule, Dissertation, 2017.
- [100] *Kunz, J.*: Die Querkontraktionszahl in der Konstruktionspraxis. *In: Kunststoffextra 2 (2011), Heft 6, S. 27-30.*

## Promotionsbezogene Publikationen (peer-reviewed)

- [P1] *Schmailzl, A.; Hierl, S.; Sieben, M. et al.*: Optimierung der Spanndruckverteilung beim Laserdurchstrahlschweißen komplexer Bauteile mittels FE-Berechnung. In: JOINING PLASTICS 7 (2013), Heft 1, S. 30-34.
- [P2] *Schmailzl, A.; Hierl, S.; Schmidt, M.*: Gap-bridging during quasi-simultaneous laser transmission welding. In: Physics Procedia 83 (2016), S. 1073-1082.
- [P3] *Schmailzl, A.; Quandt, B.; Schmidt, M. et al.*: In-Situ process monitoring during laser transmission welding of PA6-GF30. In: Procedia CIRP 74 (2018), S. 524-527.
- [P4] *Schmailzl, A.; Hüntelmann, S.; Loose, T. et al.*: Potentials of the ALE-Method for Modeling Plastics Welding Processes, in Particular for the Quasi-Simultaneous Laser Transmission Welding. In: *Sommitsch, C.; Enzinger, N.; Mayr, P.* (Hrsg.): Mathematical Modelling of Weld Phenomena 12. Verlag der Technischen Universität Graz, Graz, 2019, S. 965-975.
- [P5] *Käsbauer, J.; Schmailzl, A.; Weber, U. et al.*: Simulationsgestützte Evaluierung von Strahloszillationsmustern beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen. In: JOINING PLASTICS 13 (2019), Heft 2, S. 102-109.
- [P6] *Schmailzl, A.; Käsbauer, J.; Martan, J. et al.*: Measurement of core temperature through semi-transparent polyamide 6 using scanner-integrated pyrometer in laser welding. In: International Journal of Heat and Mass Transfer 146 (2020), S. 118814-118824.
- [P7] *Käsbauer, J.; Schmailzl, A.; Prehm, J. et al.*: Simulation of quasi-simultaneous laser transmission welding of plastics – Optimization of material parameters in broad temperature range. In: Procedia CIRP 94 (2020), S. 737-741.

## Promotionsbezogene, studentische Arbeiten

### 2014

- [S1] *Dostalek, M.*: Charakterisierung einer Laserversuchsanlage im Hinblick auf eine hydraulische Spanndruckregelung. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Bachelorarbeit, 2014.
- [S2] *Grägel, S.*: Entwicklung eines thermo-mechanischen Finite-Elemente-Modells des quasisimultanen Laser-Durchstrahlschweißens mittels adaptiver Macro-Dateien in ANSYS Classic. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Bachelorarbeit, 2014.
- [S3] *Preischl, A.*: Experimentelle Untersuchung des Einflusses einer sekundären Bestrahlung beim quasisimultanen Laserdurchstrahlschweißen. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Masterarbeit, 2014.
- [S4] *Hochgräfe, S.*: Simulation des strukturmechanischen Einflusses einer sekundären polychromatischen Strahlquelle beim Laserdurchstrahlschweißen. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Masterarbeit, 2014.

### 2015

- [S5] *Ehrismann, T.; Häusler, M.*: Pyrometerbasierte Temperaturmessung beim quasisimultanen Laserdurchstrahlschweißen. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Studienbericht im Modul Forschungs- und Entwicklungsprojekt (M-FEP), 2015.
- [S6] *Graupensperger, M.*: Experimentelle Voruntersuchung zum Laserdurchstrahlschweißen mit Temperaturmesstechnik und Spanndruckregelung. Regensburg, Studienbericht im Modul Forschungs- und Entwicklungsprojekt (M-FEP), 2015.
- [S7] *Müller, S.*: Aufbau eines thermo-mechanischen FEM-Prozessmodells zur Beschreibung des quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißens. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Studienbericht im Modul Forschungs- und Entwicklungsprojekt (M-FEP), 2015.

### 2016

- [S8] *Armbruster, D.*: Optical Design, Simulation and Verification of a pyrometer-based Temperature Measurement Technique for Integration into a 3D-Scanner. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Masterarbeit, 2016.

- [S9] *Dostalek, M.*: Konzeptionierung, Entwicklung und Inbetriebnahme eines für eine pyrometrische Temperaturmessung optimierten 3D-Scanners mit hochdynamischer Brennweitenadaption. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Masterarbeit, 2016.
- [S10] *Müller, S.*: Aufbau einer Prozesssimulation mit Fluid-Struktur-Kopplung zur Beschreibung des quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißens unter Berücksichtigung des Schmelze-Austriebs. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Masterarbeit, 2016.
- [S11] *Weber, U.*: Rechenzeitreduzierte Temperaturfeldberechnung des quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißens durch Reduktion des diskretisierten Rechenzeitbereichs. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Studienbericht im Modul Forschungs- und Entwicklungsprojekt (M-FEP), 2016.
- [S12] *Feuerecker, M.*: Theoretische Grundlagen und vorbereitende Maßnahmen zur Eigenspannungsmessung an lasergeschweißten Kunststoffen mittels inkrementeller Bohrlochmethode. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Studienbericht im Modul Forschungs- und Entwicklungsprojekt (M-FEP), 2016.
- 2017**
- [S13] *Eckl, J.*: Analyse und Optimierung des Strahlenganges für die pyrometrische Temperaturmessung beim Laser-Durchstrahlschweißen von Kunststoffen. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Bachelorarbeit, 2017.
- [S14] *Feuerecker, M.*: Realisierung eines Versuchsaufbaus und Bewertung eines Messsystems zur tiefenabhängigen Eigenspannungsbestimmung an Kunststoffen mittels inkrementeller Bohrlochmethode und Electronic Speckle Pattern Interferometry. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Masterarbeit, 2017.
- [S15] *Käsbauer, J.*: Untersuchung des Prozessablaufs beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen von Polyethylen und Polymethylmethacrylat mittels indirekt gekoppelter FEM-Prozesssimulation. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Bachelorarbeit, 2017.
- [S16] *Kühnel, A.*: Simulatorische Untersuchung des Einflusses temperaturabhängiger optischer Materialkennwerte auf die Schweißnahtge-

ometrie beim Laser-Durchstrahlschweißen mit zwei Laserstrahlquellen. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Bachelorarbeit, 2017.

- [S17] *Maiwald, F.*: Aufbau und Charakterisierung einer indirekt thermo-mechanisch gekoppelten FEM-Prozesssimulation für das quasi-simultane Laser-Durchstrahlschweißen. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Bachelorarbeit, 2017.
- [S18] *Quandt, B.*: Charakterisierung einer pyrometrischen Temperaturmesstechnik für das Laser-Durchstrahlschweißen von faserverstärkten Kunststoffen. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Bachelorarbeit, 2017.

## 2018

- [S19] *Hüntelmann, S.*: Entwicklung eines thermo-mechanisch gekoppelten Prozessmodells für das quasisimultane Laser-Durchstrahlschweißen. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Studienbericht im Modul Forschungs- und Entwicklungsprojekt (M-FEP), 2018.
- [S20] *Käsbauer, J.*: Simulative and Experimental Analysis of the Correlation between Process Sequence and Joint Strength in Quasi-Simultaneous Laser Transmission Welding. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Masterarbeit, 2018.
- [S21] *Maiwald, F.*: Absorber-free Laser Transmission Welding of Transparent Polymers using Substantial Beam Focusing and Adapted Intensity Distributions. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Masterarbeit, 2018.
- [S22] *Schröcker, K.*: Korrelation zwischen dem Grad an thermischer Schädigung und der Schweißnahtfestigkeit beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen von endlosfaserverstärktem Polyamid 6. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Masterarbeit, 2018.

## 2019

- [S23] *Quandt, B.*: Investigation of Temperature Course and Weld Seam Fatigue at Quasi-Simultaneous Laser Transmission Welding of Components made of Polyamide 6. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Masterarbeit, 2019.

- [S24] *Schäfer, M.*: Entwicklung von Messtechniken zur Bestimmung der Transmission und Absorption von Kunststoffen für das Laser-Durchstrahlschweißen. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Masterarbeit, 2019.
- [S25] *Englmaier, S.*: Qualifizierung einer pyrometrischen Temperaturüberwachung für das quasi-simultane Laser-Durchstrahlschweißen von Realbauteilen. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, Bachelorarbeit, 2019.
- [S26] *Fichtl, M.; Friebe, S.; Lehrer, T.; Pfeffer, A.*: Weiterentwicklung und Validierung bestehender FE-Prozesssimulationen zur Beschreibung laserbasierter Fertigungsprozesse. Regensburg, Ostbayerische Technische Hochschule, 2019.



## Reihenübersicht

Koordination der Reihe (Stand 2022):  
Geschäftsstelle Maschinenbau, Dr.-Ing. Oliver Kreis, [www.mb.fau.de/diss/](http://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:

<b>FAPS</b>	Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik
<b>FMT</b>	Lehrstuhl für Fertigungsmesstechnik
<b>KTmfk</b>	Lehrstuhl für Konstruktionstechnik
<b>LFT</b>	Lehrstuhl für Fertigungstechnologie
<b>LGT</b>	Lehrstuhl für Gießereitechnik
<b>LPT</b>	Lehrstuhl für Photonische Technologien
<b>REP</b>	Lehrstuhl für Ressourcen- und Energieeffiziente Produktionsmaschinen

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 Bruchverhal-  
tens 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 Schraub-  
technik  
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 Montage-  
feinplanung  
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<sub>2</sub>-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<sub>2</sub>-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-Laserstrahlbear-  
beitung 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 Kommuni-  
kationsverhaltens von Automatisierungs-  
geräten 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<sub>2</sub>-Hochleistungslaseranlage  
LFT, 175 Seiten, 70 Bilder, 17 Tab. 1993.  
ISBN 3-446-17532-6.

Band 34: Uwe Günzel  
Entwicklung und Einsatz eines Simula-  
tionsverfahrens 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 Bearbei-  
tungsabläufe 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 durchflußbestimmen-  
der 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  
Zweistrahlschmelztechnik  
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<sub>2</sub>-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 Programoptimierung  
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<sub>2</sub>-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 umformtech-  
nischen Prozessen  
LFT, 99 Seiten, 46 Bilder, 6 Tab. 1998.  
ISBN 3-87525-105-9.

Band 81: Stefan Schubert  
Regelung der Fokuslage beim Schweißen  
mit CO<sub>2</sub>-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<sub>2</sub>-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  
Oberflächenbildung und tribologische  
Eigenschaften excimerlaserstrahlbearbei-  
teter 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-  
Baelemente  
LFT, 147 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2000.  
ISBN 3-87525-131-8.

Band 100: Bernd Falk  
Simulationsbasierte  
Lebensdauer vorhersage 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 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 Integra-  
tion 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 Montage-  
systemen 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-Punkt-  
schweißen 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 Eißer  
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-Ent-  
wicklung 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  
Regelssysteme 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 Laserdurchstrahlsschweißen  
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 Al-  
loys 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 Kaltmassiv-  
umformwerkzeugen  
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 spritz-  
gegossener 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 wirk-  
medienbasierter 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 Aluminiumplatten  
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 wirkmedienba-  
sierte 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 Werkzeugle-  
bensdaueroptimierung und Präzisionsfer-  
tigung 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 makrome-  
chatronischen 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 Herstellungsver-  
fahren und erweiterte Qualitätssicherung  
von einsetzgerechten elektronischen Bau-  
gruppen  
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 Innenhoch-  
druck-Umformung von flächigen Halb-  
zeugen 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 Zuverlässigkeitsuntersu-  
chungen, Prüfabläufen und Nacharbeits-  
prozessen in der Elektronikproduktion  
FAPS, 162 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2009.  
ISBN 978-3-87525-290-3.

Band 204: Simon Dietrich  
Sensoriken zur Schwerpunktslagebestim-  
mung der optischen Prozessemissionen  
beim Laserstrahl-tiefschweißen  
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  
Laserdurchstrahlenschweißen  
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 Laserdurchstrahl-  
schweißen 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 Größeneffek-  
ten 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  
Betaung im Automobil  
FAPS, 165 Seiten, 93 Bilder, 14 Tab. 2010.  
ISBN 978-3-87525-309-2.

Band 216: Florian Schüller  
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 Werkzeuoberflächen  
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 Stahlblechwerk-  
stoffen - Umformverhalten und Grenzen  
der Biegebarkeit  
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 Entwick-  
lung 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 Elektrofahr-  
zeugen  
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 Karosseriebau-  
teile 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 Prozess  
simulation von Biegeumform- und Falz-  
verfahren  
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 Mischverbin-  
dungen 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 Validie-  
rung 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  
Laserstrahliefischweißprozesses durch  
Detektion der Metaldampffackelposition  
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 An-  
lagenengineerings  
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 Ver-  
suchs- und Auswertetechniken für die Be-  
stimmung von Grenzformänderungskur-  
ven  
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 Alumi-  
niumlegierungen unter Anwendung einer  
zwischen geschalteten 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 Zöllner

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 energieflexiblen 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 Unternehmenscontrol-  
lings 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 Kahrmanidis  
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 Werkerinformations-  
systeme 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 unterstütz-  
ten Fertigungskette zur Herstellung  
umgeformter Bauteile aus der härtesten  
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 Vipave  
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 Stahlble-  
che  
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 Unter-  
suchung 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 Blechmas-  
sivumformung  
LFT, x u. 165 Seiten, 96 Bilder, 13 Tab.  
2019. ISBN 978-3-96147-168-3.

Band 318: Philipp Hildenbrand  
Entwicklung einer Methodik zur Herstel-  
lung 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 Ein-  
fluss fertigungsbedingter Eigenschaften  
auf die Ermüdungsfestigkeit kaltmassiv-  
umgeformter 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 Tiefzieh-  
prozesse durch maßgeschneiderte Werk-  
zeugoberflächen  
LFT, x u. 187 Seiten, 68 Bilder, 13 Tab.  
2019. ISBN 978-3-96147-196-6.

Band 324: Susan Zöllner  
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 Gnihl  
Modellbasierte Prozesskettenabbildung rührreibgeschweißter Aluminiumhalbzeuge zur umformtechnischen Herstellung höchstfester Leichtbau-struktureile  
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 laserdirekt-  
strukturierter 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 Prozess-  
überwachung auf Basis sozio-cyber-physi-  
scher 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 Herstel-  
lung 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 schräg-  
verzahnten 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 Aluminiumblech-  
bauteile 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 Auftei-  
lung von Prozessbewegungen in syn-  
chrone Werkstück- und Werkzeugbewe-  
gungen 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 Bau-  
elemente  
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. 154 Seiten, 67 Bilder.  
2020. ISBN 978-3-96147-326-7.

Band 348: Matthias Ehlert  
Simulationsunterstützte funktionale Grenzlagenabsicherung  
KTmfk, xvi u. 300 Seiten, 101 Bilder, 73 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-328-1.

Band 349: Thomas Sander  
Ein Beitrag zur Charakterisierung und Auslegung des Verbundes von Kunststoffsubstraten mit harten Dünnschichten  
KTmfk, xiv u. 178 Seiten, 88 Bilder, 21 Tab.  
2020. ISBN 978-3-96147-330-4.

Band 350: Florian Pilz  
Fließpressen von Verzahnungselementen an Blechen  
LFT, x u. 170 Seiten, 103 Bilder, 4 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-332-8.

Band 351: Sebastian Josef Katona  
Evaluation und Aufbereitung von Produktsimulationen mittels abweichungsbehafteter Geometriemodelle  
KTmfk, ix u. 147 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab.  
2020. ISBN 978-3-96147-336-6.

Band 352: Jürgen Herrmann  
Kumulatives Walzplattieren. Bewertung der Umformeigenschaften mehrlagiger Blechwerkstoffe der ausscheidungshärtbaren Legierung AA6014  
LFT, x u. 157 Seiten, 64 Bilder, 5 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-344-1.

Band 353: Christof Küstner  
Assistenzsystem zur Unterstützung der datengetriebenen Produktentwicklung  
KTmfk, xii u. 219 Seiten, 63 Bilder, 14 Tab.  
2020. ISBN 978-3-96147-348-9.

Band 354: Tobias Gläßel  
Prozessketten zum Laserstrahlschweißen von flachleiterbasierten Formspulenwicklungen für automobiler Traktionsantriebe  
FAPS, xiv u. 206 Seiten, 89 Bilder, 11 Tab.  
2020. ISBN 978-3-96147-356-4.

Band 355: Andreas Meinel  
Experimentelle Untersuchung der Auswirkungen von Axialschwingungen auf Reibung und Verschleiß in Zylinderrollenlagern  
KTmfk, xii u. 162 Seiten, 56 Bilder, 7 Tab.  
2020. ISBN 978-3-96147-358-8.

Band 356: Hannah Riedle  
Haptische, generische Modelle weicher anatomischer Strukturen für die chirurgische Simulation  
FAPS, xxx u. 179 Seiten, 82 Bilder, 35 Tab.  
2020. ISBN 978-3-96147-367-0.

Band 357: Maximilian Landgraf  
Leistungselektronik für den Einsatz dielektrischer Elastomere in aktorischen, sensorischen und integrierten sensomotorischen Systemen  
FAPS, xxiii u. 166 Seiten, 71 Bilder, 10 Tab.  
2020. ISBN 978-3-96147-380-9.

Band 358: Alireza Esfandyari  
Multi-Objective Process Optimization  
for Overpressure Reflow Soldering in Elec-  
tronics Production  
FAPS, xviii u. 175 Seiten, 57 Bilder, 23 Tab.  
2020. ISBN 978-3-96147-382-3.

Band 359: Christian Sand  
Prozessübergreifende Analyse komplexer  
Montageprozessketten mittels  
Data Mining  
FAPS, XV u. 168 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-398-4.

Band 360: Ralf Merkl  
Closed-Loop Control of a Storage-Sup-  
ported Hybrid Compensation System for  
Improving the Power Quality in Medium  
Voltage Networks  
FAPS, xxvii u. 200 Seiten, 102 Bilder, 2 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-402-8.

Band 361: Thomas Reitberger  
Additive Fertigung polymerer optischer  
Wellenleiter im Aerosol-Jet-Verfahren  
FAPS, xix u. 141 Seiten, 65 Bilder, 11 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-400-4.

Band 362: Marius Christian Fechter  
Modellierung von Vorentwürfen in der  
virtuellen Realität mit natürlicher  
Fingerinteraktion  
KTmfk, x u. 188 Seiten, 67 Bilder, 19 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-404-2.

Band 363: Franziska Neubauer  
Oberflächenmodifizierung und Entwick-  
lung einer Auswertemethodik zur Ver-  
schleißcharakterisierung im Presshär-  
teprozess  
LFT, ix u. 177 Seiten, 42 Bilder, 6 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-406-6.

Band 364: Eike Wolfram Schäffer  
Web- und wissensbasierter Engineering-  
Konfigurator für roboterzentrierte Auto-  
matisierungslösungen  
FAPS, xxiv u. 195 Seiten, 108 Bilder, 25 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-410-3.

Band 365: Daniel Gross  
Untersuchungen zur kohlenstoffdioxidba-  
sierten kryogenen Minimalmengen-  
schmierung  
REP, xii u. 184 Seiten, 56 Bilder, 18 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-412-7.

Band 366: Daniel Junker  
Qualifizierung laser-additiv gefertigter  
Komponenten für den Einsatz im Werk-  
zeugaufbau der Massivumformung  
LFT, vii u. 142 Seiten, 62 Bilder, 5 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-416-5.

Band 367: Tallal Javied  
Totally Integrated Ecology Management  
for Resource Efficient and Eco-Friendly  
Production  
FAPS, xv u. 160 Seiten, 60 Bilder, 13 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-418-9.

Band 368: David Marco Hochrein  
Wälzlager im Beschleunigungsfeld – Eine  
Analysestrategie zur Bestimmung des Rei-  
bungs-, Axialschub- und Temperaturver-  
haltens von Nadelkränzen –  
KTmfk, xiii u. 279 Seiten, 108 Bilder,  
39 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-420-2.

Band 369: Daniel Gräf  
Funktionalisierung technischer Oberflä-  
chen mittels prozessüberwachter aerosol-  
basierter Drucktechnologie  
FAPS, xxii u. 175 Seiten, 97 Bilder, 6 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-433-2.

Band 370: Andreas Gröschl  
Hochfrequent fokusabstandsmodulierte  
Konfokalsensoren für die Nanokoordina-  
tenmesstechnik  
FMT, x u. 144 Seiten, 98 Bilder, 6 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-435-6.

Band 371: Johann Tüchsen  
Konzeption, Entwicklung und  
Einführung des Assistenzsystems D-DAS  
für die Produktentwicklung elektrischer  
Motoren  
KTmfk, xii u. 178 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-437-0.

Band 372: Max Marian  
Numerische Auslegung von Oberflächen-  
mikrostrukturen für geschmierte tribologi-  
sche Kontakte  
KTmfk, xviii u. 276 Seiten, 85 Bilder, 45  
Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-439-4.

Band 373: Johannes Strauß  
Die akustooptische Strahlformung in der  
Lasermaterialbearbeitung  
LPT, xvi u. 113 Seiten, 48 Bilder.  
2021. ISBN 978-3-96147-441-7.

Band 374: Martin Hohmann  
Machine learning and hyper spectral im-  
aging: Multi Spectral Endoscopy in the  
Gastro Intestinal Tract towards Hyper  
Spectral Endoscopy  
LPT, x u. 137 Seiten, 62 Bilder, 29 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-445-5.

Band 375: Timo Kordaß  
Lasergestütztes Verfahren zur selektiven  
Metallisierung von epoxidharzbasierten  
Duromeren zur Steigerung der Integrati-  
onsdichte für dreidimensionale mecha-  
tronische Package-Baugruppen  
FAPS, xviii u. 198 Seiten, 92 Bilder,  
24 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-443-1.

Band 376: Philipp Kestel  
Assistenzsystem für den wissensbasierten  
Aufbau konstruktionsbegleitender Finite-  
Elemente-Analysen  
KTmfk, xviii u. 209 Seiten, 57 Bilder,  
17 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-457-8.

Band 377: Martin Lerchen  
Messverfahren für die pulverbettbasierte  
additive Fertigung zur Sicherstellung der  
Konformität mit geometrischen Pro-  
duktspezifikationen  
FMT, x u. 150 Seiten, 60 Bilder, 9 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-463-9.

Band 378: Michael Schneider  
Inline-Prüfung der Permeabilität in  
weichmagnetischen Komponenten  
FAPS, xxii u. 189 Seiten, 79 Bilder, 14 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-465-3.

Band 379: Tobias Sprügel  
Sphärische Detektorflächen als Unterstüt-  
zung der Produktentwicklung zur Daten-  
analyse im Rahmen des Digital  
Engineering  
KTmfk, xiii u. 213 Seiten, 84 Bilder, 33 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-475-2.

Band 380: Tom Häfner

Multipulseffekte beim Mikro-Materialabtrag von Stahllegierungen mit Pikosekunden-Laserpulsen  
LPT, xxviii u. 159 Seiten, 57 Bilder, 13 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-479-0.

Band 381: Björn Heling

Einsatz und Validierung virtueller Absicherungsmethoden für abweichungs-behaftete Mechanismen im Kontext des Robust Design  
KTmfk, xi u. 169 Seiten, 63 Bilder, 27 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-487-5.

Band 382: Tobias Kolb

Laserstrahl-Schmelzen von Metallen mit einer Serienanlage – Prozesscharakterisierung und Erweiterung eines Überwachungssystems  
LPT, xv u. 170 Seiten, 128 Bilder, 16 Tab.  
2021. ISBN 978-3-96147-491-2.

Band 383: Mario Meinhardt

Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen - Umformtechnische Wirkzusammenhänge zur Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit  
LFT, xii u. 189 Seiten, 87 Bilder, 4 Tab.  
2022. ISBN 978-3-96147-473-8.

Band 384: Felix Bauer

Ein Beitrag zur digitalen Auslegung von Fügeprozessen im Karosseriebau mit Fokus auf das Remote-Laserstrahlschweißen unter Einsatz flexibler Spanntechnik  
LFT, xi u. 185 Seiten, 74 Bilder, 12 Tab.  
2022. ISBN 978-3-96147-498-1.

Band 385: Jochen Zeitler

Konzeption eines rechnergestützten Konstruktionssystems für optomechatronische Baugruppen  
FAPS, xix u. 172 Seiten, 88 Bilder, 11 Tab.  
2022. ISBN 978-3-96147-499-8.

Band 386: Vincent Mann

Einfluss von Strahloszillation auf das Laserstrahlschweißen hochfester Stähle  
LPT, xiii u. 172 Seiten, 103 Bilder, 18 Tab.  
2022. ISBN 978-3-96147-503-2.

Band 387: Chen Chen

Skin-equivalent opto-/elastofluidic in-vitro microphysiological vascular models for translational studies of optical biopsies  
LPT, xx u. 126 Seiten, 60 Bilder, 10 Tab.  
2022. ISBN 978-3-96147-505-6.

Band 388: Stefan Stein

Laser drop on demand joining as bonding method for electronics assembly and packaging with high thermal requirements  
LPT, x u. 112 Seiten, 54 Bilder, 10 Tab. 2022.  
ISBN 978-3-96147-507-0

Band 389: Nikolaus Urban

Untersuchung des Laserstrahlschmelzens von Neodym-Eisen-Bor zur additiven Herstellung von Permanentmagneten  
FAPS, x u. 174 Seiten, 88 Bilder, 18 Tab.  
2022. ISBN: 978-3-96147-501-8.

Band 390: Yiting Wu

Großflächige Topographiemessungen mit einem Weißlichtinterferenzmikroskop und einem metrologischen Rasterkraftmikroskop  
FMT, xii u. 142 Seiten, 68 Bilder, 11 Tab.  
2022. ISBN: 978-3-96147-513-1.

Band 391: Thomas Papke

Untersuchungen zur Umformbarkeit hybrider Bauteile aus Blechgrundkörper und additiv gefertigter Struktur  
LFT, xii u. 194 Seiten, 71 Bilder, 16 Tab.  
2022. ISBN 978-3-96147-515-5.

Band 392: Bastian Zimmermann  
Einfluss des Vormaterials auf die mehrstufige Kaltumformung vom Draht  
LFT, xi u. 182 Seiten, 36 Bilder, 6 Tab.  
2022. ISBN 978-3-96147-519-3.

Band 393: Harald Völk  
Ein simulationsbasierter Ansatz zur Auslegung additiv gefertigter FLM-Faserverbundstrukturen  
KTmfk, xx u. 204 Seiten, 95 Bilder, 22 Tab.  
2022. ISBN 978-3-96147-523-0.

Band 394: Robert Schulte  
Auslegung und Anwendung prozessangepasster Halbzeuge für Verfahren der Blechmassivumformung  
LFT, x u. 163 Seiten, 93 Bilder, 5 Tab.  
2022. ISBN 978-3-96147-525-4.

Band 395: Philipp Frey  
Umformtechnische Strukturierung metallischer Einleger im Folgeverbund für mediendichte Kunststoff-Metall-Hybridbauteile  
LFT, ix u. 180 Seiten, 83 Bilder, 7 Tab.  
2022. ISBN 978-3-96147-534-6.

Band 396: Thomas Johann Luft  
Komplexitätsmanagement in der Produktentwicklung - Holistische Modellierung, Analyse, Visualisierung und Bewertung komplexer Systeme  
KTmfk, xiii u. 510 Seiten, 166 Bilder, 16 Tab. 2022. ISBN 978-3-96147-540-7.

Band 397: Li Wang  
Evaluierung der Einsetzbarkeit des lasergestützten Verfahrens zur selektiven Metallisierung für die Verbesserung passiver Intermodulation in Hochfrequenzanwendungen  
FAPS, xxii u. 151 Seiten, 72 Bilder, 22 Tab.  
2022. ISBN 978-3-96147-542-1.

Band 398: Sebastian Reitelshöfer  
Der Aerosol-Jet-Druck Dielektrischer Elastomere als additives Fertigungsverfahren für elastische mechatronische Komponenten  
FAPS, xxv u. 206 Seiten, 87 Bilder, 13 Tab.  
2022. ISBN 978-3-96147-547-6.

Band 399: Alexander Meyer  
Selektive Magnetmontage zur Verringerung des Rastmomentes permanenterregter Synchronmotoren  
FAPS, xv u. 164 Seiten, 90 Bilder, 18 Tab.  
2022. ISBN 978-3-96147-555-1.

Band 400: Rong Zhao  
Design verschleißreduzierender amorpher Kohlenstoffschichtsysteme für trockene tribologische Gleitkontakte  
KTmfk, x u. 148 Seiten, 69 Bilder, 14 Tab.  
2022. ISBN 978-3-96147-557-5.

Band 401: Christian P. J. Schwarzer  
Kupfersintern als Fügetechnologie für Leistungselektronik  
FAPS, xxvii u. 234 Seiten, 125 Bilder, 24 Tab. 2022. ISBN 978-3-96147-566-7.

Band 402: Alexander Horn

Grundlegende Untersuchungen zur Gradierung der mechanischen Eigenschaften pressgehärteter Bauteile durch eine örtlich begrenzte Aufkohlung

LFT, xii u. 204 Seiten, 58 Bilder, 6 Tab.

2022. ISBN 978-3-96147-568-1.

Band 403: Artur Klos

Werkstoff- und umformtechnische Bewertung von hochfesten Aluminiumblechwerkstoffen für den Karosseriebau

LFT, x u. 192 Seiten, 73 Bilder, 12 Tab.

2022. ISBN 978-3-96147-572-8.

Band 404: Harald Schmid

Ganzheitliche Erarbeitung eines Prozessverständnisses von Tiefziehprozessen mit Ziehsicken auf Basis mechanischer und tribologischer Analysen

LFT, xiii u. 211 Seiten, 78 Bilder, 5 Tab.

2022. ISBN 978-3-96147-577-3.

Band 405: Johannes Henneberg

Blechmassivumformung von Funktionsbauteilen aus Bandmaterial

LFT, viii u. 176 Seiten, 101 Bilder, 2 Tab.

2022. ISBN 978-3-96147-579-7.

Band 406: Anton Schmailzl

Festigkeits- und zeitoptimierte Prozessführung beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen

LPT, xiii u. 157 Seiten, 84 Bilder, 7 Tab.

2022. ISBN 978-3-96147-583-4.

## Abstract

The demand on thermoplastic components for lightweight constructions is continuously rising in the automotive as well as in the aerospace industry. The quasi-simultaneous laser transmission welding is an established joining technique in industry, but so far, it is usually not used for high strength applications as well as for safety-relevant components. This is caused by the lack of process understanding in case of producing high strength joints. Especially the temperature in the joining zone is a crucial process characteristic. Up to now, it was not measured in the needed precision.

The quasi-simultaneous laser transmission welding of polyamide 6, especially the correlation between process characteristics and the joint strength is analyzed in this work. Therefore, a 3D-scanner with integrated pyrometer was realized and calibrated for the measurement task. It is shown, that the detected heat radiation is mainly coming from the core of the weld seam. The core temperature in the quasi-stationary process state is in direct correlation with the joint strength. The core temperature represents the mobility of the macromolecules in the polymer. An increased mobility leads to a better diffusion, relaxation or retardation of the macromolecules across the joining interface.

A process window is defined on basis of the core temperature. The process setting which leads to a high joint strength as well as to the shortest irradiation time is found on the upper corner of the process window. The temperature can be measured with the needed precision by using the herein shown 3D-scanner with integrated pyrometer as well as by using the developed numerical process model. In conclusion, these tools for process diagnostics and the results of this work are useful for the production of welds with high joint strength and short welding times.

Mit Blick auf Leichtbauanwendungen ist der Bedarf an thermoplastischen Strukturbauteilen sowohl in der Automobil- als auch in der Luftfahrtindustrie in den letzten Jahren deutlich angestiegen. Das quasi-simultane Laser-Durchstrahlschweißen ist ein etabliertes Kunststoffschweißverfahren, welches jedoch zur Herstellung von tragenden und sicherheitsrelevanten Bauteilen bislang kaum in Betracht gezogen wird. In der vorliegenden Arbeit wird die Korrelation zwischen dem Prozessablauf und der Schweißnahtfestigkeit beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen von Polyamid 6 (Ultramid B3s) erstmalig untersucht. Zur Prozessanalyse wird ein 3D-Scanner mit integriertem Pyrometer realisiert und für die Messaufgabe kalibriert. Es wird gezeigt, dass die detektierte Wärmestrahlung dem Kern der Schweißnaht zuzuordnen ist. Die Kerntemperatur in der quasi-stationären Prozessphase steht in direkter Korrelation mit der Schweißnahtfestigkeit. Mit steigender Kerntemperatur bzw. Molekülbeweglichkeit erhöht sich die Wahrscheinlichkeit der Bildung von Molekül-Verschlaufungen in der Fügeebene. Zur Ermittlung der Kerntemperatur ist sowohl die in dieser Arbeit entwickelte Temperaturmesstechnik als auch die realisierte numerische Prozesssimulation nutzbar. Die Erkenntnisse in dieser Arbeit sind für eine festigkeits- und zeitoptimierten Prozessführung des quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißens nutzbar.

