

Physikalische Grundlagen der Multistrahelbelichtung beim selektiven Laserschmelzen

zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Naturwissenschaften (Dr. rer. nat.)
vorgelegte Dissertation

von

Marcel Slodczyk, M.Sc.
aus Kempen, Deutschland

Universität Bremen
Airbus Stiftungsprofessur für Integrative Simulation und
Engineering von Materialien und Prozessen

Erstgutachter: Prof. Dr.-Ing. V. Ploshikhin
Zweitgutachter: Prof. Dr. rer. nat. R. Bergmann

Tag des Promotionskolloquiums: 24.02.2022

Selbstständigkeitserklärung

Ich versichere hiermit, dass die vorliegende Dissertation *Physikalische Grundlagen der Multistrahlbelichtung beim selektiven Laserschmelzen* selbstständig angefertigt und keine anderen Hilfsmittel benutzt wurden als angegeben. Folgende Personen haben in der jeweils beschriebenen Weise unterstützt:

- Jens Schmiemann hat im Rahmen seiner Masterarbeit [122] mit der Versuchsdurchführung und Messung der Schmelzbadgeometrien in Abs. 5.4 unterstützt.
- Thomas Bareth hat im Rahmen seiner Masterarbeit [4] mit der Programmierung der Spritzeranalyse in Abs. 4.4.1 sowie der Versuchsdurchführung und Messung in Abs. 5.6.2 und Abs. 6.2 unterstützt.

An der Erstellung dieser Arbeit waren keine weiteren Personen beteiligt.

Ort, Datum

Marcel Slodczyk

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Zeit als PhD Student bei der Robert Bosch GmbH in der Abteilung für die Lasermaterialbearbeitung in Renningen. Besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Vasily Ploshikhin für die wertvolle Betreuung dieser wissenschaftlichen Arbeit und dem regelmäßigen fachlichen Austausch.

Außerdem möchte ich mich ganz besonders bei Herrn Prof. Dr. rer. nat. Ralf Bergmann für die Übernahme des Koreferates bedanken.

Mein großer Dank gilt meinen Kolleg*innen bei der Robert Bosch GmbH. Ich danke Dr. Alexander Ilin, der mich in den letzten Jahren betreut und geleitet hat, und Dr. Thomas Kiedrowski, der meine Arbeit durch seine Unterstützung geprägt hat. Ich danke meinen Gruppenleitern Dr. Heiko Ridderbusch und Dr. Reiner Ramsayer, die mich mit all ihren Mitteln unterstützt haben. Ich danke Dr. Dmitriy Mikhaylov für die zahlreichen Diskussionen und die Einführung in die Welt der Strahlformung. Besonderer Dank gilt auch Prof. Dr. Lukas Löber für die produktiven Diskussionen im Bereich des selektiven Laserschmelzens.

Darüber hinaus habe ich wertvolle Unterstützung durch Studenten bekommen. Hier möchte ich mich besonders bei Jens Schmiemann und bei Thomas Bareth bedanken, die mich in der Forschung tatkräftig unterstützt haben.

Schließlich gilt mein Dank meiner Familie. Ich danke meinen Eltern und meiner Schwester für das Verständnis und die Unterstützung in dieser Zeit. Insbesondere danke ich meiner Freundin Larissa für ihre Zusprache, Unterstützung und andauernde Geduld mit mir.

Hinweis

Hinweis: In dieser Version wurden gegenüber der eingereichten Fassung folgende Korrekturen vorgenommen:

- Titelblatt: Schreibfehler korrigiert und Geburtsdatum entfernt
- S. 77, Abb. 5.28: Beschriftungsfehler korrigiert
- S. 96: Referenz zu Abb. 6.6 angepasst
- S. 97, Abb. 6.6: Beschriftungsfehler korrigiert

Abstract

Physical basics of multi-beam exposure in selective laser melting

In *selective laser melting*, physically based limitations restrict the selectable process parameters in conventional single-beam exposure and prevent a further increase in productivity. The application of multi-beam exposure enables flexible power input due to its high degree of freedom and is a promising alternative to single-beam exposure. Understanding the physical principles of multi-beam exposure in selective laser melting is necessary for extending the process limitations towards higher build rates.

To shift process limitations, an experimental and simulative process environment has been developed to investigate multi-beam processing in selective laser melting. Due to the flexible power input by multi-beam processing, the previous process limitations become invalid. An analytical model was used to determine the optimal laser beam distribution based on thermal conduction, so that a wide and shallow melt pool is generated. The developed analytical model has been successfully used for process design. The model shows that the laser beams have to be arranged perpendicular to the scan direction at a parameter-dependent distance from each other to achieve a stable process with a high productivity level.

In the experimental investigations, different strategies of multi-beam exposure were examined to increase the theoretical build-up rate. In addition, cuboid specimens were generated with single- and multi-beam exposure and evaluated for their density and surface properties. Based on the specimens, it has been proven that high density components can be generated using multi-beam exposure. In addition, the experimental environment has shown that the limitations of single-beam exposure are overcome under stable process conditions and higher build-up rates. Also process control with wide melt pools was evaluated based on spatter development. Using a coaxial process monitoring system, it is shown that multi-beam exposure enables less spatter generation and higher process stability.

This work shows the physical interactions of multi-beam exposure, which overcome limitations in parameter selection. By generating wide and shallow melt pools, higher energy inputs are applicable, so that an increase in build-up rate under stable process conditions is achieved.

Kurzbeschreibung

Physikalisch bedingte Limitierungen schränken im *selektiven Laserschmelzen* die wählbaren Prozessparameter bei der konventionellen Einzelstrahlbelichtung ein und verhindern eine weitere Erhöhung der Produktivität. Die Anwendung der Multistrahelbelichtung ermöglicht durch ihren hohen Freiheitsgrad einen flexiblen Leistungseintrag und stellt so eine vielversprechende Alternative zur Einzelstrahlbelichtung dar. Das Verständnis der physikalischen Grundlagen der Multistrahelbelichtung beim selektiven Laserschmelzen ist für die Erweiterung der Prozessgrenzen in Richtung höherer Bau-raten notwendig.

Es wurde eine experimentelle und simulative Prozessumgebung entwickelt, die die Untersuchung der Multistrahelbelichtung im selektiven Laserschmelzen ermöglicht. Durch den flexiblen Leistungseintrag mit mehreren Laserstrahlen verlieren die bisherigen Prozesslimitierungen an Gültigkeit. Mit einem analytischen Temperaturmodell wurde die optimale Laserstrahlverteilung auf Basis der Wärmeleitung ermittelt, sodass generierte Schmelzbäder eine breite und flache Kontur aufweisen. Das entwickelte analytische Modell wurde erfolgreich zum Aufbau des grundlegenden Prozessverständnisses verwendet. So zeigen Modell und Experiment, dass die Laserstrahlen senkrecht zur Scanrichtung in einem parameterabhängigen Abstand zueinander anzuordnen sind, um einen stabilen Prozess mit hohem Produktivitätslevel zu erreichen.

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wurden unterschiedliche Strategien der Multistrahelbelichtung auf ihren Einfluss auf die Schmelzbadbildung untersucht. Darüber hinaus wurden quaderförmige Probekörper mit der Einzel- und Multistrahelbelichtung generiert und auf ihre Produktivität, Dichte und Oberflächenbeschaffenheit hin bewertet. Mit einem koaxialen Prozessüberwachungssystem konnte darüber hinaus gezeigt werden, dass durch die Multistrahelbelichtung weniger Spritzer entstehen und eine höhere Prozessstabilität vorliegt. Anhand der Untersuchungen wird belegt, dass mit der Multistrahelbelichtung Bauteile hoher Dichte und erhöhter Produktivität aufgebaut werden können. Darüber hinaus wurde mit der experimentellen Prozessumgebung gezeigt, dass die Limitierungen der Einzelstrahlbelichtung bei stabilen Prozessbedingungen überwunden werden.

Diese Arbeit zeigt die physikalischen Wechselwirkungen der Multistrahelbelichtung auf, mit der bisherige Limitierungen in der Parameterwahl überwunden werden. Durch die Generierung breiter und flacher Schmelzbäder sind höhere Energieeinträge möglich, sodass eine Aufbauratensteigerung unter stabilen Prozessbedingungen realisiert wird.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Theoretische Grundlagen	5
2.1	Selektives Laserschmelzen	5
2.1.1	Funktionsweise	5
2.1.2	Produktivität	7
2.1.3	Einflussfaktoren	7
2.2	Laser-Material Wechselwirkungen beim selektiven Laserschmelzen . . .	10
2.2.1	Prozess bei höherer Laserleistung	10
2.2.2	Prozess bei höheren Scangeschwindigkeiten	12
2.2.3	Materielle Prozessausstöße	16
2.2.4	Bauteildefekte	18
2.3	Verfügbare Ansätze zur Prozessoptimierung	20
2.3.1	Strahlmodulation	20
2.3.2	Simulative Ansätze für das selektive Laserschmelzen	24
2.3.3	Prozessüberwachung	28
2.4	Optische Grundlagen zur Strahlmodulation	29
2.4.1	Beugungseffekte	29
2.4.2	Fourieroptik	32
2.4.3	Auslegung diffraktiver Optiken	34
3	Zielsetzung der Arbeit	37
4	Experimentelle Prozessumgebung	39
4.1	Laserstrahlführung	39
4.2	Mechanischer Aufbau	42
4.3	Monitoring Aufbau	43
4.4	Prozessanalyse	44
4.4.1	Auswertung der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen	45
4.4.2	Mikrostrukturelle Analyse	46
4.4.3	Oberflächenmessung	47
4.4.4	Dichtemessung	47

5	Theoretische und experimentelle Ermittlung optimierter Leistungsverteilungen	49
5.1	Experimentelle Voruntersuchung an Einzelspuren mit einem Laserstrahl	49
5.2	Theoretische Ermittlung der optimalen Leistungsverteilung	53
5.2.1	Betrachtung der Aufbaurate bei freier Schmelzbadmodulation	53
5.2.2	Analytische Temperaturmodellierung der Multistrahlbelichtung	55
5.3	Effizienzsteigerung durch Strahlteilung	64
5.4	Experimentelle Analyse der Schmelzbadentwicklung bei variabler Strahlanordnung	66
5.4.1	Einfluss der Multistrahlbelichtung auf das Schmelzbadverhalten bei Einzelspuren	66
5.4.2	Validierung des physikalischen Modells	70
5.4.3	Einfluss des lateralen Strahlabstandes	72
5.4.4	Einfluss der Leistungsverteilung	75
5.4.5	Applikation zweidimensionaler Strahlteilung	76
5.5	Zwischenfazit zur optimierten Leistungsverteilung bei Einzelspuren	78
5.6	Generierung dreidimensionaler Körper mit Multistrahlbelichtung	79
5.6.1	Oberflächenbeschaffenheit	79
5.6.2	Dichte	83
5.6.3	Anwendung der Strahlmodulation zur Aufbauratensteigerung	86
5.6.4	Effizienzsteigerung bei der Bauteilgenerierung	87
5.7	Zusammenfassung der Ermittlung optimierter Leistungsverteilungen	89
6	Einfluss der Multistrahlbelichtung auf die Spritzerentstehung	91
6.1	Analyse der Spritzerentstehung bei der Einzelstrahlbelichtung	91
6.2	Einfluss der Multistrahlbelichtung auf die Spritzerentstehung	95
6.2.1	Qualitative Spritzeranalyse	95
6.2.2	Quantitative Spritzeranalyse	97
6.3	Zusammenfassung der Ergebnisse der Spritzeranalyse	105
7	Zusammenfassung und Ausblick	107
7.1	Zusammenfassung	107
7.2	Ausblick	109
	Literaturverzeichnis	111
	Anhang	125
A	Ergänzende Tabellen	125
A.1	Metallographische Präparation der 1.4404-Strahlproben	125
A.2	Verwendete Parameter zur Ermittlung der Schwelle zur Kapillarbildung	126

A.3	Variation der Scangeschwindigkeit zur simulativen Ermittlung des maximalen Strahlabstandes als Funktion der äquivalenten Schmelzbadbreite	127
A.4	Variation der Laserleistung zur simulativen Ermittlung des maximalen Strahlabstandes als Funktion der äquivalenten Schmelzbadbreite	128
A.5	Experimentelle und simulative Bestimmung der maximalen Aufbaurrate bei Anstieg des Strahlabstandes	129
A.6	Ergänzende Daten der gewählten Strahlabstände zur Erhöhung der thermischen Effizienz	130
B	Ergänzende Abbildungen	131
B.1	Messung der Strömungsgeschwindigkeit	131
B.2	Geätzter Querschliff generierter Quader	132

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1.1	Darstellung der Prozessgrenzen	2
Abb. 1.2	Gliederung der Arbeit	3
Abb. 2.1	Schematische Darstellung einer Prozessumgebung für SLM	5
Abb. 2.2	Schematische Darstellung der Betrachtungsebenen beim SLM	8
Abb. 2.3	Schematische Darstellung von verschachtelten Belichtungsstrategien	9
Abb. 2.4	Energieeinkopplung bei unterschiedlichen Prozessbedingungen	11
Abb. 2.5	Vergleich der Lasereinkoppelgrade beim Laserschweißen und SLM	12
Abb. 2.6	Darstellung des Rückstoßdrucks	13
Abb. 2.7	Darstellung der Marangoni Strömung	14
Abb. 2.8	Benetzungsverhalten als Ursache für Balling	15
Abb. 2.9	Einfluss der Schmelzbadgeometrie auf Instabilitäten	15
Abb. 2.10	Schematische Darstellung der Spritzerentstehung	17
Abb. 2.11	Ursachen hoher Porosität	19
Abb. 2.12	Schematische Darstellung von Multistrahelbelichtungen	21
Abb. 2.13	Schematische Darstellung von geformter Laserstrahlung	23
Abb. 2.14	Grundlagen des Fresnel-Kirchhoff'schen Beugungsintegrals	30
Abb. 2.15	Fresnel- und Fraunhoferbeugung an einem Spalt	31
Abb. 2.16	Fourieroptik an einem 2f-Aufbau	33
Abb. 2.17	Optischer Aufbau mit 4f-Anordnung zur optischen Filterung	33
Abb. 2.18	Schematische Darstellung des IFTA	34
Abb. 4.1	Optischer Aufbau	39
Abb. 4.2	Anwendung IFTA	40
Abb. 4.3	Strahlprofilaufnahmen von einem und mehreren Laserstrahlen	41
Abb. 4.4	Prozesskammer	42
Abb. 4.5	Off-Axis-Monitoringsystem	43
Abb. 4.6	Koaxiales Monitoringsystem	44
Abb. 4.7	Vorgehensweise bei der Spritzeranalyse	46
Abb. 5.1	Experimentelle Ergebnisse der Einschweißtiefenmessung	51
Abb. 5.2	Einfluss der Laserleistung auf die Schmelzbadentwicklung	51
Abb. 5.3	Einfluss der Scangeschwindigkeit auf die Humping Entstehung	52
Abb. 5.4	Experimentell ermittelter Parameterraum bei Einzelspuren	52
Abb. 5.5	Vergleich von schmalen und breiten Schmelzbädern	54

Abb. 5.6	Einfluss der Schmelzbadbreite auf die Wiederaufschmelzung	54
Abb. 5.7	Schematische Darstellung des Multistrahls-Modells	56
Abb. 5.8	Kalibrierung des analytischen Modells	58
Abb. 5.9	Temperaturfelder bei der Multistrahlsbelichtung	60
Abb. 5.10	Einfluss der Strahlquantität auf die Schmelzbadgeometrie	60
Abb. 5.11	Temperaturfelder bei gleichbleibender Leistung pro Strahl	61
Abb. 5.12	Einfluss der Strahlquantität auf die Schmelzbadgeometrie bei konstanter Leistung pro Strahl	61
Abb. 5.13	Temperaturfelder bei variierenden Strahlabständen	62
Abb. 5.14	Einfluss der Strahlparameter auf die maximalen Strahlabstände	63
Abb. 5.15	Korrelation zwischen maximalem Strahlabstand und Schmelzbadbreite bei Einzelstrahlbelichtung	64
Abb. 5.16	Thermischer Wirkungsgrad bei Einzel- und Multistrahlsbelichtung	65
Abb. 5.17	Hochgeschwindigkeitsaufnahmen bei Einzel- und Multistrahlsbelichtung	67
Abb. 5.18	Querschliffe von Einzelspuren bei variierender Laserstrahlquantität	68
Abb. 5.19	Einfluss der Strahlquantität auf die Spurgeometrie	69
Abb. 5.20	Einfluss der Strahlquantität auf den Kontaktwinkel der Schmelze	69
Abb. 5.21	Querschliffe bei variierender Strahlquantität und Scangeschwindigkeit	71
Abb. 5.22	Validierung des analytischen Modells an Multistrahls-Proben	71
Abb. 5.23	Querschliffe und Draufsicht bei variierenden Strahlabständen	73
Abb. 5.24	Einfluss der Strahlabstände auf die Spurgeometrie	73
Abb. 5.25	Einfluss der Strahlabstände auf die maximale Aufschmelzrate	74
Abb. 5.26	Strahlprofilaufnahmen und Querschliffe bei variierender Leistungsverteilung	75
Abb. 5.27	Strahlprofilaufnahmen und Querschliffe zweidimensionaler Strahlteilung	76
Abb. 5.28	Hochgeschwindigkeitsaufnahmen bei zweidimensionaler Strahlteilung	77
Abb. 5.29	Darstellung der gewählten Belichtungsstrategie	80
Abb. 5.30	Darstellung von absoluten und relativen Hatchabständen	80
Abb. 5.31	Draufsicht generierter Quader mit Einzel- und Multistrahlsbelichtung	81
Abb. 5.32	Oberflächenprofile bei Einzel- und Multistrahlsbelichtung	81
Abb. 5.33	Einfluss der Strahlquantität auf die Rauheit und Welligkeit	82
Abb. 5.34	Geätzte Querschliffe generierter Quader bei Einzel- und Multistrahlsbelichtung	84
Abb. 5.35	Ungeätzte Querschliffe generierter Quader bei Einzel- und Multistrahlsbelichtung bei variierenden Scangeschwindigkeiten	84
Abb. 5.36	Einfluss der Strahlquantität auf die relative Dichte	85
Abb. 5.37	Einfluss der Strahlquantität auf die theoretische Aufbaurate	87
Abb. 5.38	Volumenenergiedichte als Funktion der Scangeschwindigkeit und Strahlquantität	88

Abb. 6.1	Vergleich der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen von Einzelspuren bei Leistungsvariation	92
Abb. 6.2	Koaxiale Hochgeschwindigkeitsaufnahme der Spritzerentstehung	93
Abb. 6.3	Vergleich der Spritzerbilder bei unterschiedlichen Energieeinträgen	94
Abb. 6.4	Einfluss der dimensionslosen Enthalpie auf die Spritzerzahl	94
Abb. 6.5	Hochgeschwindigkeitsaufnahme zur Spritzerentstehung bei der Flächenbelichtung	96
Abb. 6.6	Hochgeschwindigkeitsaufnahme zur Spritzerentstehung bei der Multistrahbelichtung	97
Abb. 6.7	Vergleich der Spritzerentstehung bei unterschiedlicher Strahlquantität	98
Abb. 6.8	Quantitative Entwicklung der Spritzerzahl bei der Flächenbelichtung bei Variation der Strahlquantität	99
Abb. 6.9	Einfluss der Strahlquantität und Scangeschwindigkeit auf die Spritzerzahl pro Spur und pro Fläche	101
Abb. 6.10	Schematische Darstellung der Wirkzusammenhänge bei der Spritzerentstehung für Einzel- und Multistrahbelichtung	102
Abb. 6.11	Spritzerbild bei konstanter Volumenenergiedichte und variierender Strahlquantität	103
Abb. 6.12	Spritzerzahl pro Spur und Fläche bei konstanter Volumenenergiedichte	104
Abb. B.1	Messwerte der Schutzgasströmung an der Werkstückoberfläche	131
Abb. B.2	Geätzte Querschliffe von Quadern bei Variation der Strahlanzahl	132

Tabellenverzeichnis

Tab. 5.1	Materialeigenschaften und Modellparameter für 1.4404 Stahl	57
Tab. A.1	Metallographische Probenpräparation	125
Tab. A.2	Parameter zur Ermittlung der Tiefschweißschwelle	126
Tab. A.3	Parameter zur Ermittlung des maximalen Strahlabstandes	127
Tab. A.4	Scangeschwindigkeitsorientierte Ermittlung des maximalen Strahl- abstandes	128
Tab. A.5	Ergebnisse der Parameteruntersuchung zur maximalen Scangeschwin- digkeit bei Multistrahbelichtung	129
Tab. A.6	Parameter zur Untersuchung der thermischen Effizienz	130

Nomenklatur

Abkürzungen

AM	Additive Fertigungsverfahren (aus dem englischen <i>Additive Manufacturing</i>)
CA	Cellular Automata
CFD	Computational Fluid Dynamics
cw	continuous wave
DOE	Diffraktives optisches Element
FDM	Finite-Differenzen-Methode
FEM	Finite-Elemente-Methode
FFT	Fast Fourier Transform
Hatch	Belichtungsvektor
IFTA	Iterative Fourier Transform Algorithm
LPBF	Laser powder bed fusion
SiC	Siliciumcarbid
SLM	Selective Laser Melting

Symbole

a	mm^2/s	Temperaturleitfähigkeit
A	%	Absorptionsgrad
A	-	Amplitude
\dot{A}	mm^2/s	Flächenrate
b	μm	Schmelzbadbreite
c_p	$\text{J}/\text{kg K}$	spezifische Wärmekapazität
d_f	μm	Fokusedurchmesser
d_k	μm	Durchmesser kollimierter Laserstrahl
d_{Prozess}	μm	Prozessabstand
H	J/kg	Enthalpie
Δh	μm	Hatchabstand
E	V/m	Elektrische Feldstärke
E_V	J/m^3	Energiebedarf pro Volumeneinheit
h	m	Plattenhöhe
h_s	J/kg	Schmelzenthalpie
h_1	μm	Spurhöhe
I	W/m^2	Intensität
J	W/mm	Streckenenergie
K	-	Kalibrierfaktor
k	$1/\text{m}$	Wellenzahl
L	m	Schmelzbadlänge
l_t	μm	Schichtdicke
M^2	-	Beugungsmaßzahl
m	-	Beugungsordnung
n	-	Strahlquantität
P	W	Laserleistung
P_A	W	Absorbierte Laserleistung
P_P	W	Prozessleistung
P_R	W	Reflektierte Laserleistung
P_{Strahl}	W	Laserleistung pro Strahl
P_T	W	Transmittierte Laserleistung
q	W/m^3	Wärmequelle
Q	J	Wärmemenge
s	μm	Schmelzbadtiefe
t	s	Zeit
T	K	Temperatur
v	mm/s	Scangeschwindigkeit

V	m^3	Volumen
\dot{V}_{Spur}	cm^3/h	Spuraufbaurrate
\dot{V}_{theor}	cm^3/h	theoretische Aufbaurrate
VED	J/m^3	Volumenenergiedichte
Δx_{Strahl}	μm	Strahlabstand in x-Richtung
Δy_{Strahl}	μm	Strahlabstand in y-Richtung
Δy_{max}	μm	Maximaler Strahlabstand in y-Richtung
γ	N/m	Grenzflächenspannung
λ	nm	Wellenlänge
λ_{th}	$\text{W}/\text{m K}$	Wärmeleitfähigkeit
η	$\text{kg}/\text{m s}$	dynamische Viskosität
η_{A}	%	Einkoppelgrad
ρ	kg/m^3	Dichte
ρ_{rel}	%	Relative Dichte
Θ	$^\circ$	Kontaktwinkel
σ	N/m	Oberflächenspannung
ϕ	$^\circ$	Phasenwinkel

1. Einleitung

Trends und Entwicklungen im Rahmen von Industrie 4.0 zeigen auf, dass es Fertigungstechnologien bedarf, die eine hohe Flexibilität in der Prozessgestaltung haben. Additive Fertigungsverfahren erfüllen diese Anforderungen durch ihre Möglichkeiten der formlosen Fertigung und gelten als Schlüsseltechnologie für die Digitalisierung der Produktion. Mit ihrem Ursprung in der Prototypenfertigung ist die additive Fertigung für die Generierung variierender Bauteile ausgelegt und findet dadurch auch vermehrt Anwendung in der direkten Fertigung von Endprodukten in der Produktionsumgebung. Im Zuge der Digitalisierung der Produktion birgt diese Fertigungstechnologie Kosten- und Zeitersparnisse, da direkt aus dem CAD-Dateiformat das gewünschte Produkt individuell gefertigt wird und der Prozess eine direkte Schnittstelle zwischen digitaler und physischer Welt darstellt [69, 105, 120].

Mit dem additiven Fertigungsverfahren *selektives Laserschmelzen* (SLM) liegt ein Prozess vor, der durch den Laser als Werkzeug hoch flexibel ist. Die räumliche Konzentration hoher Leistungen ermöglicht das Aufschmelzen zahlreicher Metalle (bspw. Kupfer [89], Stahl [114], Aluminium [87], Titan [3]) und führt so zu einem breiten Anwendungsfeld [54]. Darüber hinaus ermöglicht die hohe Fokussierbarkeit der Laserstrahlung die Generierung feiner Strukturen [144]. Jedoch ist die Wirtschaftlichkeit von selektiven Laserschmelzprozessen meist geringer als konventioneller Fertigungsverfahren. Hohe Prozesszeiten in der Belichtung verhindern häufig eine kostengünstige Produktion [118, 120].

Aufgrund der hohen Anlagen- und Prozesskomplexität existieren unterschiedliche Möglichkeiten der Prozessoptimierung hinsichtlich höherer Produktqualität und Prozessgeschwindigkeit. Eine Herangehensweise der Prozessentwicklung ist die Parametervariation des Lasermaterialbearbeitungsprozesses durch die Anpassung von Leistung und Geschwindigkeit des Laserstrahls. Die Verbesserung der Aufbaurate durch Erhöhung dieser Parameter ist aufgrund von physikalisch bedingten Effekten limitiert (s. Abb. 1.1). Verdampfungseffekte, die auf die hohe Intensität der Laserstrahlung zurückzuführen sind, erzeugen eine Dampfkapillare, die zu Poren und vermehrter Spritzerbildung führt [42, 66]. Auch die Geschwindigkeit des Laserstrahls (Scangeschwindigkeit) ist limitiert, da fluiddynamische Instabilitäten des Schmelzbades eine Buckelbildung (Humping) des Schmelzbades zur Folge haben [24, 43]. Ist der Energieeintrag zu gering, wirkt sich die Agglomeration der schmelzflüssigen Pulverpartikel negativ auf das Prozessergebnis aus (Balling) [24, 73, 143]. Folglich sind die wählbaren Prozessparameter für eine stabile Prozessführung bei der konventionellen Einzelstrahlbelichtung begrenzt. Jedoch bestehen mit dem Laserstrahl weitere, unerforschte Optimierungs-

möglichkeiten, um diese physikalisch definierten Grenzen zu umgehen.

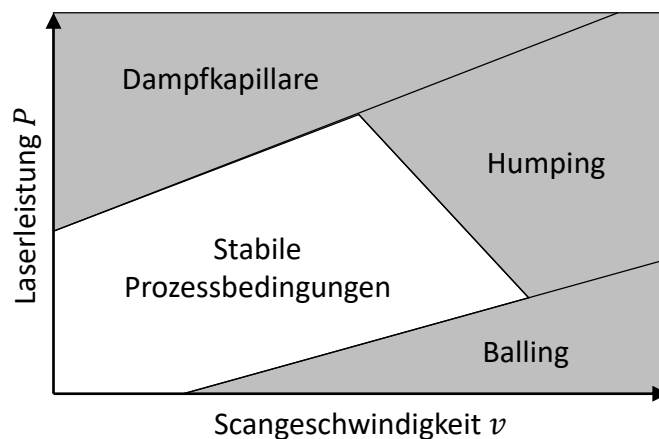


Abb. 1.1.: Schematisches Prozessfenster für Einzelspuren im SLM bei konstantem Strahldurchmesser d_f . Das Prozessfenster wird durch die Bildung einer Dampfkapillare, dem Humpingeffekt oder Balling begrenzt (in Anlehnung an [76]).

Die vorliegende Arbeit untersucht die Einflussfaktoren der Multistrahelbelichtung auf den Prozess und die zugrunde liegenden physikalischen Wechselwirkungen. So soll der Schmelzbereich modifiziert werden, um höhere Laserleistungen für die Bearbeitung zu erschließen. Bisherige Ansätze der Multistrahelbelichtung dienen der Prozessparallelisierung [140], jedoch nicht der Modifizierung eines Schmelzbades. Die Verwendung der Strahlmodulation ist in industriellen Anlagen kein Standard, da einerseits die optische Auslegungen komplex und andererseits die Auswirkungen auf das Prozessgeschehen nicht untersucht sind. Darüber hinaus sind die grundlegenden physikalischen Wechselwirkungen nicht bekannt und ein detailliertes Verständnis der Multistrahelbelichtung nicht gegeben. So ist lediglich die Aufweitung des Strahldurchmessers untersucht, um die Intensität bei hohen Leistungen anzupassen [97, 121].

Zur Erarbeitung des Prozessverständnisses bei Multistrahelbelichtung im selektiven Laserschmelzen und ihrer physikalischen Grundlagen sind folgende Schritte erforderlich (s. Abb. 1.2):

- Beschreibung von Prozess und Einflussfaktoren des selektiven Laserschmelzens (Abs. 2.1)
- Darstellung der Laser-Material Wechselwirkung und der physikalischen Prozessgrenzen, die eine höhere Produktivität limitieren. Hierbei werden sowohl thermische als auch fluiddynamische Effekte berücksichtigt (Abs. 2.2).
- Betrachtung einer Auswahl an bestehenden Ansätzen zur Prozessoptimierung (Abs. 2.3)
- Beschreibung der optischen Grundlagen zur Strahlformung als Basis für die Multistrahelbelichtung (Abs. 2.4)
- Formulierung der Zielsetzung (Kap. 3)

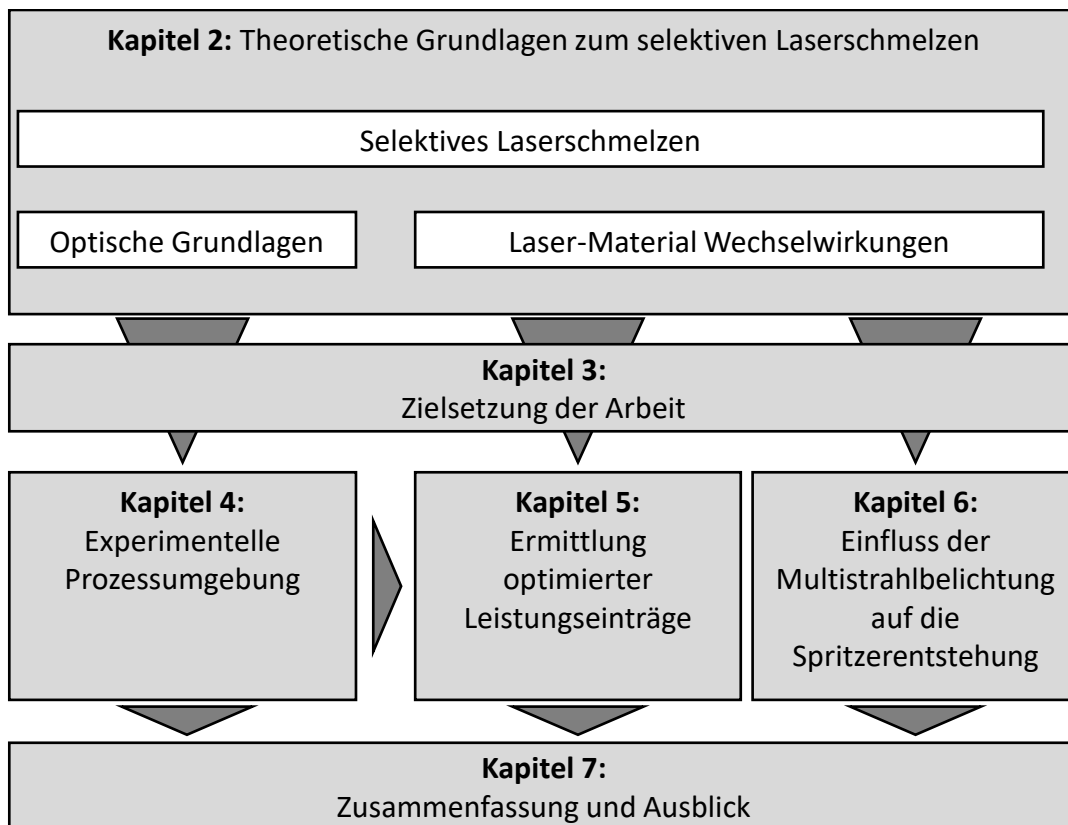


Abb. 1.2.: Gliederung der Arbeit

- Entwicklung und Aufbau einer experimentellen Umgebung für das selektive Laserschmelzen mit Multistrahelbelichtung und einer Prozessüberwachung (Kap. 4)
- Die sowohl simulative als auch experimentelle Analyse der thermischen Entwicklung bei der Multistrahelbelichtung anhand von Einzelspuren und Körpern (Kap. 5)
- Analyse der Spritzerentwicklung als häufige Fehlerquelle beim selektiven Laserschmelzen (Kap. 6)
- Zusammenfassung und Ausblick der Ergebnisse (Kap. 7)

2. Theoretische Grundlagen

2.1. Selektives Laserschmelzen

Selektives Laserschmelzen (engl.: Selective Laser Melting (SLM) oder auch Laser Powder Bed Fusion (LPBF)) gehört zu den schichtbasierten additiven Fertigungsverfahren für metallische Werkstoffe [95]. Dieser Abschnitt beschreibt einen typischen selektiven Laserschmelzprozess (Abs. 2.1.1). Hierbei betrachtet der Abschnitt die Produktivität (Abs. 2.1.2) und führt in den SLM-Prozess ein mit den dafür relevanten Prozessparametern (Abs. 2.1.3).

2.1.1. Funktionsweise

Der Aufbau einer typischen SLM-Anlage ist in Abb. 2.1 skizziert. Die von einer La-

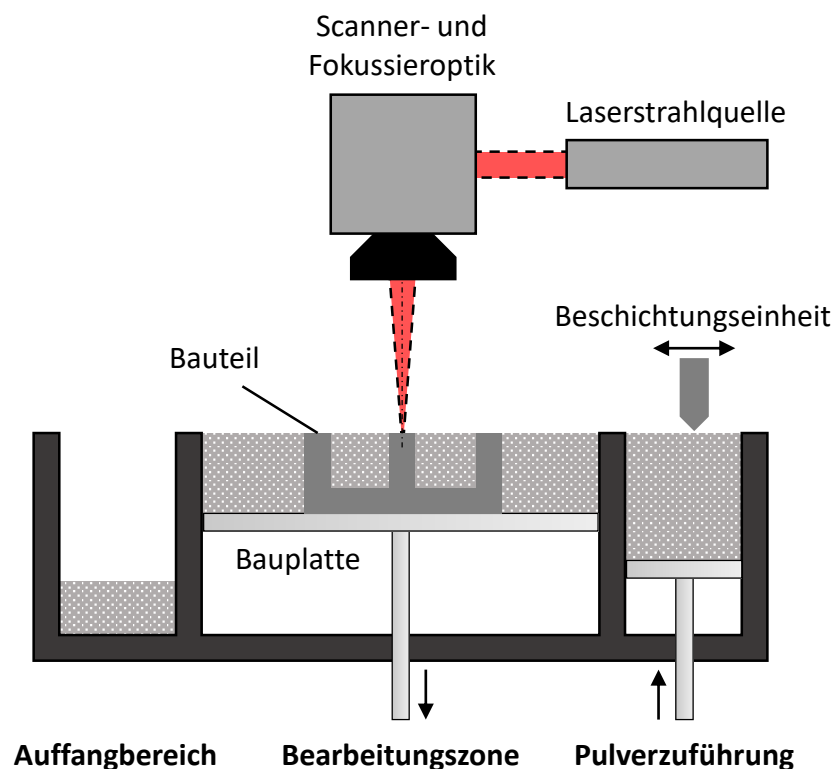


Abb. 2.1.: Schematische Darstellung einer Prozessumgebung für SLM

serstrahlquelle emittierte Laserstrahlung wird über eine Scanneroptik mit einer Fokussieroptik auf den Bearbeitungsbereich gerichtet und fokussiert. Die Bearbeitung

erfolgt in einer durch Prozessgas gefluteten Baukammer. Die **Pulverzuführung** besteht aus einem Pulverbehälter, der für jede Schicht Material bereitstellt. In Abb. 2.1 ist die Variante einer Pulverzuführung dargestellt, in der durch die Höhenanpassung mittels Linearachse ein definiertes Pulvervolumen der Beschichtungseinheit zur Verfügung gestellt wird. In der **Bearbeitungszone** wird mit einer weiteren Linearachse die gewünschte Höhe der Bauplatte eingestellt, sodass eine neue Pulverschicht vorbereitet werden kann. Die Beschichtungseinheit verteilt das Pulver über die Bauplatte. Typische Beschichtungseinheiten sind Kohlefaserbürsten, Silikonlippen oder Metallbleche. Das überschüssige Pulver wird in einem **Auffangbehälter** gesammelt und kann nach entsprechender Aufbereitung für weitere Bauteile verwendet werden.

Die Prozessreihenfolge lässt sich in die drei Vorgänge **Pre-Processing**, **Processing** und **Post-Processing** unterteilen [95]. Im **Pre-Processing** wird zunächst ein 3D-CAD-Modell des Objekts, das generiert werden soll, erstellt oder ausgewählt. Dieses dreidimensionale Modell wird mittels Software in zweidimensionale Schichten zerlegt (Slicen). Die Diskretisierung entspricht hier der gewünschten Schichthöhe und beeinflusst die benötigten Laserparameter, die Produktivität und den Detaillierungsgrad des Prozesses. Die daraus ermittelten Daten werden an die Anlage transferiert, um die Prozessvorbereitung zur Erstellung der einzelnen Schichten und schließlich des Objektes vorzubereiten. Durch Anlage oder Bediener werden die Bahnplanung, die Anlagenparameter und die Positionierung des Objektes auf der Bauplattform definiert. Bei der Positionierung gibt es ebenfalls mehrere Freiheitsgrade, da bspw. auch die Anwendung von Support-Strukturen üblich ist, die eine optimierte Ausrichtung des Bauteils und auch die Möglichkeit der thermischen Stabilisierung als Wärmeleiter darstellen [14, 36].

Im **Processing** erfolgen periodisch folgende Prozessschritte:

- Hochfahren der Pulverzuführung
- Herunterfahren der Bauplatte um die gewünschte Schichtdicke
- Beschichten der Bauplatte mit dem pulverförmigen Material aus der Pulverzuführung durch die Bewegung der Beschichtungseinheit
- Belichtung der gewünschten Konturen mit einem Laserstrahl
- Zurückfahren der Rakeleinheit

Das verwendete Metallpulver hat in der Regel eine Größe von 15-45 μm und auch die Schichthöhe umfasst einen Wert zwischen 20-100 μm . Eine nähere Betrachtung des Belichtungsvorgangs erfolgt in Abs. 2.1.3.

Für das **Post-Processing** wird das Bauteil schließlich mitsamt der Bauplatte entnommen. Je nach Anforderungen und Prozess können die Folgeschritte stark variieren. Insbesondere eine hohe Oberflächenrauheit ist für die weitere Verarbeitung der Bauteile problematisch [74, 95]. Aus diesem Grund können unterschiedliche mechanische, chemische oder thermische Folgeprozesse durchgeführt werden, um die Oberflächenbeschaffenheit nachträglich zu verbessern [84]. Darüber hinaus kann die oberste Schicht

des Bauteils in der SLM-Anlage wiederaufgeschmolzen werden, um Unebenheiten in der Oberfläche auf Kosten der Prozesszeit nachzubessern [75]. Im Post-Processing werden die Bauteile wärmebehandelt, um die mechanischen Eigenschaften zu verbessern [103] oder thermisch bedingte Spannungen zu minimieren [137].

2.1.2. Produktivität

Zur Bewertung der Produktivität im selektiven Laserschmelzen wird die Aufbaurrate

$$\dot{V} = \frac{V}{t_{\text{Prozess}}} \quad (2.1)$$

mit dem generierten Volumen V und der Prozesszeit t_{Prozess} als Referenz verwendet. Die betrachtete Zeitspanne kann, trotz identischer Laserparameter, stark variieren, da in einer SLM-Anlage Nebenzeiten t_{Anlage} einen großen Einfluss auf die Produktivitäten ausüben und dadurch nicht nur die Schmelzzeit t_{Schmelz} Relevanz für die Wirtschaftlichkeit des Prozesses hat:

$$t_{\text{Prozess}} = t_{\text{Schmelz}} + t_{\text{Anlage}} \quad (2.2)$$

Die Nebenzeiten definieren sich durch anlagenspezifische Tätigkeiten, wie das Entfernen des Bauteils, der Rakelzeit oder dem Nachfüllen von Pulver. Die theoretische Aufbaurrate, die nur die Schmelzzeit betrachtet, beinhaltet die Produktivität des Schmelzprozesses:

$$\dot{V}_{\text{theor}} = \Delta h \cdot v \cdot l_t \quad (2.3)$$

Δh ist der gewählte Hatchabstand, v die Scangeschwindigkeit des Laserstrahls und l_t die Schichthöhe, sodass die theoretische Aufbaurrate das umgeschmolzene Volumen pro Belichtungszeit umfasst.

2.1.3. Einflussfaktoren

Das selektive Laserschmelzen ist aufgrund seiner umfassenden Prozessgestaltung und dem wählbaren Parameterraum sehr komplex. Das Resultat des SLM-Prozesses ist abhängig von gewählten Laserparametern [76], den Umgebungsbedingungen (bspw. Anlage [117], Bauraumtemperatur [13, 62], Umgebungsdruck [91, 93], Prozessgas [153]) und dem gewählten Werkstoff. Die Abhängigkeit von derartig vielen Parametern macht den allgemeingültigen Prozesstransfer kaum möglich und setzt kontinuierliche Parameterstudien voraus [117]. Für die Erarbeitung der Effekte, die aus der Multistrahbelichtung resultieren, ist die detaillierte Beschreibung des Belichtungsprozesses und der relevanten Parameter notwendig.

Der Belichtungsprozess wird in drei Ebenen betrachtet, die jeweils unterschiedliche Einflussfaktoren und Wechselwirkungen berücksichtigen (s. Abb. 2.2):

- Die Einzelspur
- Die Flächenbelichtung
- Die Objektgenerierung

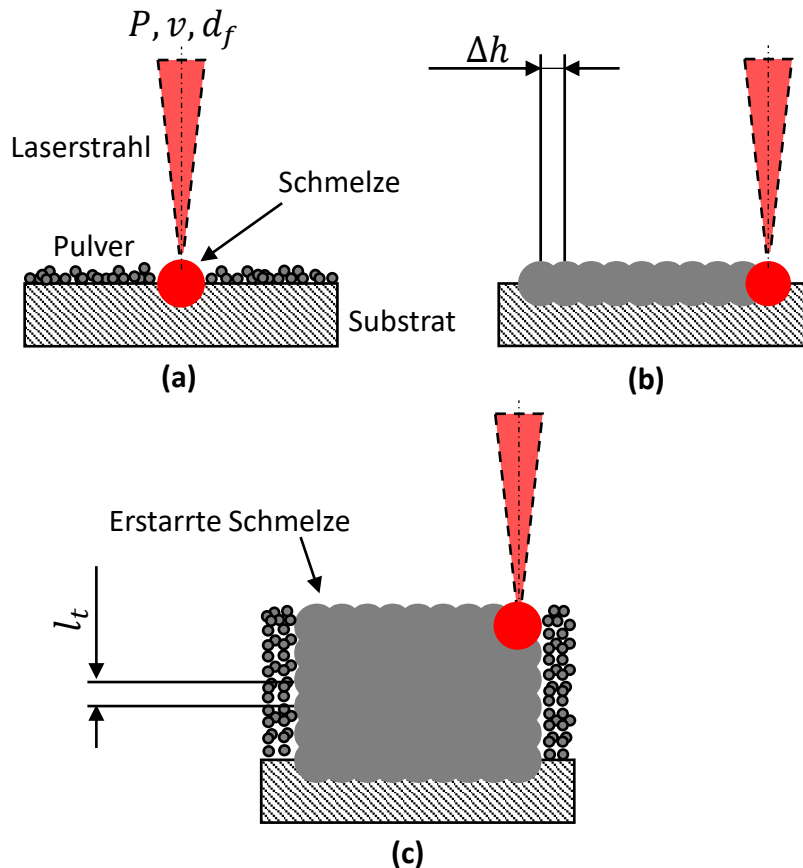


Abb. 2.2.: Schematische Darstellung der Betrachtungsebenen beim selektiven Laserschmelzen als Einzelspur in (a), als Fläche in (b) und als Objekt in (c)

Die Betrachtungsebene der **Einzelspur** (Abb. 2.2a) stellt die Basis des selektiven Laserschmelzens dar und stellt die direkte Materialbearbeitung mit dem Laserstrahl in den Fokus. Durch das lokale Aufschmelzen der Pulverschicht mit der Schichtdicke l_t wird eine Kontur generiert, die mit dem Substratmaterial verbunden wird. Die Einzelspur eignet sich zur isolierten Betrachtung der Schmelzbadentwicklung und der Einflussnahme der Laserparameter auf das Prozessresultat [17, 58, 117, 142, 143]. Die hier betrachteten Parameter sind die frei wählbaren Laserparameter Laserleistung P und Scangeschwindigkeit v sowie die systemseitig vorgegebenen Eigenschaften des Laserstrahls Wellenlänge λ , Fokussdurchmesser d_f und Strahlform. Hinsichtlich des Werkstoffs wird zwischen den verwendeten Materialien (bspw. Kupfer, Titan oder Stahl) mit den entsprechenden thermomechanischen Eigenschaften und der geometrischen Charakteristik des Pulvers (Pulvergröße, Pulverform, Schüttdichte und Schichtdicke) unterschied-

den [83]. Im Rahmen von Einzelspuruntersuchungen werden die Parameter Leistung und Geschwindigkeit mit der Streckenenergie J dargestellt:

$$J = \frac{P}{v} \quad (2.4)$$

Eine weitere Kennzahl zur Darstellung der gewählten Parameter ist die dimensionslose Enthalpie [49, 66]

$$\frac{\Delta H}{h_s} = \frac{AP}{\pi h_s \sqrt{av} d_f^3} \quad (2.5)$$

mit dem Absorptionsgrad A , der Schmelzenthalpie h_s und der Temperaturleitfähigkeit a . Diese erlaubt durch Quantifizierung des Energieeintrags eine Abschätzung der Schmelzbaddimensionen [31, 66].

Wird die **Flächengenerierung** betrachtet, nimmt die Prozesskomplexität zu und umfasst neben den dargestellten Prozessparametern der Einzelspur die gewählte Scanstrategie (Abb. 2.2). Unter den Scanstrategien (oder auch Hatchingstrategien) hat sich vor allem die Unterscheidung von Volumen Kern und Hülle etabliert. So werden Parameter für den Volumen kern in Bezug auf eine erhöhte Produktivität und für die Hülle auf Konturtreue und resultierende Oberflächenbeschaffenheit gewählt [121]. Bei der Belich-

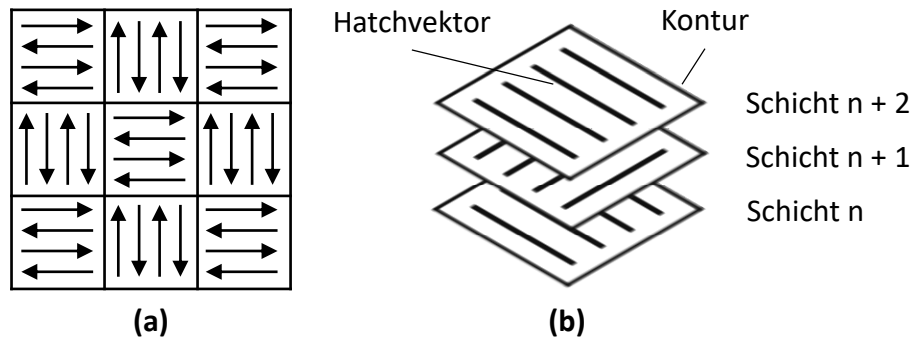


Abb. 2.3.: Schematische Darstellung der Belichtungsstrategie mit Verschachtelung in Subflächen in (a). Variierende Ausrichtung der Hatchvektoren pro Schicht in einer $0^\circ/90^\circ$ -Anordnung bei der Körpergenerierung in (b).

tung des Volumen kerns ist die Hatchingstrategie verbreitet, bei der das Belichtungsfeld verschachtelt wird und diese Subflächen mit Hatchvektoren in bi- oder unidirektionaler Ausrichtung aufgeschmolzen werden (s. Abb. 2.3a). Alternativ kann die Fläche auch in Form von mehreren Linien oder spiralförmig belichtet werden [57]. Der Spur- oder Hatchabstand Δh ist in Abhängigkeit der Schmelzbaddbreite zu wählen [145].

Für die **Körpergenerierung** (Abb. 2.2c) wird die Ausrichtung der Felder variiert (s. Abb. 2.3b), um die richtungsorientierte Inhomogenität der generierten Flächen auszugleichen. Die schichtübergreifende unidirektionale Belichtung führt zu schlechteren Dichten. Aus diesem Grund haben sich alternierende bidirektionale Belichtungsstrategien für die Körpergenerierung bewährt [74]. Hier sind außerdem auch geometriespezi-

fische Wechselwirkungen zu betrachten, die meist nur simulativ zu lösen sind. So sind bspw. Überhänge, Wärmeakkumulationseffekte oder Verzüge differenziert zu betrachten. Die Wahl der Scanstrategie beeinflusst das Kornwachstum [127, 138] und wirkt sich auf thermisch induzierte Spannungen aus [16].

Der eingebrachte Energieeintrag zur Volumengenerierung wird mit der Volumenenergiedichte berechnet:

$$VED = \frac{P}{l_t \cdot \Delta h \cdot v} \quad (2.6)$$

Diese wird im Rahmen der Prozessentwicklung zur Definition von relevanten Parameterräumen genutzt. Jedoch muss beachtet werden, dass diese in Studien umstritten ist, da die Komplexität des Prozesses durch die Volumenenergiedichte nicht holistisch erfasst wird [8, 108].

2.2. Laser-Material Wechselwirkungen beim selektiven Laserschmelzen

Zur Identifizierung von Optimierungspotentialen durch alternative Belichtungsstrategien erfolgt die Auseinandersetzung mit den Wechselwirkungen und den zugrunde liegenden Prozessgrenzen. Ein Großteil der physikalischen Effekte kann aus dem prozessverwandten Laserschweißen abgeleitet werden. Abs. 2.2.1 zeigt die Grenzen einsetzbarer Laserleistung bei gegebener Scangeschwindigkeit auf. In Abs. 2.2.2 werden die fluidodynamischen Mechanismen beschrieben, die die maximale Scangeschwindigkeit definieren. Neben dem Schmelzprozess führt auch das dynamische Pulververhalten zu fehlerhaften Bauteilen. Deshalb wird die Entstehung materieller Prozessausstöße in Abs. 2.2.3 betrachtet. Die beschriebenen Grundlagen ermöglichen die Erklärung der Prozessfehler, die in Abs. 2.2.4 kategorisiert werden.

2.2.1. Prozess bei höherer Laserleistung

Beim Auftreffen des Laserstrahls mit der Leistung P auf einer ebenen Fläche wird ein Teil reflektiert P_R , ein Teil transmittiert P_T und der absorbierte Leistungsanteil P_A in Wärmeenergie umgewandelt [55]. Da beim selektiven Laserschmelzen von Metallen in der Regel keine Transmission auftritt, gilt $P_T = 0$. Der Absorptionsgrad A beschreibt den Leistungsanteil, der von einer ebenen Fläche absorbiert wird. Dieser ist von Material, Temperatur, Wellenlänge, Polarisation sowie Einfallswinkel der Laserstrahlung und Beschaffenheit der Oberfläche abhängig [55].

Über den Einkoppelgrad η_A wird der Leistungsanteil berechnet, der im Prozess absorbiert wird und variiert mit der Art der Energieeinkopplung:

$$\eta_A = \frac{P_A}{P} \quad (2.7)$$

In Abb. 2.4 sind exemplarisch drei unterschiedliche Mechanismen der Leistungseinkopplung dargestellt. In Abb. 2.4a ist das einmalige Auftreffen des Laserstrahls auf einer dazu senkrechten Ebene dargestellt. Hier gilt, dass die eingekoppelte Energie durch den

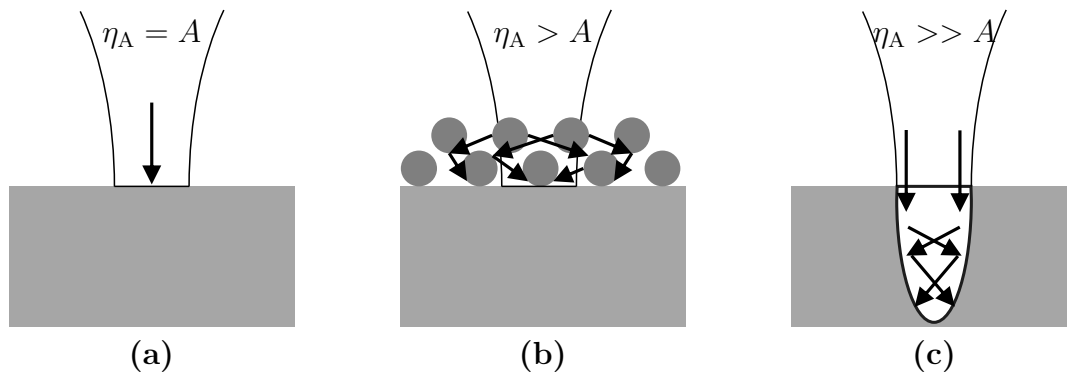


Abb. 2.4.: Schematische Darstellung der Energieeinkopplung bei glatter Oberfläche (a), mit Pulver bedeckter Oberfläche (b) und bei Bildung einer Dampfkapillare (c) [55]

Absorptionsgrad bestimmt wird und beim Laserhärten oder Wärmeleitungsschweißen primär wirkend ist. Abb. 2.4b visualisiert die Mehrfachreflexion des Laserstrahls, die bei der Interaktion mit Pulver auftritt [134]. Diese Pulverschicht beim SLM führt zu einer erhöhten Energieeinkopplung, da Anteile der Strahlung mehrfach reflektiert und an mehreren Oberflächen absorbiert werden können [46, 134]. Werden die Prozessparameter so gewählt, dass die hohe Intensität des Laserstrahls zur Bildung einer Dampfkapillare führt (s. Abb. 2.4c), finden ähnliche Einkopplungseffekte wie beim Pulver statt. Die Dampfkapillare führt zu mehrfachen Reflexionen der Strahlung. Dies erhöht die eingekoppelte Leistung und ist typisch für Tiefschweißprozesse.

Analog zum Laserschweißen wird beim SLM auch zwischen Wärmeleitungs- und Tiefschweißen unterschieden. Der Tiefschweißprozess zeichnet sich durch die Bildung einer Dampfkapillare aus, die zu einer erhöhten Einkopplung der Laserstrahlung und somit zu einer erhöhten Einschweißtiefe führt [22, 66]. Im SLM Prozess wird das Wärmeleitungsschweißen bevorzugt, da dadurch erzielt wird, dass die untere Schicht nur geringfügig aufgeschmolzen wird. Die Energiedeposition in die Tiefe, die beim Tiefschweißen erfolgt, führt zu einer hohen Wiederaufschmelzung, zu Prozessinstabilitäten und auch zur Porenbildung [66]. Dagegen steht allerdings die hohe Prozessgeschwindigkeit und hohe Leistungseinkopplung, die beim Tiefschweißen erreicht werden kann [66, 134].

In Abb. 2.5 wird der Einkoppelgrad als Funktion der Leistung bei Belichtung einer Pulverschicht und der direkten Substratoberfläche aufgeführt [134]. So wird im Pulverbett bei niedrigen Leistungen ein höherer Einkoppelgrad erreicht, da die Interaktion von Laserstrahl und Pulverpartikel dominiert. Bei geringer Leistung liegt ein Einkoppelgrad bis zu $\eta_A = 60\%$ vor. In höheren Leistungsbereichen ($P \geq 80\text{ W}$) nähert sich das Einkoppelverhalten beim Pulverbett dem der blanken Substratoberfläche. Bedingt durch die Wärmeleitung befindet sich die Front des Schmelzbades vor dem Laserstrahl.

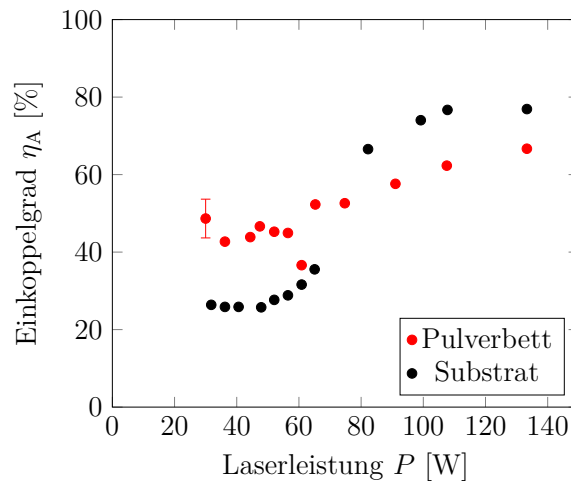


Abb. 2.5.: Gemessener Einkoppelgrad von 1.4404 als Funktion der eingestellten Laserleistung P bei blanker Substratoberfläche (schwarze Markierung) und bei einer Pulverschicht mit der Höhe $l_t = 100 \mu\text{m}$ (rote Markierung) bei $v = 100 \text{ mm/s}$ [134].

Dadurch gelangt das Pulver direkt in die Schmelze oder wird durch die Verdampfung abtransportiert. Hierdurch finden nur geringe Wechselwirkungen zwischen Laserstrahl und Pulver statt und führt somit zur Ähnlichkeit der Prozesse. Erreicht die Leistung P die Tiefschweißschwelle, bildet sich auch beim SLM eine Dampfkapillare, die eine erhöhte Einkopplung mit sich führt. Hier ähnelt der SLM Prozess ebenfalls dem Laserschweißen.

Die Bildung einer Dampfkapillare ist in einem SLM-Prozess nicht unüblich. Falsch gewählte Prozessparameter, Richtungsänderungen im Scanweg oder der Wärmestau an Überhängen können zur Bildung einer Dampfkapillare führen. Aufgrund der Instabilität der Dampfkapillare kann diese kollabieren und zu Gaseinschlüssen führen, die als Poren die Bauteilqualität beeinflussen [38, 60, 66, 68, 90]. Studien zeigen, dass auf der Betrachtungsebene der Einzelspur, die dimensionslose Enthalpie $\Delta H/h_s$ ein geeignetes Werkzeug zur Abschätzung der Tiefschweißschwelle ist [31, 49, 66]. Somit gilt keine absolute Grenze für die applizierbare Laserleistung, sondern eine werkstoffspezifische relative Abhängigkeit von Scangeschwindigkeit, Fokusdurchmesser und Laserleistung.

2.2.2. Prozess bei höheren Scangeschwindigkeiten

Das selektive Laserschmelzen wird nicht nur durch thermische Effekte begrenzt, sondern auch durch fluiddynamische Wechselwirkungen beeinflusst. Dieser Abschnitt befasst sich mit den fluiddynamischen Einflussfaktoren, die sich auf die Prozessstabilität auswirken, **Balling** sowie **Humping** verursachen und damit die applizierbare Scangeschwindigkeit begrenzen.

Die Haupteinflussfaktoren auf die Schmelzbaddynamik sind:

- Rückstoßdruck durch Verdampfung

- Thermokapillare Strömungen
- Kapillareffekte

Aufgrund der hohen Intensität des Laserstrahls verdampft der Werkstoff an der Oberfläche. Der damit einhergehende **Rückstoßdruck durch Verdampfung** führt zur Vertiefung des Schmelzbades und Abwärtsbewegungen der Schmelze in der Schmelzbadmitte [64]. Die damit einhergehende Strömung erhöht die Schmelzbadtiefe. Die Vertiefung ist bei typischen Parametern im SLM eher gering ($< 100 \mu\text{m}$), kann aber bei zu hohem Rückstoßdruck zur Bildung einer Dampfkapillare führen, wie es im vorherigen Abschnitt bereits beschrieben wird [64, 66].

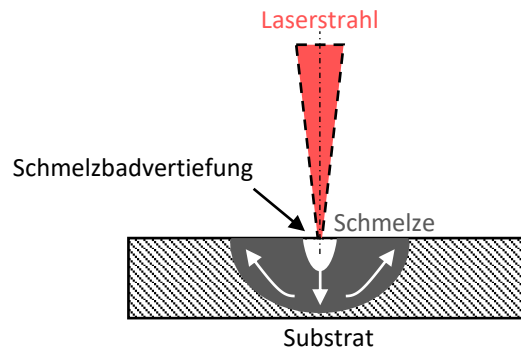


Abb. 2.6.: Qualitative Darstellung einer Vertiefung im Schmelzbad durch den Rückstoßdruck

Darüber hinaus generieren lokale Änderungen der Oberflächenspannung σ der Schmelze **thermokapillare Strömungen** innerhalb des Schmelzbades (*Marangoni Strömung*). Das Fluid fließt entlang einer freien Oberfläche stets in Richtung der größeren Oberflächenspannung [55, 81]. Bei Schmelzprozessen mit hohen Intensitäten und hohen Temperaturunterschieden wirkt sich der damit einhergehende konvektive Wärmetransport auf die Temperaturverteilung und somit auf die Schmelzbadbildung aus [81, 82]. Die aus dem Gradienten der Oberflächenspannung resultierende Strömung richtet sich je nach Material in Richtung niedriger oder höherer Temperaturen (in Abhängigkeit von $\Delta\sigma/\Delta T$). Bei austenitischen Stählen, wie dem 1.4404 Stahl, nimmt die Oberflächenspannung mit steigender Temperatur ab ($\Delta\sigma/\Delta T < 0$), sodass die Schmelze vom Laserstrahl aus nach außen fließt (s. Abb. 2.7) [5]. Hierdurch entsteht eine Verbreiterung des Schmelzbades. Die Verwendung von oberflächenaktivierenden Additiven (wie bspw. Sauerstoff oder Schwefel) beeinflusst die Temperaturabhängigkeit der Oberflächenspannung, sodass $\Delta\sigma/\Delta T > 0$ gilt und der konvektive Wärmetransport entgegengesetzt wirkt [114]. Tiefere Schmelzbäder entstehen, da die Strömung im Zentrum des Schmelzbades in die Tiefe geleitet wird. Die damit einhergehende Öffnung der Schmelze kann zu Poren und zu Instabilitäten innerhalb des Prozesses führen [64, 66].

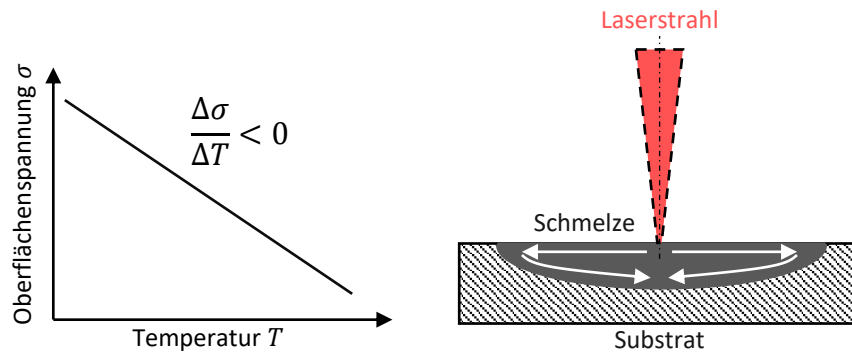


Abb. 2.7.: Qualitative Darstellung der Marangoni Strömung beim selektiven Laserschmelzen von 1.4404 Stahl mit $\Delta\sigma/\Delta T < 0$. Die Marangoni Strömung verläuft in Richtung höherer Oberflächenspannungen σ . Aufgrund der thermokapillaren Effekte sinkt die Oberflächenspannung bei höheren Temperaturen. Somit liegt am Schmelzbadrand eine höhere Oberflächenspannung vor.

Ein weiteres fluiddynamisches Phänomen, das durch die Oberflächenspannung hervorgerufen wird, ist der **Kapillareffekt**. Dieser beschreibt die Wechselwirkung der Oberflächenspannung mit der Grenzflächenspannung zwischen Schmelze und Substrat. Um die darin wirkenden Einflüsse auf das Prozessgeschehen zu erklären, ist eine Beschreibung der **Benetzbarkeit** erforderlich.

Mit der *Young'schen Gleichung* lässt sich das Benetzungsverhalten eines Fluids auf einem Festkörper beschreiben [76]:

$$\cos \Theta = \frac{\sigma_{s,g} - \gamma_{l,s}}{\sigma_{l,g}} \quad (2.8)$$

Θ ist der Kontaktwinkel, $\sigma_{s,g}$ die Oberflächenspannung des Festkörpers, $\sigma_{l,g}$ die Oberflächenspannung der Flüssigkeit und $\gamma_{l,s}$ ist die Grenzflächenspannung zwischen Substrat und Fluid. Ist der Kontaktwinkel $\Theta \leq 90^\circ$, so liegt eine vollständige Benetzung vor. Bei $90^\circ \leq \Theta \leq 180^\circ$ ist das Substrat teilbenetzt und bei $\Theta = 180^\circ$ gar nicht benetzt, sodass sich das Fluid zur Kugel formt (s. Abb. 2.8). Der Vorgang der Sphäroidisierung der Metallschmelze wird als **Balling** bezeichnet [24, 43, 73].

Für Laserschmelzprozesse kann die Schmelzbadgeometrie als halbzyklindrischer Körper betrachtet werden, wobei weitere geometriebedingte Einflussfaktoren für die Entstehung des Balling-Effektes zu berücksichtigen sind. Kapillarkräfte führen zu Instabilitäten, die bei zylindrischen Körpern als *Plateau-Rayleigh Instabilität* bezeichnet werden [43, 46, 65, 143]. Das Aufkommen dieser Instabilitäten ist von den gewählten Laserparametern und den daraus resultierenden Schmelzbadgeometrien abhängig. So zeigen Berechnungen nach YADROITSEV ET AL. (2011), dass die Ursachen für Kapillarininstabilitäten in einer schmalen Schmelzzone, einem kleinen Krümmungsradius oder einem hohen Längen-Breiten-Verhältnis ($\pi b/L \leq \sqrt{2/3}$) liegen (s. Abb. 2.9) [43, 143]. Im

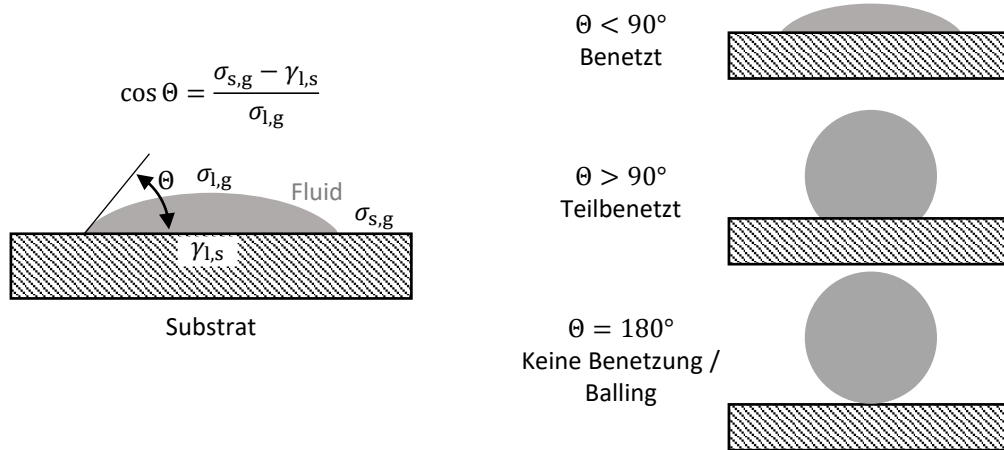


Abb. 2.8.: Schematische Darstellung des Benetzungsverhaltens als Ursache für den Belling-Effekt nach [73]

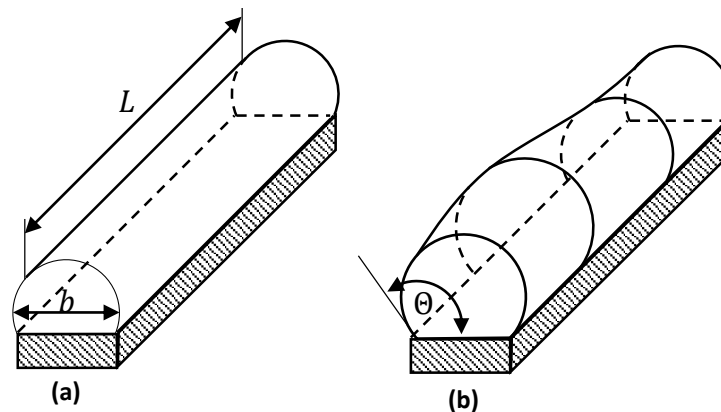


Abb. 2.9.: Darstellung der zylindrischen Form einer geschmolzenen Spur auf der Substratoberfläche als kontinuierliche Naht in (a), mit Instabilitäten in (b) nach [143]

SLM Prozess äußert sich Belling in Form einer Kugelbildung oder durch die Segmentierung der Schmelzbahn in einzelne konsolidierte Schmelzabschnitte [24, 43]. Parameterstudien zeigen, dass diese Instabilitäten bei ungenügender Laserleistung und hohen Scangeschwindigkeiten entstehen [43, 143].

Bei hohen Leistungen und Scangeschwindigkeiten sind ebenfalls Kapillarinstabilitäten zu beobachten, die als **Humping** bezeichnet werden. Bei entsprechender Parameterwahl entstehen auf der Schweißnahtoberfläche nahezu periodische Buckel. Die Ursachen für Humping sind noch nicht vollends erklärt, werden aber in den unterschiedlichsten Schmelzprozessen beobachtet [55]. Dieser Effekt ist sowohl auf oberflächenspannungsbedingte Einschnürungen (Plateau-Rayleigh Instabilität) als auch auf hydrodynamische Instabilitäten aufgrund komplexer Strömungen in der Schmelze zurückzuführen [24, 55]. Variationen in der lokalen Fluidynamik werden einerseits auf die Marangoni Strömungen in Schmelzprozessen und andererseits auf die Strömungsgeschwindigkeit des Schutzgases zurückgeführt, die mit der Schmelze eine Scherschicht erzeugt. Die unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten führen zu hydrodynamischen Instabili-

täten, die als *Kelvin-Helmholtz-Instabilität* bekannt sind, und erzeugen fluiddynamische Verwirbelungen in der Schmelze, die zur Buckelbildung führt [24].

2.2.3. Materielle Prozessausstöße

Das selektive Laserschmelzen unterscheidet sich von anderen laserbasierten Schmelzprozessen vor allem durch das Pulvermaterial und den damit einhergehenden Wechselwirkungen zwischen Pulver und Schmelze bzw. Pulver und Laserstrahl. So ist besonders die Spritzerbildung der Fokus vieler Untersuchungen [88, 93, 136], da das Pulverbett einerseits durch Spritzer verunreinigt wird und andererseits die aufgeworfenen Pulverpartikel selbst Ursache für fehlerhafte Bauteile sind.

In der Literatur werden zwei Ursachen der Spritzerbildung angeführt [88, 93, 136]:

- Pulvereinzug durch die Dampffackel
- Schmelzauswürfe durch Schmelzbaddynamik

Aufgrund der hohen Intensitäten des Laserstrahls ist eine Materialverdampfung und die Bildung einer Kapillare mit **Dampffackel** unvermeidbar. Durch den *Bernoulli-Effekt*, also der strömungsbedingten Druckreduzierung nahe der Dampffackel, wird das Umgebungsgas lateral in Richtung Schmelzbad angezogen und beim Schmelzbad aufwärts mit der Verdampfung geführt. Aufgrund der geringen Masse des Pulvers wird dieses mit der Strömung ebenfalls in Richtung des Schmelzbades angezogen. Diese erzeugten Pulverbewegungen führen dazu, dass das Pulver in Schmelzbadnähe von diesem absorbiert oder von der Dampffackel nach oben getrieben wird. Bei der Aufwärtsbewegung entstehen schließlich zwei Arten materieller Prozessausstöße [88, 93, 136]:

- **Kalte Pulverpartikel:** Das Pulver erfährt keine Zustandsänderung und es wird entsprechend der Strömung mitgetrieben und auf dem Pulverbett verteilt.
- **Geschmolzene Pulverpartikel:** Durch Interaktion mit der Schmelze oder mit dem Laserstrahl wird das Pulver erhitzt und schmelzflüssig. Die daraus resultierenden Spritzerpartikel agglomerieren mit dem umgebenden Pulver oder Spritzern und können an Größe zunehmen. Auf dem Pulverbett kann weiteres Pulver an den Spritzerpartikeln haften.

Ähnlich zum Prozess des Laserschweißens finden ebenfalls komplexe fluiddynamische Prozesse statt, die das dynamische Verhalten des Schmelzbades prägen. Als dritte Art des materiellen Prozessausstoßes ist der **Schmelzbadauswurf** definiert. Sowohl der Rückstoßdruck als auch die Marangoni Strömung führen zu intensiven Strömungen innerhalb des Schmelzbades. Aus dieser Schmelzdynamik lösen sich Schmelzspritzer, die sich auf dem Pulverbett verteilen [88, 93, 136].

Die hier aufgeführten Spritzerarten unterscheiden sich in ihrer Beschaffenheit und in ihrem Verhalten. So weisen kalte Pulverpartikel weniger Streuung in ihrer Größenverteilung auf und behalten den Durchmesser der Pulverpartikel bei. Die geschmolzenen

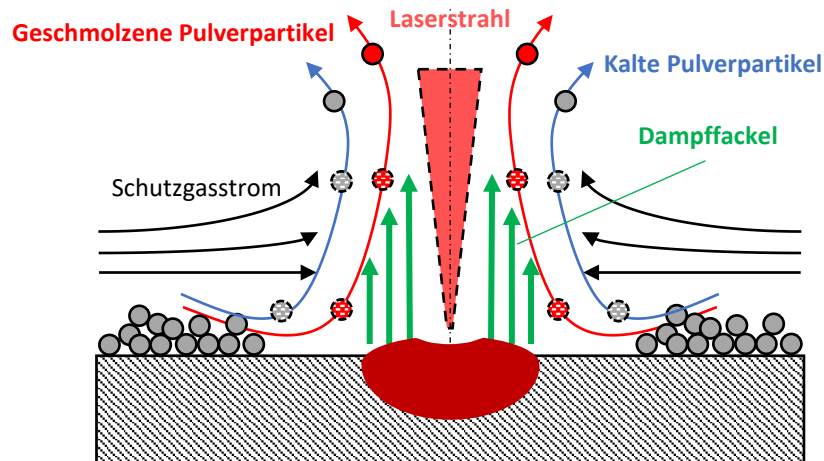


Abb. 2.10.: Schematische Darstellung der Spritzerentstehung nach [93]

Pulverpartikel zeigen eine starke Änderung des Durchmessers. Hier werden bei eingangs 30 μm -großen Pulverpartikeln Spritzerdurchmesser von 11 μm gemessen. Spritzer, die auf Schmelzbadauswürfe zurückzuführen sind, weisen Durchmesser von ca. 20-70 μm auf [88]. Jedoch können bei schmelzflüssigen Partikeln diese Größen variieren, da diese zur Verschmelzung mit weiteren Spritzern oder Pulver neigen.

Die Auswurfgeschwindigkeiten der beobachteten Spritzer hängen von der Art und der Größe der Partikel ab. Geschmolzene Pulverpartikel weisen eine Geschwindigkeit von bis zu 20 m/s bei einer Größe von 20 μm auf. Größere Spritzer (70 μm) sind mit einer Geschwindigkeit von ca. 3 m/s deutlich langsamer beim Ausstoß [88]. Die Richtung der Prozessausstöße ist ebenfalls von den gewählten Parametern abhängig. So erfolgt bei hohen Laserleistungen und Scangeschwindigkeiten ein gerichteter Ausstoß nach hinten. Bei langsamen Geschwindigkeiten ist die Richtung der Auswürfe stärker nach oben gerichtet oder sogar in Scanrichtung geneigt [10, 42].

Neben den Spritzern führt der Einzug von Pulver ebenfalls zu pulverfreien Zonen neben den generierten Spuren [93]. Die geometrischen Ausprägungen dieser pulverfreien Zonen sind von den verwendeten Parametern und den Umgebungsbedingungen abhängig. So wirkt sich bspw. die Anpassung des Umgebungsdrucks positiv auf den Pulvereinzug aus [93].

Ein weiterer Effekt, der im Rahmen dieser Arbeit als materieller Prozessausstöß definiert wird, ist der *Balling-Effekt*, der bereits in Abs. 2.2.2 betrachtet wird. Balling beschreibt die fehlende Benetzung von schmelzflüssigen Kugeln auf einer Substratoberfläche aufgrund der Oberflächenspannung. Das umliegende Pulver bei der Wechselwirkungszone kann erhitzen und sich zu Agglomeraten zusammenschließen, sodass sich größere Schmelzkugeln bilden und mit dem umliegenden Pulver verschmelzen [80]. Das wiederum führt zur gleichen Pulververunreinigung wie bei Spritzern und kann zu

Fehlern im Folgeprozess führen.

GUNENTHIRAM ET AL. (2018) beobachten, dass das gewählte Prozessregime (Balling, Wärmeleitungsregime, Dampfkapillarregime, Humping) Einfluss auf die generierte Spritzerquantität hat. So entstehen bei 1.4404 Stahl bei *Balling* die meisten Spritzer, wobei die Balling-Schmelzkugeln selbst als Spritzer gewertet werden. Da die Verdampfung im Wärmeleitungsregime gering ist und Balling minimal gehalten wird, sind in diesem Bereich die wenigsten Spritzer vorzufinden. Die Spritzerzahl steigt mit erhöhtem Energieeintrag bis zur Bildung der Dampfkapillare. Bei hohen Laserleistung und hoher Scangeschwindigkeit ist eine Minimierung der Spritzerquantität zu beobachten, jedoch tritt im Prozess *Humping* auf [42].

2.2.4. Bauteildefekte

Fehler bei der Prozessführung können zu mangelhaften Bauteilen und somit auch zu Ausschussware führen. Wie in Abs. 2.1.3 beschrieben wird, hängt der Erfolg des Prozesses von der Wechselwirkung zahlreicher Parameter ab. In Abs. 2.2.1 und 2.2.2 wird gezeigt, welchen Einfluss eine zu hohe Leistung oder zu hohe Scangeschwindigkeit auf die Schmelzbadausbildung ausüben. In diesem Abschnitt werden die Auswirkung von Prozessfehlern auf die Bauteilqualität und ihre Ursachen beschrieben.

Die Defekte, die sich auf die Dichte eines Bauteils auswirken, lassen sich in drei Gruppen einteilen [40, 124]:

- Poren
- Bindefehler
- Risse

Als **Poren** werden Gaseinschlüsse bezeichnet, die eine meist sphärische, kugelförmige Geometrie und einen Durchmesser von $>50 \mu\text{m}$ aufweisen (s. Abb. 2.11a) [60]. Diese lassen sich auf eine zu hohen Energieeintrag zurückführen. Wie in Abs. 2.2.1 beschrieben, kann eine zu hohe Leistung oder zu geringe Scangeschwindigkeit zur Bildung einer Dampfkapillare führen. Aufgrund des instabilen Verhaltens der Kapillare, kollabiert diese und schließt Gas in der Schmelze ein [66, 90]. Bei Erstarrung der Schmelze verbleibt die Gasblase innerhalb der Schweißnaht als Pore. Diese Poren erscheinen häufig bei Wendepunkten der Scanbewegung, da die Kapillare an Stabilität bei der Reduzierung der Scangeschwindigkeit verliert [90]. Die Poren beeinflussen die mechanischen Eigenschaften hinsichtlich der Zug- und Dauerfestigkeit sowie der Härte [38]. Zur Fehlerreduzierung eignen sich die Anpassung der Prozessparameter, die Anwendung von *Sky-Writing* oder Nutzung von Leistungsrampen an Wendepunkten der Scanbewegung [90]. Auch die Legierungsbestandteile können die Porenbildung fördern. So beeinflussen Sauerstoff und Kohlenstoff die Prozessstabilität und sind für die Porenbildung förderlich [114].

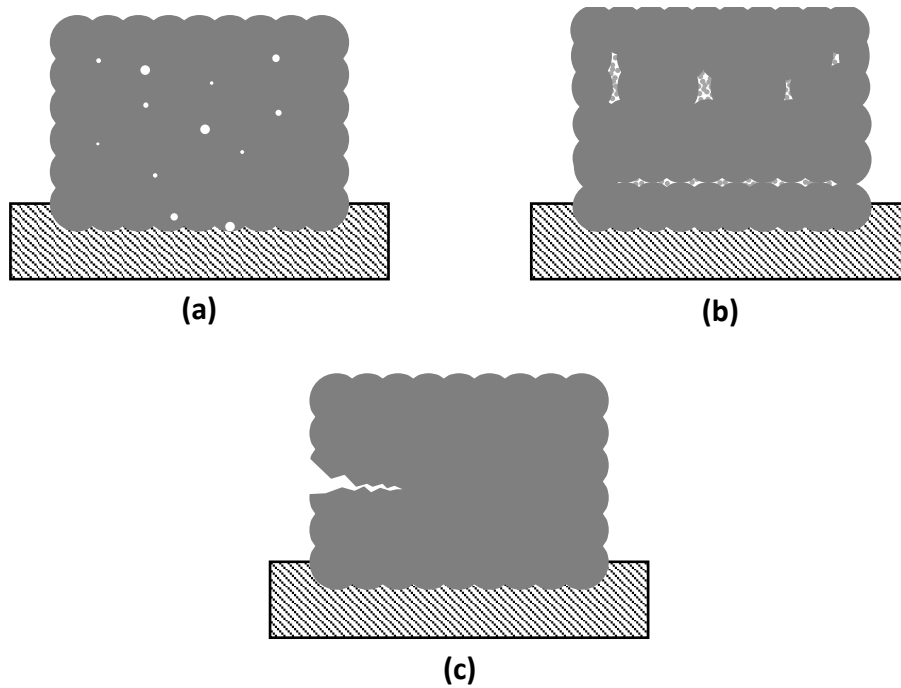


Abb. 2.11.: Schematische Darstellung von Prozessfehlern. (a) zeigt die Porenbildung aufgrund von Gaseinschlüssen. In (b) befinden sich Bindefehler sowohl zwischen den Schichten als auch zwischen Spuren. In (c) ist die spannungsinduzierte Rissbildung dargestellt.

Bindefehler lassen sich auf einen ungenügenden Schmelzprozess zurückführen [38, 39, 128]. Sie unterscheiden sich durch eine längliche Form von den gasgetriebenen Poren. So kann eine fehlerhafte Parameterwahl zu einer ungenügenden Dichte führen, da ein zu geringer Energieeintrag nicht das gewünschte Pulvervolumen aufschmilzt [3]. Hier haben zusätzlich zu den Laserparametern Leistung und Scangeschwindigkeit, auch der Hatchabstand und die Pulverschichtdicke Einfluss auf die Anbindung zwischen den Spuren und Schichten [128]. In Abb. 2.11b ist sowohl die fehlerhafte Anbindung zwischen Einzelspuren als auch zwischen Schichten dargestellt. Ebenfalls können Unregelmäßigkeiten im Schmelzprozess zu Bindefehlern führen. Bei Schmelzbadinstabilitäten durch Humping oder Balling (s. Abs. 2.2.2) führen geometrische Unregelmäßigkeiten der Schweißnähte zu einer inhomogenen Verbindung. Auch die Höhenunterschiede der generierten Spur erzeugen für die nächste Schicht variierende, aufzuschmelzende Pulvermengen und können somit zu Bindefehlern führen [41, 77]. Darüber hinaus führt Pulver, das durch Spritzer kontaminiert wurde (s. Abs. 2.2.3), ebenfalls zu Bindefehlern. Spritzerpartikel können in ihrem Durchmesser ein Vielfaches des Pulverkorns haben. Durch diese Größenunterschiede sind die Pulverpartikel mit den ausgelegten Prozessparametern nicht aufschmelzbar. Dies führt zu ungeschmolzenem Pulver in der Region großer Spritzerpartikel und so zu Bindefehlern [44, 124, 139].

Risse können als Kaltrisse und auch als Heißrisse auftreten [41]. Kaltrisse basieren auf Spannungen im Bauteil, die einen höheren Wert als die Festigkeit des Werkstoff-

fes haben. Sie sind größer als Heißrisse oder Poren und können direkt zum Ausschuss eines Bauteils führen (s. Abb. 2.11b). Die hohe Intensität des Laserstrahls und die relative langsame Wärmeleitung erzeugen hohe Temperaturgradienten im Werkstoff. Durch die limitierte thermische Ausdehnung der oberen Schicht entstehen Spannungen im Material, die schließlich zu Rissen führen. Ein weiterer Mechanismus, der Kalt- risse bewirkt, findet während der Abkühlphase der oberen Schicht statt. Hier kann das Material, aufgrund der Anbindung an die Bauplatte Spannungen durch plastische Deformation nicht abbauen [96, 149]. Durch eine Anpassung der thermischen Bedingungen kann eine Spannungsreduzierung und Rissvermeidung erzielt werden. So ist bspw. eine Bauraumbeheizung [63] oder eine Anpassung der Scanstrategie [149] für eine spannungsreduzierte Prozessführung förderlich.

Während des Erstarrungsvorgangs, in dem die flüssige Schmelze in den festen Zustand verläuft, besteht die Gefahr der Heißrisbildung entlang der Korngrenzen. Diese entstehen aufgrund der thermischen Spannungen, die aus den hohen Energieeinträgen zwischen den einzelnen Schichten resultieren. Die damit einhergehende Materialschrumpfung führt zur Rissbildung in der vorliegenden Restschmelze und kann zur deutlichen Beeinträchtigung in den mechanischen Eigenschaften führen [41].

2.3. Verfügbare Ansätze zur Prozessoptimierung

In der Betrachtung der Laser-Material Wechselwirkung in Abs. 2.2 wird verdeutlicht, dass die Überwindung physikalisch bedingter Grenzen im Parameterraum Auswirkung auf die Qualität und Geschwindigkeit des Prozesses haben. Sowohl in industriellen Anlagen als auch in der Forschung werden unterschiedliche Strategien verwendet, die eine verbesserte Prozessqualität oder -geschwindigkeit garantieren. Abs. 2.3.1 beschreibt Strahlmodulationsansätze aus der Forschung und ihren Einfluss auf das Prozessgeschehen. Die physikalische Prozessmodellierung zur Parameterauslegung wird in Abs. 2.3.2 betrachtet. In Abs. 2.3.3 werden gängige Prozessüberwachungsverfahren beschrieben und ihre Möglichkeiten den Prozess zu charakterisieren, sodass Instabilitäten rechtzeitig erkannt werden.

2.3.1. Strahlmodulation

Durch die gegebenen Limitierungen im verwendbaren Parameterraum bei der konventionellen Einzelstrahlbelichtung ist der Bedarf an alternativen Belichtungskonzepten hoch. Um die Belichtungszeit zu verkürzen, werden in industriellen Anlagen mehrere Strahlquellen zur Bearbeitung eines Pulverbetts verwendet. Anlagen, wie die *Tru-Print 5000* der *Trumpf GmbH & Co. KG*, die *EOS M 400-4* der *EOS GmbH* oder die *SLM 800* der *SLM Solutions Group AG* zeigen, dass durch die Integration von bis zu vier Laserstrahlquellen Belichtungsprozesse parallelisiert und die Prozesszeit erheblich

verkürzt werden kann. Hier muss allerdings berücksichtigt werden, dass die Anschaffungskosten durch Strahlquellen und Optiken steigen und der höhere Energieeintrag an mehreren Stellen zu anisotropen Eigenschaften führen kann, sodass eine entsprechende Anpassung der Belichtungsstrategien erfolgen muss [92].

Der Vergleich der bisher veröffentlichten Applikationen mit Strahlmodulationen zeigen Überschneidungen in der Vorgehensweise, aber auch Unterschiede in der Zielstellung der jeweiligen Prozessoptimierung. Dieser Abschnitt betrachtet ausgewählte Strahlmodulationskonzepte und vergleicht diese hinsichtlich der Art der Strahlmodulation sowie den untersuchten Einfluss auf die Prozessgestaltung.

Die betrachteten Konzepte sind zum einen **Ansätze mit multiplen Laserstrahlen** von HEELING [51, 52, 53] und von ZAVALA ARREDONDO [150, 151, 152] sowie **Ansätze der Strahlformung** von GUSAROV ET AL. [45, 106] und MATTHEWS ET AL. [94, 112, 113].

Konzepte mit Multistrahlbelichtung

HEELING (2018) [51, 52, 53] stellt im Rahmen seiner Arbeit ein synchronisiertes Zwei-Scanner-System vor, mit dem eine erweiterte Prozessgestaltung ermöglicht wird. So

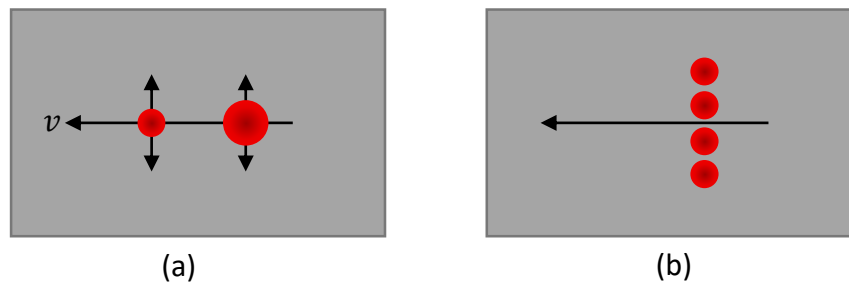


Abb. 2.12.: (a) Die Belichtung mit zwei Laserstrahlen aus jeweils einem Scanner ermöglicht eine individuelle Ansteuerung der Strahlen und eine freie Prozessgestaltung. (b) Die Multistrahlbelichtung mit bspw. einem Diodenarray führt zur verbesserten Energieverteilung und breiten Schmelzbädern.

können im beschriebenen experimentellen Aufbau zwei Laserstrahlen unabhängig voneinander angesteuert und flexibel innerhalb einer Schmelzzone eingesetzt werden. Außerdem sind individuell variierende Laserleistungen sowie, durch einen integrierten Strahlauflöser, die Laserstrahldurchmesser anpassbar (s. Abb. 2.12a). Ziel ist es, die hohen Temperaturgradienten innerhalb einer Wechselwirkungszone durch einen flexiblen Energieeintrag zu kontrollieren. Zudem ist eine verbesserte Prozessstabilität und Schmelzbadynamik im Fokus. Die hierbei angewendeten Untersuchungsstrategien nutzen einen Laserstrahl mit geringerer Intensität als Heizstrahl sowie einen Laserstrahl mit hoher Intensität als Schmelzstrahl bei 1.4404 Stahl. Hierfür werden folgende Prozessstrategien verwendet:

- **Versetzte Laserstrahlen:** In Scanrichtung weisen beide Strahlen einen definierten Abstand voneinander auf. Es wird zwischen Vorheizen und Nachheizen unterschieden, je nach Intensität des vorlaufenden Strahls.
- **Wobblen:** *Wobblen* ist eine Prozessstrategie, die sich im Laserschweißen etabliert hat [32, 48, 56]. Der Heizstrahl führt eine relative zirkuläre Bewegung um den Schmelzstrahl aus, um eine erhöhte Prozessstabilität zu erreichen. Der Schmelzstrahl wird dabei linear bewegt.
- **Punktuelles Vorheizen:** In dieser Strategie wird das Material punktuell für eine definierte Zeitspanne mit dem Heizstrahl vorgewärmt. Der Schmelzstrahl wird dabei konventionell geführt.

Es wurde gezeigt, dass *versetzte Laserstrahlen* bei hohen Scangeschwindigkeiten Verbesserungen in der Dichte erzielen. Das Vorlaufen des Heizstrahls führt außerdem zu einer Reduzierung der Spritzerquantität. Das Vorheizen des Pulvers erzeugt Agglomerationen und somit eine Massenerhöhung, die sich auf die Spritzerneigung des Pulvers auswirkt. Damit kann durch Vorheizen ein Glättungseffekt erreicht werden. Entgegen zum Vorheizen, wirkt sich das Nachheizen negativ auf die Spritzerneigung des Prozesses aus. Die Pulverpartikel, die durch die Dampffackel des Schmelzprozesses nach oben getrieben werden, erhitzen sich durch den Heizstrahl und verflüssigen. Aufgrund der vergrößerten Schmelzbäder und des Einflusses auf die Schmelzbadströmungen wird hier allerdings ebenfalls eine glattere Oberfläche erreicht.

Bei der *Wobble-Strategie* wird eine vergrößerte Wechselwirkungszone erzielt. Die zeitliche Abwechslung zwischen Vor- und Nachheizen ergibt eine Vergrößerung des Korns. Diese Art der Wärmebehandlung führt zur Reduzierung von Verzügen.

Die *punktuelle Vorheizung* führt ebenso zu einer Kornvergrößerung und zu einer Reduzierung von Verzügen. Somit werden durch die genannten Strahlteilungsansätze Verbesserungen der Oberflächengüte, eine Reduzierung von Verzügen und eine Minimierung der Spritzer erzielt.

ZAVALA ARREDONDO (2017) [150, 151, 152] nutzt in seinem Ansatz Laserdioden Array Module zur Belichtung größerer Flächen. Hierfür wurde ein 50 W Diodenlaserbarren mit 19×2.63 W Emittlern genutzt. Die Leistung wurde auf mehrere Laserstrahlen senkrecht zur Scanrichtung mit variablen Abständen zueinander verteilt und haben verstellbare Strahldurchmesser (s. Abb. 2.12b). In ersten Machbarkeitsuntersuchungen wird gezeigt, dass trotz niedriger Leistung und Intensität breite Schmelzbäder sowie dichte Bauteile generiert werden können. Aufgrund der niedrigen Intensität sind jedoch nur geringe Scangeschwindigkeiten ($v \leq 5$ mm/s) möglich, sodass nur die Machbarkeit von breiten Schmelzbädern aufgezeigt wird und ein Vergleich zu aktuell geführten Prozessen nicht möglich ist.

Konzepte mit Strahlformung

Die Verwendung von Strahlformung verfolgt das Ziel eine möglichst homogene Energie-

verteilung zu erreichen und somit Verdampfung und Pulvereinzug zu reduzieren. Für die Strahlformung werden u.a. refraktive optische Elemente genutzt. Folgende Strahlformen sind bereits experimentell im selektiven Laserschmelzen untersucht worden (s. Abb. 2.13):

- **Elliptisch:** Das Strahlprofil wird eindimensional gestreckt oder gestaucht und erhält somit ein elliptisches Profil.
- **Inverser-Gauß:** Die Intensität im Zentrum des Laserstrahls ist nahezu auf Null reduziert und wird auf den äußeren Strahlbereich verteilt. Der Strahl zeichnet sich durch eine quasi-ringförmige Intensitätsverteilung aus.
- **Tophat:** Das *Tophat-Strahlprofil* wird durch eine nahezu konstante Intensitätsverteilung über die Fläche des Laserstrahls und steileren Flanken als beim Gauß-Strahlprofil beschrieben.

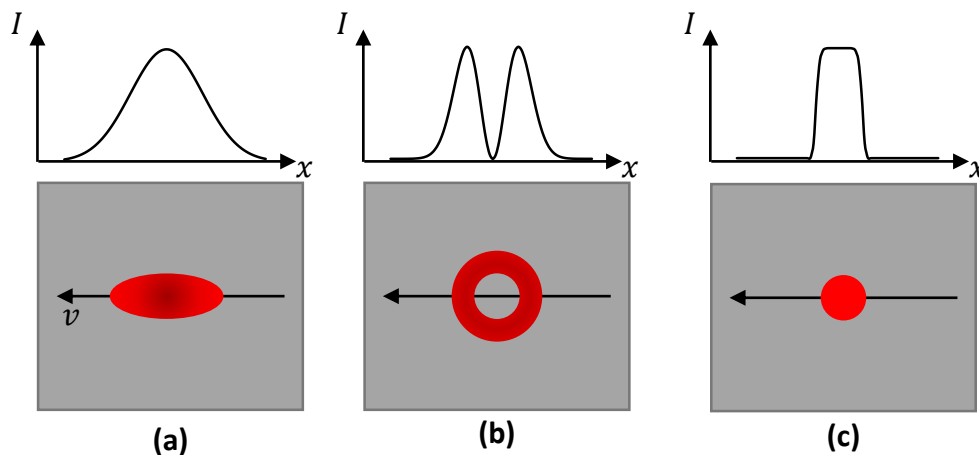


Abb. 2.13.: Schematische Darstellung der eindimensionalen Intensitätsverteilungen und der Draufsicht ausgewählter Strahlformvarianten. Es sind (a) elliptische, (b) Inverser-Gauß und (c) Tophat Strahlformen dargestellt.

ROEHLING ET AL. (2017) [113] modulieren mit anamorphen Prismen ein *elliptisches Strahlprofil* (s. Abb. 2.13a). Bei Einzelspuren können so Glättungseffekte erzielt und Spuren mit höherer Homogenität erzeugt werden. Dadurch sind Änderungen in der Mikrostruktur zu beobachten. Bei der Anwendung von elliptischen Strahlen wird eine globulitische Kristallisation beobachtet und die Manipulation von Kornwachstum aufgezeigt.

Eine *Inverse-Gauß-Verteilung* oder auch *Donut-Verteilung* hat zum Ziel, die hohe Intensität im Zentrum des Laserstrahls zu reduzieren und die Energieverteilung stärker auf den äußeren Strahlbereich zu verteilen (s. Abb. 2.13b). Die resultierende Temperaturverteilung ist einheitlicher und die Verdampfung wird reduziert [116]. Untersuchungen zeigen, dass durch die *Inverse-Gauß-Verteilung* die Verdampfung soweit reduziert

wird, dass weniger Pulvereinzug vorliegt. Das zeigt sich sowohl in der reduzierten Anzahl an Spritzern bzw. Prozessauswürfen als auch in einer schmaleren Pulvereinzugszone [106].

Eine weitere Möglichkeit den Energieeintrag zu homogenisieren ist die Intensitätsverteilung *Tophat* oder auch *Flattop* zu verwenden (s. Abb. 2.13c). Bei der Anwendung im SLM wird dadurch ein gleichmäßiges Einschweißen bzw. eine homogene Anbindung zwischen Spur und Substrat erreicht [106]. Durch die konstante Intensitätsverteilung sind auch höhere Leistungswerte applizierbar, die bei einer gaußförmigen Verteilung zu einer Dampfkapillare führen. Somit sind die maximalen Werte von Leistung und Scangeschwindigkeit erhöht und ermöglichen damit eine höhere Produktivität [45].

Bewertung der vorgestellten Konzepte

Die vorgestellten Ansätze der Multistrahlbelichtung und der Strahlformung zur Optimierung des Schmelzprozesses zeigen unterschiedliche Methoden zur Verbesserung der Aufbaurate im SLM. Zur Vermeidung von Überhitzungen der Schmelze wird in beiden Ansätzen der gleichmäßige Energieeintrag und die Vermeidung hoher Intensitäten angestrebt [116]. Bei der Multistrahlbelichtung wird die Leistung auf mehrere Strahlen verteilt, die durch unterschiedliche Positionierung der Strahlen eine gleichmäßige Temperaturverteilung ermöglicht. Durch Strahlformung wird ebenfalls Verdampfung vermieden, indem von der typischen gaußförmigen Intensitätsverteilung abgesehen wird.

Um die Prozessgrenzen zu überwinden, die die Produktivitätssteigerung mit einer Strahlquelle limitieren, ist die Multistrahlbelichtung ein vielversprechender Ansatz. Durch Strahlteilung wird ein höherer Freiheitsgrad erreicht und ermöglicht eine flexible Modulation der Schmelzbadbildung. Da die Anzahl an Laserstrahlen zunächst keine Limitierungen aufweist, sind hier höhere Leistungsbereiche denkbar, um die Produktivität zu verbessern. Die Strahlformung zeigt zwar vielversprechende Ergebnisse, jedoch ist hier eine weitere Erhöhung der Produktivität ebenfalls begrenzt. Da die Auswirkung auf die Schmelzbadbildung im Vergleich zur Multistrahlbelichtung geringer sind, hat die Multistrahlbelichtung ein größeres Potential zur Prozessoptimierung.

2.3.2. Simulative Ansätze für das selektive Laserschmelzen

Aufgrund der Vielzahl an Wechselwirkungen, die durch rein experimentelle Ansätze nicht untersucht werden können, ist die simulative Prozessmodellierung eine geeignete Unterstützung, um ein verbessertes Prozessverständnis zu erlangen und das Pre-Processing zu optimieren. Ziel ist es, eine Aussage über die Aufbaueignung des Bauteils und geeignete Belichtungsparameter sowie deren Auswirkung auf das Bauteilverhalten zu erhalten. Simulationen, die in Forschung und Industrie Anwendung finden, können in den Abstraktionsebenen **Makro-**, **Meso-** und **Mikrostruktursimulationen** kategorisiert werden und modellieren physikalische Zusammenhänge auf variierenden

Betrachtungsebenen und beantworten somit auch unterschiedliche Fragestellungen der Prozessentwicklung. Ferner wird in diesem Abschnitt die analytische Modellierung stationärer Temperaturfelder beschrieben, die eine effiziente Berechnungsmethodik darstellt, um Schmelzbadgeometrien zu berechnen und im Rahmen dieser Arbeit Anwendung finden.

Mit **Makrostruktursimulationen** sind Simulationen des Strukturverhaltens, unter Berücksichtigung von SLM-spezifischen Materialänderungen durch zumeist phänomenologische Materialmodelle, von ganzen Bauteilen umschrieben. Mit Simulationen der Finite-Elemente-Methode (FEM) wird das Bauteilstrukturverhalten analysiert [61, 79, 104, 119]. Hierfür wird ein prozessspezifisches Wärmequellenmodell verwendet, um den Energieeintrag des Laserstrahls nachzubilden [37]. Die Berechnung des thermomechanischen Verhaltens liefert Eigenspannungen und Verzüge sowie ihren Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften (bspw. Bauteilfestigkeit und -steifigkeit). Darüber hinaus werden werkstoffspezifische mechanische Eigenschaften und werkstoffspezifische Vorgänge, wie Umwandlungsdehnungen, miteinbezogen. Außerdem sind transiente und nichtlineare Berechnungen im Dreidimensionalen durchführbar, sodass eine breite Anwendbarkeit vorliegt. Durch die valide Übereinstimmung mit Messdaten, ist die Makrostruktursimulation ein geeignetes Werkzeug zur Prozessauslegung und -optimierung [12, 61, 79, 104, 119, 148].

Mit numerischen **Mesostruktursimulationen** wird der Einfluss des Laserstrahls und der gewählten Laserparameter auf die Schmelzbadbildung untersucht [47, 65, 67]. Hierfür werden thermische und fluiddynamische Wechselwirkungen mittels Computational Fluid Dynamics-Simulation (CFD) modelliert und umfassen signifikante physikalische Effekte wie den Rückstoßdruck, Marangoni Strömungen und den Einfluss von Gas-einschlüssen auf das Prozessergebnis [65, 66]. Auch ist die Modellierung der Energieeinkopplung in das stochastisch verteilte Pulver von großem Interesse [47, 65]. Das ermittelte Schmelzbadverhalten lässt Rückschlüsse auf Poren, Spritzer und die Schmelzbadgeometrie zu [65]. Jedoch ist zur Abbildung einer Wärmequelle der Rechenaufwand relativ hoch. Dies führt dazu, dass sich ihre Anwendung auf kleine Bauteile oder Einzelspuren begrenzt.

Im Bereich der **Mikrostruktursimulation** werden u.a. Cellular Automata (CA)-Modelle verwendet, um Gefügestrukturen gefertigter Bauteile zu untersuchen [109]. Da die Mikrostruktur maßgeblich die mechanischen Eigenschaften eines Volumenkörpers beeinflusst [11, 125], ist ihre Vorhersage, basierend auf den gewählten Prozessparameter, von großem Interesse. Durch die Kopplung von CA-Modellen mit der Finite-Differenzen-Methode (FDM) oder der FEM wird anhand der Temperaturentwicklung die Mikrostruktur in Form von Kornstruktur, Kornwachstum und Keimbildung modelliert [102, 155, 156, 154]. Die rechnerisch ermittelten Gefüge weisen dabei eine hinrei-

chende Übereinstimmung mit Experimenten auf.

Die numerische Simulation ist ein vielversprechender Ansatz zur Gestaltung und Optimierung des Pre-Processings bei generativen Fertigungsprozessen. Jedoch begrenzt sich die Anwendbarkeit der numerischen Simulation auf spezifische Wechselwirkungen. Im Fokus dieser Arbeit ist der Einfluss der Multistrahelbelichtung auf die Schmelzbadentwicklung, also die mesoskopische Ebene. Mit dieser neuen Belichtungsstrategie wird ein weiter Parameterraum geöffnet, zu dem wenige Datenpunkte und kaum experimentelle Untersuchungen vorliegen. Für ein derart unbekanntes Feld mit variierenden Wärmequellen ist eine effiziente Prozessentwicklung mit numerischer Simulation zunächst nicht möglich. Aus diesem Grund ist ein Modell mit hoher Recheneffizienz in Kombination mit experimentellen Daten notwendig, um ein möglichst ganzheitliches Prozessverständnis zu erlangen. Es wird im Rahmen dieser Arbeit der Fokus auf die analytische Modellierung in Kombination mit Experimenten gelegt, da diese die Prozessuntersuchung effizient gestalten. Die analytische Modellierung ist, trotz der damit verbundenen Vereinfachungen in der analytischen Betrachtung, für eine Berechnung der Schmelzbadeneigenschaften in kurzer Rechenzeit geeignet.

Thermische Zustandsänderungen werden basierend auf der Wärmeleitung berechnet. Anhand der analytischen Lösung der Wärmeleitungsgleichung nach ROSENTHAL [115] werden Temperaturfelder modelliert, die für verschiedene Schmelzprozesse angewendet werden [15, 29, 58, 59]. Analytische Modellierungen zeichnen sich durch einen erheblichen Grad der Vereinfachung aus, ermöglichen jedoch eine kompakte Berechnung auftretender Temperaturfelder. Bisherige Modelle zeigen, dass mit der analytischen Modellierung ein effizientes Werkzeug zur Berechnung unterschiedlicher Wärmeeinträge vorliegt und somit für die Untersuchung der Multistrahelbelichtung beim SLM geeignet ist. Die Berechnung und Abbildung der Isothermen (bspw. der Schmelztemperatur) unterstützen bei der Untersuchung von Parametervariationen und der Prozessauslegung [29, 31, 117, 135].

Als Ansatz zur Bestimmung der Temperaturverteilung dient die mathematische Beschreibung der Wärmeleitungsgleichung mit dem Wärmequellenterm q [98]:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda_{\text{th}}}{c_p \rho} \nabla^2 T + \frac{q}{c_p \rho} \quad (2.9)$$

Hierin berücksichtigt ist die Wärmeleitfähigkeit λ_{th} , die spezifische Wärme je Masseneinheit c_p und die Dichte ρ . Bei der analytischen Berechnung des Temperaturfeldes werden folgende Vereinfachungen vorgenommen [98]:

- Die Körpergeometrie wird als halbbunendlicher Körper beschrieben.
- Die räumliche Verteilung der Wärmequelle wird als punktförmige Quelle definiert.
- Zeitlich wird die Wärmequelle kontinuierlich sowie zeitlich-örtlich als bewegend betrachtet.

- Es wird ausschließlich der konduktive Wärmetransport betrachtet. Der konvektive Wärmetransport wird außer Acht gelassen.
- Die thermophysikalischen Eigenschaften des Körpers werden als konstant und unabhängig von der Temperatur betrachtet.
- Phasenübergänge werden nicht berücksichtigt.
- Es gilt eine konstante Verteilung der Anfangstemperatur $T_0 = T(\pm\infty, y, z, t) = T(x, \pm\infty, z, t) = T(x, y, \pm\infty, t)$.

Im Rahmen dieser Arbeit ist die punktförmige Wärmequelle relevant und soll im Folgenden näher betrachtet werden. Für einen detaillierten Einblick in die anderen Näherungsmöglichkeiten sei auf die Quellen [98, 110, 115] verwiesen.

Basierend auf den genannten Vereinfachungen kann die Wärmeausbreitung einer momentanen Punktquelle in einem halbumendlichen Körper berechnet werden. Hier wirkt die eingebrachte Wärmemenge Q :

$$dT(x, y, z, t) = \frac{2Q}{c_p \rho (4\pi a t)^{3/2}} e^{-\frac{R^2}{4at}} \quad (2.10)$$

Mit der Wärmeleitfähigkeit λ_{th} gilt für die Temperaturleitfähigkeit $a = \lambda_{th}/(\rho c_p)$. Ferner wird die Zeit t und der Abstand zur Punktquelle $R = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}$ mitberechnet. Die mathematische Formulierung zur Berechnung des Temperaturfeldes bei einer kontinuierlich bewegten Punktquelle wird mit Hilfe des Superpositionsprinzips [98, 110] definiert. Eine differentielle Unterteilung der jeweils örtlichen Wirkzeit τ ermöglicht eine entsprechende Umformulierung zu einer Folge einzelner momentaner Punktquellen q mit $dQ = q \cdot d\tau$ für eine infinitesimal kurze Zeitspanne. Somit ist die Temperaturdifferenz im Körper die Summe der einzelnen Temperaturdifferenzen nach Gl. 2.10 [98]:

$$T(x, y, z, t) - T_0 = \frac{2q d\tau}{c_p \rho (4\pi a (t - \tau))^{3/2}} e^{-\frac{R_v^2}{4a(t-\tau)}} \quad (2.11)$$

mit $R_v = \sqrt{(x + v(t - \tau))^2 + y^2 + z^2}$ bei Bewegung in x-Richtung mit der Geschwindigkeit $v = v_x$. Somit kann durch Integration von Gl. 2.11 die Temperaturdifferenz ermittelt werden:

$$T(x, y, z, t) - T_0 = \int_0^t \frac{2q}{c_p \rho (4\pi a (t - \tau))^{3/2}} e^{-\frac{R_v^2}{4a(t-\tau)}} d\tau \quad (2.12)$$

Da im Rahmen dieser Arbeit der quasi-stationäre Zustand der Temperaturverteilung von Interesse ist, wird der Grenzbereich $t \rightarrow \infty$ definiert und vereinfacht somit Gl. 2.12:

$$T(x, y, z, \infty) - T_0 = \frac{q}{2\pi \lambda_{th} R} e^{-\frac{v(x+R)}{2a}} \quad (2.13)$$

Jedoch ist zu berücksichtigen, dass bei der Punktquelle ($x, y, z \rightarrow 0$) für die Temperatur $T \rightarrow \infty$ gilt. Durch die definierte Dicke der Substratplatte beim SLM müssen außerdem Wärmeakkumulationseffekte bei der Berechnung des Temperaturfelds berücksichtigt werden. Die Spiegelung der Punktquellen in z-Richtung erzeugt adiabate Verhältnisse, sodass eine Begrenzung der Wärmeleitung modelliert wird. Die *Methode der Spiegelquellen* beinhaltet die n-fache Spiegelung der Wärmequelle durch Superposition im Abstand der doppelten Dicke h [115].

$$T(x, y, z, \infty) - T_0 = \frac{q}{2\pi\lambda_{\text{th}}} \sum_{n=-\infty}^{n=\infty} \frac{e^{-\frac{v(x+R_n)}{2a}}}{R_n} \quad (2.14)$$

$$R_n = \sqrt{x^2 + y^2 + (z \pm 2nh)^2} \quad (2.15)$$

Analog können auch adiabate Randbedingungen für die Temperaturverteilung in x- und y-Richtung implementiert werden, um bspw. die äußeren Kanten der Objektbearbeitung zu implementieren.

2.3.3. Prozessüberwachung

Die hohe Zeit- und Ressourcenersparnis, die mit der frühzeitigen Erkennung von defekten Bauteilen einhergeht, führt dazu, dass im Bereich der Prozessüberwachung und -analyse ein großer Forschungsbedarf vorliegt [30, 40, 126, 129].

Für das selektive Laserschmelzen haben sich unterschiedliche Prozessmonitoringstrategien in der Forschung und Industrie etabliert. Sensoren, die die Erfassung optischer Signale ermöglichen, sind im Prozessmonitoring am verbreitetsten [21, 28, 50, 130]. So werden Signale im visuellen [35, 123] oder thermischen Spektrum [50, 72] mit entsprechender Sensorik erfasst. Die Sensoren sind zumeist im Bauraum oder im Strahlengang (koaxial) platziert [9, 21]. Die räumliche bzw. zeitliche Auflösung, die Position sowie die Art des Sensors entscheiden über das Messobjekt und die Möglichkeiten des Prozessmonitorings.

In Bezug auf die Untersuchung des Schmelzprozesses zeigen diverse Studien die Anwendbarkeit von **niedrigauflösenden Prozessmonitoringsystemen** zur Charakterisierung des Schmelzbades: Durch die Erfassung der thermischen Strahlung aus dem Schmelzbad ist eine Quantifizierung der geometrischen Schmelzbaddimensionen (Länge, Breite, Fläche) möglich [9, 18, 20, 21]. Mit eindimensionalen Sensoren, wie bspw. Pyrometern, können thermische Signale mit einer hohen Frequenz erfasst werden. Dadurch kann bspw. die Entstehung einer Dampfkapillare entdeckt und entsprechend geregelt werden [34]. Es bieten sich insbesondere koaxial positionierte Sensoren an, da diese mit dem Laserstrahl verfahren und so über den gesamten Prozess das Schmelzbad beobachten können [7, 20, 28, 86]. Die Analyse thermischer Strahlung ermöglicht auch die Beobachtung materieller Prozessausstöße, da diese durch den Laserprozess erhitzt

werden [1, 2, 42].

Die Anwendung von **hochauflösenden Prozessmonitoringsystemen** (ggf. mit externer Belichtung [131]) sind in der Forschung eine Ergänzung zur Erarbeitung des Prozessverständnisses [6, 147]. Auf Basis dieser Prozessmonitoringsysteme können etwaige physikalische Wirkzusammenhänge beobachtet und mit Prozessmonitoringaufnahmen niedriger Auflösung korreliert werden, um Zusammenhänge zu ziehen und beschreiben zu können.

In industriellen Anlagen befinden sich meist Sensoren mit geringer räumlicher Auflösung (bspw. Pyrometer), um eine hohe Datenrate auf Kosten der Auflösung zu ermöglichen [19, 70, 71]. Hochauflösende Kamerasysteme werden primär in der Prozessentwicklung und Forschung angewendet, da die Datenmenge groß und die Verarbeitung zeitintensiv ist.

2.4. Optische Grundlagen zur Strahlmodulation

Die theoretische Betrachtung der Prozessgrenzen zeigt auf, dass die konventionelle Einzelstrahlbelichtung in ihrer Ausführung stark limitiert ist (s. Abb. 1.1). Wie in Abs. 2.3.1 beschrieben wird, bietet Strahlformung das Potential neue Parameterbereiche zu erschließen. Besonders erweist sich die Strahlteilung [51, 53, 150, 151, 152] als vielversprechende Belichtungsstrategie im SLM. In den vorgestellten Ansätzen werden mehrere Laserstrahlquellen und Diodenlaserarrays verwendet. Jedoch bietet die Verwendung mehrerer Laserstrahlquellen wenig Flexibilität in der Anzahl an Laserstrahlen. Diodenlaserarrays werden ebenfalls nicht verwendet, da eine hohe Fokussierbarkeit der Laserstrahlung gefordert ist. Die hohe Fokussierbarkeit wird mit Singlemode-Faserlasern erreicht, da diese eine hohe Strahlqualität aufweisen. Zur Realisierung der flexiblen Multistrahlbelichtung bei hoher Fokussierbarkeit ist unter anderem die Anwendung diffraktiver Optiken geeignet [99, 111], deren Funktionsweise in diesem Abschnitt näher betrachtet wird. In diesem Zusammenhang sind in Abs. 2.4.1 grundlegende Beugungseffekte beschrieben. In Abs. 2.4.2 ist die Fourieroptik als Basis zur beugungsbasierten Strahlformung erklärt. Außerdem wird in Abs. 2.4.3 der *iterative Fourier-Transformations-Algorithmus* (IFTA) zur Auslegung diffraktiver Optiken vorgestellt.

2.4.1. Beugungseffekte

In der beugungsbasierten Strahlformung werden optische Elemente verwendet, welche die Phase oder Amplitude der einfallenden elektromagnetischen Welle modifizieren, sodass die gewünschte Amplitudenverteilung in der Bearbeitungsebene erreicht wird [27]. Die Beugung basiert auf dem *huygens-fresnelschen Prinzip*. So entstehen entlang der Wellenfront der elektromagnetischen Welle neue Teilwellen, die durch Interferenz die Amplitudenverteilung beeinflussen. Die elektrische Feldstärke des Lichts $E(x, y)$ ist

von der Summe der Amplituden A_m und der Phasen ϕ_m der überlagernden Teilwellen abhängig [26]:

$$E(x, y) = \sum_m A_m(x, y) \cdot e^{i\phi_m(x, y)} \quad (2.16)$$

Je nach Phasendifferenz entsteht eine Verstärkung (konstruktive Interferenz) oder eine Abschwächung (destruktive Interferenz) der elektrischen Feldstärke in der betrachteten Ebene (x, y) .

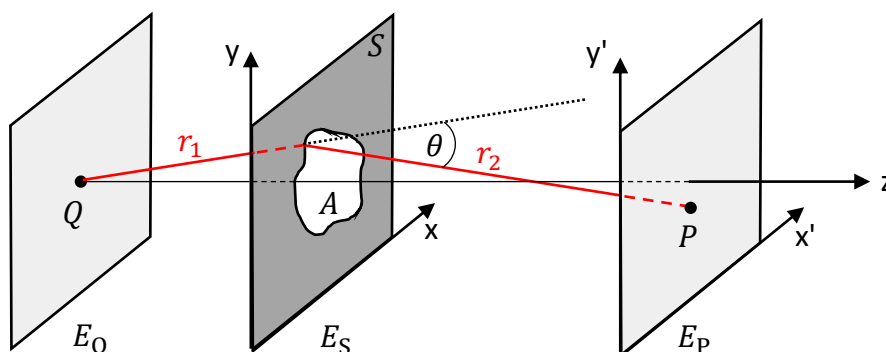


Abb. 2.14.: Darstellung der Betrachtungsebenen zur Herleitung des Fresnel-Kirchhoff'schen Beugungsintegrals. Das Beugungsmuster ist die Amplitudenverteilung einer Punktquelle Q nach der Blende S in der $x'y'$ -Ebene (in Anlehnung an [26, 107]).

In Abb. 2.14 ist die Belichtung einer Blende S (xy -Ebene) mit einer Punktquelle Q und den daraus resultierenden Beugungseffekten in der $x'y'$ -Ebene gezeigt. Die elektrische Feldstärke E_P in der $x'y'$ -Ebene für den Punkt P nach einer beliebigen Blende S wird nach dem **Fresnel-Kirchhoff'schen Beugungsintegral** mit der Amplitude E_Q der Lichtquelle Q , den Abständen $r_1 = \overline{QS}$ und $r_2 = \overline{SP}$, dem Winkel θ zwischen \overline{QS} und \overline{SP} sowie dem Flächenelement $dA = dx dy$ berechnet. Hierfür wird die Feldverteilung E_S an der Blende betrachtet [26, 107]. Von jedem Punkt der Blende wirkt eine Kugelwelle von S in E_P ein. Da die Amplitude einer Kugelwelle mit dem Abstand zur Entstehungsquelle reziprok abnimmt, gilt [26]:

$$E_P \propto E_S \frac{e^{-ikr_2}}{r_2} \quad (2.17)$$

Die Superposition der Kugelwellen ergibt die Feldverteilung E_P in der $x'y'$ -Ebene [107]:

$$E_P \propto \iint_{\text{Apertur}} E_S \frac{e^{-ikr_2}}{r_2} \frac{(1 + \cos \theta)}{2} dx dy. \quad (2.18)$$

Der Winkel θ beschreibt die Richtungsabhängigkeit der Amplitude einer Kugelwelle. Da das Fresnel-Kirchhoff'sche Beugungsintegral nur für simple Geometrien analytisch lösbar ist, werden mit der *Fresnel-* und *Fraunhofer-Näherungslösung* Grenzfälle betrachtet, die eine numerische Berechnung erübrigen. Deren Berechnung ist nach der

Lage der Bildebene (Nah- oder Fernfeld) und der damit einhergehenden mathematischen Näherung klassifiziert (s. Abb. 2.15) [26].

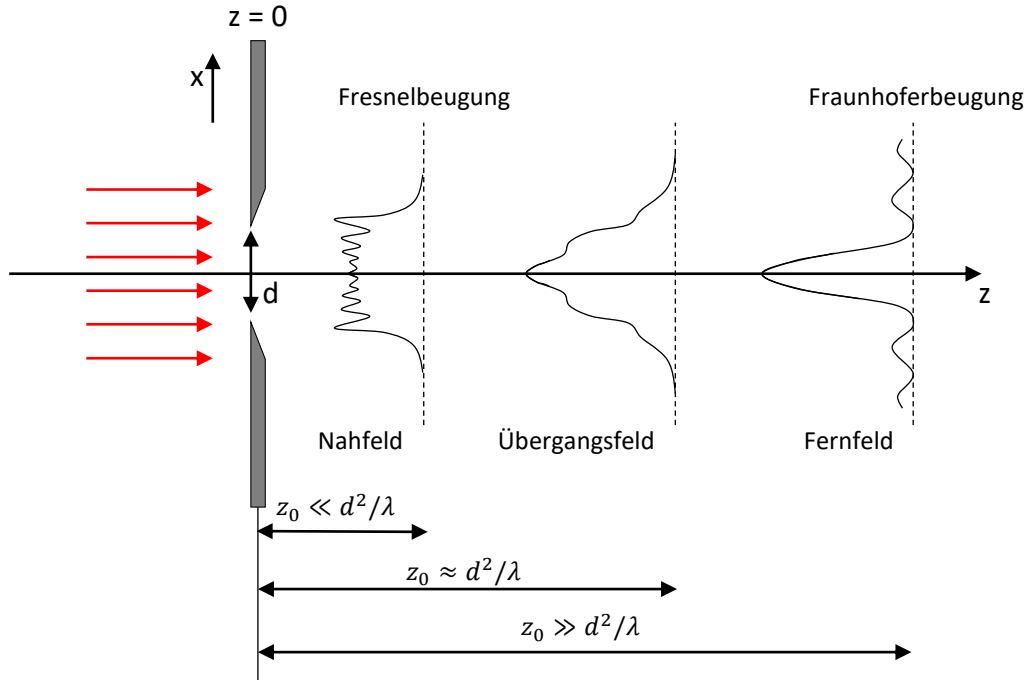


Abb. 2.15.: Darstellung der Fresnel- und Fraunhoferbeugung an einem Spalt. Die Fresnelbeugung betrachtet die Amplitudenverteilung im Nahfeld und die Fraunhoferbeugung im Fernfeld (Abbildung nach [26]).

Im Nahfeld gilt $z_0 \ll d^2/\lambda$ und umfasst die Näherungslösung der **Fresnelbeugung**. Zur Berechnung der **Fresnelbeugung** erfolgt eine paraxiale Näherung. Die Blendengröße wird mit einem Durchmesser d angenähert. Für die Blende gilt $z = 0$ und für die Beugungsebene $z = z_0$ (s. Abb. 2.15) [26, 107].

Im Fernfeld gilt $z_0 \gg d^2/\lambda$ und beschreibt den Grenzfall der **Fraunhoferbeugung** [26, 107]. Bei der Verwendung von diffraktiven Optiken ist die Fraunhoferbeugung relevant, da diese nicht nur für das Fernfeld, sondern auch im Brennpunkt der Linse gültig ist [26, 27, 107].

Im Fernfeld liegt eine große Entfernung r_2 zwischen den Punkten S und P vor, sodass $x/z_0 \ll 1$ bzw. $y/z_0 \ll 1$ gilt. Hierdurch ist die Näherung $r_2 \approx z_0$ möglich. So kann $\cos \theta = z_0/r_2 \approx 1$ gesetzt werden. Außerdem gilt für den Abstand r_2

$$r_2 = \sqrt{z_0^2 + (x - x')^2 + (y - y')^2},$$

$$r_2 \approx z_0 \left(1 - \frac{xx'}{z_0^2} - \frac{yy'}{z_0^2} + \frac{x'^2 + y'^2}{2z_0^2} \right). \quad (2.19)$$

Aus Gl. 2.18 und Gl. 2.19 folgt die Näherung der Fraunhoferbeugung [26]:

$$E_P(x', y', z_0) = \frac{ie^{-ikz_0}}{\lambda z_0} \cdot e^{\frac{-i\pi}{\lambda z_0}(x'^2+y'^2)} \cdot \iint_{\text{Apertur}} E_S(x, y) \cdot e^{\frac{ik}{z_0}(x'x+y'y)} dx dy \quad (2.20)$$

Aus Gl. 2.20 folgt, dass die Fraunhofer-Näherung der Fouriertransformierten der Blendenfunktion E_S entspricht. Dieser Zusammenhang ermöglicht eine effiziente Berechnung der elektrischen Feldverteilung in der Beugungsebene und ist grundlegend für die *Fourieroptik*.

2.4.2. Fourieroptik

Die Verwendung von diffraktiven optischen Elementen (DOE) in Kombination mit einer Linse als optischen Fourier-Transformator ermöglicht eine flexible Modulation der Amplitudenverteilung des einfallenden Laserstrahls. Die diffraktiven Optiken zeichnen sich durch eine diffraktive Struktur aus. Propagiert ein Lichtstrahl durch diese Struktur, wird eine lokale Phasenverzögerung der Wellenfront induziert. Mit der Linse wird das erzeugte zweidimensionale Muster in die frequenziellen Bestandteile (Ortsfrequenzspektrum) transformiert [26, 107, 133]. Die Fernfeldbedingungen werden durch die Linse künstlich im Brennpunkt der Linse f erzeugt. Somit gleicht die resultierende Amplitudenverteilung in der Beobachtungsebene der Fraunhoferbeugung und wird über die Fouriertransformation der Feldverteilung in der Aperturebene berechnet:

$$E_P = A \cdot \mathcal{F}(E_S) \quad (2.21)$$

mit dem Vorfaktor

$$A(x', y', f) = \frac{ie^{-ikf}}{\lambda f} \cdot e^{\frac{-i\pi(x'^2+y'^2)}{\lambda f}}. \quad (2.22)$$

Diese Tatsache ermöglicht eine vereinfachte Ermittlung von gewünschten Strahlverteilungen im spektralen Raum [107]. Somit ist durch die Modifikation der Phase, eine flexible Darstellung von mehreren Laserstrahlen in der Beugungsebene möglich. Die Modifikation und Berechnung entsprechender Amplitudenverteilungen macht die beugungsbasierte Strahlformung zu einem geeigneten Werkzeug für die Umsetzung der Multistrahlbelichtung.

Abb. 2.16 zeigt eine *2f-Anordnung* zur Strahlmodulation. Die Modulation durch Beugung erfolgt mit dem DOE in der Aperturebene. Der emittierte Laserstrahl der Punktquelle Q wird mittels Linse $F1$ kollimiert und propagiert durch das DOE. Um das Beugungsmuster nicht im Unendlichen zu erhalten, wird der modifizierte Laserstrahl mit einer Linse $F2$ fokussiert. Der Abstand der Linse zum DOE und zur Fourierebene entspricht ihrer Brennweite f .

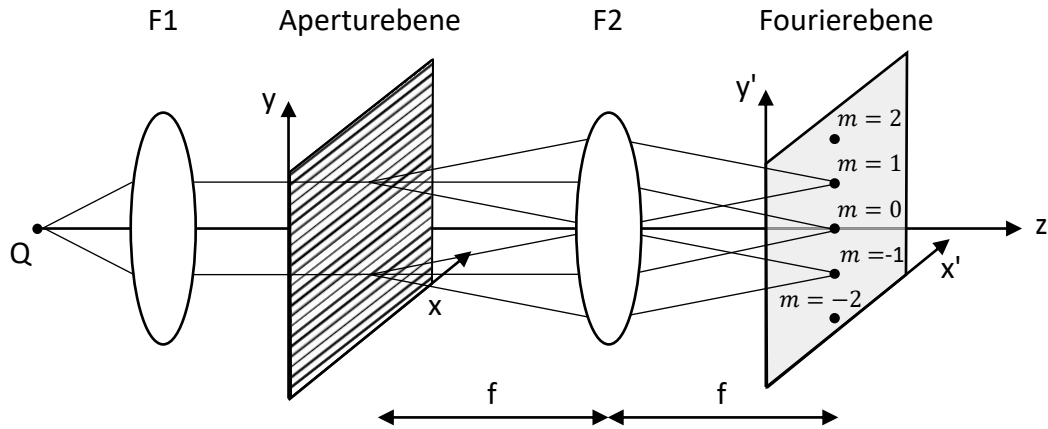


Abb. 2.16.: Optischer Aufbau zur Abbildung der Fourier-Transformierten eines Strichgitters mittels Linse in der Fourierebene (Abbildung nach [107]). m bezeichnet die Beugungsordnungen.

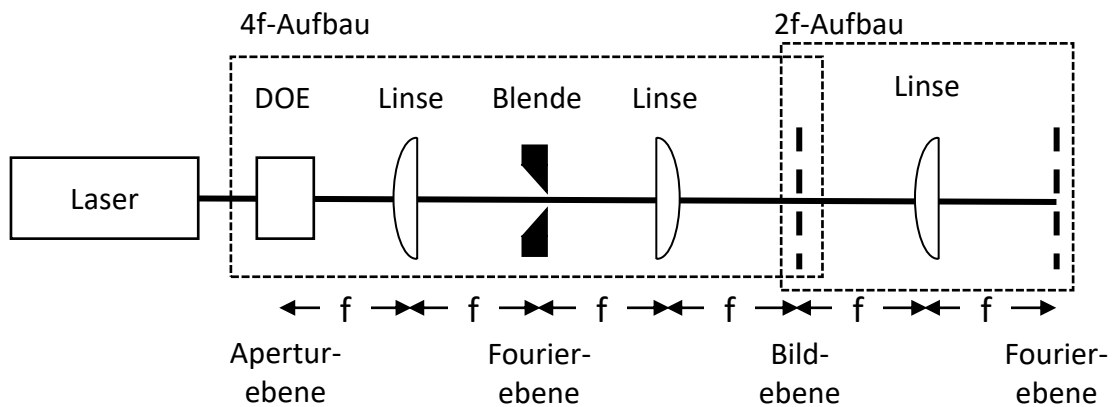


Abb. 2.17.: Optischer Aufbau zur Darstellung der Fraunhoferbeugung an einem DOE mit einer 4f-Anordnung zur optischen Filterung

Da bei Beugungseffekten auch unerwünschte höhere Beugungsordnungen ($m \neq 0$) und die nullte Beugungsordnung ($m = 0$) vorliegen, wird die gewünschte Amplitudenverteilung durch Phasenmodulation allein nicht erzielt (s. Abb. 2.16). Hierfür wird das optische System um eine Zwischenabbildung zur optischen Filterung erweitert (s. Abb. 2.17). So werden in der Fourierebene unerwünschte Ordnungen durch entsprechend angeordnete Blenden (bspw. als Hoch-/ oder Tiefpassfilter) ausgeblendet. Mit dem Abstand f zur Fourierebene wird eine weitere Linse platziert, die eine erneute optische Fourier-Transformation durchführt. Das Spektrum wird dabei in die Invertierte der Aperturfunktion in der Bildebene umgewandelt [107]. Wird erneut eine Linse mit dem Abstand f hinter der Bildebene platziert, erfolgt eine erneute Fourier-Transformation, sodass die korrigierte Amplitudenverteilung in der Fourierebene abgebildet wird.

2.4.3. Auslegung diffraktiver Optiken

Mit den Grundlagen der Fourieroptik ist die Berechnung der Amplitudenverteilung in der Fourierebene bei gegebener Amplitude und Phase der Aperturebene möglich. Um eine gewünschte Multistrah-Anordnung in der Fourierebene zu erhalten, sind speziell ausgelegte DOEs notwendig. Die Phaseninformation eines DOEs, welches die entsprechend notwendige Phasenverzögerung beim einfallenden Strahl induziert, kann über eine Vielzahl an Algorithmen berechnet werden [33]. Im Rahmen dieser Arbeit wird ein iterativer Fourier-Transformations-Algorithmus (IFTA) verwendet, da sich dieser durch kurze Rechenzeiten und schneller Konvergenz zur gewünschten Amplitudenverteilung auszeichnet [33].

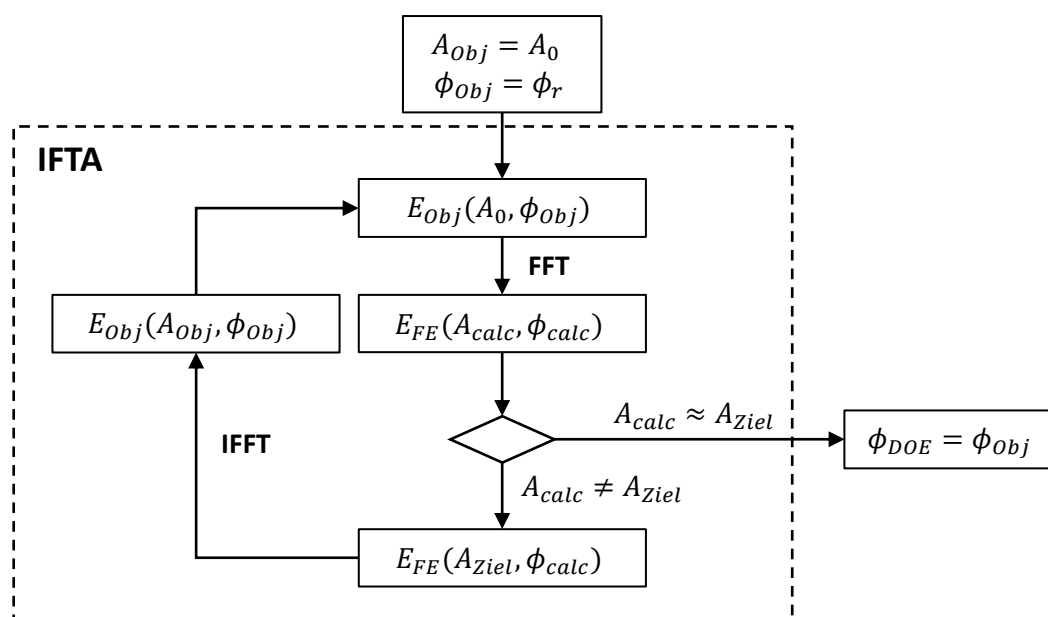


Abb. 2.18.: Schematische Darstellung des IFTA zur Berechnung der notwendigen Phasenverteilung ϕ_{DOE} eines DOEs, um die Amplitude A_{Ziel} in der Fourierebene zu erhalten (in Anlehnung an [100, 141])

Die Vorgehensweise des IFTA zur Optimierung der Phasenverteilung ϕ_{DOE} ist in Abb. 2.18 dargestellt [141]. Als Randbedingungen werden die geforderte Zielamplitudenverteilung A_{Ziel} und die Amplitude des Rohstrahls $A_{Obj} = A_0$ definiert. Für A_0 wird in der Regel eine homogene oder gaußförmige Verteilung angenommen. Zu Beginn ist die Phasenverteilung in der Aperturebene als Initialbedingung zufällig gewählt ($\phi_{Obj} = \phi_r$). Durch Anwendung der schnellen Fourier-Transformation (FFT) an $E_{Obj}(A_{Obj}, \phi_{Obj})$ wird das elektrische Feld in der Fourierebene E_{FE} mit der Amplituden- und Phasenverteilung A_{calc} bzw. ϕ_{calc} berechnet. Berechnete und gewünschte Amplitudenverteilung werden in einer Fehlerbetrachtung miteinander verglichen, sodass der IFTA iterativ fortgesetzt wird, bis die Bedingung $A_{calc} \approx A_{Ziel}$ erfüllt ist. Ist die Bedingung nicht erfüllt, wird die berechnete Amplitude A_{calc} mit der Zielamplitude A_{Ziel} ersetzt. Daraufhin werden die Amplituden- und Phasenverteilung mit der inversen schnellen

Fourier-Transformation (IFFT) für die Aperturebene berechnet. Die berechnete Amplitude A_{Obj} wird mit der Ausgangsamplitude A_0 ersetzt. Anschließend wird die Schleife mit der diskreten Fourier-Transformation als nächsten Schritt wiederholt [141]. Ist die Bedingung $A_{\text{calc}} \approx A_{\text{Ziel}}$ erfüllt, wird ϕ_{Obj} als benötigte Phasenverteilung für das DOE genutzt.

3. Zielsetzung der Arbeit

Aus den theoretischen Grundlagen für das selektive Laserschmelzen lassen sich hinsichtlich einer weiteren Optimierung der Produktivität mehrere Schlüsse ziehen. Physikalisch bedingte Grenzen limitieren die Produktivität im konventionellen selektiven Laserschmelzen. Dies wirkt sich auf die Parameterwahl aus (s. Abb. 1.1). So führt eine zu hohe Leistung zur Bildung einer Dampfkapillare (s. Abs. 2.2.1), eine zu hohe Scangeschwindigkeit zu Balling und ein Prozess mit sowohl hoher Leistung als auch Scangeschwindigkeit zu Humping (s. Abs. 2.2.2). Um höhere Leistungen oder Scangeschwindigkeiten umzusetzen, gilt es diese Effekte durch geeignete Strahlmodulation zu vermeiden.

Verfügbare Ansätze zur Optimierung des selektiven Laserschmelzens zielen auf eine gleichmäßige Verteilung des Energieeintrags ab. Der Ansatz der Strahlteilung zeigt sich als besonders vielversprechend zur Einbringung erhöhter Laserleistungen (s. Abs. 2.3.1). Die vorgestellten Ansätze in Abs. 2.3.1 und Ansätze mit größerem Fokussdurchmesser [97, 121] zeigen, dass eine höhere Leistung durch verringerte Intensität appliziert werden kann. Aufgrund fehlender Studien zur Multistrahlbearbeitung mit hohen Leistungen und hoher Fokussierung, ergibt sich der Bedarf für Prozessuntersuchungen, die die Strahlteilung mit Laserstrahlen einer hohen Strahlqualität und hohen Intensität anwenden.

Die Verwendung von beugungsbasierter Strahlmodulation mittels diffraktiver optischer Elemente in Abs. 2.4 zeigt auf, dass ein geeignetes Werkzeug gegeben ist, dass mit einer hohen Flexibilität eine Anpassung der Amplitudenverteilung ermöglicht. Ein experimenteller Aufbau mit diffraktiven Optiken im *4f-Aufbau* ist eine geeignete Umgebung für eine Anpassung des Energieeintrags unter Beibehalt einer hohen Fokussierbarkeit der Laserstrahlung.

Basierend auf den Erkenntnissen aus den theoretischen Prozessgrundlagen und den Möglichkeiten der Strahlformung ist das Ziel dieser Arbeit das grundlegende Prozessverständnis zur Anwendung von Strahlformung beim selektiven Laserschmelzen aufzubauen. Durch eine optimierte Leistungsverteilung soll der Prozess untersucht und Optimierungspotentiale hinsichtlich der Produktivität aufgezeigt werden. Für eine strukturierte Erarbeitung der Prozessgrundlagen werden folgende Ziele definiert:

- **Entwicklung und Aufbau einer experimentellen Prozessumgebung:** Zur Untersuchung der Multistrahelbelichtung beim selektiven Laserschmelzen ist ein geeigneter experimenteller Aufbau notwendig. Da keine kommerzielle Anlage mit

frei modulierbarer Laserstrahlung verfügbar ist, ist hier eine eigene Umgebung zu entwickeln und aufzubauen. Die Anlage soll sowohl die Untersuchung an Einzelspuren als auch an einfachen Probekörpern ermöglichen. Darüber hinaus soll mittels geeignetem Monitoring-Aufbau der Prozess detailliert charakterisiert werden.

- **Berechnung des Temperaturfeldes bei Multistrahelbelichtung:** Die Möglichkeit der frei wählbaren Leistungsverteilung durch Strahlteilung führt zu einem hohen Freiheitsgrad in der Parameterwahl. Die Ermittlung einer optimalen Verteilung der Laserstrahlen und der dazugehörigen Parameter ist aus diesem Grund experimentell nicht effizient. Daher ist eine Simulationsumgebung zur Berechnung des Temperaturfeldes bei der Multistrahelbelichtung zu entwickeln, die die resultierende Schmelzbadausbildung berechnet. Hierfür werden die Grundlagen der thermischen Modellierung aus Abs. 2.3.2 verwendet. Die Berechnung ist möglichst effizient zu gestalten, sodass bei unterschiedlichen Belichtungsstrategien eine Prozessauslegung in kurzer Zeit möglich ist.
- **Untersuchung von Einzelspuren:** Der Einfluss der Multistrahelbelichtung auf das Prozessgeschehen ist experimentell zu untersuchen. Um den direkten Einfluss auf die Schmelzbadentwicklung zu betrachten und die Simulation zu validieren, ist die experimentelle Untersuchung an Einzelspuren durchzuführen.
- **Analyse von Probekörpern:** Die optimierte Leistungsverteilung ist an simplen Probekörpern zu erarbeiten, um den Einfluss auf Qualitätsmerkmale, wie Dichte und Oberflächenbeschaffenheit der Bauteile, zu betrachten.
- **Untersuchung von Prozessdefekten:** Schließlich soll die Prozessstabilität bei der Multistrahelbelichtung analysiert werden. Materielle Prozessausstöße haben auf die Schmelzbadstabilität und die Porenbildung erheblichen Einfluss und sind im Detail zu untersuchen.

4. Experimentelle Prozessumgebung

Aufbauend auf den optischen Grundlagen der Strahlformung werden die experimentellen Rahmenbedingungen zur Umsetzung und Untersuchung der Multistrahlbelichtung beschrieben. Diese umfassen das optische System mitsamt der Formung und Führung des Laserstrahls (Abs. 4.1), das mechanische System für den Pulverauftrag mittels Raket (Abs. 4.2) sowie das Prozessmonitoring (Abs. 4.3). Abschließend werden die Methoden der Prozessauswertung vorgestellt (s. Abs. 4.4).

4.1. Laserstrahlführung

Als Laserstrahlquelle wird der Singlemode-Faserlaser *redPower Qube* der Firma *SPI Lasers UK Limited* mit einer maximal verfügbaren Leistung von $P = 2000$ W, einer mittleren Wellenlänge von $\lambda = 1080$ nm und einer Beugungsmaßzahl von $M^2 = 1.1$ verwendet. Der Laser ist in einem Freistrahlaufbau integriert und wird über einen Faserstecker mit Kollimator (1) in den Strahlengang eingekoppelt (s. Abb. 4.1). Mit einem Strahlaufweiter (2) wird dieser auf den kollimierten Strahldurchmesser $d_k = 10$ mm vergrößert, um die diffraktive Optik (3) mit minimierter Intensität zu belichten. Hierfür passiert der Laserstrahl den Spiegel M_1 und die quadratische Kupferblende B_1 mit einer Seitenlänge von 10 mm. Um eine möglichst korrekte Abbildung der gewünsch-

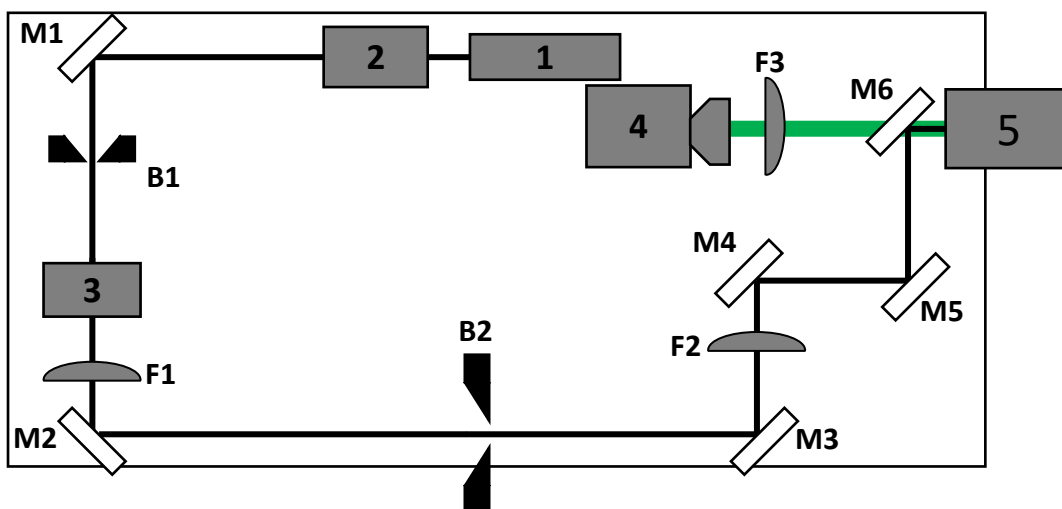


Abb. 4.1.: Schema des optischen Aufbaus zur Laserstrahlführung und -modulation. Die schwarze Linie stellt den optischen Pfad des Laserstrahls zur Materialbearbeitung dar und die grüne Linie den des Beobachtungsstrahls der Hochgeschwindigkeitskamera (4).

ten Amplitudenverteilung zu erhalten, ist der optische Aufbau im 4f-Aufbau konzi-

piert. Die Distanz von diffraktiver Optik zur Linse entspricht der Brennweite der Linse $\overline{3F_1} = f_1 = 500$ mm. Diese fokussiert den Laserstrahl und erzeugt in ihrer Abbildungsebene die räumliche Fourier-Transformierte der elektrischen Feldverteilung aus (3). Mit der Blende B_2 wird der Strahl räumlich gefiltert. Die Blende besteht aus vier individuell ansteuerbaren Kupferblenden. Diese blockieren und reflektieren ungewünschte Teile des Beugungsmusters und sind auf unterschiedliche Strahlformen anpassbar. Typische Effekte, die eine Filterung benötigen, sind bspw. höhere Ordnungen und die nullte Ordnung (s. Abb. 4.3b). Nach dem Spiegel M_3 kollimiert die Linse F_2 mit der Brennweite $f_2 = f_1 = 500$ mm den Laserstrahl. Die Abstände betragen $\overline{F_1 M_2 B_2} = \overline{B_2 M_3 F_2} = f_2$. Der kollimierte Strahl wird über die Spiegel M_4 , M_5 und den dichroitischen Spiegel M_6 in die Scanneroptik *intelliScan30* (5) geführt und mit einer f-Theta Optik der Brennweite $f_{\text{scan}} = 300$ mm fokussiert. Zwischen Bearbeitungsebene und Scanneroptik durchläuft der Laserstrahl ein Schutzglas mit einer Antireflex-Beschichtung für die Laserwellenlänge. Der Fokusbereich des Laserstrahls beträgt $d_f = 80$ μm in der Bearbeitungsebene. Aufgrund der Sensitivität der optischen Elemente wird die maximale Laserleistung auf $P = 1000$ W begrenzt. Durch Ausblenden von höheren Beugungen, kann eine Leistung von bis zu $P = 750$ W auf das Bauteil geführt werden. Im Rahmen der experimentellen Untersuchung erfolgt stets die Angabe der gemessenen Laserleistung nach der Scanneroptik.

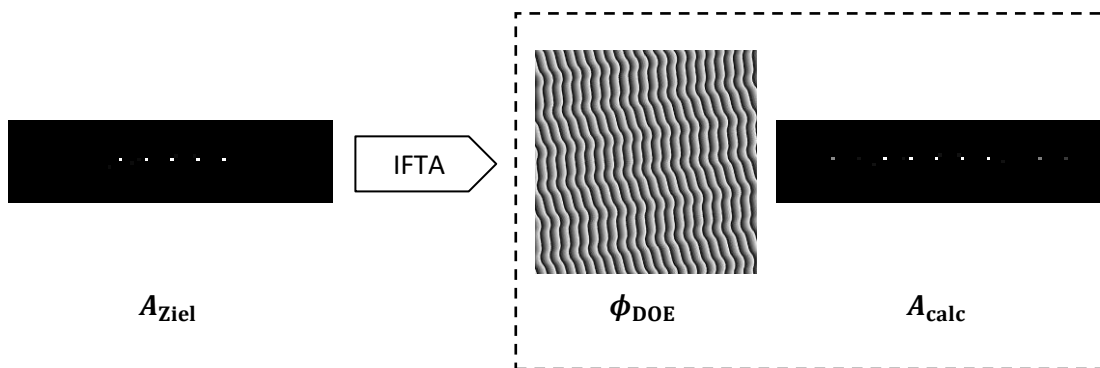


Abb. 4.2.: Vorgehensweise zur Berechnung der Phasenverteilung mit dem IFTA. Die Zielamplitudenverteilung A_{Ziel} mit $n = 5$ Laserstrahlen und einem Strahlabstand von $\Delta y_{\text{Strahl}} = 140$ μm wird an den IFTA übergeben. Die resultierende Phasenverteilung ϕ_{DOE} wird zur Auslegung des DOE berechnet, um die Amplitudenverteilung A_{calc} zu generieren.

Analog zur Beschreibung in Abs. 2.4.3 wird der IFTA zur Auslegung des DOE verwendet, um die gewünschte Amplitudenverteilung in der Bearbeitungsebene des Bauteils abzubilden. Durch Vorgabe der Zielamplitudenverteilung wird so die theoretische Amplitudenverteilung A_{calc} und das Phasenhologramm ϕ_{DOE} berechnet (s. Abb. 4.2). In dem hier gezeigten Beispiel wird eine eindimensionale Strahlteilung in $n = 5$ Laserstrahlen und einem Strahlabstand von $\Delta y_{\text{Strahl}} = 140$ μm angestrebt. In A_{calc} sind die höheren Beugungsordnungen, die auszublenden sind, ebenfalls zu erkennen. In Abb. 4.3

sind die Strahlprofilaufnahmen für die nicht modulierte und die entsprechend modulierte Laserstrahlung abgebildet. Abb. 4.3b zeigt die Strahlverteilung ohne Einwirkung der Blende, sodass neben den fünf Laserstrahlen, weitere höhere Ordnungen und die nullte Ordnung auf der Bauteilebene abgebildet sind. Die nullte Ordnung ist defokussiert abgebildet, da die Phasenmaske mittels Zernike-Polynomen modifiziert wurde, um die Fokusslage der fünf Laserstrahlen auf die Bauteiloberfläche zu verschieben. Dadurch liegt eine Fokuslagendifferenz von der nullten und den höheren Ordnungen vor. Zur Prozessüberwachung sind die dichroitischen Eigenschaften des Spiegels M_6 so ge-

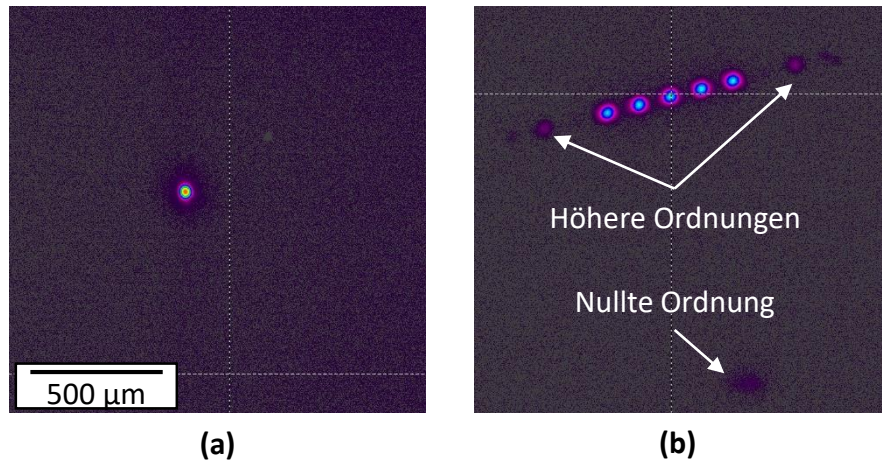


Abb. 4.3.: Strahlprofilaufnahmen mit einer Strahlprofilkamera der Firma *Spiricon*. (a) zeigt den Einzelstrahl ohne Strahlmodulation. (b) zeigt $n = 5$ Laserstrahlen mit einem Strahlabstand von $\Delta y_{\text{Strahl}} = 140 \mu\text{m}$, die mittels Phasenmaske aus Abb. 4.2 generiert werden. Die nullte Beugungsordnung und höhere Beugungsordnungen sind nicht ausgeblendet.

wählt, dass optische Prozessemissionen transmittiert werden. Ziel ist es, die thermische Prozessstrahlung des schmelzflüssigen Metalls zu erfassen. Nach dem Wienschen Verschiebungsgesetz kann das zu betrachtende Wellenlängenspektrum berechnet werden. Mit dem dem Planckschen Wirkungsquantum h , der Boltzmannkonstante k , der Lichtgeschwindigkeit c und der Schmelztemperatur bei $T_m = 1713,15 \text{ K}$ gilt

$$\lambda_{\text{max}} = \frac{h \cdot c}{4,96 \cdot k \cdot T_m} = 1693 \text{ nm.} \quad (4.1)$$

Aus diesem Grund ist der Spiegel M_6 hochreflektiv für die Wellenlängen $\lambda = 1030 - 1080 \text{ nm}$ und für höhere Wellenlängen transmittiv ausgelegt. Zur Beobachtung dieser Strahlung wird koaxial zum Ausgang der Scanneroptik eine Linse F_3 und eine Hochgeschwindigkeitskamera (4) platziert. Eine nähere Beschreibung folgt in Abs. 4.3.

4.2. Mechanischer Aufbau

Der Prozessbereich ist eine eigens aufgebaute Prozesskammer der *Robert Bosch GmbH*. Diese umfasst analog zu Abb. 2.1 einen Auffangbereich, eine Bearbeitungszone und eine Pulverzuführung (s. Abb. 4.4). Sowohl Bearbeitungszone als auch Pulverzuführung werden durch motorisierte Linearachsen betrieben.

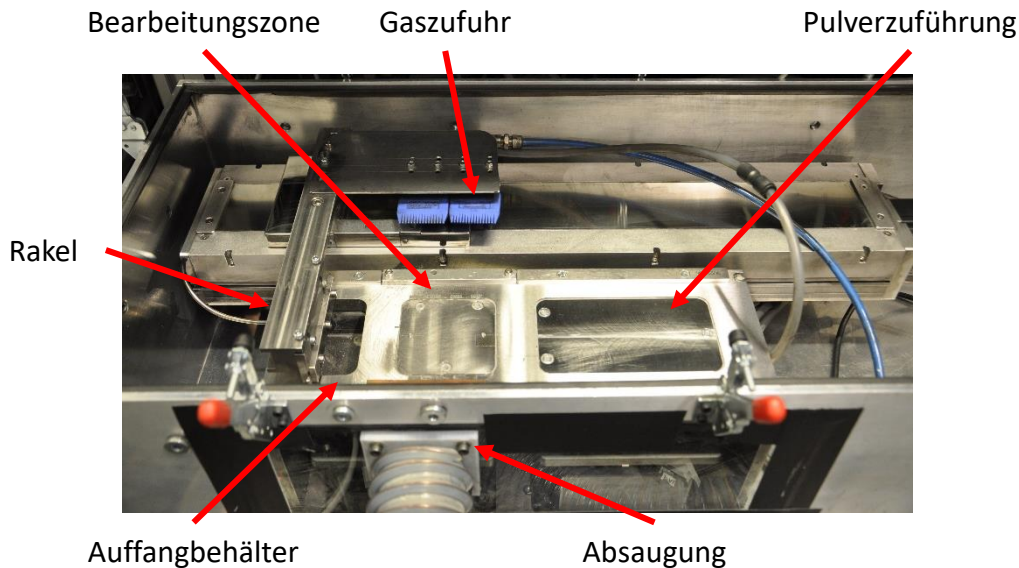


Abb. 4.4.: Foto der Prozesskammer ohne Schutzglasabdeckung

In der Bearbeitungszone wird eine Basisplatte mit den Maßen $80\text{ mm} \times 80\text{ mm} \times 8\text{ mm}$ platziert. Um Verzügen während des Prozesses entgegenzuwirken, wird die Platte mit Schrauben an die Achse fixiert. Die Bearbeitungszone ist hierbei mittig im Scanfeld positioniert. Die Basisplatte kann soweit nach unten gefahren werden, dass Körper mit einer Höhe von 6 mm erzeugt werden können.

Als Rakeleinheit wird eine Kohlefaserbürste verwendet. Für den Rakelprozess wird durch die Pulverzuführung eine definierte Menge an Pulver durch Hochfahren bereitgestellt. Das Raket führt das Pulver von der Pulverzuführung, über die Bearbeitungsebene bis hin zum Auffangbehälter. Im Auffangbehälter wird das überschüssige Pulver gesammelt.

Vor Prozessbeginn wird die Baukammer mit Argon geflutet, sodass ein Restsauerstoffgehalt von $\phi_{\text{O}_2} \leq 0,001\%$ gemessen wird. Die Schutzgaszuführung erfolgt direkt unter dem Schutzglas vom Lasereintritt und über zwei Crossjets unmittelbar über der Werkstückplatte. Der Restsauerstoffgehalt wird abseits des direkten Schutzgaszufflusses und der Werkstückplatte gemessen. Während des Prozesses bleibt die Schutzgaszuführung eingeschaltet und hat eine durchschnittliche Strömungsgeschwindigkeit von $5,6\text{ m/s}$ (s. Anhang B.1). Die Ansteuerung der Achsen erfolgt über die Programmiersprache *Py-*

thon und ermöglicht die Kommunikation zwischen Achsen, Scanner und Lasersystem.

Für diese Arbeit wurde ausschließlich 1.4404 austenitischer Stahl der Firma *SLM Solutions Group AG* mit einer Größenverteilung von 10-45 μm genutzt. Die Pulverschicht-höhe liegt bei $l_t \approx 50 \mu\text{m}$. Die Bauplatte ist ebenfalls 1.4404 austenitischer Stahl.

4.3. Monitoring Aufbau

Für die Prozessüberwachung werden zwei Hochgeschwindigkeitskameras aufgebaut. In Abs. 2.3.3 wurde gezeigt, dass die koaxiale Aufnahme für die holistische Prozessbe-trachtung geeignet ist, da die relative Position des Schmelzbads dadurch unverändert bleibt. Daher wird eine Hochgeschwindigkeitskamera koaxial implementiert, um das Verhalten von Schmelze und unmittelbarer Umgebung zu erfassen. Darüber hinaus wird ein weiteres Hochgeschwindigkeitssystem verwendet, das *off-axis* eingebaut wird, um stationäre Aufnahmen mit hoher räumlicher und zeitlicher Auflösung zu generieren. Somit umfasst die experimentelle Umgebung ein **Off-Axis-Monitoring** mit höherer Auflösung zur detaillierten Betrachtung der physikalischen Effekte und ein **koaxiales Monitoring** mit geringerer Auflösung zur Betrachtung thermischer Strahlung.

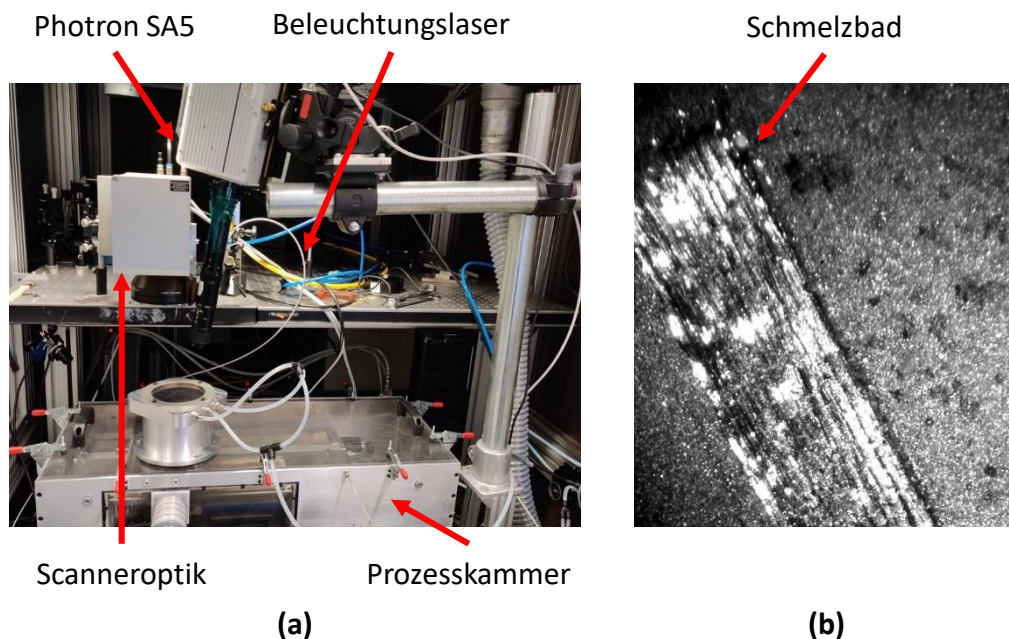


Abb. 4.5.: Foto der Prozesskammer mit Schutzglasabdeckung und Off-Axis-Monitoringsystem in (a). Die Hochgeschwindigkeitskamera *Photron SA5* wird über dem Schutzglas positioniert und betrachtet den Prozess angewinkelt. Ein Beleuchtungslaser wird ebenfalls angewinkelt auf den Prozessbereich gerichtet. (b) zeigt eine Beispielaufnahme, die die Prozesszone der Flächenbelichtung erfasst.

Das **Off-Axis-Monitoring** umfasst eine zeitlich und räumlich hochauflösende Hochgeschwindigkeitskamera des Typs *Fastcam SA5* der Firma *Photron* zur direkten Be-

obachtung des Schmelzbades. Ein *Cavilux HF* Beleuchtungslaser der Firma *CAVITAR Ltd* beleuchtet den Prozess mit einer Wellenlänge von $\lambda_{\text{Belichtung}} = 810 \text{ nm}$ (s. Abb. 4.5). Je nach räumlicher und zeitlicher Auflösung kann die Höhenposition der Kamera und die Zustellung des Beleuchtungslasers variieren. Die Auswertung der Aufnahmen erfolgt qualitativ.

Materielle Prozessauswürfe (vgl. Abs. 6.1) werden mit dem **koaxialen Monitoring-system** erfasst. Der Vorteil liegt darin, dass der Prozessbereich unabhängig von der Position auf dem Bauteil betrachtet werden kann. Die algorithmische Datenauswertung wird vereinfacht, da der Entstehungsort der Spritzer nahezu konstant ist. Hierfür wird die Hochgeschwindigkeitskamera *MotionBLITZ Cube* der Firma *Mikrotron GmbH* verwendet, die mit einer Aufnahme rate von $f_{\text{Mikrotron}} = 4000 \text{ Hz}$ genutzt wird. Die räumliche Auflösung beträgt $10,1 \text{ Pixel/mm}$ und ermöglicht die Betrachtung eines Feldes von $126,53 \text{ mm} \times 29,26 \text{ mm}$. Die kompakte Ausführung der Kamera ermöglicht den Einbau auf dem optischen Tisch (s. Abb. 4.6a) und erfasst die thermische Strahlung von Schmelze und Spritzern (s. Abb. 4.6b).

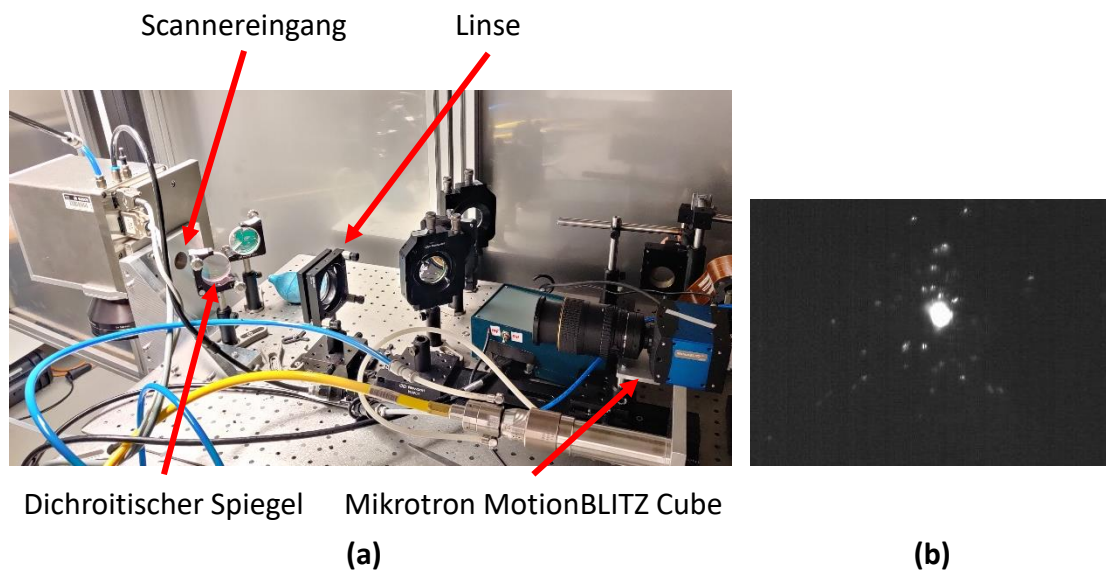


Abb. 4.6.: Aufbau des koaxialen Monitoringsystems mitsamt Hochgeschwindigkeitskamera, Linse und dichroitischem Spiegel in (a). (b) zeigt eine Beispielaufnahme in der der Schmelzprozess und die resultierenden Spritzer zu erkennen sind.

4.4. Prozessanalyse

Dieser Abschnitt beschreibt die Auswertung der Proben und der Monitoringaufnahmen. Es findet sowohl eine quantitative Untersuchung der koaxialen Hochgeschwindigkeitsaufnahmen als auch die metallographische Auswertungen der generierten Proben statt.

4.4.1. Auswertung der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen

Die Aufnahmen des Off-Axis-Monitoringsystems werden ausschließlich qualitativ analysiert. Für die Auswertung der koaxialen Monitoringaufnahmen wird eine automatisierte Auswertungsumgebung mit dem Softwarepaket *ImageJ*¹ implementiert. Zur Erfassung und Verfolgung von Partikeln innerhalb eines Videos eignet sich das Bildverarbeitungswerkzeug *TrackMate* für *ImageJ* [132], welches die Laufbahn, Geschwindigkeit und Anzahl von Partikeln nachvollzieht und analysiert.

Da beim SLM Flächen belichtet werden, die durch variabel angeordnete Einzelspuren erzeugt werden, muss bei der Analyse das Video in Sequenzen eingeteilt werden, die jeweils eine Spur umfassen. Diese Sequenzierung erfolgt durch Analyse der Prozessstrahlung, die das Zentrum der Aufnahme dominiert. Durch Erfassung der Belichtungszeiten ist hier eine Differenzierung der einzelnen Spuren möglich. Die Spritzer werden somit den spezifischen Einzelspuren zugeordnet, in denen diese entstanden sind (s. Abb. 4.7a).

Um eine weitere Beeinflussung der Bildauswertung durch thermische Strahlung aus der Schmelzregion zu vermeiden, wird dieser Bildbereich geschwärzt. Durch den koaxialen Aufbau, ist die relative Position der Prozesszone konstant. Lediglich Variation in der Dampffackel muss durch eine entsprechende Auslegung des zu schwärzenden Bereichs berücksichtigt werden. Balling-Effekte werden dadurch ausgeblendet und können sowohl wegen der Ausblendung der Schmelzregion als auch wegen der räumlichen Auflösung der Kamera nicht detektiert werden (s. Abb. 4.7b).

In der internen Einstellungsumgebung von *Trackmate* wird der Durchmesser, der zu zählenden Partikel auf 8 Pixel konzentriert und der Grenzwert zur Unterdrückung von Störsignalen auf 0,8 festgelegt. Dadurch wird vermieden, dass Artefakte, wie optische Signale von spiegelnden Oberflächen oder Strahlung nicht aufgeschmolzener Pulverpartikel als Spritzer gewertet werden (s. Abb. 4.7c). Anschließend werden durch den *TrackMate* Algorithmus bildübergreifende Spritzerbahnen bzw. Spritzertrajektorien generiert (s. Abb. 4.7d). Die erfassten Spritzer aus *TrackMate* werden in einer Python-Umgebung nachbearbeitet. Im Rahmen dieser Nachbearbeitung werden folgende Filter eingesetzt:

- Spritzertrajektorien, die lediglich auf zwei Aufnahmen basieren, werden gelöscht.
- Spritzertrajektorien, die eine starke Richtungsänderung aufweisen, werden nach der Richtungsänderung abgeschnitten, da diese auf die Bewegung der Scanneroptik beim Spurwechsel zurückzuführen ist.
- Es werden nur vermeintliche Spritzersignale berücksichtigt, die ihren Ursprung im Schmelzbad haben. Dadurch werden Rückreflexe in der Auswertung unterdrückt.

Darüber hinaus erfolgt in der Nachbearbeitung eine Drehung des Spritzerbildes um 9°, da durch die Scanneroptik eine entsprechende Drehung der optischen Achse erzeugt

¹<https://imagej.net/Fiji>

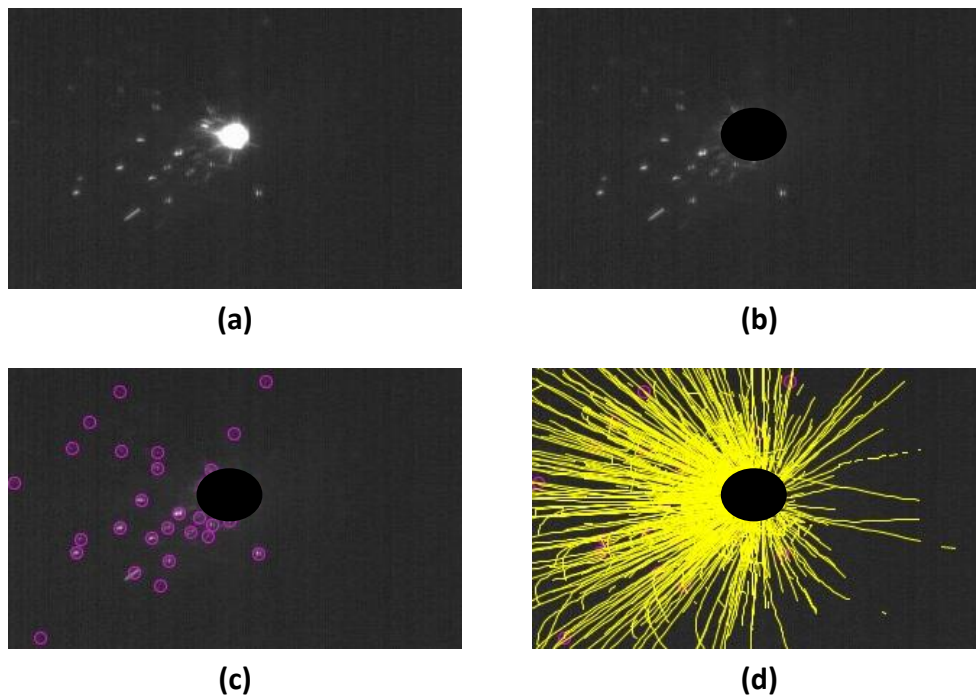


Abb. 4.7.: Prozessabfolge zur Spritzerauswertung. (a) zeigt eine Momentaufnahme des Videos. (b) zeigt das Ausblenden der thermischen Strahlung des Schmelzbades und Rückreflexe des Laserstrahls. (c) zeigt die Erkennung einzelner Spritzerpartikel. (d) stellt die Spritzertrajektorien dar.

wird.

Im Rahmen dieser Arbeit konzentriert sich die Anwendung dieser Methodik auf die Messung der Spritzerzahl. Weitere Spritzereigenschaften, wie Spritzergröße und Spritzergeschwindigkeit werden nicht betrachtet. Die Projizierung des Spritzerbildes auf der Kamera verhindert die Bestimmung der Geschwindigkeitskomponente in Richtung der Kamera. Studien zeigen, dass diese bei geringen Scangeschwindigkeiten oder hohen Leistungen hoch sind, da der Spritzerausstoß stärker nach oben gerichtet ist [147]. Die Variation der thermischen Strahlung einzelner Spritzer sowie Projektionsfehler ermöglichen ebenfalls keine valide Bestimmung der Spritzergröße. Die Auswertung der Spritzervideos zeigt hinsichtlich der gezählten Spritzer eine hohe Übereinstimmung mit manuell ausgewerteten Videos.

4.4.2. Mikrostrukturelle Analyse

Zur mikrostrukturellen Analyse der Proben, werden diese metallographisch präpariert. Die Proben werden bei Einzelspuren quer zur Scanrichtung mittig getrennt. Der Querschleif generierter Körper ist ebenfalls möglichst in Körpermitte platziert und so angesetzt, dass eine $0^\circ/90^\circ$ Ansicht der Einzelspuren erlangt wird.

Die Proben werden durch ein Warmeinbett-Verfahren für die Schleif- und Polierschritte vorbereitet. Der Schleifprozess umfasst die Bearbeitung mit Schleifpapier aus SiC

und der Polierprozess wird mit Diamantpolituren bis zu einer Körnung von 1 μm durchgeführt. Abschließend erfolgt eine Ätzung mit V2A-Beize zur Betrachtung der Gefügestruktur und der erstarrten Schmelzbäder. Die Präparationsschritte sind in Anhang A.1 detailliert beschrieben. Die Proben werden mit dem Lichtmikroskop BX51 der Firma *OLYMPUS Corporation* analysiert.

4.4.3. Oberflächenmessung

Zur Oberflächenmessung wird ein *Olympus LEXT OLS4100* konfokales Lasermikroskop verwendet. Mit einem 20-fach Objektiv wird ein Feld mit den Maßen 2,84 mm \times 1,742 mm erfasst. Die Messwerte zur Oberflächengüte werden mit der dazugehörigen Software *OLS4100* erfasst. Pro Fläche sind fünf Oberflächenprofile definiert, die möglichst gleichmäßig verteilt sind und keine aufliegenden Spritzerpartikel beinhalten, sofern möglich. Hieraus wird der Mittelwert bzw. die Standardabweichung berechnet. Die Cut-off Wellenlänge zur Differenzierung zwischen Rauheits- und Welligkeitsprofil ist mit $\lambda_c = 250 \mu\text{m}$ gewählt. Durch die Anwendung von Bildbearbeitungsfiltern wird die gemessene Fläche noch auf Verkippungen korrigiert und Störungen in Form von Signalspitzen werden ebenfalls entfernt.

4.4.4. Dichtemessung

Durch den großen Einfluss von Poren auf die mechanischen und thermischen Eigenschaften, ist die Dichtemessung von hoher Relevanz für das selektive Laserschmelzen [38]. Zur Dichtemessung haben sich die geometrische, die archimedische und die metallographische Methode etabliert [85].

Im Rahmen dieser Untersuchung wird die metallographische Messung verwendet, um einen repräsentativen Dichtewert und einen detaillierten Einblick in die Ursache der Porenbildung (bspw. zu hoher Hatchabstand oder Spritzerpartikel) zu ermöglichen. Darüber hinaus zeigt sich bei der archimedischen Methode, dass Pulver in den Hohlräumen die Messungen verfälschen [38]. Nach dem Satz von Delesse [25] wird bei homogenen Medien angenommen, dass von einer Fläche bzw. einem Querschliff auf ein Volumenanteil geschlossen werden kann. Für diesen Vorgang ist ebenfalls eine metallographische Präparation durch Einbetten, Schleifen und Polieren, analog zur Beschreibung in Abs. 4.4.2, durchzuführen, da Kratzer und Verunreinigungen die Messung beeinflussen. An der mikroskopischen Aufnahme des Querschnitts wird der Flächenanteil an Poren sowie an generierter Fläche berechnet. Das Verhältnis dieser beiden Flächenanteile entspricht der relativen Dichte ρ_{rel} .

5. Theoretische und experimentelle Ermittlung optimierter Leistungsverteilungen

In diesem Kapitel wird anhand von physikalisch basierten Modellen, experimentellen Untersuchungen an Einzelspuren sowie deren Übertrag auf Quadern ein grundlegendes Verständnis der Multistrahbelichtung im SLM-Prozess aufgebaut. Aus Abs. 2.2.1 und 2.2.2 geht hervor, dass der konventionelle Einzelstrahlprozess in der anwendbaren Laserleistung P und Scangeschwindigkeit v limitiert ist. Diese Grenzen werden für eine grundlegende Prozesscharakterisierung bei der Einzelstrahlbelichtung anhand von Einzelspurversuchen experimentell ermittelt (Abs. 5.1). Aufbauend auf den Erkenntnissen aus den theoretischen Grundlagen und den experimentellen Daten bei der Einzelstrahlbelichtung werden Vorüberlegungen hinsichtlich der optimalen Schmelzbadgenerierung durchgeführt. Um die ideale Strahlmodulation zu beschreiben, wird ein analytisches Modell entwickelt, welches auf Basis von konduktivem Wärmetransport die Einflussnahme des Strahlenprofils auf das Temperaturfeld aufzeigt und ihren Einfluss auf die Energieeffizienz detailliert beschreibt (Abs. 5.2 und 5.3). Fortführend werden Untersuchungsreihen an Einzelspuren mit unterschiedlichen Strahlmodulationen durchgeführt (Abs. 5.4). Ein Zwischenfazit fasst die Erkenntnisse der Einzelspuruntersuchungen hinsichtlich der optimalen Strahlmodulation zusammen (Abs. 5.5). Darauf aufbauend werden abschließend experimentelle Untersuchungen der Multistrahbelichtung an generierte Quadern durchgeführt, um die Prozessstabilität hinsichtlich geringer Porenbildung aufzuzeigen (Abs. 5.6). Eine Zusammenführung der gewonnenen Erkenntnisse schließt das Kapitel ab (Abs. 5.7).

5.1. Experimentelle Voruntersuchung an Einzelspuren mit einem Laserstrahl

Im Folgenden erfolgt eine Betrachtung der Einzelstrahlbelichtung an Einzelspuren. Die Analyse von Einzelspuren ermöglicht die isolierte Analyse einzelner Effekte, die sich auf die Schmelzbadentwicklung beziehen lassen. Einflussfaktoren der Hatchbelichtung, wie bspw. Wärmeakkumulation, Verunreinigungen des Pulvermaterials und Auswirkung der gewählten Scanstrategie, können bei diesen Untersuchungen ausgeschlossen werden. Jedoch lassen sich aufgrund dieser Faktoren die identifizierten Parameterräu-

me nicht direkt auf die Generierung von mehrschichtigen Probekörpern übertragen. Da die Laborumgebung, die in Kap. 4 beschrieben wird, keine industrielle Anlage ist und eine Parameterübertragung von einer konventionellen Anlage nicht möglich ist, sollen die Parameterräume ermittelt werden, die zu einer stabilen Schmelzbadgenerierung im Wärmeleitungsschweißen führen. Wie in Abs. 2.2.1 und 2.2.2 ist die applizierbare Laserleistung durch Bildung einer Dampfkapillare und die Scangeschwindigkeit durch Entstehung von *Humping* oder *Balling* limitiert. Zur Ermittlung der Prozessgrenzen werden im Folgenden Einzelspuren generiert und auf Basis der Einschweißtiefe und der Schweißnahtgüte bewertet.

Für die experimentelle Analyse werden Einzelspuren mit einer Länge von 10 mm generiert. Dazu wird eine Pulverschicht mit der Schichthöhe von $l_t = 50 \mu\text{m}$ auf der Oberfläche der Substratplatte möglichst homogen verteilt. Durch Variation der Laserleistung und der Scangeschwindigkeit wird die Schmelzbadentwicklung mittels Querschliffe untersucht. Die Laserleistung variiert bei den Scangeschwindigkeiten $v = 100 \text{ mm/s}$, $v = 300 \text{ mm/s}$ und $v = 500 \text{ mm/s}$ (s. Anhang A.2 für verwendete Laserleistungen). Studien zeigen, dass zwischen der dimensionslosen Enthalpie $\Delta H/h_s$ (s. Gl. 2.5) und der Einschweißtiefe ein linearer Zusammenhang besteht [49, 66]. Zur Berechnung von $\Delta H/h_s$ gilt für den gewählten Werkstoff die Schmelzenthalpie $h_s = 6,73 \cdot 10^9 \text{ J/kg}$ [66], die Temperaturleitfähigkeit $a = 4,358 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ und für den Laserstrahl der Fokusbereich $d_f = 80 \mu\text{m}$. In analytischen Berechnungen wird der Absorptionsgrad A mit einem Wert zwischen $A = 0,3$ und $A = 0,5$ angenommen [58, 66]. Unter Berücksichtigung der Messungen aus Abb. 2.5 wird der Absorptionsgrad im Folgenden mit $A = 0,3$ angenommen, da dieser Wert mit den Werten bei geringen Leistungen übereinstimmt und somit den Wärmeleitungsschweißprozess beschreibt [134].

Abb. 5.1 zeigt die ermittelten Einschweißiefen s als Funktion der Laserleistung und der dimensionslosen Enthalpie auf. Die Einschweißtiefe nimmt mit steigender Leistung zu. In Abb. 5.1a wird deutlich, dass eine niedrige Scangeschwindigkeit v zu höheren Einschweißiefen bei gleichbleibender Laserleistung führt. In Abb. 5.1b ist die Einschweißtiefe s als Funktion der dimensionslosen Enthalpie $\Delta H/h_s$ dargestellt. Als Funktion der dimensionslosen Enthalpie liegt ein linearer Zusammenhang zur Einschweißtiefe vor. Anhand der Einschweißkurven ist erkennbar, dass ab $\Delta H/h_s = 1,1$ ein minimaler Energieeintrag vorliegt, um sowohl die Pulverschicht aufzuschmelzen als auch eine minimale Einschweißung in das Substratmaterial zu erhalten. Geringere Energieeinträge führen zu keiner erfolgreichen Einschweißung und werden in dieser Abbildung nicht aufgeführt. Im SLM wird eine Dampfkapillare nicht angestrebt, weswegen ihr Auftreten zur Ermittlung des maximalen Energieeintrags genutzt wird. Im Rahmen dieser Analyse wird die Grenze zur Bildung einer Dampfkapillare mit $s = 2d_f$ definiert und liegt in den betrachteten Einzelspuren bei $\Delta H/h_s = 4,82$.

Abb. 5.2 zeigt exemplarische Querschliffe für die Scangeschwindigkeit $v = 100 \text{ mm/s}$ und den Laserleistungen $P = 125 \text{ W}$, $P = 225 \text{ W}$ und $P = 325 \text{ W}$. Hier wird die Bildung der Dampfkapillare mit steigendem Energieeintrag deutlich. Bei $P = 325 \text{ W}$ ist die Anfälligkeit für Porenbildung aufgrund von Gaseinschlüssen klar erkennbar [34].

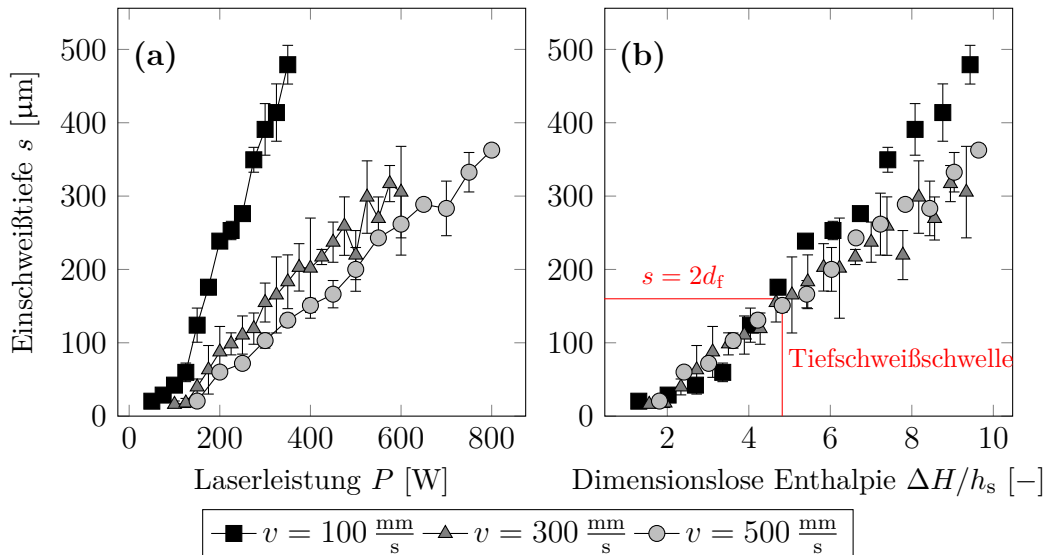


Abb. 5.1.: Einschweißtiefe bei einer Einzelstrahlbelichtung in (a) als Funktion der Laserleistung P und in (b) der dimensionslosen Enthalpie $\Delta H/h_s$. Die rote vertikale Linie markiert die Tiefschweißschwelle.



Abb. 5.2.: Schliffbilder von Einzelspuren bei der Scangeschwindigkeit $v = 100 \text{ mm/s}$ und variierender Laserleistung bzw. dimensionsloser Schmelzenthalpie in (a) $P = 125 \text{ W}$, $\Delta H/h_s = 3,36$, in (b) $P = 225 \text{ W}$, $\Delta H/h_s = 6,04$ und in (c) $P = 325 \text{ W}$, $\Delta H/h_s = 8,72$.

Zusätzlich zur Bildung der Dampfkapillare wirkt sich die Formation von Schmelzbadinstabilitäten limitierend auf die Prozessgestaltung aus. Bei hohen Scangeschwindigkeiten tritt Humping an der Nahtoberraupe auf. Zur Untersuchung der Prozessgrenzen, die dem Humping-Effekt zu Grunde liegen, werden Einzelspuren mit variierender Laserleistung P und Scangeschwindigkeit v unter der Bedingung des Wärmeleitungsschweißens ($1,1 \leq \Delta H/h_s \leq 4,82$) generiert. Die Parameterdiskretisierung liegt bei $\Delta v = 100 \text{ mm/s}$ und $\Delta P = 100 \text{ W}$. Durch Betrachtung der Nahtoberraupe wird die

Einzelspur auf ihre Homogenität und das Auftreten von Balling bzw. Humping bewertet. So erfolgt die Klassifizierung in *Stabile Spur*, *Balling* und *Humping*. Abb. 5.3 zeigt zwei Nahtoberräumen mit $v = 1100 \text{ mm/s}$ und $v = 1300 \text{ mm/s}$ bei $P = 500 \text{ W}$. So ist klar erkennbar, dass die höhere Scangeschwindigkeit bei $v = 1300 \text{ mm/s}$ eine instabile Spurbreite und -höhe aufweist. Die dargestellte Abbildung legt den Humping-Effekt als Ursache für die instabile Prozessführung nahe. Anhand der durchgeführten

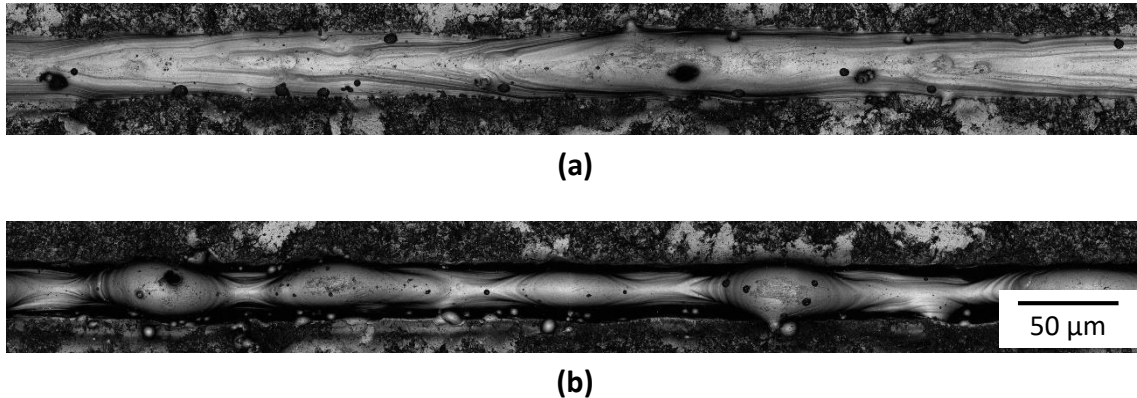


Abb. 5.3.: Vergleich von Einzelspuren bei $P = 500 \text{ W}$ und $v = 1100 \text{ mm/s}$ mit homogener Nahtoberräume in (a) und mit Humping-Struktur in (b) bei $v = 1300 \text{ mm/s}$. Die Messungen wurden mit einem OLYMPUS Lasermikroskop durchgeführt.

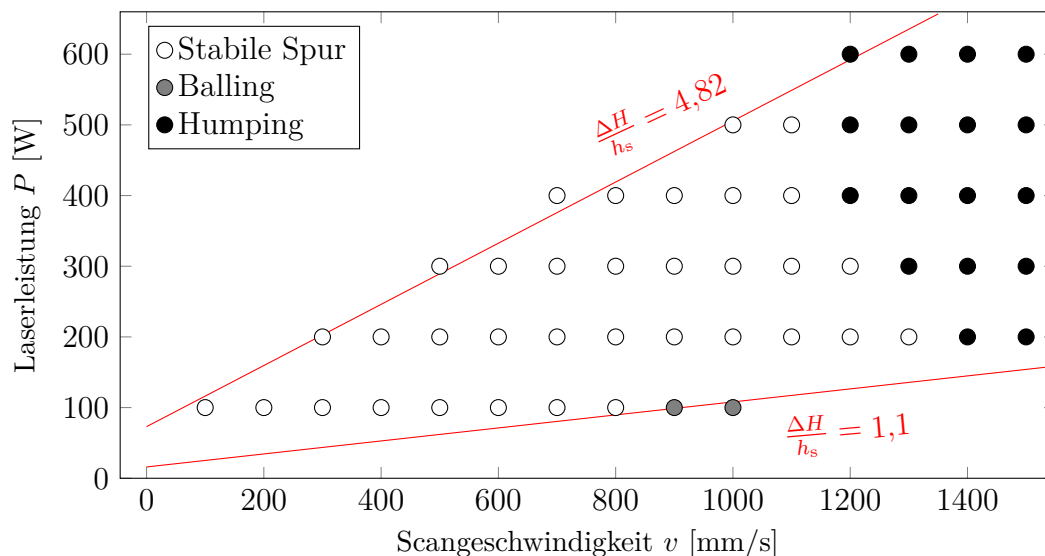


Abb. 5.4.: Parameterraum für die Einzelstrahlbelichtung von Einzelspuren. Höhere Leistungen werden durch Tiefschweißeffekte begrenzt. Höhere Scangeschwindigkeiten sind durch fehlende Anbindung bzw. Balling und durch Humping bei höherer Scangeschwindigkeit limitiert.

Untersuchungen lässt sich ein Parameterraum definieren, in dem eine homogene Einzelspur erzeugt wird (s. Abb. 5.4). So wird aus den Einzelspuren ersichtlich, dass bis zu $v = 1100 \text{ mm/s}$ eine homogene Nahtoberräume bei den betrachteten Leistungen erzeugt wird. Die Grenze zur Humping-Entstehung weist eine Abhängigkeit von der

applizierten Laserleistung auf. So liegt bei einer Leistung von $P = 200 \text{ W}$ die maximale Scangeschwindigkeit bei $v = 1300 \text{ mm/s}$. Mit steigender Leistung fällt die maximale Scangeschwindigkeit, sodass bei $P = 500 \text{ W}$ bereits mit $v = 1200 \text{ mm/s}$ Humping vorliegt. Dies lässt sich auf eine höhere Schmelzbadlänge zurückführen, die durch die erhöhte Leistung hervorgerufen wird.

5.2. Theoretische Ermittlung der optimalen Leistungsverteilung

Die Betrachtung der Einzelstrahlbelichtung veranschaulicht, dass die Möglichkeiten der Prozessgestaltung mit nur einem Laserstrahl eingeschränkt sind. Im folgenden Abschnitt soll die optimale Schmelzbadform erarbeitet werden, die prozessorientiert ausgelegt ist. Auf Basis dieser Überlegungen wird ein analytisches Modell aufgestellt, das die Berechnung der Schmelzbadgeometrie bei beliebig räumlichen Leistungseintrag ermöglicht. Die thermischen Wechselwirkungen bei der Multistrahlbelichtung werden dadurch aufgezeigt und untersucht.

5.2.1. Betrachtung der Aufbaurrate bei freier Schmelzbadmodulation

Mit der energetischen Prozessbetrachtung werden die optimierten Leistungseinträge ermittelt, sodass eine größeres Schmelzvolumen pro Zeit erreicht wird. Zunächst wird auf der Betrachtungsebene der Einzelspur eine optimale Schmelzbadform definiert. Die spurbezogene Aufbaurrate \dot{V}_{Spur} quantifiziert das Spurvolumen, das pro Zeiteinheit die Schmelztemperatur T_M erreicht. In den folgenden Überlegungen wird die spurbezogene Aufbaurrate durch

$$\dot{V}_{\text{Spur}} = F \cdot v \approx b \cdot s \cdot v \quad (5.1)$$

mit der Querschnittsfläche F bzw. der Schmelzbadbreite b und -tiefe s angenähert. Da im SLM-Prozess eine möglichst geringe Einschweißtiefe angestrebt ist ($s \leq 2 \cdot l_t$), muss die Zunahme der Aufbaurrate durch eine erhöhte Geschwindigkeit v oder Spurbreite b erreicht werden. Da die Scangeschwindigkeit aufgrund der fluiddynamischen Wechselwirkungen ebenfalls limitiert ist, gilt es die Schmelzbadbreite zu erhöhen.

Auf Basis der Energiebilanz kann mit der applizierten Prozessleistung P_P und dem Energiebedarf pro Volumeneinheit

$$E_V = \rho \cdot (c_p(T_M - T_0) + h_s + \xi h_v) \quad (5.2)$$

die potentielle Aufbaurate \dot{V}_{Spur} berechnet werden:

$$\dot{V}_{\text{Spur}} = \frac{P_P}{E_V} \quad (5.3)$$

h_v beschreibt die Verdampfungsenthalpie und ξ den Umstand, dass nur ein prozessabhängiger Anteil ≤ 1 zu verdampfen ist. Es liegt demnach die Beziehung $P_P \propto \dot{V}_{\text{Spur}}$ vor. Durch erhöhte Leistungseinbringung kann ein entsprechend linearer Anstieg der Schmelzbadbreite und der Produktivität auf Basis der Energiebilanz erreicht werden. Damit jedoch dieser Wirkzusammenhang tatsächlich umsetzbar ist, ist die Leistung so

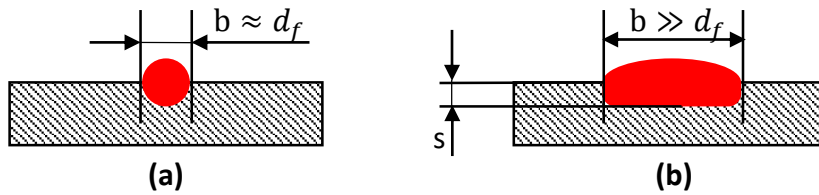


Abb. 5.5.: Schematische Darstellung von Schmelzbädern bei Einzelspuren in SLM. In (a) liegt eine Schmelzbadbreite b ähnlich zum Laserstrahldurchmesser d_f vor. In (b) ist der modifizierte Prozess mit einem breiten Schmelzbad ($b \gg d_f$) zu erkennen. Die Schmelzbadtiefe s ist über die Breite konstant.

einzubringen, dass eine homogene Temperaturverteilung mit $T = T_M$ vorliegt. Folglich ist die Erhöhung der spurbezogenen Aufbaurate durch einen entsprechenden Eintrag der verfügbaren Leistung P_P auf eine größere Schmelzbadbreite oder -fläche umzusetzen (s. Abb. 5.5). Zu berücksichtigen ist, dass über die gesamte Breite des Schmelzbades eine minimale Einschweißtiefe zu erreichen ist, um Bindefehler zu vermeiden und einen stabilen Prozess zu garantieren.

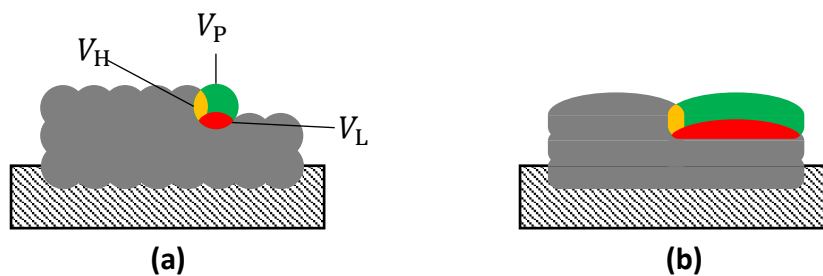


Abb. 5.6.: Schematische Darstellung der Aneinanderreihung der Schmelzbäder aus Abb. 5.5 zu einem gefertigten Bauteil im SLM. Farbliche Kennzeichnungen kategorisieren die erstarrte Schmelzspur in effektiv aufgeschmolzenes Pulver um Volumen zu generieren (V_P), wiederaufgeschmolzenes Volumen zur Verbindung von Spuren (V_H) und wiederaufgeschmolzenes Volumen zur Verbindung von Schichten (V_L). (a) zeigt den konventionellen SLM-Prozess (in Anlehnung an [101]). (b) zeigt den SLM-Prozess mit breiten Schmelzbädern.

Bezogen auf die theoretische Aufbaurate eines Volumens \dot{V}_{theor} ist die Vergrößerung der Schmelzbadbreite b ebenfalls vorteilhaft (s. Gl. 2.3). Bei der Generierung des Volumens

kann die erstarrte Schmelze einer Spur in drei Bereiche unterteilt werden (s. Abb. 5.6a) [101]:

- Effektiv genutztes Volumen V_P
- Wiederaufgeschmolzenes Volumen zur Anbindung an Nachbarspuren V_H
- Wiederaufgeschmolzenes Volumen zur Anbindung an die untere Schicht V_L

Der Energieanteil, der der Wiederaufschmelzung dient, wird nicht für das produktive Schmelzen von Pulver verwendet, ist aber relevant für die Vermeidung von Bindefehlern. Mit der Annahme, dass für eine ausreichende Anbindung zwischen den Spuren die Überlappung gleich sein muss ($V_H = const.$) und die geringere Anzahl an notwendigen Spuren führt zu der Annahme, dass durch ein breiteres Schmelzbad das wiederaufgeschmolzene Volumen $\sum V_H$ reduziert wird (s. Abb. 5.6b). Der Hatchabstand Δh kann dadurch mit

$$\Delta h = d_{\text{Prozess}} + c \cdot b \quad (5.4)$$

mit $c = const.$ und dem Prozessabstand d_{Prozess} , der unabhängig von der Schmelzbadbreite ist, definiert werden.

Folglich ist ein Schmelzbad anzustreben, das eine konstante Einschweißtiefe und eine hohe Breite vorweist. Durch eine derart angepasste Schmelzbadform kann die Produktivität und die energetische Effizienz im SLM verbessert werden. Die Leistungseinbringung ist so zu gestalten, dass die Bildung einer Dampfkapillare vermieden wird und eine möglichst konstante Temperaturverteilung vorliegt.

5.2.2. Analytische Temperaturmodellierung der Multistrahelbelichtung

Durch die Anwendung des flexiblen Leistungseintrags sind der Prozessgestaltung mehr Freiheitsgrade gegeben. In diesem Abschnitt wird ein analytisches Wärmeleitungsmodell entwickelt, mit dem eine flexible Anpassung der Leistungsverteilung modelliert wird. Ziel des thermischen Modells ist es, den Einfluss der Laserstrahlverteilung und der angewendeten Prozessparameter auf die Schmelzbadentwicklung zu untersuchen und so eine geeignete Anordnung der Laserstrahlen zu ermitteln.

Die Entwicklung des Modells basiert auf der Wärmeleitungsgleichung einer bewegten Punktquelle q_i mit den relativen Koordinaten (x_{ci}, y_{ci}, z_{ci}) im dreidimensionalen Raum (s. Gl. 2.14). Da ausschließlich Punktquellen an der Oberfläche betrachtet werden, beträgt $z_{ci} = 0$. Wie bereits in Abs. 2.3.2 beschrieben, wird bei der Schmelzbadgenerierung die quasi-stationäre Annäherung ($t \rightarrow \infty$) betrachtet. Gl. 2.14 wird so abgewandelt, dass die betrachtete Punktquelle q_i nicht den relativen Koordinaten $(0, 0, 0)$ entspricht, sondern variabel gestaltet werden kann

$$\Delta T_i(R_i, x, t \rightarrow \infty) = T_0 + \frac{q_i}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_{\text{th}} \cdot R_i} e^{-\frac{v(x+R_i)}{2a}}. \quad (5.5)$$

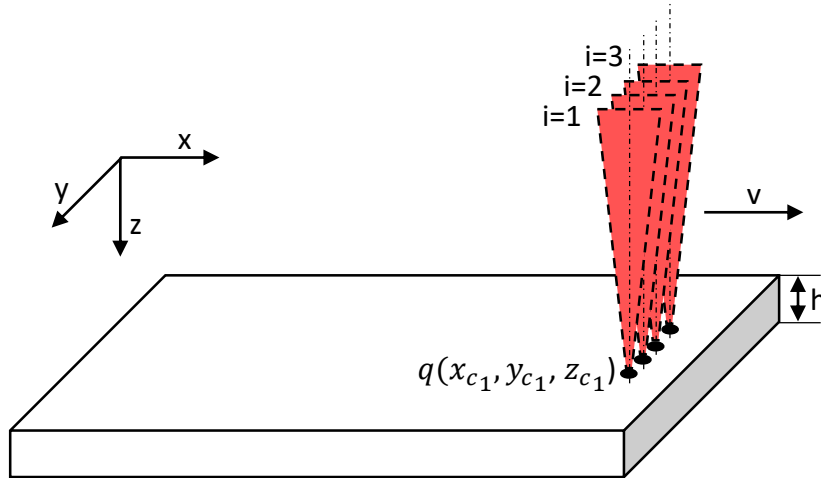


Abb. 5.7.: Schematische Darstellung des Modells zur Berechnung des Temperaturfeldes bei der Multistrahelbelichtung

Die Wärmeleistung der Punktquelle entspricht der absorbierten Leistung des jeweiligen Laserstrahls $q_i = P_{A,i}$. Der Abstand zur Punktquelle q_i wird beschrieben mit

$$R_i = \sqrt{(x - x_{ci})^2 + (y - y_{ci})^2 + z^2}. \quad (5.6)$$

Analog zur Spiegelungsmethode, wird die variable Anzahl und Anordnung von Laserstrahlen durch das Superpositionsprinzip abgebildet. Die Betrachtung des Modells erfolgt hier ebenfalls im quasi-stationären Zustand ($t \rightarrow \infty$). Die Temperaturverteilung für beliebige Strahlverteilungen mit n Laserstrahlen entspricht der Aufsummierung der jeweiligen Temperaturfelder:

$$\Delta T_n(x, y, z, t \rightarrow \infty) = \sum_{i=1}^n \Delta T_i(R_i, t \rightarrow \infty) \quad (5.7)$$

Da Gl. 5.7 für halbumendliche Körper gilt, werden mit der *Methode der Spiegelquellen* adiabate Verhältnisse in z-Richtung projiziert. Daraus folgt schließlich:

$$\Delta T(x, y, z, t \rightarrow \infty) = \sum_{h=-\infty}^{h=\infty} \Delta T_n(x, y, z_h, t \rightarrow \infty) \quad (5.8)$$

mit

$$z_h = z - 2hd. \quad (5.9)$$

Gl. 5.8 stellt somit ein Modell zur Berechnung des Temperaturfeldes und zur Extraktion von Schmelzbadcharakteristika mit relativ geringem Rechenaufwand dar.

Kalibrierung

Zur Anwendung dieses Modells gilt es die material- und prozessspezifischen Eigenschaften für die analytische Betrachtung durch Kalibrierung zu spezifizieren. Die Zu-

sammenstellung der materialspezifischen Werkstoffkennwerte für den 1.4404 Stahl basiert auf Daten des Werkstoffsimulationspakets *JMatPro* (Sente Software Ltd.). Zur Vereinfachung der thermophysikalischen Eigenschaften werden homogene Materialeigenschaften angenommen und über die Mittelung der Datenpunkte

$$\bar{c}_p = \frac{1}{T_M - T_0} \int_{T_0}^{T_M} c_p(T) dT \quad (5.10)$$

berechnet. Hier ist \bar{c}_p der Mittelwert der spezifischen Wärmekapazität c_p und $c_p(T)$ der temperaturabhängige Wert. Da hinsichtlich der Zielstellung nur das Aufschmelzen und nicht die Verdampfung des Materials erreicht werden soll, wird als relevanter Temperaturbereich die Temperatur zwischen Raum- und Schmelztemperatur $T_0 \leq T \leq T_M$ definiert. Die Schmelztemperatur beträgt $T_M = 1713,15$ K beim betrachteten 1.4404 Stahl. Die Raumtemperatur ist mit $T_0 = 293,15$ K festgelegt. Die Vorgehensweise in Gl. 5.10 wird analog für die Dichte ρ , die Wärmeleitfähigkeit λ_{th} und Temperaturleitfähigkeit a verwendet. In Tab. 5.1 sind die ermittelten Materialeigenschaften für den gewählten Werkstoff aufgelistet.

Tab. 5.1.: Materialeigenschaften und Modellparameter für 1.4404 Stahl (Basierend auf JMatPro-Datensätzen)

Parameter	Symbol	Wert	Einheit
Raumtemperatur	T_0	20	°C
Schmelztemperatur	T_M	1440	°C
Spezifische Wärmekapazität	c_p	620	$\frac{J}{kg \cdot K}$
Dichte	ρ	7649	$\frac{kg}{m^3}$
Temperaturleitfähigkeit	a	$4,358e^{-6}$	$\frac{m^2}{s}$
Wärmeleitfähigkeit	λ_{th}	25,635	$\frac{W}{m \cdot K}$

Da ausschließlich der konduktive Wärmetransport modelliert wird, erfolgt die Multiplikation der absorbierten Wärmemenge mit dem Kalibrierfaktor K , sodass konvektive Einflüsse (bspw. durch die Marangoni-Strömung) kompensiert werden:

$$P_A = \eta_A \cdot K \cdot P \quad (5.11)$$

Der Kalibriervorgang für Gl. 5.8 wird durch den Abgleich der berechneten Einschweißtiefe und Schmelzbadbreite aus Einzelspurexperimenten mit einem Laserstrahl durchgeführt.

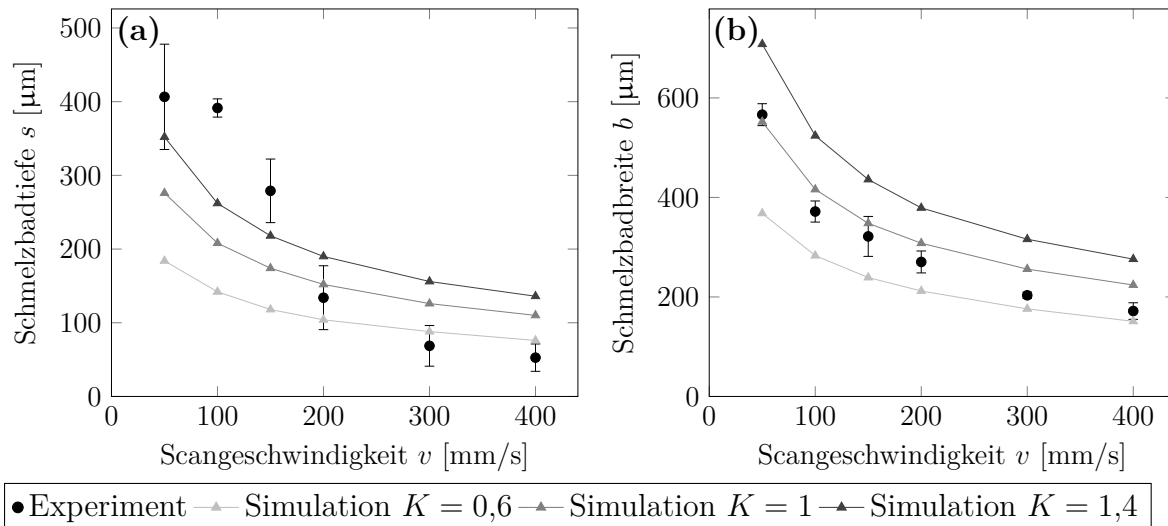


Abb. 5.8.: Gemessene und simulierte Schmelzbaddtiefe s in (a) und Schmelzbadbreite b in (b) als Funktion der Scangeschwindigkeit v für die Belichtung mit einem Laserstrahl bei $P = 300$ W. Die simulierten Schmelzbadgeometrien sind bei unterschiedlichem Kalibrierfaktor K und einem Einkoppelgrad von $\eta_A = 0,5$ aufgeführt.

Die betrachteten Einzelspuren werden mit einer Laserleistung von $P = 300$ W und Scangeschwindigkeiten zwischen $v = 50$ mm/s und $v = 400$ mm/s generiert. Gemäß Abb. 2.5 wird der Einkoppelgrad mit $\eta_A = 0,5$ im Bereich des Wärmeleitungsschweißens gewählt. Anhand der Querschliffe werden die Schmelzbadcharakteristika Breite b und Tiefe s extrahiert und mit dem berechneten Temperaturfeld verglichen.

Abb. 5.8 zeigt die gemessene Schmelzbaddtiefe und -breite als Funktion der Scangeschwindigkeit und die Kurvenschar für die simulierten Schmelzbadcharakteristika bei $K = 0,6$, $K = 1,0$ und $K = 1,4$. Der Vergleich von simulierter und experimentell bestimmter Schmelzbaddtiefe zeigt, dass durch die Bildung der Dampfkapillare bei geringen Scangeschwindigkeiten ein starker Anstieg der Schmelzbaddtiefe erzielt wird. Hierdurch ist die Schmelzbadentwicklung durch die erhöhte Energieeinkopplung aufgrund der Mehrfachreflexion in der Kapillare geprägt. Die dadurch tieferen Schmelzbäder lassen sich nicht mit einer Punktquelle abbilden [15, 55]. Jedoch wird bei höheren Scangeschwindigkeiten ($v \geq 200$ mm/s) mit $K = 0,6$ eine ausreichende Übereinstimmung erreicht, in denen der wärmeleitungs-basierte Wärmetransport dominiert.

Im Rahmen der Kalibrierung werden die Schmelzbadcharakteristika, die bei höherer Scangeschwindigkeit auftreten, höher gewichtet, da das Modell hauptsächlich Schmelzprozesse auf Basis der Wärmeleitung untersucht. Die Kalibrierfaktoren $K = 1$ und $K = 1,4$ führen zu einer erhöhten absorbierten Leistung, die den Wärmeleitungsschweißprozess nicht valide abbilden. Die simulierte Schmelzbadbreite zeigt ebenfalls bei $K = 0,6$ eine höhere Übereinstimmung bei $v \geq 200$ mm/s (s. Abb. 5.8b). Die Abweichung bei geringen Scangeschwindigkeiten kann mit der Entstehung der Dampfkapillare und der damit einhergehenden höheren Energieeinkopplung begründet werden.

Einfluss der Multistrahelbelichtung auf die Schmelzbadentwicklung

Durch die Anwendung von mehreren Punktquellen ($n > 1$) wird mit Gl. 5.8 der Einfluss der Strahlformung auf die Schmelzbadentwicklung untersucht. Wie in Abs. 5.2.1 verdeutlicht, ist es für eine höhere Aufbaurrate zielführend, dass eine möglichst hohe Schmelzbadbreite b vorliegt. Die Schmelzbadtiefe s soll einen konstanten Wert über der Schmelzbadbreite aufweisen. Limitierend in der konventionellen Einzelstrahlbelichtung ist die Ausbildung einer Dampfkapillare, die ab der Tiefschweißschwelle eine erhöhte Einkopplung in die Tiefe erzielt und zu einer hohen Schmelzbadtiefe s und Porenbildung führt. Die Umverteilung der Leistung auf ein größeres Belichtungsfeld ermöglicht die Manipulation der Schmelzbadkontur und somit auch der Erhöhung der Schmelzbadbreite.

Zur Untersuchung der Einflüsse von Strahlteilung auf das Temperaturfeld werden analytische Berechnungen durchgeführt, die unterschiedliche Prozesscharakteristika betrachten und somit verschiedene Wechselwirkungen aufzeigen. Um die Schmelzbadbreite und damit die Produktivität des Prozesses zu erhöhen, muss die verfügbare Leistung auf eine größere Belichtungsfläche verteilt werden. Die analytische Temperaturmodellierung wird genutzt, um die thermischen Wechselwirkungen bei der Multistrahelbelichtung zu betrachten.

Bei konstanter Scangeschwindigkeit $v = 300 \text{ mm/s}$ und Laserleistung $P = 600 \text{ W}$ wird das Modell bei einer Variation der Strahlquantität n verwendet. Mit steigender Strahlquantität n nimmt folglich die Leistung pro Strahl P_{Strahl} ab. Die Strahlen sind mit dem Strahlabstand $\Delta y_{\text{Strahl}} = 80 \text{ }\mu\text{m}$ unmittelbar nebeneinander platziert. Abb. 5.9 zeigt die Draufsicht, die Längsansicht bei $y = 0$ sowie die Queransicht für $n = 1$, $n = 4$ und $n = 8$. Für die Queransicht wird die Temperatur über die gesamte Schmelzbadlänge im YZ-Schnitt dargestellt. Die dargestellten Temperaturfelder visualisieren das Schmelzbad durch eine farbliche Kennzeichnung. Es werden die Isothermen der Schmelztemperatur $T = 1440 \text{ }^\circ\text{C}$ und der Temperaturen $T = 940 \text{ }^\circ\text{C}$ sowie $T = 440 \text{ }^\circ\text{C}$ eingezeichnet. Abb. 5.10 zeigt die Schmelzbadbreite und Schmelzbadtiefe als Funktion der Strahlquantität n .

In der Abbildung ist ersichtlich, dass mit steigender Strahlquantität eine höhere Schmelzbadbreite erzielt wird. Die verfügbare Gesamtleistung wird so genutzt, dass die Multistrahelbelichtung zur direkten Schmelzbadmodulation beiträgt. Es erfolgt eine Reduktion der Schmelzbadtiefe, sodass bei $n = 8$ Laserstrahlen eine homogene Einschweißtiefe über die Breite erreicht wird. Jedoch führt die Abnahme in der Laserleistung pro Strahl P_{Strahl} zu einer verringerten Einschweißtiefe. So ist in einem definierten Parameterbereich eine effiziente Skalierung der Produktivität mit höherer Strahlquantität auf Kosten der Einschweißtiefe möglich.

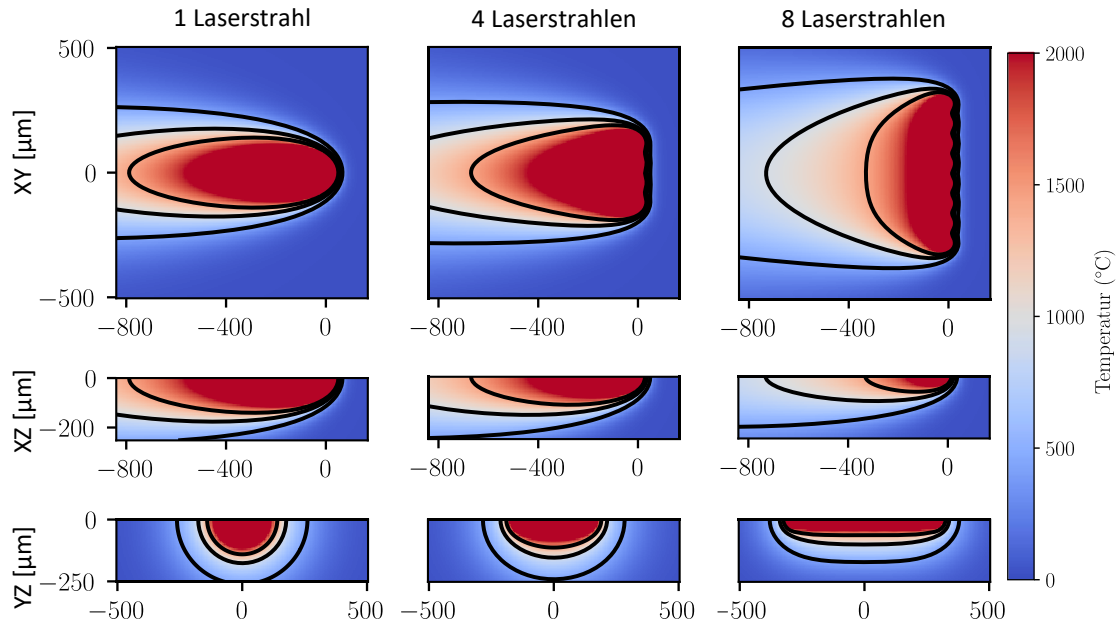


Abb. 5.9.: Einfluss der Strahlquantität auf das resultierende Temperaturfeld bei gleichbleibender Gesamtleistung für $P = 600 \text{ W}$, $v = 300 \text{ mm/s}$ und $\Delta y_{\text{Strahl}} = 80 \mu\text{m}$.

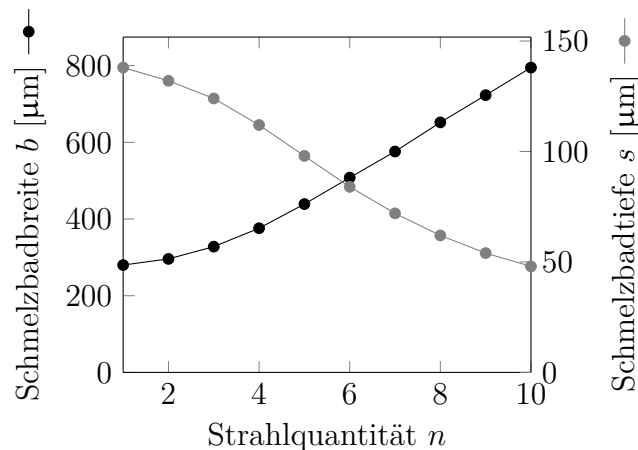


Abb. 5.10.: Geometrische Schmelzbadcharakteristika als Funktion der Strahlquantität n für $P = 600 \text{ W}$, $v = 300 \text{ mm/s}$ und $\Delta y_{\text{Strahl}} = 80 \mu\text{m}$. Bei höherer Strahlquantität steigt die Schmelzbadbreite b , während die Schmelzbadtiefe s abnimmt. Die Leistung pro Strahl fällt mit steigender Strahlquantität und führt somit zu einer Minimierung von s .

Neben der begrenzten Ausdehnung der Schmelzbadbreite ist eine weitere Limitierung des konventionellen Einzelstrahlprozesses die maximal anwendbare Laserleistung bei gegebener Scangeschwindigkeit durch die Tiefschweißschwelle. In einer weiteren Untersuchung wird die Möglichkeit gezeigt, dass durch Umverteilung der Laserstrahlen ein linearer Anstieg der Laserleistung mit vermehrter Anzahl an Laserstrahlen möglich ist.

In der folgenden Untersuchungsreihe wird mit $P_{\text{Strahl}} = 75 \text{ W}$ eine konstante Leistung pro Strahl festgelegt, sodass aus einer erhöhten Strahlquantität auch ein Anstieg der Gesamtleistung folgt. Abb. 5.11 zeigt die Draufsicht, die Längsansicht bei $y = 0$ und

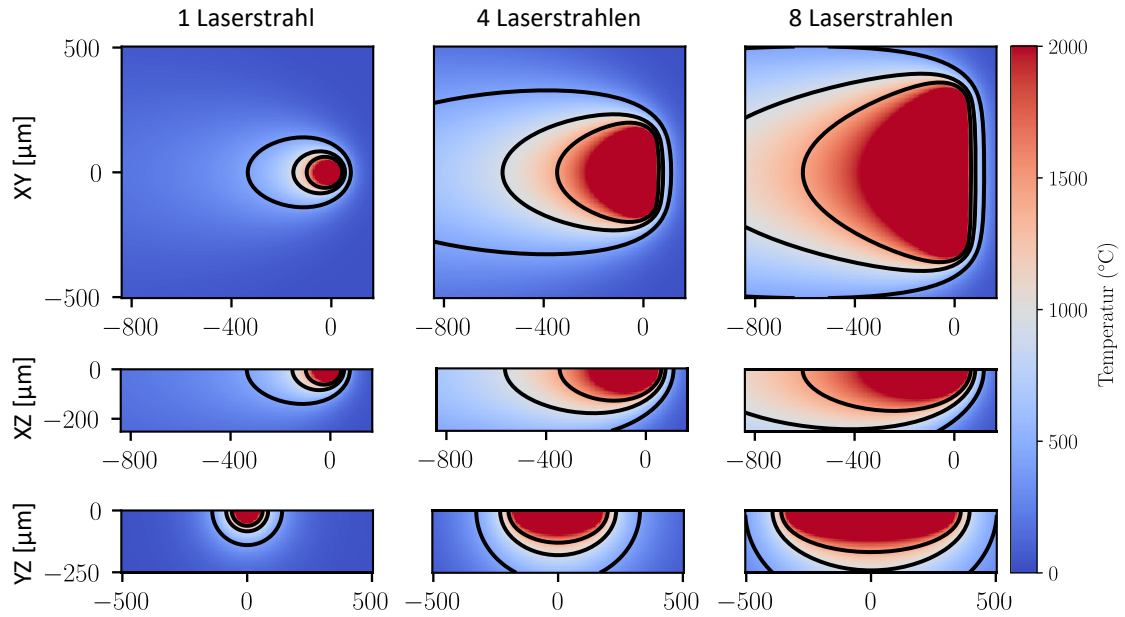


Abb. 5.11.: Einfluss der Strahlquantität auf das resultierende Temperaturfeld bei gleichbleibender Leistung pro Strahl $P_{\text{Strahl}} = 75 \text{ W}$ für $v = 100 \text{ mm/s}$ und $\Delta y_{\text{Strahl}} = 80 \mu\text{m}$.

die Queransicht der Temperaturfelder für $n = 1$, $n = 4$ und $n = 8$. Der Vergleich der Schmelzbäder verdeutlicht, dass durch die Modifizierung des Leistungseintrags die Schmelzbäder sowohl an Breite als auch an Tiefe zunehmen. Durch die lineare Erhöhung der Gesamtleistung mit Hinzunahme zusätzlicher Laserstrahlen bei $P_{\text{Strahl}} = \text{const.}$, kann die erhöhte Leistung effektiv für die Verbreiterung des Schmelzbades genutzt werden. Abb. 5.12 zeigt den Verlauf der Schmelzbadbreite und der Schmelzbadtiefe als Funktion der Strahlquantität n . Durch die konstante Leistung pro Strahl kann ein na-

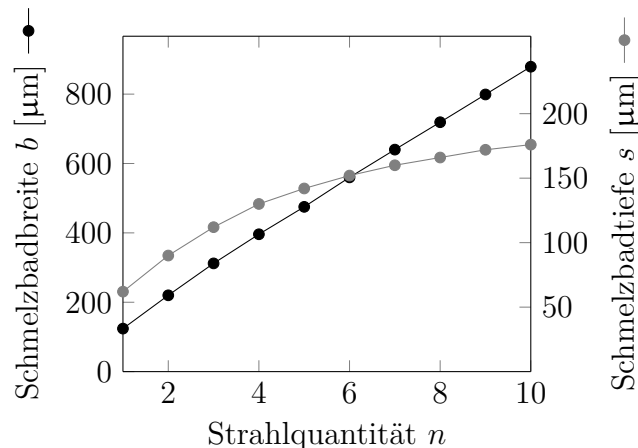


Abb. 5.12.: Geometrische Schmelzbadeneigenschaften als Funktion der Strahlquantität bei konstantem $P_{\text{Strahl}} = 75 \text{ W}$ für $v = 100 \text{ mm/s}$ und $\Delta y_{\text{Strahl}} = 80 \mu\text{m}$.

hezu linearer Anstieg der Schmelzbadbreite um Δy_{Strahl} erreicht werden. Im Gegensatz zu den dargestellten Prozessen in Abb. 5.9 nimmt die Einschweißtiefe nicht ab, sondern

zeigt das Verhalten des beschränkten Wachstums. Aufgrund der Wärmeakkumulation durch die multiplen Wärmequellen erhöht sich die Einschweißtiefe im Schmelzbadzentrum. Dieser Effekt wird durch weiter distanzierte Laserstrahlen weniger beeinflusst, wodurch sich hier eine Sättigung zeigt.

Durch die erhöhte Schmelzbadtiefe und die damit vermehrte Wiederaufschmelzung des Substrats bei höherer Strahlquantität wird deutlich, dass weitere Optimierungsmöglichkeiten durch die Umpositionierung der Laserstrahlen vorliegen. Die jeweiligen Wechselwirkungen der Schmelzzonen können durch größere Strahlabstände Δy_{Strahl} modifiziert werden. Um diesen Zusammenhang darzustellen, werden Berechnungen mit angepassten Strahlabständen durchgeführt. Abb. 5.13 zeigt die berechneten Temperaturfelder in der Draufsicht bei $\Delta y_{\text{Strahl}} = 100 \mu\text{m}$, $\Delta y_{\text{Strahl}} = 150 \mu\text{m}$ sowie $\Delta y_{\text{Strahl}} = 200 \mu\text{m}$. Bei einem Strahlabstand von $\Delta y_{\text{Strahl}} = 150 \mu\text{m}$ wird ein breiteres Schmelzbad erreicht, welches eine homogene Einschweißtiefe aufweist. Die jeweiligen Wechselwirkungszonen interagieren in dem Ausmaß, dass lediglich ein geschlossenes Schmelzbad erreicht wird und die Wärmeakkumulation gering gehalten wird. Eine weitere Separation der Laserstrahlen führt bei $\Delta y_{\text{Strahl}} = 200 \mu\text{m}$ schließlich zur Trennung der Schmelzbäder. Somit liegt hinsichtlich der Strahlpositionierung ein maximaler Strahlabstand Δy_{max} vor. Da die Schmelzbadbreite beim Wärmeleitungsschweißen durch die laterale Wärmeleitung der jeweiligen Schmelzzone definiert ist, ist der maximale Strahlabstand durch die eingebrachte Laserleistung pro Strahl und die Scangeschwindigkeit bestimmt.

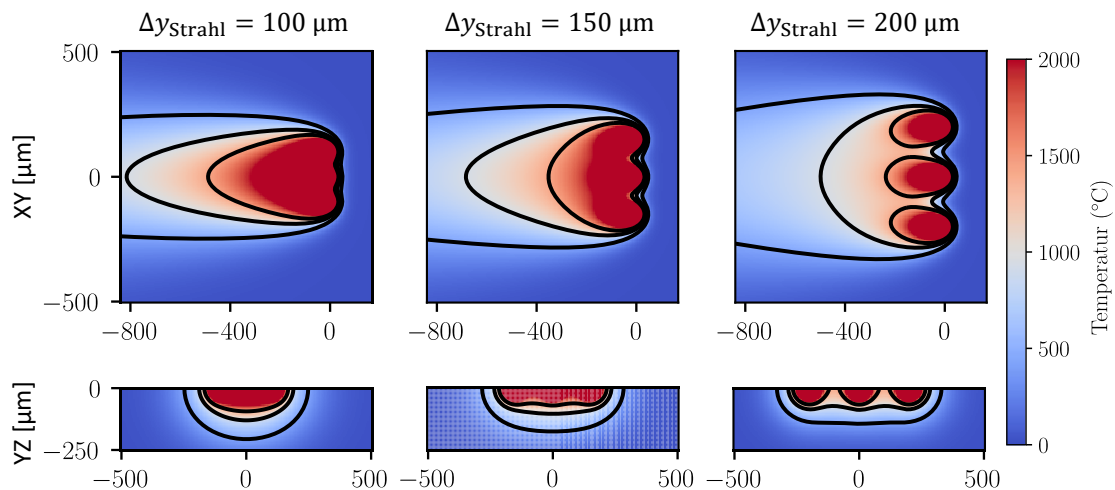


Abb. 5.13.: Einfluss des Strahlabstandes Δy_{Strahl} auf das resultierende Temperaturfeld bei $P_{\text{Strahl}} = 150 \text{ W}$ für $v = 300 \text{ mm/s}$ und $n = 3$.

Um die maximalen Strahlabstände in Abhängigkeit der Laserleistung und der Scangeschwindigkeit quantitativ zu beschreiben und so eine Effizienzsteigerung durch die Umpositionierung der Laserstrahlen zu erhalten, werden die maximalen Strahlabstände bei Variation von Scangeschwindigkeit und Leistung pro Strahl berechnet. In Abb. 5.14 sind die maximalen Strahlabstände als Funktion der Scangeschwindigkeit bei $P_{\text{Strahl}} = 75 \text{ W}$

bzw. $P_{\text{Strahl}} = 150 \text{ W}$ und der Leistung pro Strahl bei $v = 200 \text{ mm/s}$ und $v = 400 \text{ mm/s}$ dargestellt. Die gewählten Parameter und die dazugehörigen Ergebnisse sind in Anhang A.3 und A.4 aufgelistet. So zeigen die Berechnungen, dass der maximale Strahl-

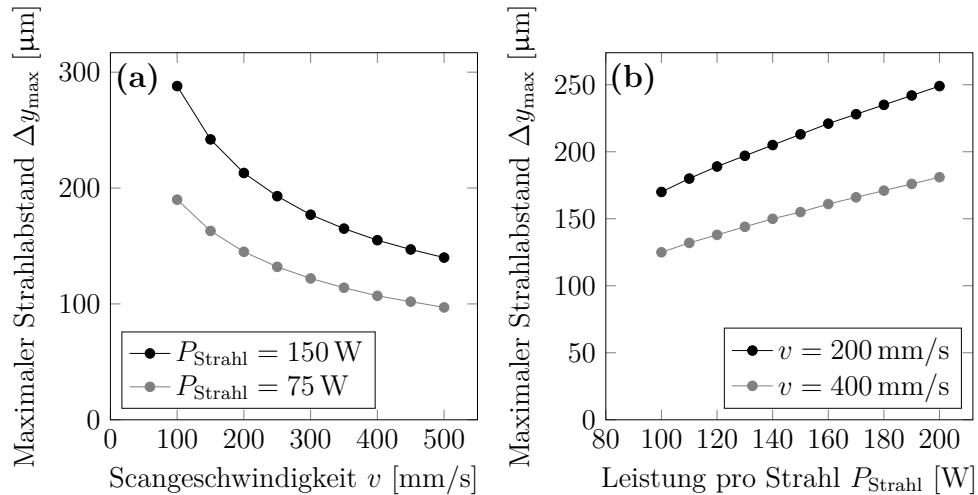


Abb. 5.14.: Maximaler Strahlabstand Δy_{max} als Funktion der Parameter Scangeschwindigkeit v in (a) und der Leistung pro Strahl P_{Strahl} in (b). Eine Variation der Strahlquantität n zeigt keinen Einfluss auf Δy_{max} .

abstand mit geringer Scangeschwindigkeit exponentiell sinkt und mit höherer Leistung pro Strahl steigt.

Aus den Berechnungen lässt sich die Hypothese ableiten, dass der maximale Strahlabstand in Abhängigkeit der Breite der einzelnen Schmelzzone steht. Aus den oben aufgeführten Berechnungen wird die äquivalente Schmelzbadbreite bei gleichen Leistungen pro Strahl und Scangeschwindigkeit für $n = 1$ Laserstrahlen berechnet und verglichen. In Abb. 5.15 ist der maximale Strahlabstand als Funktion der äquivalenten Schmelzbadbreite einer Einzelstrahlbelichtung aufgeführt. Eine Abschätzung der optimalen Strahlanordnung ist durch $y_{\text{max}} \approx 1,51 \cdot b_{n=1}$ möglich. Geringe Abweichungen sind primär von der Scangeschwindigkeit abhängig, da ihr Anstieg zu höheren Temperaturgradienten führt und somit die Breite der Isotherme mit $T \approx \frac{T_M}{2}$ abnimmt. Jedoch ist eine praktikable Einschätzungsmöglichkeit zur Prozessgestaltung gegeben.

Die durchgeführten Berechnungen demonstrieren, dass die Strahlteilung eine geeignete Belichtungsstrategie darstellt, um die Schmelzbadbreite bei konstanter Schmelzbadtiefe zu erhöhen. Die Auslegung der entsprechenden Strahlverteilung ist in Abhängigkeit von Laserleistung, Scangeschwindigkeit und geometriebedingter maximaler Schmelzbadbreite zu wählen.

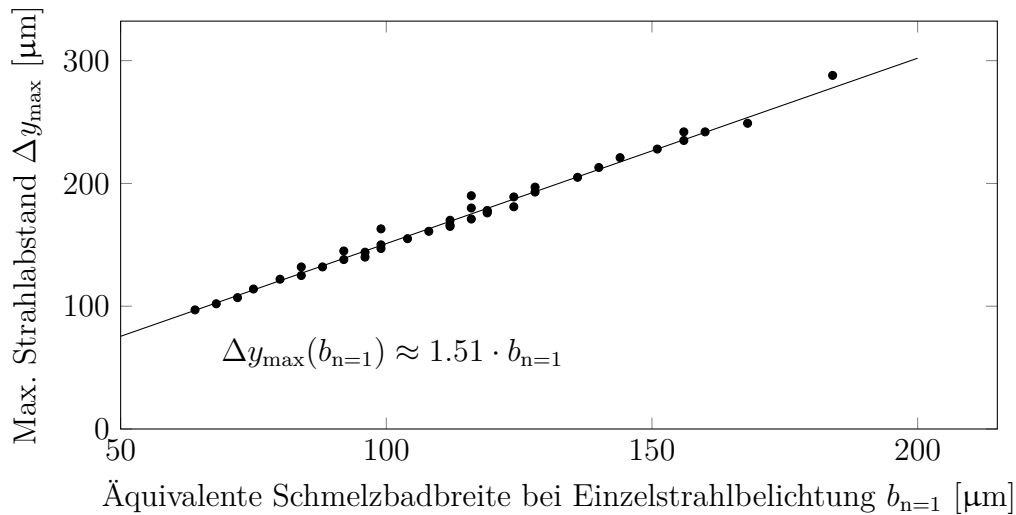


Abb. 5.15.: Anstieg des maximalen Strahlabstandes bei variierenden Parametern P, v und variierender Strahlquantität n in Abhängigkeit der äquivalenten Schmelzbadbreite der Einzelstrahlbelichtung $b_{n=1}$.

5.3. Effizienzsteigerung durch Strahlteilung

In den bisherigen Untersuchungen wurde gezeigt, dass bei gleichbleibenden Parametern mit Erhöhen der Strahlabstände die verfügbare Leistung zur Verbreiterung des Schmelzbades genutzt wird. Um die Möglichkeiten der Effizienzsteigerung durch die Multistrahlbelichtung zu erfassen, werden im folgenden Abschnitt die energetischen Wirkungsgrade betrachtet. Der Prozesswirkungsgrad η_P bildet das Verhältnis der aktiv genutzten Prozessleistung P_P und der eingestellten Laserleistung P [55]:

$$\eta_P = \frac{P_P}{P} = \eta_A \cdot \eta_{\text{th}} \quad (5.12)$$

η_P setzt sich aus dem Wirkungsgrad der Energieeinkopplung η_A (s. Abs. 2.2.1) und dem thermischen Wirkungsgrad η_{th} zusammen. η_{th} beschreibt das Verhältnis der absorbierten Leistung, die effektiv für die Generierung der Schmelze genutzt wird:

$$\eta_{\text{th}} = \frac{P_P}{P_A}. \quad (5.13)$$

P_A ist die eingekoppelte Leistung. Für die Prozessleistung gilt

$$P_P = v \cdot F \cdot \rho \cdot (c_p(T_P - T_0)). \quad (5.14)$$

$T_P = (T_V + T_M)/2$ ist die Prozesstemperatur und wird für den typischen Schmelzprozess zwischen Schmelz- und Verdampfungstemperatur gewählt [55].

Der thermische Wirkungsgrad zeigt auf, wie hoch der relative Anteil an Energieverlusten durch überhitzte Schmelze oder durch Wärmeleitung ist. So ist zu erwarten, dass die Multistrahlbelichtung und die Anpassung des örtlichen Leistungseintrags einen ho-

hen Einfluss auf η_{th} hat. Mit dieser Motivation wird η_{th} näher betrachtet. Hinsichtlich eines höheren thermischen Wirkungsgrades ist eine hohe Scangeschwindigkeit vorteilhaft [55]. Der maximal erreichbare thermische Wirkungsgrad bei Belichtung mit einer Punktquelle ist bei entsprechender Maximierung der Scangeschwindigkeit mathematisch auf $\eta_{\text{th}} = 36,8\%$ begrenzt [15]. Es kann beim Schweißprozess gezeigt werden, dass eine weitere Erhöhung des thermischen Wirkungsgrades durch eine variierende Leistungsverteilung möglich ist [15, 23].

So ist anzunehmen, dass durch eine geeignete Anpassung der Leistungsverteilung bestehende Wärme im Bauteil genutzt werden kann, sodass eine Verbreiterung des Schmelzbades erreicht wird. Um den Einfluss der Strahlteilung auf die thermische Effizienz zu beschreiben, werden die Schmelzbäder für die Belichtung mit $n = 1$ und $n = 3$ Laserstrahlen als Funktion der Scangeschwindigkeit berechnet. Bei $n = 3$ Laserstrahlen wird der Strahlabstand sowohl konstant bei $\Delta y_{\text{Strahl}} = 80 \mu\text{m}$ als auch dynamisch gewählt. Beim Letzteren wird eine Optimierungsschleife durchgeführt, bei der der optimale Strahlabstand Δy_{Opt} zur Maximierung der thermischen Effizienz in Abhängigkeit der Scangeschwindigkeit ermittelt wird (s. Anhang A.6). Das analytische Modell ermöglicht die Bestimmung der Querschnittsfläche F für $T \geq T_{\text{M}}$. Mit den Gleichungen Gl. 5.13 und 5.14 sowie den Materialdaten aus Tab. 5.1 wird die thermische Effizienz berechnet (s. Abb. 5.16). Hierzu wird der maximale Strahlabstand so gesetzt, dass ein geschlossenes Schmelzbad vorliegt. Die eingesetzte Laserleistung pro Strahl beträgt $P_{\text{Strahl}} = 150 \text{ W}$.

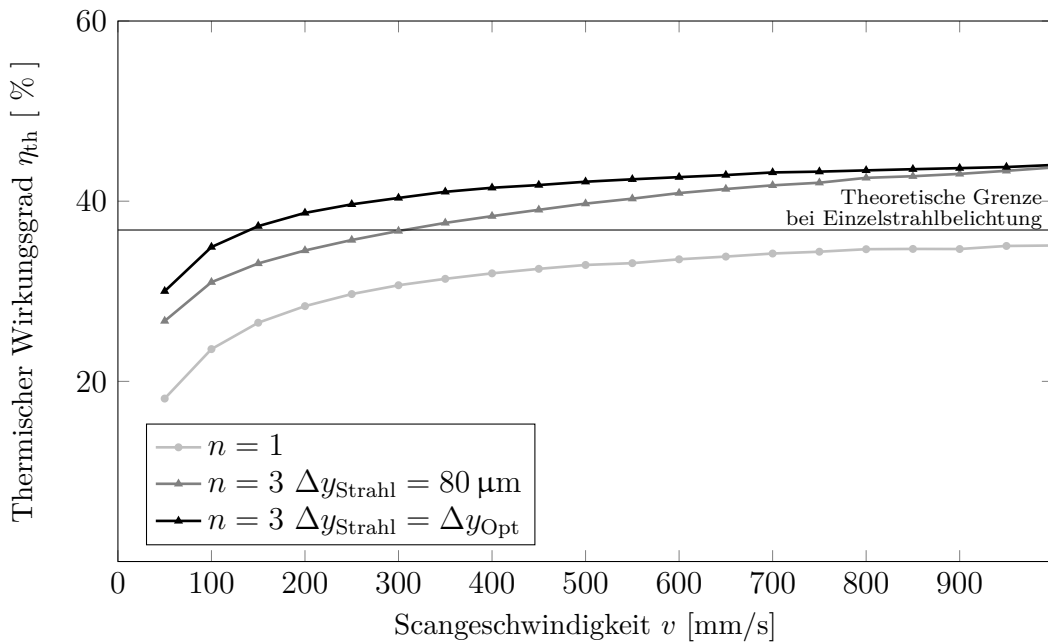


Abb. 5.16.: Thermischer Wirkungsgrad bei $n = 1$, bei $n = 3$ mit dem Strahlabstand $\Delta y_{\text{Strahl}} = 80 \mu\text{m}$ und $n = 3$ Laserstrahlen mit optimiertem Strahlabstand $\Delta y_{\text{Strahl}} = \Delta y_{\text{Opt}}$ zur Maximierung des thermischen Wirkungsgrades η_{th} bei $P_{\text{Strahl}} = 150 \text{ W}$ als Funktion der Scangeschwindigkeit v .

Abb. 5.16 zeigt die Kurvenschar der berechneten thermischen Wirkungsgrade als Funktion der Scangeschwindigkeit. Die Berechnungen belegen, dass bei den gewählten Belichtungsstrategien der Wirkungsgrad bei zunehmender Geschwindigkeit steigt. Durch die Anwendung von Strahlteilung kann eine deutliche Verbesserung erzielt werden. So wird bei konstantem Strahlabstand eine Verbesserung von bis zu acht Prozentpunkten erreicht. Durch die Strahlteilung wird ermöglicht, dass die seitliche Wärmeleitung des zentralen Laserstrahls zur verbesserten Schmelzgenerierung an den äußeren Laserstrahlen genutzt wird. Die Verbesserung wird mit steigender Scangeschwindigkeit höher, da sich der optimale Strahlabstand bei $v = 1000 \text{ mm/s}$ dem Strahlabstand $\Delta y_{\text{Strahl}} = 80 \text{ }\mu\text{m}$ nähert. Dies wird durch die Annäherung der Kurve $\Delta y_{\text{Strahl}} = \Delta y_{\text{Opt}}$ an $\Delta y_{\text{Strahl}} = 80 \text{ }\mu\text{m}$ deutlich. So ist bei geringeren Scangeschwindigkeiten ein höherer Strahlabstand möglich, um ein geschlossenes Schmelzbad bei einem hohen thermischen Wirkungsgrad zu erzielen.

Hieraus folgt, dass die Multistrahlbelichtung genutzt werden kann, um sowohl Wärmeleitungsverluste zu verringern als auch die Überhitzung des Schmelzbades zu vermeiden. Dadurch wird ein höherer thermischer Wirkungsgrad erreicht.

5.4. Experimentelle Analyse der Schmelzbadentwicklung bei variabler Strahlanordnung

Die theoretisch bestimmten Abhängigkeiten zur optimalen Leistungsverteilung in Abs. 5.2 verdeutlichen die Potentiale der Schmelzbadmodifizierung durch eine variable Anpassung der Leistungsverteilung. Die analytische Modellierung belegt, dass durch die eindimensionale Strahlteilung senkrecht zur Scanrichtung ein sowohl breites als auch flaches Schmelzbad generiert werden kann. In diesem Abschnitt erfolgt die experimentelle Untersuchung der Multistrahlbelichtung anhand von Einzelspuren. So werden unterschiedliche Strahlanordnungen zur Belichtung erzeugt und auf ihren Einfluss auf die Schmelzbadgenerierung analysiert.

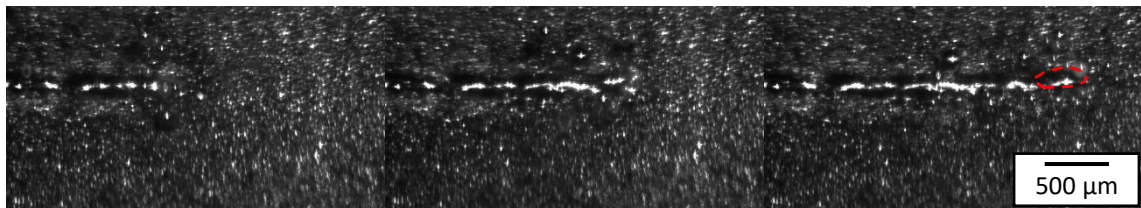
5.4.1. Einfluss der Multistrahlbelichtung auf das Schmelzbadverhalten bei Einzelspuren

Um den Einfluss des Multistrahlansatzes auf die Schmelzbadformation zu analysieren, werden die Laserstrahlen unmittelbar nebeneinander angeordnet. Die Einzelspuren werden mit der *Photron SA5* Hochgeschwindigkeitskamera erfasst, um einen detaillierten Einblick in das Prozessgeschehen zu erhalten. Die Generierung der Einzelspuren erfolgt mit der Scangeschwindigkeit $v = 100 \text{ mm/s}$ und der Leistung pro Strahl $P_{\text{Strahl}} = 75 \text{ W}$. Die Strahlquantität variiert zwischen $n = 1$ bis $n = 10$. Der Strahlabstand liegt bei

$\Delta y_{\text{Strahl}} = 80 \mu\text{m}$. Die Parameter sind so gewählt, dass bei $n = 1$ eine stabile Einzelspur generiert wird und bei $n = 10$ mit $P = 750 \text{ W}$ keine thermisch induzierten Schäden an den Optiken entstehen.

Abb. 5.17 zeigt Bilderfolgen der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen bei einer Aufnahme-rate von 20 kHz, die bei der Einzelspurgenerierung mit $n = 1$ und $n = 10$ Laserstrahlen aufgenommen werden. Durch die Multistrahlblichtung entsteht ein breites, geschlossenes Schmelzbad. Thermisch induzierte Strömungen führen zu starken Fluktuationen im Schmelzbad, die sich in Form von Variation der direkten Reflektion des Belichtungs-lasers zeigen. Das umliegende Pulver wird, wie bei der Einzelstrahlbelichtung, von der Dampffackel in Richtung Schmelzbad gezogen und führt zur Spritzerbildung. Entsprechend der Simulationsergebnisse aus Abb. 5.11 führt die Anwendung von mehreren Laserstrahlen bei gleicher Leistung pro Strahl zu einer größeren Schmelzbadbreite und -länge. Bei $n = 1$ fällt die stark schwankende Nahtform auf, die auf das geringe Schmelzvolumen und den Einflüssen des umliegenden Pulvers auf die Schmelzbadstabilität zurückzuführen ist. Dieser Effekt bleibt bei dem großen Schmelzbad aus.

$n = 1, P = 75 \text{ W}$



$n = 10, P = 750 \text{ W}$

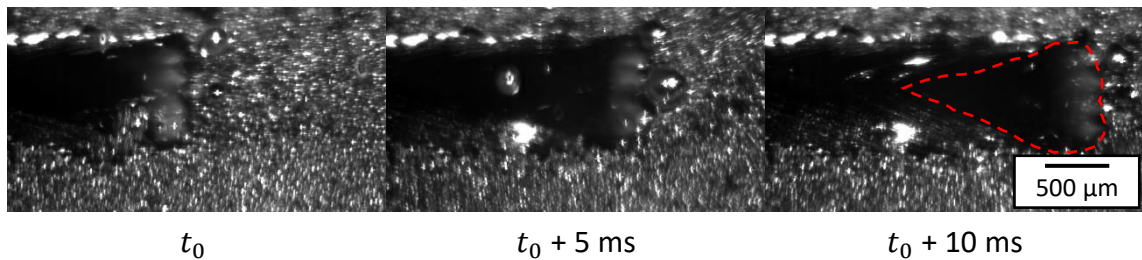


Abb. 5.17.: Schmelzprozess mit Einzel- und Multistrahlblichtung. Einzelbilder zeigen die Belichtung mit $n = 1$ und $n = 10$ Laserstrahlen mit $P_{\text{Strahl}} = 75 \text{ W}$, $v = 100 \text{ mm/s}$ und einem Strahlabstand von $\Delta y_{\text{Strahl}} = 80 \mu\text{m}$. Der Schmelzbadrand ist mit einer roten Linie markiert.

In Abb. 5.18 sind Mikroskopie-Bilder der Querschliffe und der Draufsicht von Multistrahlprozessen bei variierender Anzahl an Laserstrahlen dargestellt. Die Ansicht zeigt, dass trotz steigender Laserleistung P mit höherer Strahlquantität n die Bildung einer Dampfkapillare ausbleibt. Die charakteristisch geringe Einschweißtiefe wird durch Strahlteilung beibehalten und zeigt eine hohe Übereinstimmung mit den modellierten Temperaturfeldern bei der Multistrahlblichtung. Darüber hinaus führt die höhere Anzahl an Laserstrahlen zu einem kontinuierlichen Anstieg der Schmelzbadbreite b . Somit

wird durch Strahlteilung ein flaches, breites Schmelzbad generiert.

Die gemittelten Messwerte der Schmelzbadtiefe s und -breite b sowie der Spurbhöhe h_1 sind in Abb. 5.19 dargestellt. Dabei nimmt die Schmelzbadbreite nahezu linear mit der Strahlquantität zu. So liegt bei $n = 1$ eine Schmelzbadbreite von $b = 162 \mu\text{m}$ und bei $n = 10$ eine Schmelzbadbreite von $b = 869 \mu\text{m}$ vor. Die Schmelzbadtiefe und die Spurbhöhe bleiben nahezu konstant. Die Spurbhöhe beträgt mit geringer Abweichung $h_1 = 97 \mu\text{m}$. Die Schmelzbadtiefe verbleibt ab $n > 4$ bei $s \approx 125 \mu\text{m}$. Die Charakteristik des beschränkten Wachstums der Schmelzbadtiefe stimmt mit den Berechnungen in Abb. 5.12 überein. Die Draufsicht auf die generierten Spuren bestätigt, dass die Stabilität der Schmelzbäder mit steigender Strahlanzahl zunimmt. So zeigt sich hier der Unterschied zur Einzelstrahlbelichtung durch geringe Schwankung in der Spurbildung.

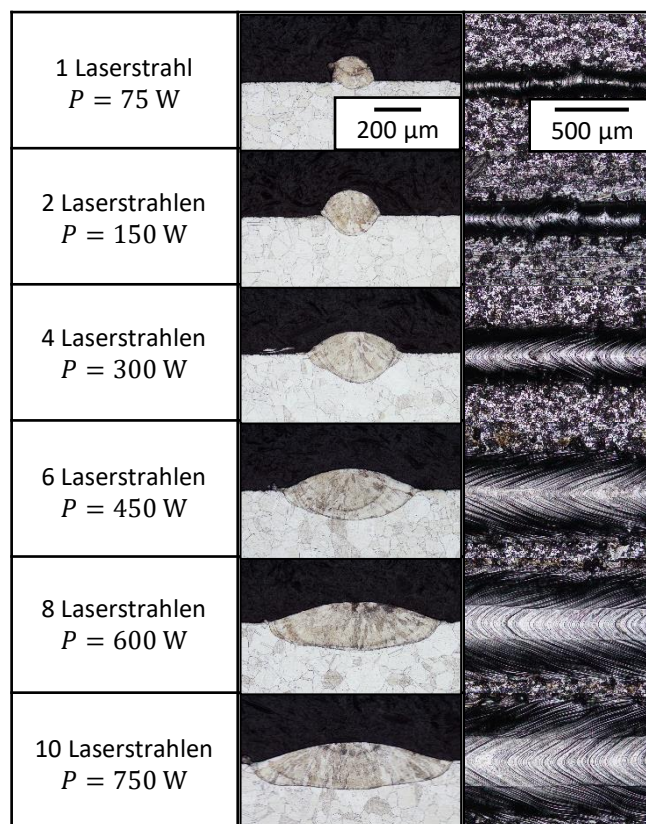


Abb. 5.18.: Einfluss der Strahlquantität n auf die Schmelzbadbildung bei konstanter Leistung pro Strahl $P_{\text{Strahl}} = 75 \text{ W}$, $v = 100 \text{ mm/s}$ und $\Delta y = 80 \mu\text{m}$

Abb. 5.20a zeigt den Kontaktwinkel zwischen Schmelze und Oberfläche des Substratmaterials als Funktion der Strahlquantität. Die Darstellung verdeutlicht, dass der Kontaktwinkel von $\Theta = 89^\circ$ bei $n = 1$ auf $\Theta = 15,3^\circ$ bei $n = 10$ Laserstrahlen reduziert wird und somit eine verbesserte Benetzung erreicht wird. Aus Abs. 2.2.2 ist bekannt, dass der Kontaktwinkel aus dem Verhältnis von Schmelzbadbreite zu Schmelzbadlänge resultiert. So ist die erhöhte Schmelzbadbreite förderlich für die Stabilisierung des Schmelzbades. Die Reduzierung des Kontaktwinkels führt dazu, dass das Schmelzbad

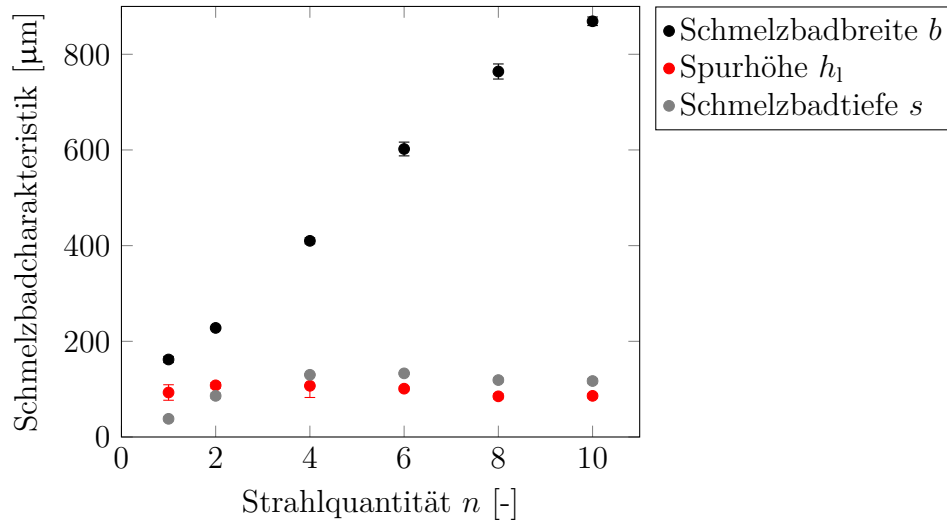


Abb. 5.19.: Schmelzbadcharakteristika (Breite, Höhe und Tiefe) als Funktion der Strahlquantität n bei $v = 100 \text{ mm/s}$ und $P_{\text{Strahl}} = 75 \text{ W}$

stabiler gegenüber Effekte der Oberflächenspannung ist. Jedoch kann sich die geringe Spurhöhe an den Schmelzbadrändern negativ auf die Bindung zwischen Einzelspuren bei der Flächengenerierung auswirken und so zu Bindefehlern führen. Dieser Effekt kann durch Minimieren des Hatchabstandes oder durch tiefere Schmelzbäder in der nächsten Schicht kompensiert werden, um Porositäten und Bindefehler zu vermeiden.

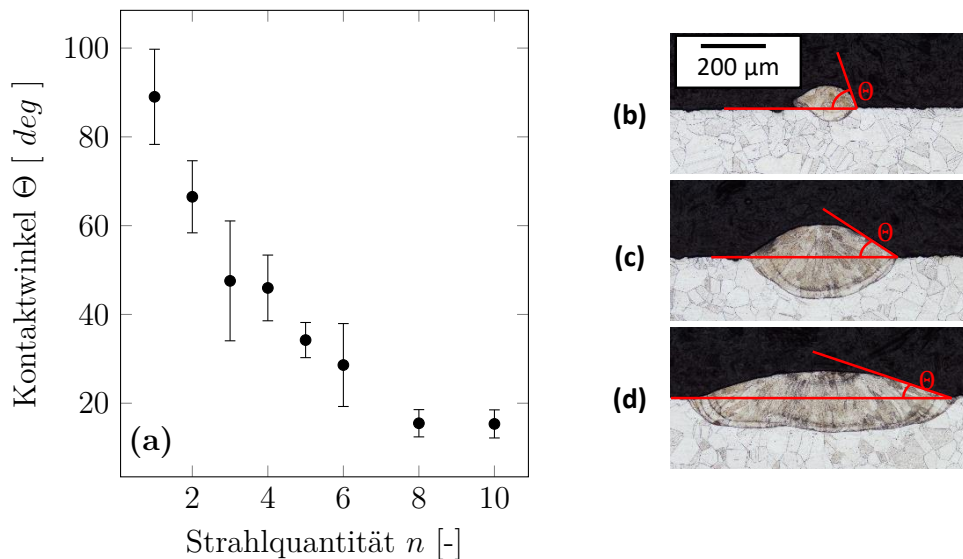


Abb. 5.20.: Einfluss der Strahlquantität n auf den Kontaktwinkel Θ zwischen Schmelzbad- und Substratoberfläche bei $P_{\text{Strahl}} = 75 \text{ W}$ in (a). (b-d) zeigen exemplarische Querschnitte für $n = 1$, $n = 5$ und $n = 10$ Laserstrahlen.

Durch die Strahlteilung wird demnach die Erhöhung der Schmelzbadbreite unter Beibehalt der Schmelzbadtiefe erreicht. Zudem wird durch die Verteilung der Leistung auf mehrere Strahlen der wählbare Parameterraum beeinflusst. Der verfügbare Parameterraum erhöht sich auf ein höheres Leistungsspektrum unter Beibehalt der Prozessbedin-

gungen des Wärmeleitungsschweißens. Somit ist die bisherige Limitierung hinsichtlich der maximal applizierbaren Leistung zur Spurengenerierung nicht mehr valide. Bedingt durch die Multistrahelbelichtung, kann so eine Leistung von mindestens $P = 750 \text{ W}$ bei $v = 100 \text{ mm/s}$ appliziert werden. Bei der Einzelstrahlbelichtung resultierte bereits eine Leistung von $P > 100 \text{ W}$ zur Bildung einer Dampfkapillare. Die Spürhöhe bleibt trotz des hohen Schmelzbadvolumens konstant und behindert nicht den nächsten Schichtauftrag.

5.4.2. Validierung des physikalischen Modells

In Abs. 5.2.2 wird gezeigt, dass mit dem analytischen Modell einer bewegten Punkt-wärmequelle die geometrischen Eigenschaften des Schmelzbades bei einer Einzelstrahlbelichtung berechnet werden. Lediglich bei Überschreitungen der Tiefschweißschwelle steigt die Abweichung aufgrund der veränderten Energieeinkopplungsmechanismen. Im folgenden Abschnitt soll das entwickelte Modell für die Multistrahelbelichtung validiert werden.

Es werden experimentelle und simulative Parameterstudien an Einzelspuren mit $n = 4$ und $n = 6$ Laserstrahlen durchgeführt. Die Leistung pro Strahl wird mit $P_{\text{Strahl}} = 100 \text{ W}$ konstant gehalten und die Scangeschwindigkeit variiert zwischen $v = 50 \text{ mm/s}$ und $v = 400 \text{ mm/s}$, um unterschiedliche hohe Energieeinträge zu betrachten. In Abb. 5.21 sind die Querschliffe bei $n = 4$ und $n = 6$ Laserstrahlen und den Scangeschwindigkeiten $v = 100 \text{ mm/s}$, $v = 200 \text{ mm/s}$ und $v = 300 \text{ mm/s}$ dargestellt. Es wird deutlich, dass eine langsame Scangeschwindigkeit bei $v = 100 \text{ mm/s}$ zu verstärkter Wärmeakkumulation führt und eine hemisphärische Schmelzbadform entsteht. Bei höheren Scangeschwindigkeiten genügt der Energieeintrag pro Strahl zur minimalen Aufschmelzung des Substrats und zur Bildung eines Schmelzbades mit einer Einschweißtiefe, die eine gleichmäßige Tiefenverteilung aufweist. Die Erhöhung der Strahlanzahl führt bei $n = 6$ zur Verbreiterung des Schmelzbades. Außerdem ist ebenso ein flacheres Schmelzbad bei höherer Scangeschwindigkeit erreicht und Wärmeakkumulation vermieden.

In Abb. 5.22 sind die Charakteristika Schmelzbadtiefe s und Schmelzbadbreite b als Funktion der Scangeschwindigkeit v dargestellt. Die simulativ berechneten Schmelzbad-eigenschaften zeigen eine hohe Übereinstimmung mit den experimentellen Daten. Abweichungen in der Schmelzbadtiefe lassen sich durch erhöhte Energieeinkopplung bei geringer Scangeschwindigkeit begründen. Weitere Abweichungen sind darauf zurückzuführen, dass ausschließlich der konduktive Wärmetransport betrachtet und Konvektion vernachlässigt wird. Die Schmelzbadtiefe s nähert sich mit steigender Scangeschwindigkeit dem Nullwert und die Schmelzbadbreite b der Breite der belichteten Fläche ($n \cdot \Delta y_{\text{Strahl}}$) an. Die Übereinstimmung mit den experimentellen Daten ist hinreichend, um das physikalische Modell als ein geeignetes Werkzeug zur Vorhersage der Schmelzbadgeometrie zu verwenden.

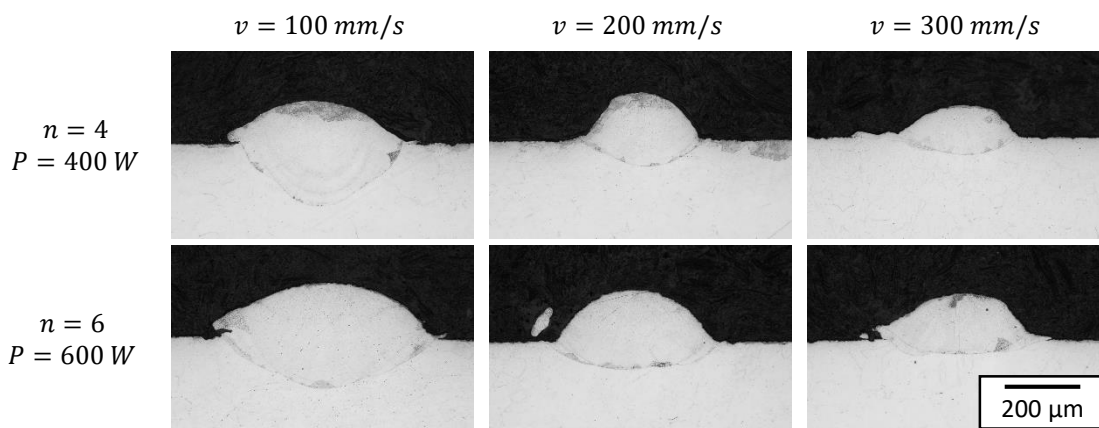


Abb. 5.21.: Geätzte Querschliffe von Einzelspuren generiert mit $n = 4$ und $n = 6$ Laserstrahlen bei den Scangeschwindigkeiten $v = 100 \text{ mm/s}$, $v = 200 \text{ mm/s}$ und $v = 300 \text{ mm/s}$. Die Leistung pro Strahl und der Strahlabstand liegen konstant bei $P_{\text{Strahl}} = 100 \text{ W}$ und $\Delta y_{\text{Strahl}} = 80 \mu\text{m}$.

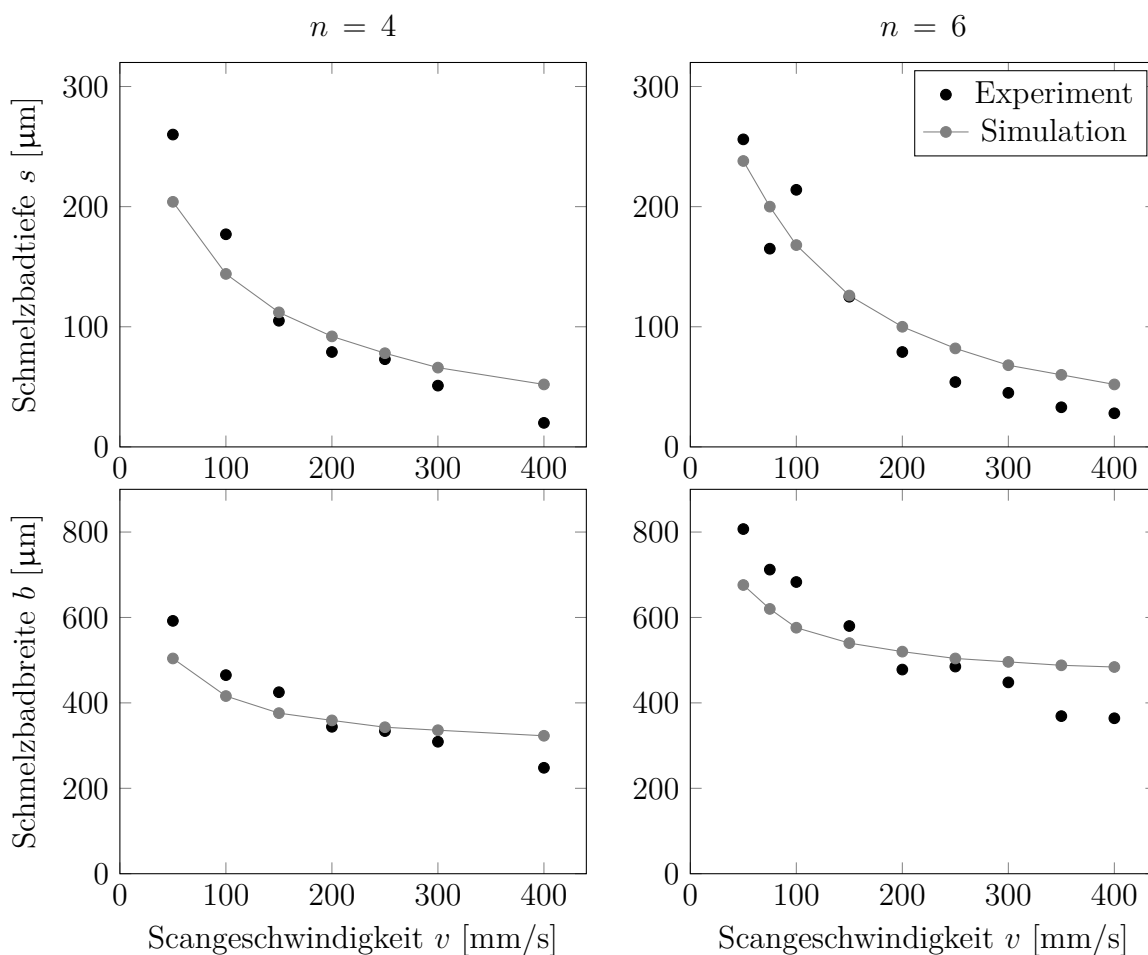


Abb. 5.22.: Darstellung simulierter und experimentell bestimmter Schmelzbadtiefe s und -breite b bei der Multistrahlbelichtung mit dem Strahlabstand $\Delta y_{\text{Strahl}} = 80 \mu\text{m}$, der Leistung pro Strahl $P_{\text{Strahl}} = 100 \text{ W}$ und variierender Strahlquantität n

5.4.3. Einfluss des lateralen Strahlabstandes

Die durchgeführten Simulationen in Abs. 5.2.2 belegen, dass es hinsichtlich der Produktivität förderlich ist, die Strahlabstände abhängig der Leistung und Scangeschwindigkeit anzupassen. Eine entsprechende Maximierung des Strahlabstandes führt zu einer hohen Schmelzbadbreite und zur geringen Wärmeakkumulation. Nachfolgend wird der Einfluss des lateralen Strahlabstandes Δy_{Strahl} auf die Prozessgrenzen und die Auswirkungen auf die maximale Scangeschwindigkeit experimentell untersucht und mit dem physikalischen Modell abgeglichen.

Zur Untersuchung der Schmelzbadentstehung bei variablem Strahlabstand Δy_{Strahl} werden bei einer Laserleistung $P = 550 \text{ W}$ und Scangeschwindigkeit $v = 200 \text{ mm/s}$ die Strahlabstände mit einer Schrittweite von $\Delta(\Delta y_{\text{Strahl}}) = 20 \text{ }\mu\text{m}$ für $n = 3$ sowie $n = 5$ Laserstrahlen bis $\Delta y_{\text{Strahl}} = 300 \text{ }\mu\text{m}$ modifiziert. In Abb. 5.23 sind die Querschliffe und die Draufsichten der Einzelspuren dargestellt, die mit den Strahlabständen $\Delta y_{\text{Strahl}} = 200 \text{ }\mu\text{m}$, $\Delta y_{\text{Strahl}} = 260 \text{ }\mu\text{m}$ und $\Delta y_{\text{Strahl}} = 300 \text{ }\mu\text{m}$ bei $n = 3$ Laserstrahlen generiert sind. Sowohl im Querschliff als auch in der Draufsicht ist zu erkennen, dass bei einem Strahlabstand von $\Delta y_{\text{Strahl}} = 200 \text{ }\mu\text{m}$ ein stabiles Schmelzbad erhalten bleibt. Der Strahlabstand von $\Delta y_{\text{Strahl}} = 260 \text{ }\mu\text{m}$ führt jedoch zu Schmelzbadinstabilitäten. Der hohe Abstand der einzelnen Schmelzzonen verursacht Schmelzbadeinschnürungen und eine variierende Spurhöhe. Eine weitere Vergrößerung des Strahlabstandes auf $\Delta y_{\text{Strahl}} = 300 \text{ }\mu\text{m}$ bewirkt schließlich eine Trennung der Schmelzzonen zu drei parallel laufenden Einzelspuren.

In Abb. 5.24 sind für die unterschiedlichen lateralen Strahlabstände sowohl die experimentell als auch die simulativ ermittelten Schmelzbadcharakteristika für $n = 3$ und $n = 5$ Laserstrahlen dargestellt. Die experimentellen Ergebnisse bezüglich der Schmelzbadbreite als auch der Schmelzbadtiefe stimmen mit den simulativen Ergebnissen überein (durchgezogene Linien). Ebenfalls ist zu erkennen, dass ein erhöhter lateraler Strahlabstand die Schmelzbadbreite linear um den zugewonnenen Strahlabstand erhöht sowie die Schmelzbadtiefe aufgrund geringerer Wärmeakkumulation verringert. Die Spurhöhe bleibt dennoch nahezu konstant. Wie simulativ gezeigt wurde (s. Abs. 5.2.2), ist die laterale Wärmeausbreitung begrenzt und definiert den maximalen Strahlabstand Δy_{max} . Ab einem Strahlabstand von $\Delta y_{\text{Strahl}} > 240 \text{ }\mu\text{m}$ bei $n = 3$ und $\Delta y_{\text{Strahl}} > 160 \text{ }\mu\text{m}$ bei $n = 5$ bildet sich kein geschlossenes Schmelzbad mehr und Instabilitäten treten auf. Eine weitere Erhöhung des Strahlabstandes führt schließlich zur Trennung der Schmelzzonen und zu parallel laufenden Einzelspuren.

Bei $n = 3$ ist mit einem größeren Strahlabstand Δy_{Strahl} als bei $n = 5$ Laserstrahlen weiterhin ein geschlossenes Schmelzbad generierbar. Dies folgt aus der Abnahme an Leistung pro Strahl P_{Strahl} bei einer höheren Strahlquantität n . Jedoch kann in dem gewählten Parameterbereich mit $n = 5$ eine größere Schmelzbadbreite erreicht werden. Somit ist bei der Wahl des Strahlprofils die Abhängigkeit der Strahlpositionierung von

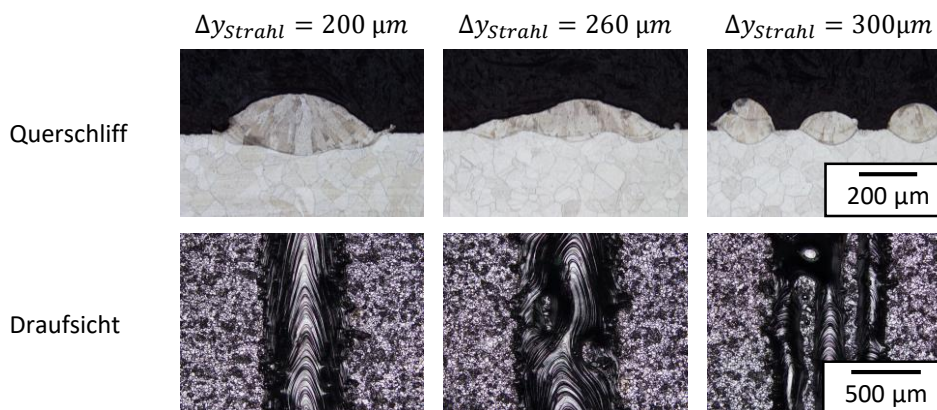


Abb. 5.23.: Einfluss des lateralen Strahlabstandes Δy_{Strahl} auf die Schmelzbadbildung bei $P = 550 \text{ W}$, $v = 200 \text{ mm/s}$ und $n = 3$.

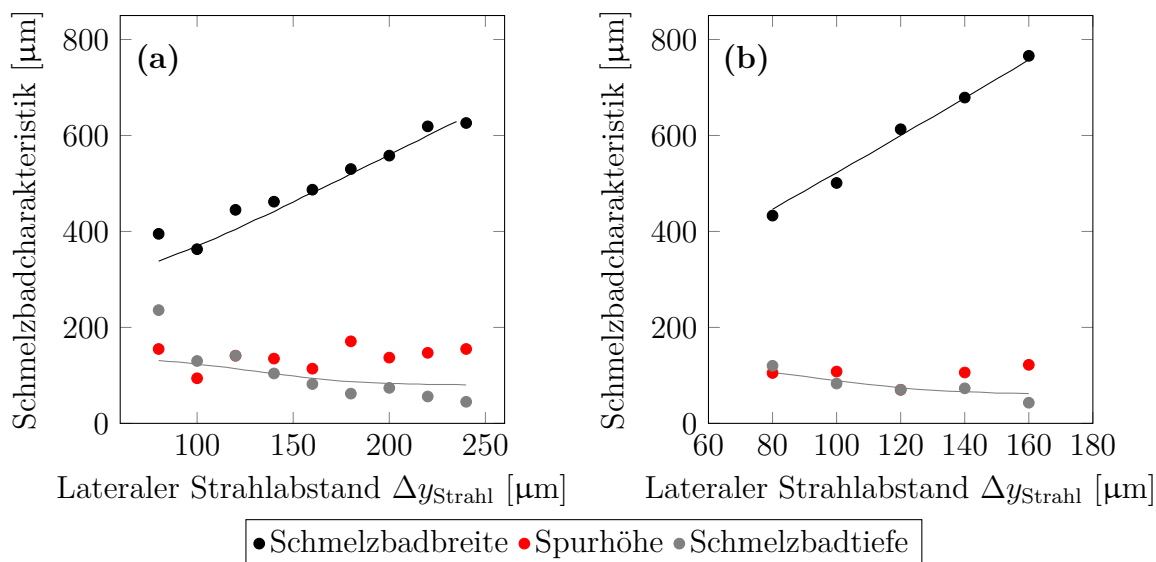


Abb. 5.24.: Schmelzbadcharakteristika (Spurhöhe sowie Breite und Tiefe des Schmelzbades) als Funktion des lateralen Strahlabstandes Δy_{Strahl} bei $P = 550 \text{ W}$ und $v = 200 \text{ mm/s}$ für $n = 3$ Laserstrahlen in (a) und für $n = 5$ Laserstrahlen in (b). Die durchgezogenen Linien stellen die entsprechenden simulierten Schmelzbadcharakteristika dar.

den verwendeten Laserparametern zu berücksichtigen. Da der maximale Strahlabstand Δy_{max} durch die laterale Wärmeverteilung definiert wird, ist ein weiterer Anstieg der Vorschubgeschwindigkeit ebenfalls nur bis zu einer Trennung der Schmelzbäder möglich. Hieraus folgt, dass für definierte Prozessparameter eine optimale Strahlverteilung hinsichtlich der Produktivität existiert. Die Bewertung der aufgeschmolzenen Fläche pro Zeit \dot{A} ist als Funktion der Schmelzbadbreite b und der Scangeschwindigkeit v zielführend:

$$\dot{A} = b \cdot v. \quad (5.15)$$

Ein Anstieg der Schmelzbadbreite b wird durch eine höhere Strahlquantität n sowie einen hohen Strahlabstand Δy_{Strahl} erzielt. Somit kann \dot{A} unter Beibehalt der Scange-

schwindigkeit v und Laserleistung P ansteigen.

Zur Untersuchung des Einflusses des Strahlabstandes auf die maximale Scangeschwindigkeit wird sowohl experimentell als auch simulativ eine Parameterstudie durchgeführt. Die maximale Scangeschwindigkeit wird bei unterschiedlichen Strahlabständen von $\Delta y_{\text{Strahl}} = 80 \mu\text{m}$ bis $\Delta y_{\text{Strahl}} = 240 \mu\text{m}$ ermittelt mit der ein geschlossenes Schmelzbad generiert werden kann. Die maximal umsetzbare Scangeschwindigkeit wird auf

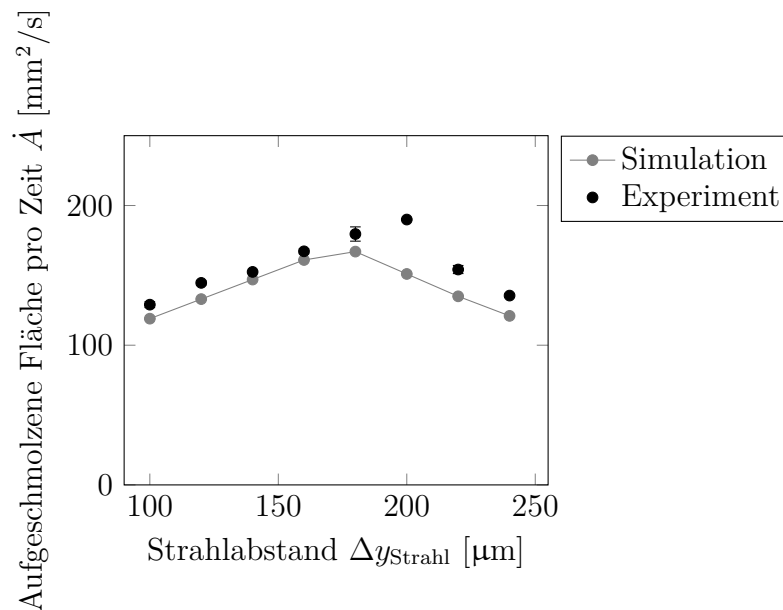


Abb. 5.25.: Simulativ und experimentell bestimmte aufschmelzbare Fläche pro Zeit \dot{A} bei der Einzelspurerzeugung als Funktion des Strahlabstandes Δy_{Strahl} bei $n = 3$ Laserstrahlen.

$v = 350 \text{ mm/s}$ begrenzt, um eine genügend hohe Einschweißtiefe zu garantieren. Die ermittelte maximale Scangeschwindigkeit und die dazugehörigen Schmelzbadbreiten sind in Anhang A.5 aufgelistet. In Abb. 5.25 ist \dot{A} als Funktion des Strahlabstandes Δy_{Strahl} dargestellt. So ist in den experimentellen Untersuchungen bis einschließlich $\Delta y_{\text{Strahl}} = 200 \mu\text{m}$ die Scangeschwindigkeit von $v = 350 \text{ mm/s}$ anwendbar. Für $\Delta y_{\text{Strahl}} > 200 \mu\text{m}$ ist die Scangeschwindigkeit zu reduzieren, um ein geschlossenes Schmelzbad zu erhalten. Dies wirkt sich auch auf \dot{A} aus. So ist durch den breiteren Strahlabstand zwar eine größere Schmelzbadbreite b erreicht, jedoch sinkt \dot{A} aufgrund der verringerten Scangeschwindigkeit v . Die simulativen Ergebnisse bilden dieses Verhalten nach. Die Anwendung der Scangeschwindigkeit $v = 350 \text{ mm/s}$ ist bis zu einem Strahlabstand von $\Delta y_{\text{Strahl}} = 180 \mu\text{m}$ möglich. Bei einer weiteren Erhöhung von Δy_{Strahl} ist eine niedrigere Scangeschwindigkeit v zu wählen und führt dann aber zu Produktivitätseinbußen.

So lässt sich aus dem Einfluss des lateralen Strahlabstandes schlussfolgern, dass durch Variation der Strahlanordnung eine weitere Optimierung der Produktivität möglich ist. Durch Maximierung von Δy_{Strahl} kann die Schmelzbadbreite b signifikant erhöht

und Schmelzbadüberhitzung vermieden werden. Zudem ist die Zunahme von Δy_{Strahl} nur produktiv einsetzbar, wenn keine Abnahme der Scangeschwindigkeit aufgrund von Schmelzbadinstabilitäten erfolgt.

5.4.4. Einfluss der Leistungsverteilung

In den bisherigen Untersuchungen sind unterschiedliche Strahlanordnungen betrachtet, in denen die räumliche Anordnung der Laserstrahlen variiert wird. Eine weitere Prozessvariation, die durch Strahlmodulation erschlossen ist, ist die Anpassung der individuellen Laserleistung pro Strahl.

Dieser Ansatz ist hinsichtlich der Vermeidung von Dampfkapillaren zielführend, da durch entsprechende Umverlagerung der Leistung auf äußere Prozessbereiche eine Überhitzung der Schmelze im Prozesszentrum vermieden werden kann. Um die Einflüsse der Leistungsverteilung zu untersuchen, werden Einzelspuren mit $P = 550 \text{ W}$ und $n = 3$ Laserstrahlen im Abstand von $\Delta y_{Strahl} = 80 \mu\text{m}$ generiert. Die Experimente erfolgen mit den Scangeschwindigkeiten $v = 200 \text{ mm/s}$ und $v = 300 \text{ mm/s}$. Die Umverteilung der Leistungsverteilung erfolgt schrittweise auf die äußeren Laserstrahlen, um eine homogene Einschweißtiefe über die gesamte Schmelzbadbreite zu erzielen.

Abb. 5.26 zeigt die Prozessergebnisse mit der entsprechenden Leistungsverteilung und dem dazugehörigen Strahlprofil. In den Querschliffen für $v = 200 \text{ mm/s}$ ist ersichtlich,

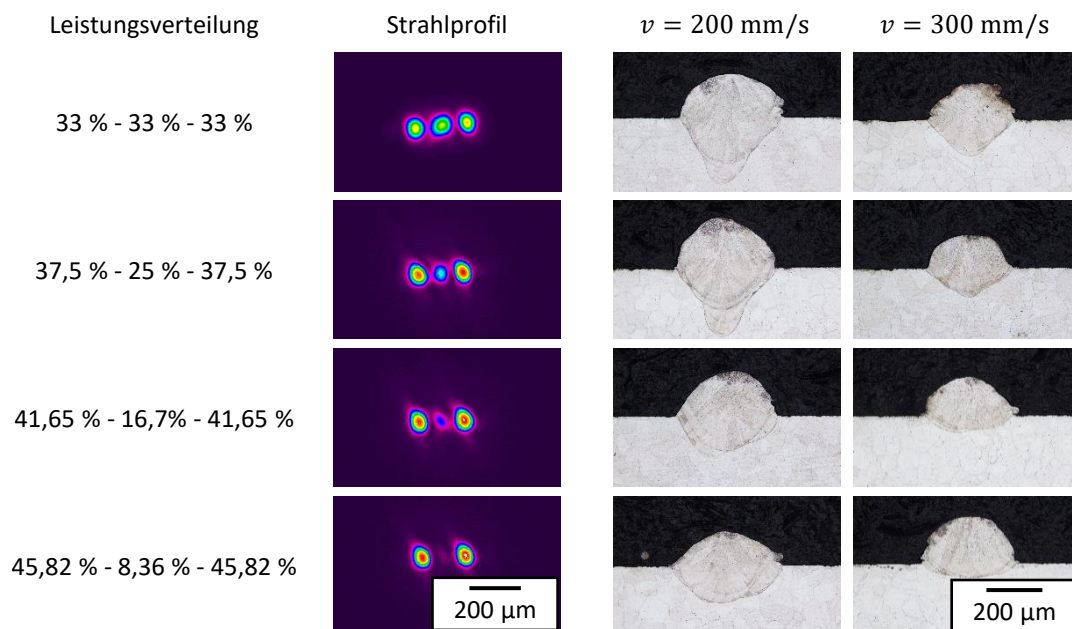


Abb. 5.26.: Strahlprofilaufnahmen und Querschliffe bei individueller Laserleistung pro Strahl bei $n = 3$ Laserstrahlen mit einer Gesamtleistung von $P = 550 \text{ W}$

dass durch die Umverteilung der Leistung die Bildung der Dampfkapillare unterdrückt wird. So ist nur noch eine Dampfkapillare bei einem relativen Leistungsanteil von 33 % sowie 25 % in der Spurmitte vorhanden. Bei einem relativen Leistungsanteil von

16,7% des mittleren Laserstrahls findet der Übergang zum Wärmeleitungsschweißen statt und die Bildung einer Dampfkapillare bleibt aus. Auch bei $v = 300 \text{ mm/s}$ wird ein Schmelzbad mit einer homogenen Einschweißtiefe durch diese Strategie erzielt.

Hinsichtlich einer Optimierung der Aufbaurrate ist diese Strahlmodifikation nicht geeignet, weil die Schmelzbadbreite nicht signifikant erhöht wird und durch diese Strategie auch keine höheren Scangeschwindigkeiten erschlossen werden. Zwar wird durch die angepasste Leistungsverteilung die Wärmeakkumulation unterdrückt und die Bildung einer Dampfkapillare vermieden, jedoch zeigt sich die Erhöhung des Strahlabstandes als effektiver, da darüber hinaus die Schmelzbadbreite ansteigt. Allerdings ermöglicht die Anpassung der Leistungsverteilung eine zusätzliche Beeinflussung der Schmelzbauderstarrungsfront. Vergleichbar hierzu ist die Strahlform des Donut-Profiles, da ebenfalls eine Umverteilung der Leistungsdichte nach außen erfolgt. Hierdurch sind bspw. Anpassungen der Mikrostruktur möglich (s. Abs. 2.3.1).

5.4.5. Applikation zweidimensionaler Strahlteilung

Ein weiterer Ansatz der Multistrahlbelichtung ist die Anwendung zweidimensionaler Strahlteilung. Durch die Aufteilung der verfügbaren Leistung in Scanrichtung kann eine langsame Erhitzung bzw. Erstarrung des Materials erzielt werden, um bspw. das kristalline Wachstum anzupassen sowie eine Überhitzung der Schmelze durch hohe Laserstrahlintensität zu vermeiden. In Abs. 2.3.1 ist bereits ein erfolgreich durchgeführter Ansatz beschrieben in dem mit zwei Scannern zwei Laserstrahlen hintereinander geführt werden.

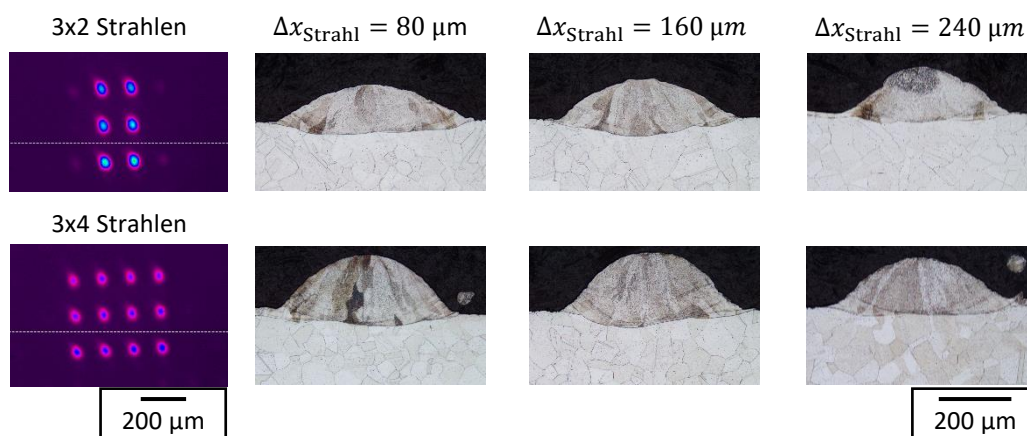


Abb. 5.27.: Strahlprofilaufnahmen mit $\Delta x_{\text{Strahl}} = 160 \mu\text{m}$ für die 3x2 und 3x4 Strahlanordnung und exemplarische Querschliffe, die mit $P = 550 \text{ W}$, $v = 250 \text{ mm/s}$ und $\Delta y_{\text{Strahl}} = 200 \mu\text{m}$ bei 3x2 Laserstrahlen und 3x4 Laserstrahlen belichtet wurden. Die Strahlabstände in Scanrichtung wurden mit $\Delta x_{\text{Strahl}} = 80 \mu\text{m}$, $\Delta x_{\text{Strahl}} = 160 \mu\text{m}$ und $\Delta x_{\text{Strahl}} = 240 \mu\text{m}$ variiert.

Um den Einfluss auf die Schmelzbadbildung zu untersuchen, wird die bisherige Multistrahlbelichtung in Scanrichtung erneut geteilt. Der Strahlabstand in Scanrichtung

wird mit $\Delta x_{\text{Strahl}} = 80 \mu\text{m}$, $\Delta x_{\text{Strahl}} = 160 \mu\text{m}$ und $\Delta x_{\text{Strahl}} = 240 \mu\text{m}$ variiert, sodass alle Laserstrahlen weiterhin im selben Schmelzbad einwirken. Die Strahlprofile der zweidimensionalen Strahlteilung in y- sowie in x-Richtung sowie generierte Einzelspuren sind in Abb. 5.27 dargestellt. Der Laserstrahl wird bei konstanter Leistung P auf drei Reihen lateral zur Scanrichtung und in Scanrichtung sowohl in zwei als auch in vier Spalten aufgeteilt. Dadurch liegen $n = 6$ und $n = 12$ Laserstrahlen beim Belichtungsprozess vor. Somit sinkt mit steigender Anzahl an Spalten die Leistung pro Strahl. Die Leistung pro Reihe bleibt jedoch unverändert und ermöglicht somit eine Anpassung des zeitlichen Energieeintrags. Der Strahlabstand senkrecht zur Scanrichtung ist mit $\Delta y_{\text{Strahl}} = 200 \mu\text{m}$ konstant. Aus den Querschliffen wird ersichtlich, dass die Schmelzbadkontur wenig Veränderungen aufweist. Die Schmelzbadbildung zeigt bei der zweidimensionalen Strahlteilung keinen Unterschied bei gleichbleibender Leistung. Auch bei Minimierung der Leistung pro Strahl auf $P_{\text{Strahl}} = 45,83 \text{ W}$ durch Erhöhung der Strahlanzahl erschließt sich zunächst kein Einfluss auf die Schmelzbadentwicklung bei Einzelspuren.

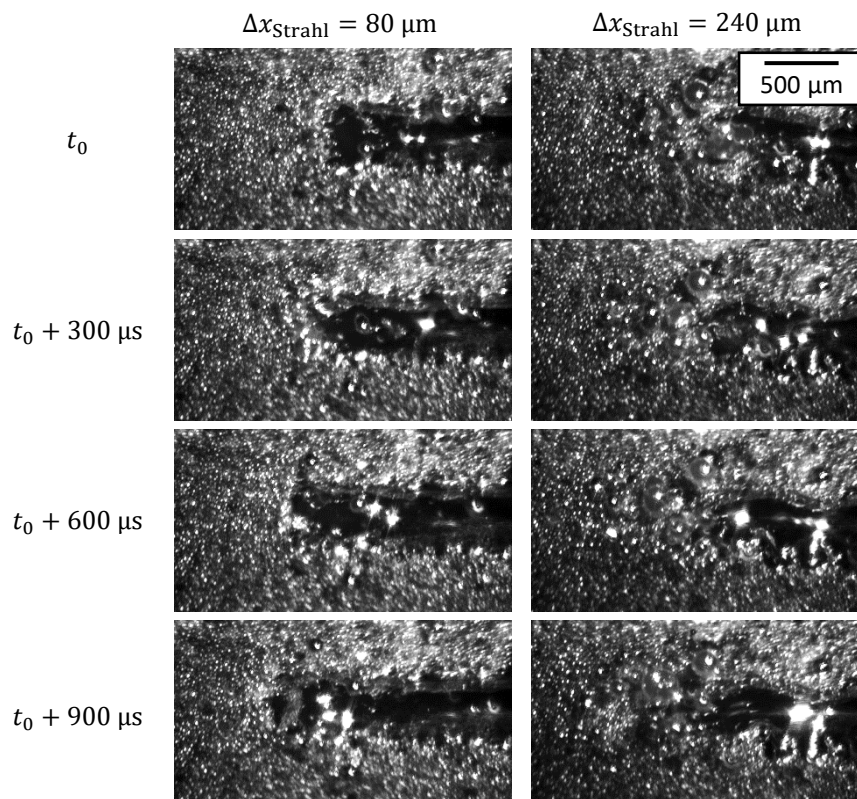


Abb. 5.28.: Hochgeschwindigkeitsaufnahmen von Einzelspuren generiert mit 3x4 Laserstrahlen mit $P = 550 \text{ W}$, $v = 250 \text{ mm/s}$, $\Delta y_{\text{Strahl}} = 240 \mu\text{m}$ und variierendem Δx_{Strahl} .

In Abb. 5.28 sind die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen der Spurgenerierung mit der rechteckigen 3x4 Laserstrahlanordnung mit einem geringen sowie einem hohen Strahlabstand in Scanrichtung dargestellt. Der Einfluss der großen Strahlabstände wirkt sich auf den Schmelzprozess durch ein langsames Aufschmelzen des Substratmaterials aus.

So kann bei $\Delta x_{\text{Strahl}} = 240 \mu\text{m}$ beobachtet werden, dass der Schmelzprozess durch ein starkes Balling an der Prozessfront begleitet wird. Die geringe Intensität führt dazu, dass sich das Pulver erhitzt, das Substratmaterial aber unter der Schmelztemperatur bleibt. Dies führt zu chaotischem Schmelzbad- und Pulververhalten und verringert somit die Prozessstabilität.

Aus der Literatur ist bekannt, dass die Anwendung von Strahlteilung positiven Einfluss auf das Kornwachstum und auf die Spritzerbildung ausübt [51]. Jedoch hat diese Belichtungsstrategie geringfügigen Einfluss auf die Produktivität des Prozesses. Hieraus folgt, dass bei der Wahl der Strahlverteilung und der Parameterwahl die Intensität eines Laserstrahls hoch genug sein muss, um Störfaktoren, wie Balling zu unterbinden, sodass ein stabiler Prozess garantiert wird. Somit ist diese Belichtungsstrategie für die Produktivitätserhöhung nicht relevant.

5.5. Zwischenfazit zur optimierten Leistungsverteilung bei Einzelspuren

Vor der Durchführung von Untersuchungen an Volumenkörpern, ist eine Diskussion zu den bisher betrachteten Strahlprofilen an Einzelspuren notwendig. In Anbetracht der Zielstellung wurde die Strahlteilung detailliert in verschiedenen Konstellationen untersucht. Die verwendeten Strahlformen konzentrieren sich auf die Strahlteilung in Scanrichtung oder senkrecht zur Scanrichtung mit variabler Positionierung. Die sowohl simulative als auch experimentelle Analyse des Schmelzprozesses zeigt den Mehrwert der Strahlteilung hinsichtlich einer höheren Produktivität auf. So kann gezeigt werden, dass die eingangs bestimmten Prozessgrenzen als Funktion von Leistung und Scangeschwindigkeit nun nicht mehr gültig sind. Durch die Strahlteilung liegt eine Limitierung der maximal applizierbaren Leistung nicht mehr vor. So konnte eine Leistung von $P = 750 \text{ W}$ bei der Scangeschwindigkeit $v = 100 \text{ mm/s}$ unter Erhalt des Wärmeleitungsschweißens angewendet werden. Eine prozessseitige Limitierung durch weitere Strahlteilung ist nicht erkennbar und wird aus thermischer Sicht nicht erwartet. Hinsichtlich der optimalen Strahlverteilung kann gezeigt werden, dass sowohl die Strahlquantität als auch die parameterabhängige Strahlposition zur Steigerung der Produktivität und thermischen Effizienz relevant sind. Weitere Strahlmodulationen, wie die Leistungsanpassung individueller Strahlen oder die zweidimensionale Strahlteilung, sind für eine höhere Produktivität weniger geeignet.

So kann für die optimale Strahlverteilung zur Erhöhung der Aufbaurate festgehalten werden, dass die Strahlteilung senkrecht zur Scanrichtung den stärksten Mehrwert zeigt. Bei limitierter Leistung der Laserstrahlquelle ist die Strahlquantität so zu wählen, dass die Leistung pro Strahl lokal ein Schmelzbad mit ausreichender Tiefe generiert. Darüber hinaus ist eine Verringerung der Scangeschwindigkeit zu Gunsten höherer La-

serstrahlen zu vermeiden, da dies zu Einbußen der thermischen Effizienz führt. Der Parameterraum der Einzelstrahlbelichtung bietet einen Richtwert für geeignete Parameter pro Laserstrahl ($\Delta H/h_s \geq 1,1$). Die Strahlen sind in dem Abstand anzuordnen, dass die individuellen Schmelzzonen aneinander angrenzen. Die analytische Modellierung zeigt, dass das in Bezug zur Einzelstrahlbelichtung dem 1,5-fachen Wert der Schmelzbadbreite entspricht.

5.6. Generierung dreidimensionaler Körper mit Multistrahelbelichtung

Der Einfluss der Strahlteilung wird an quaderförmigen Probekörpern untersucht, die eine Grundfläche von $10 \times 10 \text{ mm}^2$ aufweisen. Zur Flächenbelichtung werden Einzelspuren mit einer Länge von 10 mm mit dem Hatchabstand Δh bidirektional nebeneinander aufgeschmolzen. Eine unidirektionale Belichtung oder ein Schachbrettmuster werden dabei außen vor gelassen. Die Scanrichtung erfolgt schichtweise abwechselnd in Richtung und senkrecht zur Schutzgasströmung. ($0^\circ/90^\circ$) (s. Abb. 5.29a). Die Quader werden in einer 4x4 Anordnung auf der Werkstückplatte positioniert (s. Abb. 5.29b). Die Körper bestehen aus ca. 120 Schichten und erreichen bei einer Schichtdicke von $l_t \approx 50 \text{ }\mu\text{m}$ eine Höhe von ungefähr 6 mm.

Das Anwendungspotential der Multistrahelbelichtung wird bei der Körpergenerierung anhand von vier Prozessgütekriterien bewertet:

- Oberflächenbeschaffenheit
- Relative Bauteildichte anhand von Querschliffen
- Theoretische Aufbaurate
- Energetische Effizienz

Wie in Abs. 5.4.1 beschrieben, ist die Strahlteilung in lateraler Richtung mit parameterabhängigen Strahlabständen ein vielversprechender Ansatz zur Produktivitätssteigerung bei Einzelspuren. Für nähere Untersuchungen wird auch diese laterale Strahlteilung auf die Körpergenerierung transferiert. Zur Vergleichbarkeit der Belichtungsstrategien wird der Prozessabstand d_{Prozess} als Stellparameter verwendet. Dieser definiert den Abstand zwischen den äußeren Laserstrahlen der benachbarten Strahlanordnungen (s. Abb. 5.30) und berücksichtigt somit die größere Schmelzbadbreite bei der Multistrahelbelichtung in der Prozessgestaltung. Basierend auf d_{Prozess} wird der Hatchabstand Δh mit Gl. 5.4 berechnet.

5.6.1. Oberflächenbeschaffenheit

Zur Untersuchung der Rauheit und Welligkeit bei breiten Schmelzbädern werden Quader mit $n = 1$, $n = 3$, $n = 5$ sowie $n = 7$ Laserstrahlen erzeugt. Die untersuchten Körper

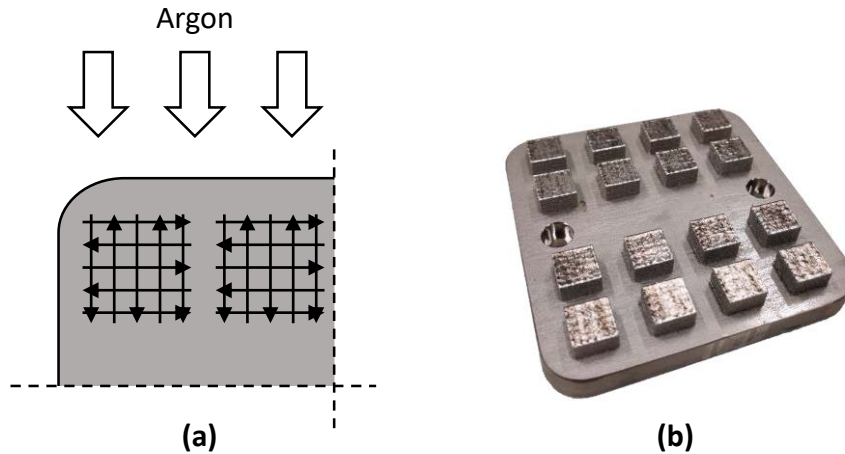


Abb. 5.29.: Darstellung der gewählten Prozessstrategie zur Belichtung quadratischer Grundflächen in (a). Die Belichtung erfolgt bidirektional in Richtung und senkrecht zur Gasflussrichtung. (b) zeigt eine exemplarische Werkstückplatte mit bedruckten Quadraten.

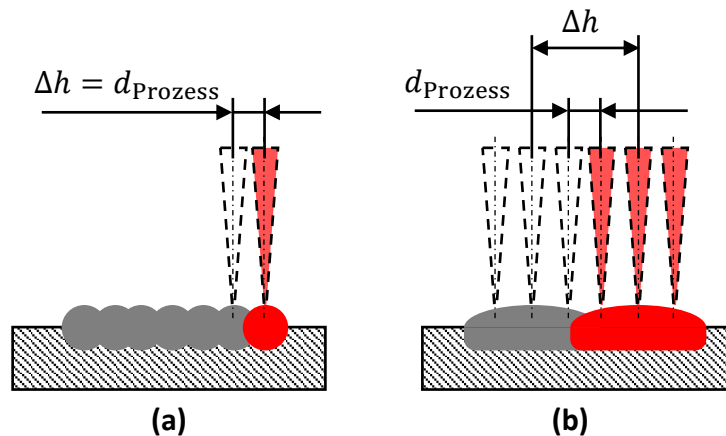


Abb. 5.30.: Unterschiede in der Prozessführung bei Einzel- und Multistrahlnbelichtung. Bei einer Einzelstrahlbelichtung in (a) gleicht der Hatchabstand dem Prozessabstand $\Delta h = d_{\text{Prozess}}$. Bei der Multistrahlnbelichtung in (b) gilt $\Delta h > d_{\text{Prozess}}$.

werden mit unterschiedlichen Leistungen pro Laserstrahl P_{Strahl} und einem variierenden Prozessabstand d_{Prozess} generiert. So wird die Oberfläche von Quadraten gemessen, die mit $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$ und den Prozessabständen $d_{\text{Prozess}} = 100 \mu\text{m}$ und $d_{\text{Prozess}} = 120 \mu\text{m}$ bei $n = 1$, $n = 3$ und $n = 5$ und mit $P_{\text{Strahl}} = 75 \text{ W}$ und $d_{\text{Prozess}} = 56 \mu\text{m}$ und $d_{\text{Prozess}} = 70 \mu\text{m}$ bei $n = 1$, $n = 3$ und $n = 7$ generiert werden. Die Scangeschwindigkeit liegt konstant bei $v = 100 \text{ mm/s}$. Die Messung erfolgt nach Abs. 4.4.3, wonach die Messung an fünf Linien senkrecht zur Scanrichtung an der Oberfläche erfolgt.

Abb. 5.31 zeigt die Draufsicht generierter Quader mit $n = 1$, $n = 3$ und $n = 5$ Laserstrahlen mit $P = 120 \text{ W}$, $v = 100 \text{ mm/s}$ und $d_{\text{Prozess}} = 120 \mu\text{m}$. Mit allen drei Belichtungsstrategien sind Flächen ohne Inhomogenitäten entstanden. Es spiegeln sich die

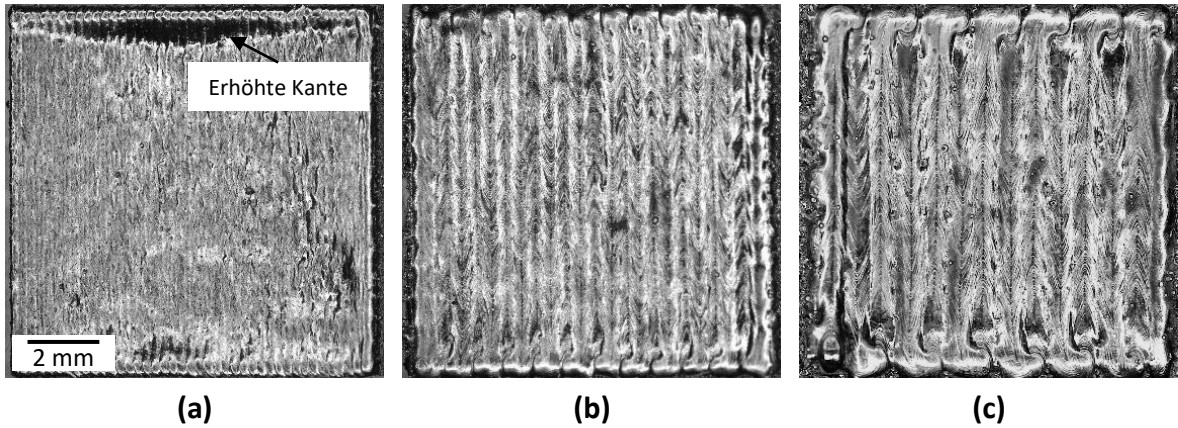


Abb. 5.31.: Draufsicht generierter Körper mit $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$, $v = 100 \text{ mm/s}$. Strahlquantität $n = 1$ mit $\Delta h = 120 \mu\text{m}$ in (a), $n = 3$ mit $\Delta h = 400 \mu\text{m}$ in (b) und $n = 5$ mit $\Delta h = 680 \mu\text{m}$ in (c). Unterschiede in der Oberflächenstruktur durch die Multistrahelbelichtung sind deutlich zu erkennen.

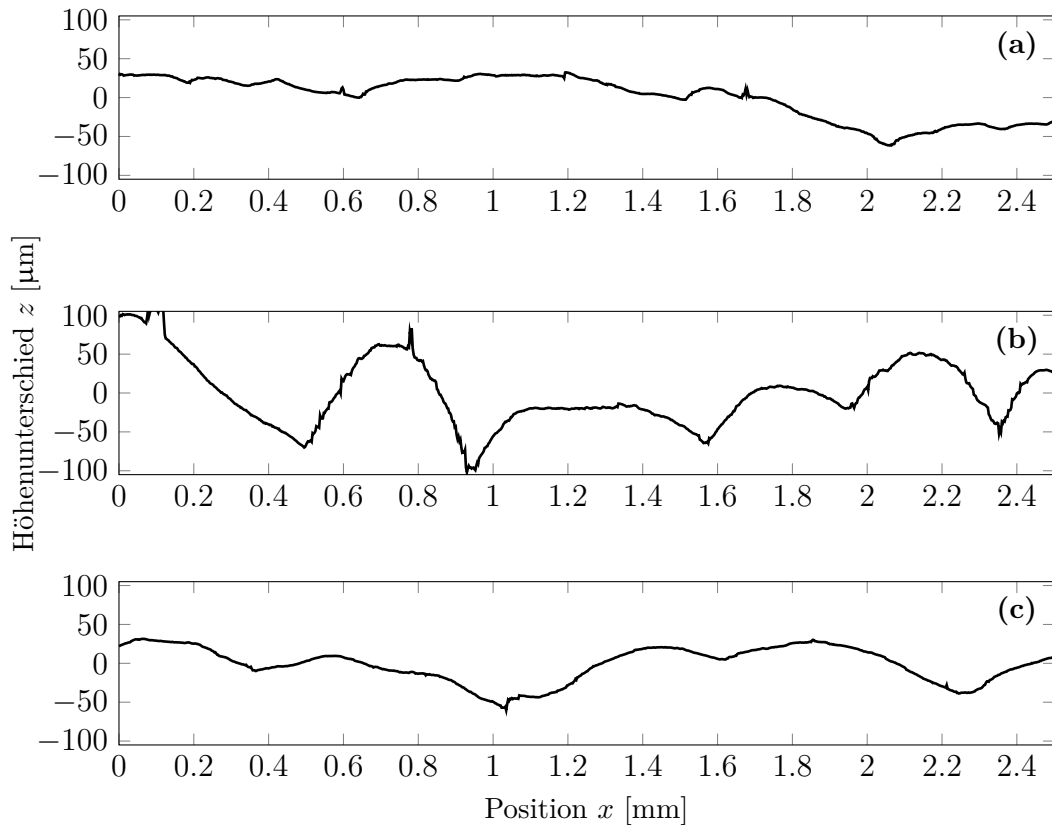


Abb. 5.32.: Oberflächenprofile bei $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$, $v = 100 \text{ mm/s}$, $d_{\text{Prozess}} = 120 \mu\text{m}$ mit $n = 1$ in (a), $n = 3$ in (b) und $n = 5$ in (c).

Charakteristiken der hochvoluminösen Schmelzbäder aus der Einzelspuruntersuchung in der Flächenbelichtung wider. Aufgrund der breiten Schmelzbäder und den größer gewählten Hatchabständen entstehen mit steigender Strahlquantität gröbere Oberflächenstrukturen. Es ist zu beobachten, dass mit steigender Strahlanzahl thermische Wechselwirkungen zwischen den Spuren an den jeweiligen Enden auftreten. Die höhere

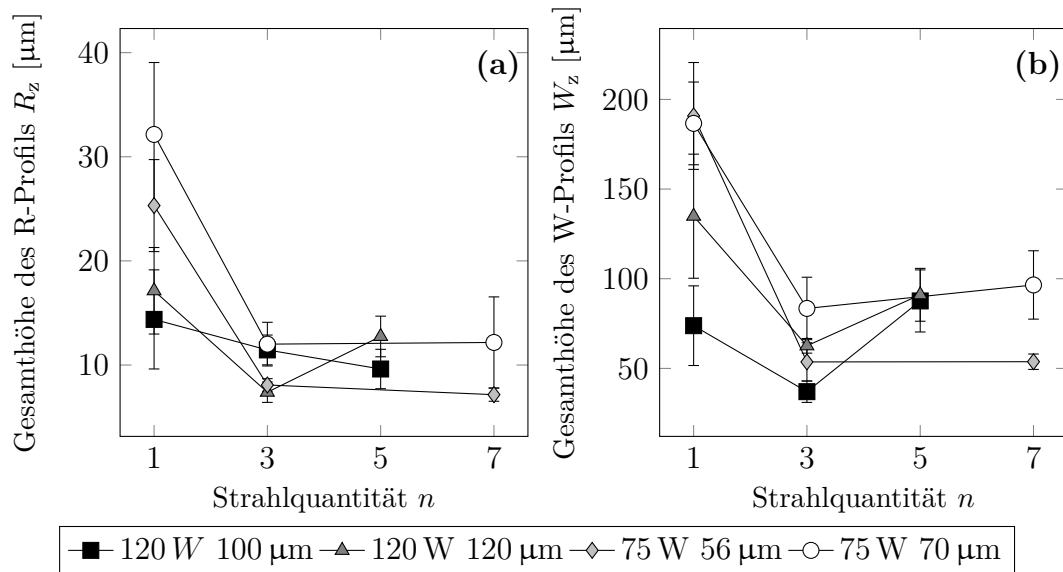


Abb. 5.33.: Einfluss der Strahlquantität auf das Rauheits- (R) und Welligkeitsprofil (W) generierter Quader. Die Quader werden sowohl mit $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$, $v = 100 \text{ mm/s}$ und $\Delta h = 100 \mu\text{m}$ und $\Delta h = 120 \mu\text{m}$ als auch mit $P_{\text{Strahl}} = 75 \text{ W}$ bei den Hatchabständen $\Delta h = 56 \mu\text{m}$ und $\Delta h = 70 \mu\text{m}$ gefertigt.

Leistung und das breitere Schmelzvolumen führen bei der bidirektionalen Belichtung zu einem größeren Wärmestau und somit zu einem breiteren Übergang zur nächsten Spur. In Abb. 5.31a ist die Bildung einer erhöhten Kante zu erkennen [146], die aufgrund des höheren Pulveraufkommens an den Randbereichen entstanden ist. Abb. 5.32 zeigt die Oberflächenprofile von drei unterschiedlichen Strahlanordnungen. Das breite Schmelzbad wirkt sich bei $n = 3$ insofern negativ auf die Oberflächengüte aus, dass die Talbildung stärker ausgeprägt ist (s. Abb. 5.32b). Jedoch ist in Abb. 5.32a und c zu erkennen, dass auch mit $n = 5$ eine geringe Talbildung erreicht werden kann, wenn die Überlappung der Schmelzbäder groß genug ist. Dies ist auf den großen Kontaktwinkel bei geringerer Strahlquantität zurückführbar, die die Talbildung verstärkt und dadurch eine derartige Oberflächenstruktur fördert.

Die Auswertung der Rauheits- und Welligkeitsprofile ist in Abb. 5.33 dargestellt. Die Gesamthöhe des Rauheitsprofils variiert zwischen $R_z = 7,15 \pm 0,63 \mu\text{m}$ und $R_z = 32,145 \pm 6,9 \mu\text{m}$. Das Welligkeitsprofil zeigt in dieser Untersuchung Werte zwischen $W_z = 37,02 \pm 5,99 \mu\text{m}$ und $W_z = 190,78 \pm 29,79 \mu\text{m}$. Bei der Einzelstrahlbelichtung werden die höchsten Werte erzielt und zeigen hier auch eine hohe Parameterabhängigkeit sowie eine große Streuung. Hieraus ist zu erkennen, dass ein erhöhter Leistungseintrag und ein damit größeres Schmelzbad zu einer Rauheitsreduzierung führt. Der Einfluss der Strahlquantität auf die Rauheit wird bei $n \geq 3$ deutlich, da hier eine unmittelbare Verringerung bei Anstieg der Strahlanzahl zu erkennen ist. Breite Schmelzbäder weisen aufgrund der oberflächenspannungsbedingten Glättung und der Größe des Schmelzbades eine geringe Rauheit auf. So ist es diesbezüglich vorteilhaft, dass das Schmelzbad ein hohes Volumen hat, da es auch durch Pulver und Uneben-

heiten in der Spurbildung nur geringfügig beeinflusst wird. Bei $n \geq 3$ Laserstrahlen erreicht das Oberflächenprofil eine Rauheit von $7,38 \mu\text{m} \geq R_z \geq 12,167 \mu\text{m}$. Hier hat die weitere Erhöhung der Strahlquantität nur einen geringen Einfluss und weist eine geringfügige Parameterabhängigkeit auf. So wird bereits mit $n = 3$ eine Glättung erzielt, die durch eine weitere Vergrößerung nicht verstärkt wird.

Die höchste Welligkeit wird ebenfalls bei geringer Leistung und einem Laserstrahl erzielt. Dies lässt sich auf die geringe Schmelzbadgröße und die inhomogene Spurgenerierung zurückführen. Kleinere Schmelzbäder werden durch die unterliegende Schichten sowie durch die Interaktion mit dem Pulver stärker beeinflusst. Daher ist bzgl. der Welligkeit eine höhere Leistung förderlich. Auch ist ein geringerer Prozessabstand bei $n = 1$ vorteilhaft für die Welligkeit, da vorherige Spuren geglättet werden und so die Spur-zu-Spur Anbindung ebener wird. Die Multistrahelbelichtung führt auch hier zu einem Abfall der Welligkeit. Dies zeigt den Glättungseffekt der hochvoluminösen Schmelzbäder auf. Wie in den Messungen erkennbar ist, ist auch bei $n \geq 3$ die Welligkeit bei geringem Prozessabstand verbessert, da durch das Wiederaufschmelzen der Nebenspur die Talbildung minimiert wird und die Fläche geglättet wird. Folglich ist für eine stabile Prozessführung ein breites Schmelzbad förderlich, was durch einen höheren Leistungseintrag bei der Einzelstrahlbelichtung oder durch Multistrahelbelichtung erreicht wird.

5.6.2. Dichte

Dieser Abschnitt betrachtet den Einfluss der Strahlteilung auf die Dichte eines Bauteils. Anhand von Einzelspuren wird belegt, dass breite Schmelzbäder mit einer konstanten Anbindung zum Substratmaterial generiert werden können. Für die weitere Prozessentwicklung ist es allerdings relevant, eine ausreichende Anbindung zwischen den Einzelspuren und den Schichten zu erreichen, sodass eine relative Dichte von nahezu $\rho_{\text{rel}} = 100\%$ erreicht wird. Wie in Kap. 2 beschrieben, wirken hier unterschiedliche Effekte in die Porenbildung mit ein, die es für den Multistrahelansatz zu untersuchen gilt. Die Erfassung der Dichte erfolgt durch eine Bildanalyse an repräsentativen Querschliffen. Die Fläche von Poren und Lunker wird der gemessenen Fläche an festem Material gegenüber gestellt.

Für die folgenden Untersuchungen werden Strahlanordnungen mit $n = 1$, $n = 3$ und $n = 5$ Laserstrahlen sowie einem Strahlabstand von $\Delta y_{\text{Strahl}} = 140 \mu\text{m}$ gewählt. Hierbei wird eine Laserleistung von $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$ verwendet, sodass für einen Strahl $P = 120 \text{ W}$, für drei Strahlen $P = 360 \text{ W}$ und für fünf Strahlen $P = 600 \text{ W}$ gilt. Abb. 5.34 zeigt die geätzten Querschliffe der Körper, die mit den drei Belichtungsstrategien bei einer Scangeschwindigkeit von $v = 100 \text{ mm/s}$ generiert werden (s. Anhang B.2 für die ganzen Quaderaufnahmen). Im Vergleich zu den Einzelspuren ist auch in der

Körpergenerierung deutlich erkennbar, dass mit zunehmender Strahlteilung ein breiteres Schmelzbad über alle Schichten hinweg erzeugt wird. Auch sind keine signifikanten Abweichungen in der Schmelzbadtiefe ersichtlich, sodass die Anbindung zwischen den Schichten sich ähnlich zur Einzelstrahlbelichtung verhält. Hierdurch wird aufgezeigt, dass, trotz des hohen Leistungseintrags pro Spur, keine Überhitzung des Körpers entsteht, was zu tieferen Schmelzbädern führen würde. In allen drei Quadern sind bei diesem Parametersatz keine Poren detektierbar.

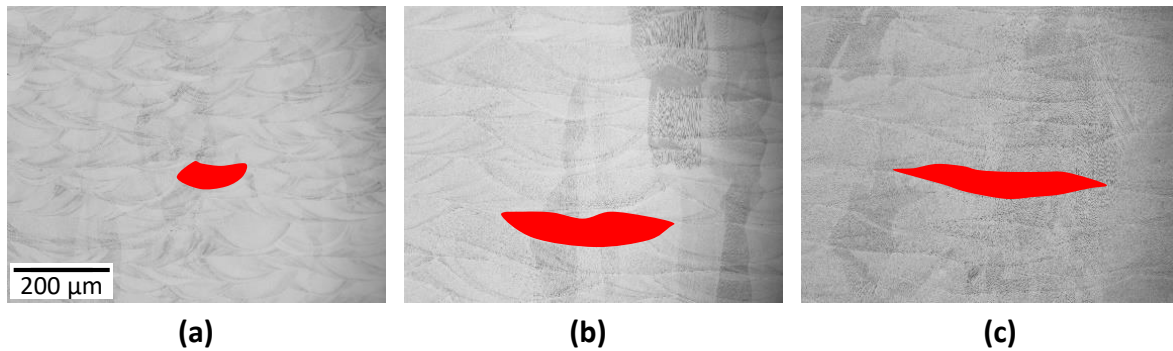


Abb. 5.34.: Geätzte Querschliffe von Probekörpern generiert mit $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$ und $v = 100 \text{ mm/s}$. Strahlquantität beträgt $n = 1$ mit $\Delta h = 120 \mu\text{m}$ in (a), $n = 3$ mit $\Delta h = 400 \mu\text{m}$ in (b) und $n = 5$ mit $\Delta h = 680 \mu\text{m}$ in (c). Jeweils exemplarische Schmelzbadkonturen sind rot hervorgehoben.

Abb. 5.35 stellt eine Übersicht von polierten Querschliffen bei unterschiedlichen Scangeschwindigkeiten von $v = 100 \text{ mm/s}$ bis $v = 250 \text{ mm/s}$ dar. Bei den Scangeschwin-

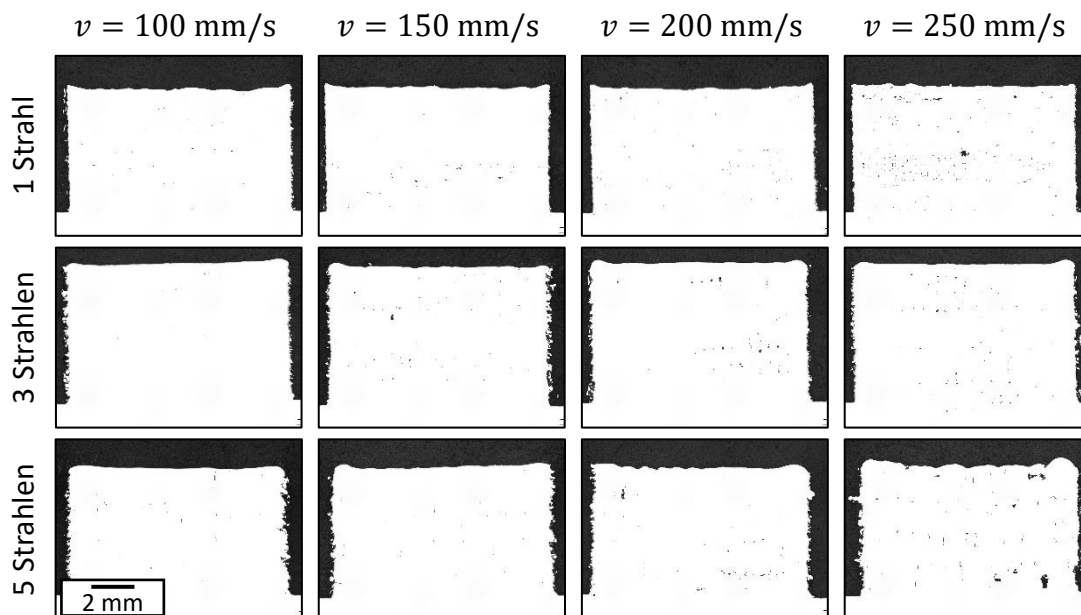


Abb. 5.35.: Ungeätzte Querschliffe von generierten Quadern mit $n = 1$, $n = 3$ und $n = 5$ Laserstrahlen für variierende Geschwindigkeiten, einem Prozessabstand von $d_{\text{Prozess}} = 130 \mu\text{m}$ und einer Leistung pro Strahl von $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$.

digkeiten $v \leq 200$ mm/s sind keine gravierenden Unterschiede zwischen den einzelnen Strahlanordnungen erkennbar. Lediglich bei $v = 250$ mm/s steigt der Anteil an Poren und Lunker mit höherer Strahlquantität. Bei $n = 5$ und $v = 250$ mm/s wird deutlich, dass ein zu hoher Hatchabstand Δh gewählt ist. Teilweise liegt zwischen den Spuren eine fehlerhafte Anbindung vor, sodass sich vertikal ausgerichtete Lunker bilden und die Anbindung zwischen den Spuren nicht ausreichend ist. Daraus ist zu schließen, dass

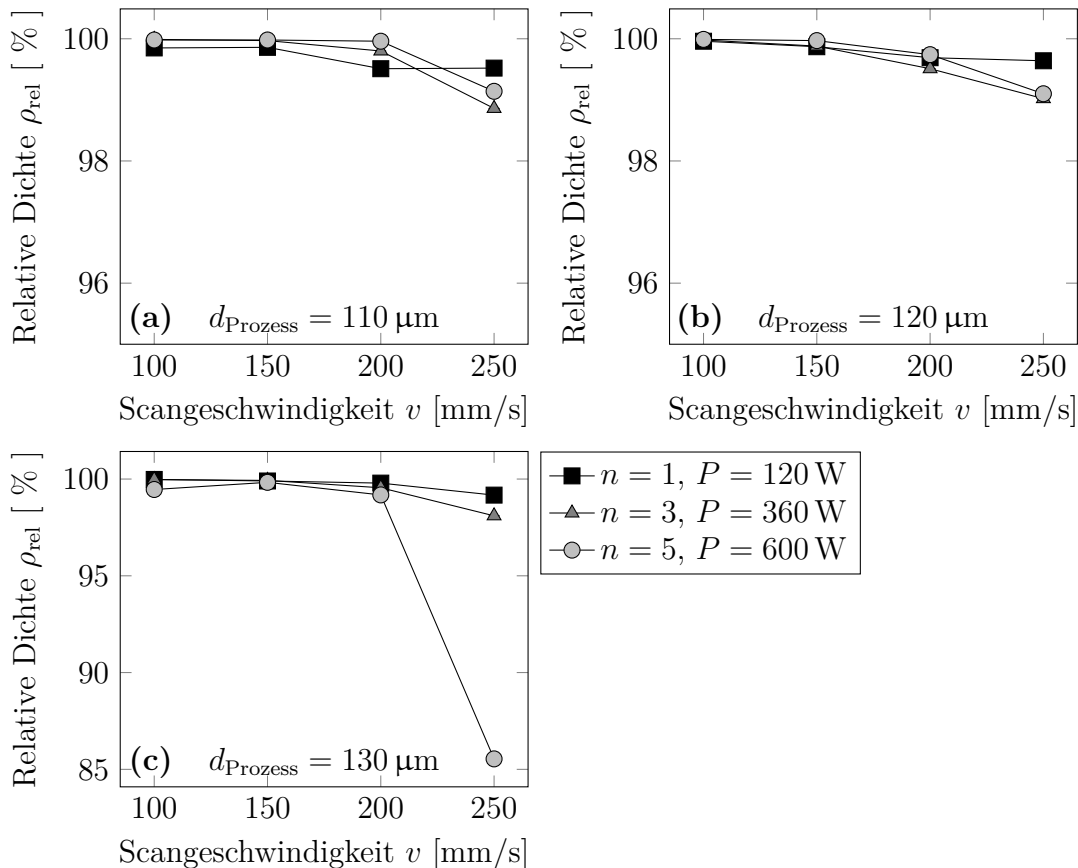


Abb. 5.36.: Darstellung der relativen Dichte ρ_{rel} als Funktion der Scangeschwindigkeit v bei $n = 1$, $n = 3$ und $n = 5$ Laserstrahlen für die Prozessabstände $d_{\text{Prozess}} = 110 \mu\text{m}$ in (a), $d_{\text{Prozess}} = 120 \mu\text{m}$ in (b) und $d_{\text{Prozess}} = 130 \mu\text{m}$ in (c). Die Laserleistung liegt bei $P_{\text{Strahl}} = 120$ W.

für ein dichtes Bauteil, der maximale Prozessabstand d_{Prozess} bei größerer Strahlquantität n geringer ausfällt.

In Abb. 5.36 ist die ermittelte relative Dichte ρ_{rel} als Funktion der Scangeschwindigkeit v für unterschiedliche Laserstrahlen n und Prozessabstände d_{Prozess} dargestellt. Zur besseren Übersicht werden die Messwerte in den Prozessabständen $110 \mu\text{m}$, $120 \mu\text{m}$ und $130 \mu\text{m}$ dargestellt. Bei $d_{\text{Prozess}} \leq 120 \mu\text{m}$ ist die gemessene Dichte bei unterschiedlichen Strahlanordnungen auf einem ähnlichen Qualitätsniveau. Dabei werden relative Dichten von $\rho_{\text{rel}} \geq 99\%$ erreicht. Die Aneinanderreihung breiter, flacher Spuren zu einem Quader ermöglicht demnach die Herstellung dichter Anbindungen. Bei den betrachteten Einzel- und den Multistrahbelichtungen verringert sich die relati-

ve Dichte mit steigender Scangeschwindigkeit. Dieser Einfluss der Scangeschwindigkeit ist aus der Literatur bekannt und lässt sich auf den verringerten Energieeintrag zurückführen [95]. Die relative Dichte von $\rho_{\text{rel}} \geq 99\%$ wird bei Scangeschwindigkeiten bis zu $v = 200 \text{ mm/s}$ und Prozessabständen bis zu $d_{\text{Prozess}} \leq 130 \mu\text{m}$ erreicht. Bei $d_{\text{Prozess}} = 130 \mu\text{m}$ und $v = 250 \text{ mm/s}$ erfährt der Prozess die stärksten Einbußen in der Porosität mit $\rho_{\text{rel}} = 85,5\%$. Daraus folgt, dass bei $n = 5$ der maximale Prozessabstand für die $v = 200 \text{ mm/s}$ geringer ausfällt. Die geringe relative Dichte resultiert aus der Lunkerbildung, die aus dem zu hohen Prozessabstand folgt (vgl. Abb. 5.35). Diese lässt sich auf die geometrischen Eigenschaften der breiten Schmelzbäder zurückführen. So führt der geringe Kontaktwinkel bei breiten Schmelzbädern zu mehr Hohlräumen zwischen den Spuren und Schichten, sodass Lunker wahrscheinlicher werden (vgl. Abb. 5.20). Dies ist durch entsprechend geringere Prozessabstände oder höhere Energieeinträge auszugleichen, sodass eine hohe Dichte erreicht wird.

Es ist gezeigt, dass mit der Anwendung von $n = 3$ und $n = 5$ Laserstrahlen relative Dichten mit bis zu $\rho_{\text{rel}} \geq 99\%$ erzielt werden. Die hohe Leistung, die bei der Multistrahlbelichtung angewendet wird, wirkt sich nicht negativ auf die Dichte des Bauteils aus. Die Untersuchungen zeigen, dass ähnlich hohe Bauteildichten unabhängig der Strahlquantität erreicht werden. Jedoch greifen bei $n = 5$ Laserstrahlen Limitierungen bzgl. der maximalen Prozessabstände und wirken sich negativ auf die relative Dichte aus. Dies lässt sich auf die Reduzierung des Kontaktwinkels zurückführen (s. Abs. 5.4.1). Diese führen dazu, dass die Spur-zu-Spur-Anbindung geringer ausfällt und zur Lunkerbildung führt. Somit sind bei der Einzelstrahlbelichtung höhere Prozessabstände möglich als bei vergleichbaren Multistrahlbelichtungen.

5.6.3. Anwendung der Strahlmodulation zur Aufbauratensteigerung

An den bisherigen Untersuchungen wird gezeigt, dass mit Strahlteilung eine höhere Laserleistung zur Generierung dichter Bauteile genutzt wird. Im Folgenden soll betrachtet werden, inwiefern sich die betrachteten Strategien auf die theoretische Aufbaurate \dot{V}_{theor} auswirken. In Abb. 5.37 ist die theoretische Aufbaurate als Funktion von Strahlquantität n und Scangeschwindigkeit v dargestellt. Die Daten betrachten die generierten Körpern, die mit $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$ und $n = 1$, $n = 3$ und $n = 5$ Laserstrahlen generiert wurden und eine relative Dichte von $\rho_{\text{rel}} \geq 99\%$ bei den Prozessabständen $d_{\text{Prozess}} = 120 \mu\text{m}$ und $d_{\text{Prozess}} = 130 \mu\text{m}$ erreichen.

Die Darstellung zeigt einen linearen Anstieg der theoretischen Aufbaurate \dot{V}_{theor} mit steigender Strahlquantität. Mit Bezug auf Gl. 2.3 wird damit deutlich, dass die theoretischen Überlegungen aus Abs. 5.2.1 zutreffend sind. Die Verteilung der verfügbaren Laserleistung auf eine breitere Schmelzzone und die damit ermöglichten höheren Prozessabstände ermöglichen diesen Anstieg der theoretischen Aufbaurate bei dichter

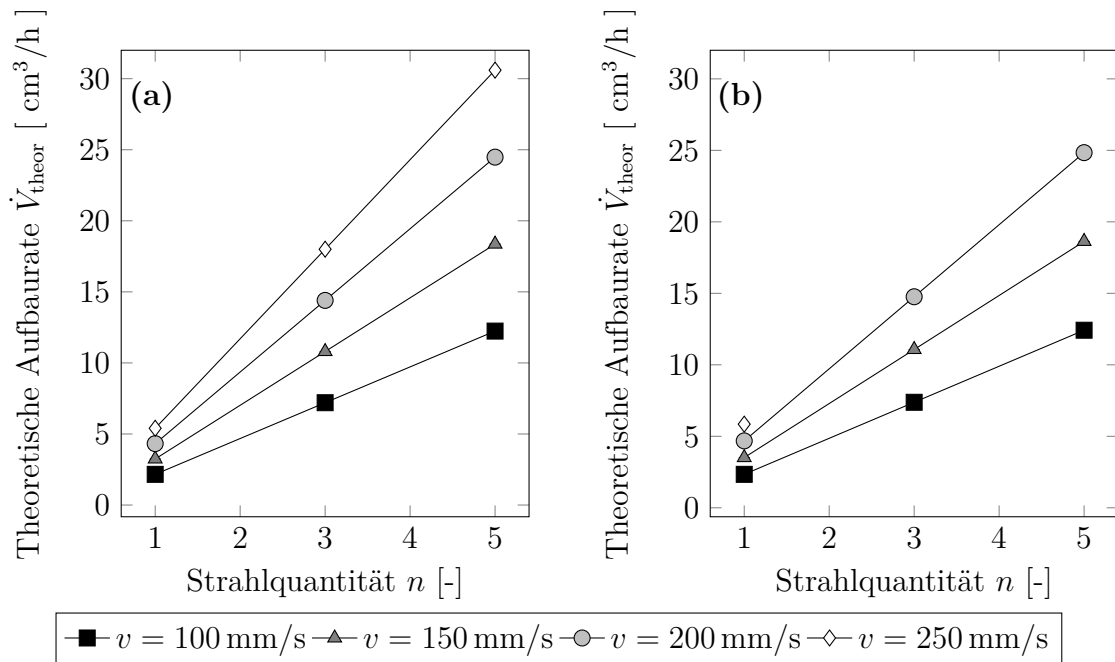


Abb. 5.37.: Theoretische Aufbaurrate \dot{V}_{theor} als Funktion der Strahlquantität n bei unterschiedlichen Scangeschwindigkeiten und einem Prozessabstand von $d_{\text{Prozess}} = 120 \mu\text{m}$ in (a) und $d_{\text{Prozess}} = 130 \mu\text{m}$ in (b). Es sind lediglich generierte Körper berücksichtigt, die eine relative Dichte von $\rho_{\text{rel}} \geq 99\%$ aufweisen.

ten Bauteilen. Durch Strahlteilung und entsprechender Platzierung der Laserstrahlen wird bei einer Leistung pro Strahl von $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$ und einem Prozessabstand von $d_{\text{Prozess}} = 120 \mu\text{m}$ die theoretische Aufbaurrate von $\dot{V}_{\text{theor}} = 5,4 \text{ cm}^3/\text{h}$ auf $\dot{V}_{\text{theor}} = 30,6 \text{ cm}^3/\text{h}$ erhöht. Auch hier zeigt sich die Limitierung des Prozessabstandes bei höheren Scangeschwindigkeiten. So ist bei $d_{\text{Prozess}} = 130 \mu\text{m}$ keine höhere Strahlquantität bei $v = 250 \text{ mm/s}$ möglich. Dennoch wird mit $n = 5$ bei $v = 200 \text{ mm/s}$ eine höhere theoretische Aufbaurrate erreicht als bei $n = 1$ und $v = 250 \text{ mm/s}$.

5.6.4. Effizienzsteigerung bei der Bauteilgenerierung

Aus den theoretischen Überlegungen aus Abs. 5.2.1 folgt, dass durch die Anwendung breiter Schmelzbäder weniger Volumen erneut aufgeschmolzen werden muss, sodass eine verbesserte energetische Effizienz erreicht wird. Aufbauend auf den generierten Quadern aus den vorherigen Abschnitten mit der Leistung pro Laserstrahl von $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$ wird die Volumenenergiedichte in Abb. 5.38 für die Prozessabstände $d_{\text{Prozess}} = 120 \mu\text{m}$ in (a) und $d_{\text{Prozess}} = 130 \mu\text{m}$ in (b) dargestellt. Hierbei werden lediglich Parameter berücksichtigt die zu einer hohen relativen Dichte ρ_{rel} bei der Quaderngenerierung führten. Der energetische Wirkungsgrad wird in Form der verwendeten Volumenenergiedichte VED zur Quaderngenerierung berechnet (s. Gl. 2.6).

Die Berechnungen belegen, dass mit der Multistrahelbelichtung die Volumenenergiedichte reduziert wird. So wird in Abb. 5.38a gezeigt, dass durch diese Prozessanpassung

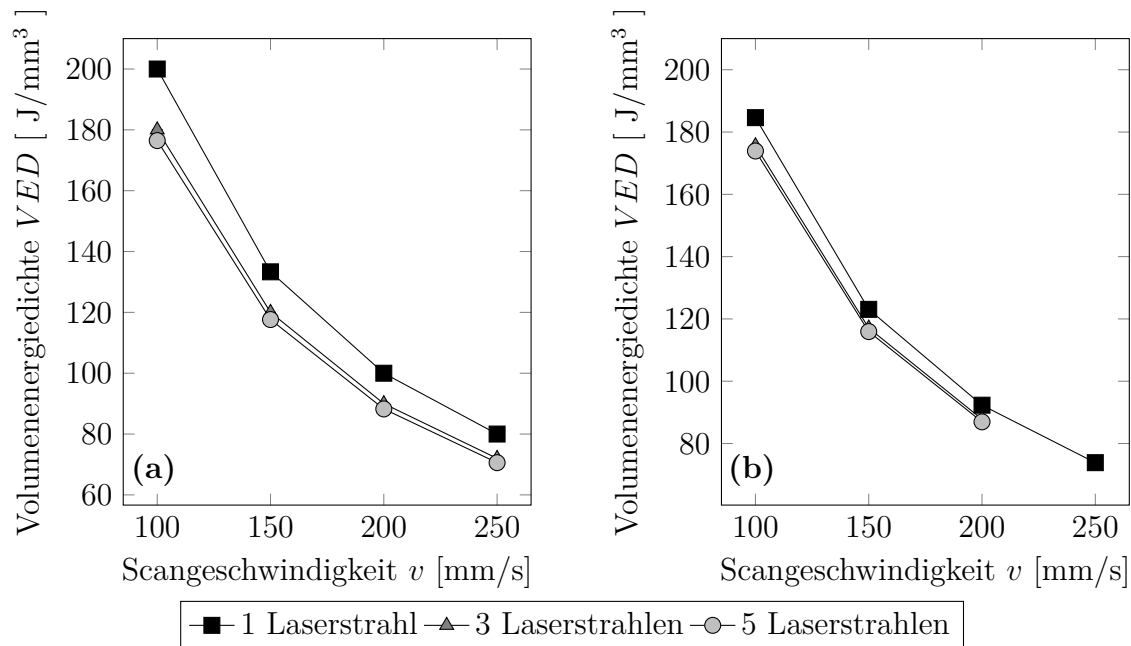


Abb. 5.38.: Die Volumenenergiedichte VED als Funktion der Scangeschwindigkeit und Strahlquantität für dichte Bauteile $\rho_{\text{rel}} \geq 99\%$. Die gewählten Prozessabstände sind $d_{\text{Prozess}} = 120 \mu\text{m}$ in (a) und $d_{\text{Prozess}} = 130 \mu\text{m}$ in (b).

eine 10% geringere Volumenenergiedichte verwendet wird. Dies deckt sich mit den energetischen Abschätzungen aus Abs. 5.3, da bei der Spurerzeugung eine ähnlich hohe Optimierung der thermischen Effizienz durch Strahlteilung aufgezeigt wird. Wie in Abs. 5.2.1 diskutiert, führt ein breiteres Schmelzbad zudem zu weniger wiederaufgeschmolzenem Volumen zur Anbindung an Nachbarspuren V_H . Dieser Effekt wirkt bei gleichbleibendem Prozessabstand ebenfalls in die Volumenenergiedichte ein. So werden bei der Einzelstrahlbelichtung 84 Spuren und bei der Multistrahlbelichtung mit $n = 5$ 14 Spuren benötigt. Ein höherer Prozessabstand wirkt sich ebenfalls positiv auf die Volumenenergiedichte aus, da eine geringere Wiederaufschmelzung der letzten Spur vorliegt. Zudem wird bestätigt, dass eine möglichst hohe Scangeschwindigkeit zu wählen ist. Dadurch werden Wärmeleitungsverluste minimiert und somit eine niedrigere Volumenenergiedichte bei hoher Prozessgüte erreicht. Diese Betrachtung konzentriert sich lediglich auf gleiche Parameter pro Strahl, wodurch jedoch anderweitige Effekte vernachlässigt werden. So ist mit einer höheren Laserstrahlung bei $n = 1$ eine höhere Scangeschwindigkeit möglich, die die thermische Effizienz verbessert (s. Abb. 5.16). Jedoch ist hierdurch eine grundlegende Verbesserung der Effizienz aufgezeigt, die sich bei entsprechend hoher Gesamtleistung auf hohe Scangeschwindigkeiten mit der Multistrahlbelichtung übertragen lässt.

5.7. Zusammenfassung der Ermittlung optimierter Leistungsverteilungen

Dieses Kapitel beschreibt die theoretische und experimentelle Anwendung von Strahlteilung zur flexiblen Leistungsverteilung beim selektiven Laserschmelzen. Die Ermittlung optimierter Leistungsverteilungen wird sukzessive auf der Betrachtungsebene der Einzelspur und darauf aufbauend für den Quader als Probekörper durchgeführt.

Die Optimierung baut auf einem thermischen Modell zur Berechnung des Temperaturfeldes auf, das räumlich und energetisch frei einstellbar ist. Die Anwendung mehrerer Punktquellen generiert bei geeigneten Parametern breite Schmelzbäder mit konstanter Tiefe. Eine dafür geeignete Strahlverteilung liegt vor, wenn die individuellen Schmelzonen mit minimaler Überlappung aneinander angrenzen. Dadurch wird eine maximale Spurbreite erzielt und die Anwendung von höheren Laserleistungen ermöglicht.

Die experimentelle Untersuchung zeigt, dass die simulativ berechneten Schmelzbadcharakteristika mit den Experimenten übereinstimmen. So ist belegt, dass durch Strahlteilung Einzelspuren generiert werden können, die sowohl breit sind als auch eine konstante Einschweißung in das Substratmaterial aufweisen. Auch wird durch Experimente gezeigt, dass der optimale Strahlabstand ein wichtiger Faktor bei der Prozessauslegung ist. Bei geringem Strahlabstand führen Wärmeakkumulationseffekte zur Überhitzung der Schmelze und somit zu Einbußen der thermischen Effizienz. Darüber hinaus kann die Anwendung von zweidimensionaler Strahlteilung und energetisch individuell angepasster Leistung an Einzelspuren gezeigt werden.

Die optimierten Strahlanordnungen, die aus den Untersuchungen an Einzelspuren hervorgehen, werden an der Generierung von Probekörpern untersucht. Hierfür werden Quader aus 120 Schichten bei einer Schichtdicke von $l_t = 50 \mu\text{m}$ gefertigt. Der Transfer der Belichtungsstrategien auf Probekörper untermauert die Anwendbarkeit dieser Belichtungsstrategie. Durch breite Schmelzbäder ist ein starker Anstieg in den wählbaren Hatchabständen möglich. Durch die konstante Einschweißtiefe bei gleicher Leistung pro Strahl kann belegt werden, dass die Prozessqualität erhalten wird und durch diese Strategien höhere Gesamtleistungen applizierbar sind. Trotz höherer Leistung bleibt die Bildung einer Dampfkapillare aus und der Prozess zeigt die Merkmale einer Wärmeleitungsschweißnaht. Das verdeutlicht, dass physikalische Prozessgrenzen hinsichtlich höherer Leistung durch eine angepasste Multistrahlanordnung überwunden werden. Darüber hinaus wirken sich die breiten Schmelzbäder nicht negativ auf die Oberflächengüte der Körper aus. Durch die breiteren Schmelzbäder und die größeren Hatchabstände wird bei der Multistrahلبelichtung eine geringere Volumenenergiedichte erreicht als bei der äquivalenten Einzelstrahlbelichtung.

Es lassen sich folgende Schlüsse festhalten:

- Das Kapitel belegt die Eignung der Multistrahlbelichtung für das selektive Laserschmelzen.
- Das vorgestellte analytische Modell zur Simulation des Temperaturfeldes bei der Multistrahlbelichtung, ist zur Berechnung der Schmelzbadcharakteristika geeignet.
- Die Prozessauslegung für die Multistrahlbelichtung kann auf Basis der Einzelstrahlbelichtung durchgeführt werden. So kann die Laserleistung hochskaliert werden, indem die Laserleistung pro Strahl konstant gehalten und die Strahlquantität erhöht wird.
- Der optimale Strahlabstand bei Strahlteilung ist abhängig von der gewählten Laserleistung und Scangeschwindigkeit.
- Durch die eindimensionale Strahlteilung senkrecht zur Scanrichtung wird eine Produktivitätssteigerung erreicht.
- Durch Strahlteilung kann eine höhere thermische Effizienz als bei der Einzelstrahlbelichtung erreicht werden.
- Durch Strahlteilung wird eine geringere Volumenenergiedichte erreicht.
- Strahlteilung wirkt sich nicht negativ auf die Oberflächenbeschaffenheit aus.
- Mit dieser Strategie sind Bauteile mit hoher relativer Dichte ($\rho_{\text{rel}} \geq 99,9\%$) herstellbar.

6. Einfluss der Multistrahelbelichtung auf die Spritzerentstehung

Die Prozessstabilität und Produktqualität wird maßgeblich durch die Spritzerentstehung im selektiven Laserschmelzen beeinflusst (s. Abs. 2.2.3). Die experimentellen Untersuchungen zeigen, dass durch den Pulvereinzug in die Wechselwirkungszone von Laserstrahl und Werkstück Spritzerpartikel entstehen, die das Pulverbett verunreinigen und die Porenentstehung fördern. Daher ist es sinnvoll, neben der Schmelzbadoptimierung und Produktivitätssteigerung ebenfalls die Verdampfung und den Pulvereinzug zu verbessern, um somit eine stabile Prozessführung zu garantieren.

Zur Untersuchung des Spritzerverhaltens werden in diesem Kapitel die grundlegenden Wechselwirkungen, die der Spritzerentstehung zugrunde liegen, anhand von Einzelspuren untersucht (Abs. 6.1). Anschließend werden unterschiedliche Prozessstrategien mit der Einzel- und Multistrahelbelichtung bei der Quaderngenerierung angewendet, um ein verbessertes Prozessverständnis zu erreichen sowie durch verbesserte Leistungsverteilung die Spritzerentstehung zu reduzieren (Abs. 6.2). Abschließend wird das gewonnene Prozessverständnis zusammengefasst (Abs. 6.3).

6.1. Analyse der Spritzerentstehung bei der Einzelstrahlbelichtung

Die Analyse der Spritzergenerierung wird an Einzelspuren mit einer Einzelstrahlbelichtung durchgeführt. Die Variation der Leistung und Scangeschwindigkeit dient als Diskussionsgrundlage für den Erkenntnisgewinn in der Spritzerentstehung. Die dimensionslose Enthalpie $\Delta H/h_s$ wird bei den Scangeschwindigkeiten $v = 100 \text{ mm/s}$, $v = 300 \text{ mm/s}$ und $v = 500 \text{ mm/s}$ variiert. Die äquivalenten Einschweißiefen wurden bereits in Abb. 5.1 dargestellt. Die Experimente an Einzelspuren werden mit der koaxialen und der Off-Axis Hochgeschwindigkeitskamera, die in Abs. 4.3 vorgestellt werden, erfasst.

Die Einzelbilder in Abb. 6.1 zeigen die belichteten Hochgeschwindigkeitsaufnahmen des Schmelzprozesses im Parameterbereich unter der Tiefschweißschwelle ($P = 75 \text{ W}$, $v = 100 \text{ mm/s}$) sowie über der Tiefschweißschwelle ($P = 300 \text{ W}$, $v = 50 \text{ mm/s}$). In den Einzelbildern ist die Spritzerentstehung in den einzelnen Prozessregimen mit entsprechender Markierung dargestellt. Der Energieeintrag durch den einzelnen Laserstrahl

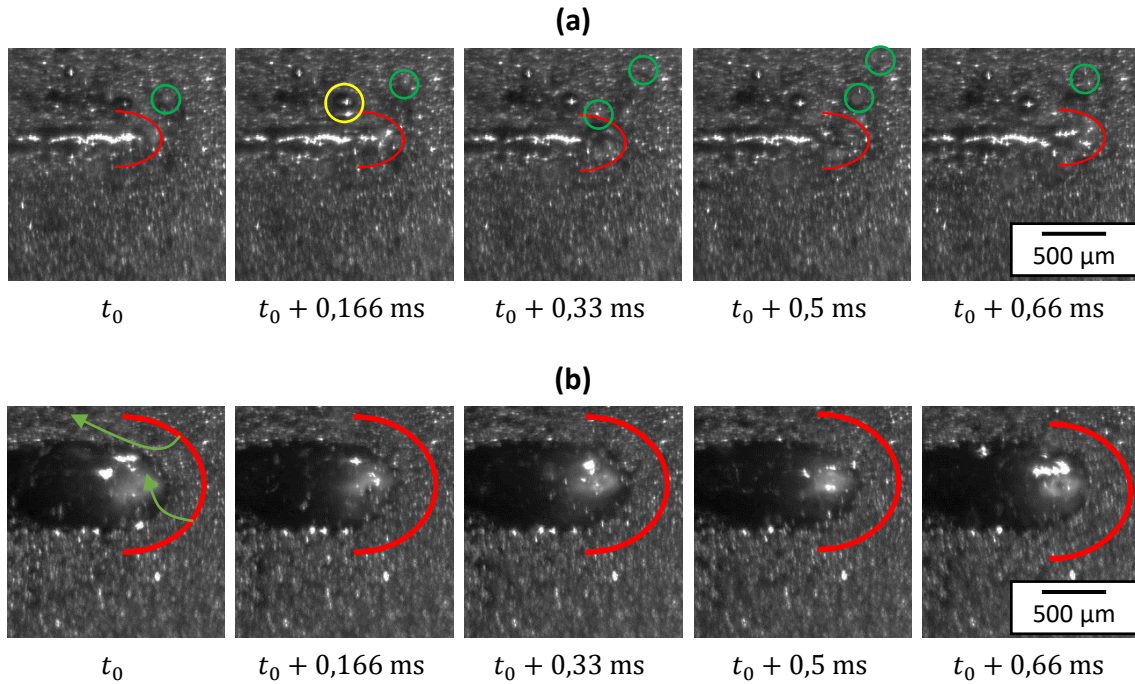


Abb. 6.1.: Einzelbilder einer Hochgeschwindigkeitsaufnahme mit der *Photron SA5* Hochgeschwindigkeitskamera. Die Bilder zeigen den Schmelzprozess von Einzelspuren mit einem Laserstrahl und den Parametern $P = 75 \text{ W}$, $v = 100 \text{ mm/s}$ in (a) und $P = 750 \text{ W}$, $v = 100 \text{ mm/s}$ in (b).

führt zu lokalen Verschmelzungen des Pulvermaterials mit dem Substrat, aber auch zum partiellen Verdampfen. In Abb. 6.1a ist aufgrund der schwachen Verdampfung eine geringere Spritzerdynamik erkennbar. Die geringe Geschwindigkeit der Spritzer ermöglicht eine Betrachtung dieser über mehrere Bilder in der gewählten Zeitdiskretisierung (grüne Kreise). Bedingt durch die Wärmeleitung agglomerieren Pulverpartikel in unmittelbarer Schmelzbadnähe zu größeren schmelzflüssigen Kugeln (gelber Kreis). Darüber hinaus lässt sich beobachten, dass sowohl Pulver als auch Pulveragglomerate durch die Dampfackel in Richtung Schmelze angezogen werden. Dieser Effekt liegt dem Bernoulli-Effekt zugrunde, der bereits in Abs. 2.2.3 beschrieben wird.

Bei erhöhtem Energieeintrag wird eine größere Menge an Pulver eingezogen (s. Abb. 6.1b). Die Pulvereinzugszone umfasst dadurch einen größeren Bereich um das Schmelzbad herum (rote Linie). Das eingezogene Pulver wird unmittelbar nach oben geführt, sodass hier keine Schmelzagglomerate gebildet werden. Die Spritzergeschwindigkeit ist ebenfalls höher, sodass die Beobachtung einzelner Spritzer über mehrere Bilder in der aufgeführten Zeitdiskretisierung nicht möglich ist und aus diesem Grund mittels grüner Pfeile visualisiert ist. Der Vergleich zwischen den einzelnen Prozessbereichen zeigt auf, dass ein geringer Energieeintrag zu einer stärkeren Formation von Schmelzagglomeraten führt. Das Pulver verweilt länger in unmittelbarer Schmelzbadnähe und führt dadurch zu vermehrter Bildung von Agglomeraten. Die kleinere Pulvereinzugszone (ro-

te Linie) ist ebenfalls auf das geringe Ausmaß der Dampfackel zurückzuführen.

Um das Verständnis der Spritzerentstehung im konventionellen Prozess zu verbessern, wird eine quantitative Untersuchung mit der koaxialen Prozessüberwachung durchgeführt. Abb. 6.2 stellt die Aufnahmesequenz einer Einzelspur mit $P = 700\text{ W}$ und $v = 500\text{ mm/s}$ dar. Sowohl die thermische Strahlung der Spritzerpartikel als auch

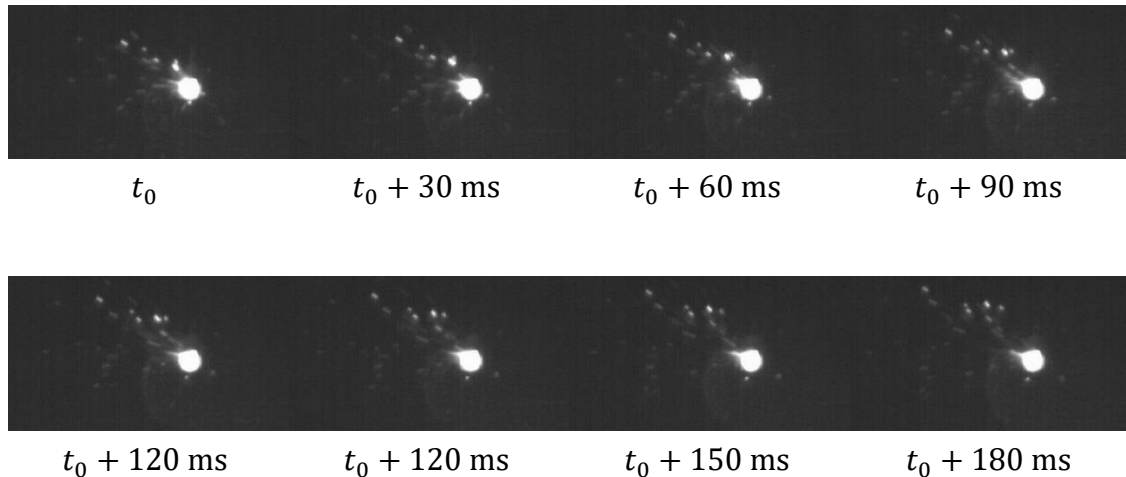


Abb. 6.2.: Einzelbilder einer Hochgeschwindigkeitsaufnahme mit dem koaxialen Monitoringsystem. Die Bilder zeigen das Spritzerverhalten einer Einzelspur mit $P = 700\text{ W}$ und $v = 500\text{ mm/s}$.

die Aufnahmezeit genügen, zur Nachverfolgung der Spritzerpartikel sowie ihrer Bewegungslaufbahnen.

Die Superposition der maximalen Intensitäten von Einzelspuraufnahmen ist in Abb. 6.3 dargestellt. Innerhalb eines vergleichbaren Enthalpiebereichs verschiebt sich die relative Spritzerrichtung bei Zunahme der Scangeschwindigkeit. Höhere Scangeschwindigkeiten führen zu einer gerichteten Auswurfsrichtung entgegen der Scanrichtung. Bei geringen Scangeschwindigkeiten kommt es zu einer homogenen Spritzerverteilung. Die Spritzer haben bei höherer dimensionsloser Enthalpie eine größere relative Reichweite, die sich wiederum durch längere Spritzerbahnen äußert.

Die Ergebnisse der quantitativen Spritzeranalyse als Funktion der dimensionslosen Enthalpie sind in Abb. 6.4 dargestellt. Die Scangeschwindigkeit hat einen erheblichen Einfluss auf die Spritzergenerierung. Je geringer die Scangeschwindigkeit gewählt wird, desto höher ist auch die Spritzerzahl pro Spur. Im Bereich der Dampfkapillarentwicklung des Tiefschweißens erfährt die Spritzerzahl eine Sättigung. Vergleichbares Sättigungsverhalten ist aus der Entstehung der Denudationszone bekannt und lässt sich auf begrenzte Pulvermenge in unmittelbarer Umgebung der Wechselwirkungszone zurückführen [93]. Trotz des gleichen Energieeintrags und der damit einhergehenden vergleichbaren Einschweißtiefe (s. Abb. 5.1) ist die unterschiedliche Anzahl an Spritzern bei abweichender Scangeschwindigkeit signifikant. So wird im Tiefschweißen bei

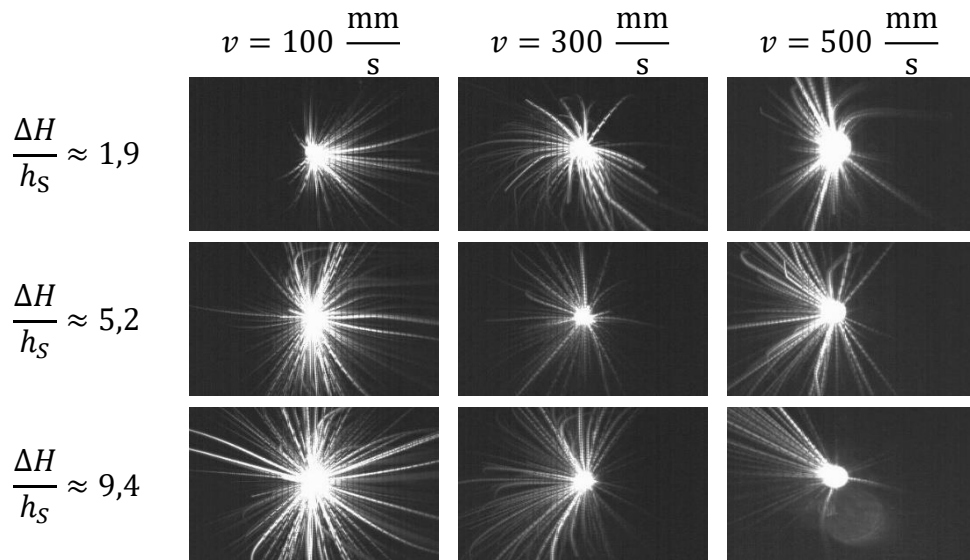


Abb. 6.3.: Superposition der Spritzeraufnahmen bei $\Delta H/h_s = 1,9$, $\Delta H/h_s = 5,2$ und $\Delta H/h_s = 9,4$ bei $v = 100 \text{ mm/s}$, $v = 300 \text{ mm/s}$ und $v = 500 \text{ mm/s}$.

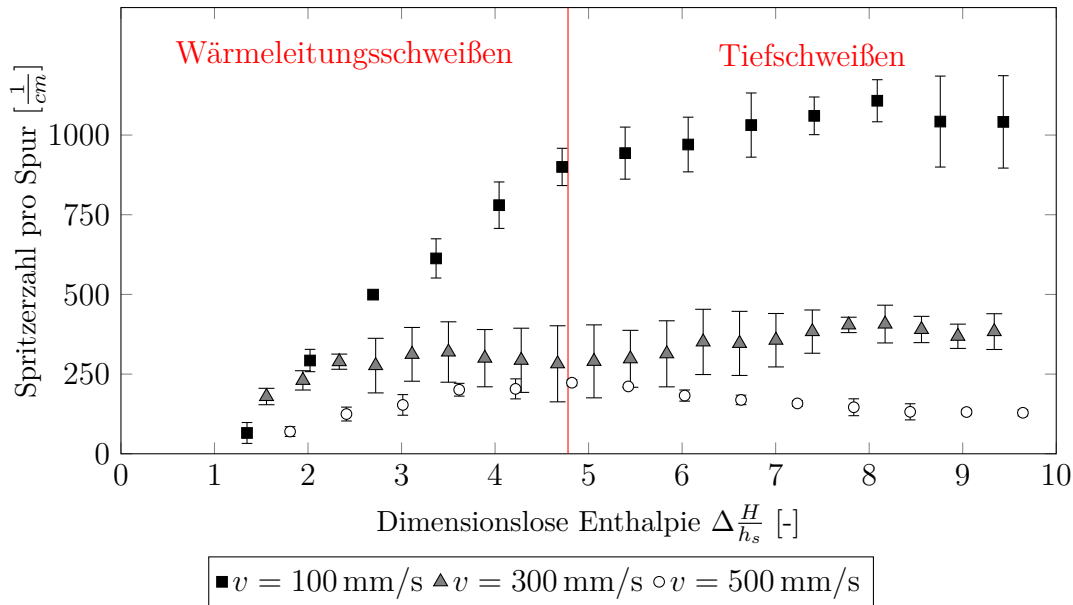


Abb. 6.4.: Gemessene Spritzerzahl bei 10 mm langen Einzelspuren. Basierend auf der Einschweißtiefe aus Abb. 5.1 wird zwischen den Prozessregimen *Wärmeleitungsschweißen* und *Tiefschweißen* unterschieden .

$v = 100 \text{ mm/s}$ mit 1107 Spritzern die höchste Spritzerzahl gezählt. Wohingegen bei $v = 500 \text{ mm/s}$ mit 131 Spritzern bei der gleichen dimensionslosen Enthalpie eine geringere Spritzerzahl erreicht wird. Trotz gleicher Einschweißtiefe und Kapillarbildung ist der Pulvereinzug bzw. die Spritzerentstehung deutlich geringer. Daraus ist zu schließen, dass die Spritzerzahl mit erhöhter Belichtungszeit ansteigt und die lokale Wirkdauer des Prozesses auf das umliegende Pulver einen hohen Einfluss auf die Spritzergenerierung hat. Es wird deutlich, dass bei einer minimierten Spritzergenerierung eine möglichst hohe Scangeschwindigkeit zu wählen ist sowie eine angepasste Leistung appliziert wird, die eine geringe Einschweißtiefe erzeugt (Wärmeleitungsschweißen).

6.2. Einfluss der Multistrahelbelichtung auf die Spritzerentstehung

In Abs. 6.1 ist ersichtlich, dass eine höhere Scangeschwindigkeit zur Spritzerreduzierung vorteilhaft ist, da eine kürzere Prozesszeit die Zeitspanne der Wechselwirkung zwischen Dampffackel und Umgebungspulver verkürzt. Vor allem die Verdampfung und der damit induzierte Bernoulli-Effekt sind maßgeblich für die Spritzer verantwortlich. Jedoch ist, aufgrund von Schmelzbadinstabilitäten, eine Steigerung der Scangeschwindigkeit nur in begrenztem Ausmaß möglich (s. Abs. 2.2.2). Da mit der Strahlteilung eine insgesamt höhere Laserleistung applizierbar ist, jedoch die adäquate Leistungsverteilung eine homogene Temperaturverteilung erzeugt, ist die Auswirkung der Multistrahelbelichtung auf die Spritzergenerierung von hohem Interesse. Die Komplexität der Spritzerentstehung lässt eine simulative Betrachtung mit dem entwickelten Modell (s. Abs. 5.2) nicht zu. Aus diesem Grund erfolgt in diesem Abschnitt eine rein experimentelle Prozessbetrachtung zur Analyse der Wechselwirkungen von breiten, flachen Schmelzbädern und der Spritzerentstehung.

6.2.1. Qualitative Spritzeranalyse

Die Betrachtung der Spritzer erfolgt im Kontext der Quadergenerierung. Es wird dabei die Spritzergenerierung bei der Multistrahelbelichtung mit der konventionellen Einzelstrahlbelichtung verglichen. Eine qualitative Einschätzung der Spritzerentstehung bei der Quadergenerierung bzw. bei der Belichtung mit der Hatchstrategie ist durch Hochgeschwindigkeitsaufnahmen mit der *Photron SA5* möglich. In Abb. 6.5 ist die Einzelaufnahme einer Flächenbelichtung mit einem Laserstrahl abgebildet. Durch die modifizierten Schmelzbedingungen bei der Flächenbelichtung tritt eine veränderte Spritzergenerierung als bei der Einzelspurbelichtung auf (vgl. Abb. 6.1). Werden bei der Einzelspur die umliegenden Pulverpartikel von beiden Seiten eingezogen, ist das hier nicht mehr der Fall. Der gewählte Überlapp der Einzelspuren führt dazu, dass eine Seite der Spur auf die pulverfreie, bereits erstarrte Fläche gerichtet ist. In diesem Fall treten keine Spritzer auf dieser Seite auf. Die Spritzerentstehung beschränkt sich auf die Schmelzfront und die Schmelzbadseite, die in Richtung Pulverbett gerichtet ist. Große Spritzerpartikel verursachen durch Verschmelzung mit weiteren Pulverpartikeln Pulveragglomerationen. Diese setzen sich auf dem Pulverbett ab und führen zu Verunreinigungen. Bei Konfrontation des Schmelzprozesses mit den Agglomeraten, werden diese ebenfalls von der Dampffackel eingesaugt und nach oben transportiert. Dies führt zu einer spontan hohen Spritzerbildung, die das Pulverbett weiter kontaminiert.

Die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen ermöglichen die Beobachtung der veränderten Prozessdynamik bedingt durch die Multistrahelbelichtung. In Abb. 6.6 wird der Prozess der Flächenbelichtung bei $n = 5$ Laserstrahlen, $\Delta h = 700 \mu\text{m}$, $P = 600 \text{ W}$ und

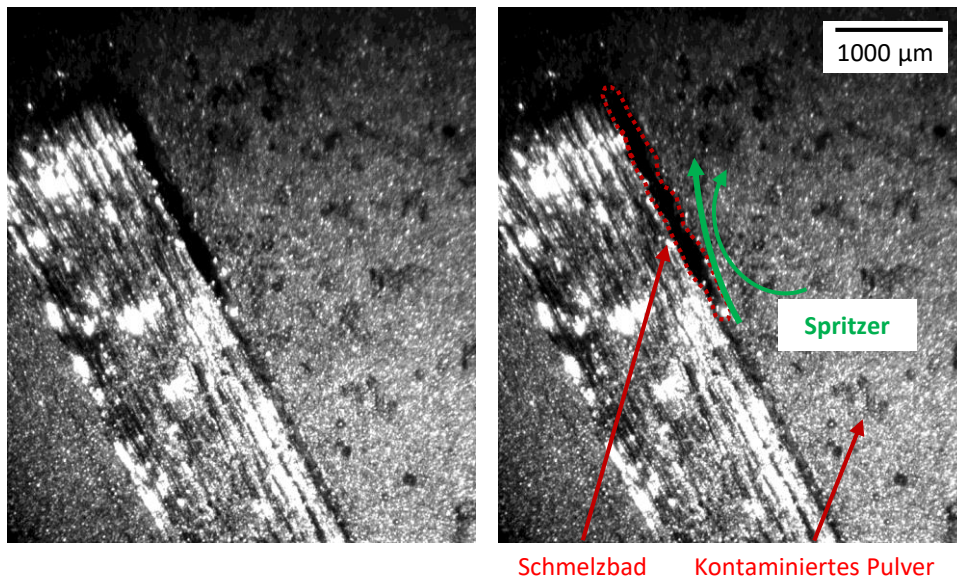


Abb. 6.5.: Einzelbild mit und ohne Beschriftung einer Aufnahme mit der *Photron SA5* Hochgeschwindigkeitskamera. Das Bild zeigt den Schmelzprozess bei einer Flächenbelichtung mit einem Laserstrahl und der Leistung $P = 500 \text{ W}$, der Scangeschwindigkeit $v = 300 \text{ mm/s}$ sowie dem Hatchabstand $\Delta h = 120 \text{ }\mu\text{m}$.

$v = 150 \text{ mm/s}$ gezeigt. Es lassen sich dabei verschiedene Effekte beobachten:

Zum einen ist am Anfang der aufgezeigten Zeitreihe (t_0) unmittelbar vor dem Schmelzbad (rot markiert) eine erstarrte Schmelzkugel (gelber Pfeil) zu sehen, die eine Größe von ca. $280 \text{ }\mu\text{m}$ hat und somit erheblich von der typischen Pulvergrößenverteilung abweicht. Bei $t_0 + 666 \text{ }\mu\text{s}$ ist die direkte Konfrontation der Schmelze mit der Schmelzkugel zu beobachten. In den darauffolgenden Bildern $t_0 + 1333 \text{ }\mu\text{s}$ und $t_0 + 2000 \text{ }\mu\text{s}$ ist die Kugel von der Schmelze absorbiert. Das Schmelzbad zeigt kein instabiles Verhalten, die auf eine Prozessstörung hindeuten könnte und weist stattdessen eine konstante Spurgenerierung auf. In dieser Hochgeschwindigkeitsaufnahme wird deutlich, dass trotz der Größe der Verunreinigung keine Störung des Schmelzvorgangs erfolgt. Typische Spritzereinschlüsse, die letztendlich zu Porositäten führen sind im Rahmen der Multistrahlbelichtung nicht ersichtlich. Dies liegt dem hohen Schmelzbadvolumen zugrunde. Der Impuls, der durch absorbierte Pulver- oder Spritzerpartikel hervorgerufen wird, hat aufgrund der größeren Masse und Größe des Schmelzbades geringfügigen Einfluss auf die fluiddynamische Stabilität. Durch diese veränderten Größenverhältnisse ist die allgemeine Prozessstabilität verbessert.

Zum anderen lässt sich ebenfalls die Spritzergenerierung in Abb. 6.6 beobachten. Bei $t_0 + 2000 \text{ }\mu\text{s}$ ist zu erkennen, dass agglomerierte Spritzerpartikel an der Schmelzbadfront und an der Schmelzbadseite, die zum Pulverbett gerichtet ist, entstehen. Durch die breitere Schmelzfront lassen sich vermehrt Spritzerpartikel bzw. größere Pulveragglomerate

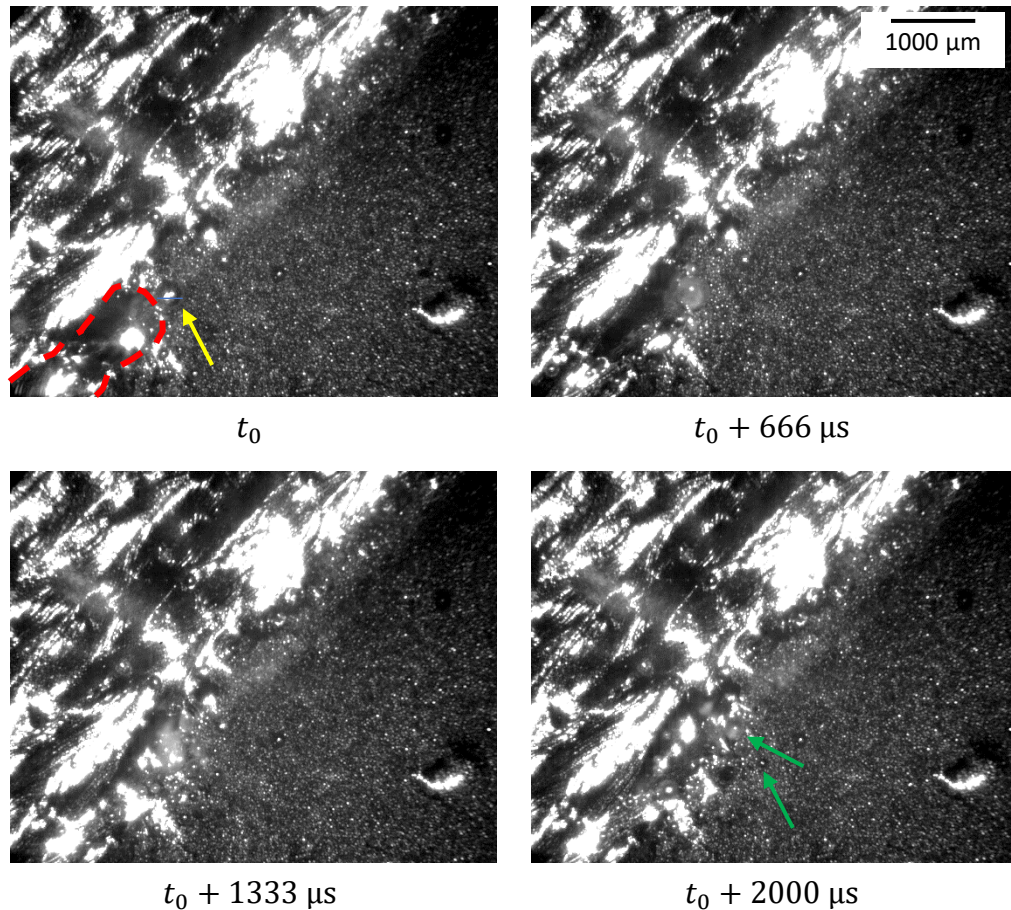


Abb. 6.6.: Flächenbelichtung mit fünf Laserstrahlen. Einzelbilder einer Hochgeschwindigkeitsaufnahme mit der *Photron SA5* Hochgeschwindigkeitskamera. Das Bild zeigt den Schmelzprozess bei einer Flächenbelichtung mit fünf nebeneinander angeordneten Laserstrahlen mit $\Delta y_{\text{Strahl}} = 140 \mu\text{m}$ und den Parametern $P = 600 \text{ W}$, $v = 150 \text{ mm/s}$, $\Delta h = 700 \mu\text{m}$. In den Bildern ist die Spritzerentstehung und die Wechselwirkung von einem hochvoluminösen Schmelzbad mit Pulver zu erkennen. Bei t_0 ist das Schmelzbad rot und eine erstarrte Schmelzkugel gelb markiert. Die Konfrontation des Schmelzbades mit der Schmelzkugel zeigt keinen Einfluss auf die Schmelzstabilität.

beobachten, da ein größeres Aufkommen an Pulver in unmittelbarer Schmelzumgebung vorliegt (grüne Markierung).

6.2.2. Quantitative Spritzeranalyse

Inwiefern die größere Schmelzfront sich auf die Spritzeranzahl auswirkt, soll im Folgenden anhand von quantitativen Untersuchungen mit der koaxialen Prozessüberwachung analysiert werden. Wie in Abs. 5.6 gezeigt wurde, ist mit Strahlteilung eine möglichst homogene Temperaturverteilung erreicht. Dadurch kann ein breites sowie flaches Schmelzbad erzielt werden. Darüber hinaus ist gezeigt, dass in höheren Strahlabständen eine Beeinflussung der Temperatur an den äußeren Schmelzbadregionen durch weitere Laserstrahlen ausbleibt. Dies führt zur Hypothese, dass die Generierung der Spritzer bei der Multistrahelbelichtung mit gleicher Leistung pro Strahl konstant bleibt, da die

zugrunde liegende lokale Verdampfung an den äußeren Schmelzbadregionen auf einer ähnlichen Temperaturverteilung basiert. Dieser Sachverhalt wird im Folgenden durch eine quantitative Beschreibung des Spritzerverhaltens untersucht.

Einfluss der Multistrahlbelichtung bei gleicher Leistung pro Strahl

Analog zu den Untersuchungen in Abs. 5.6 wird der Einfluss der Multistrahlbearbeitung an Quadern untersucht, die mit der Leistung pro Strahl von $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$ bei variierender Scangeschwindigkeit v und einem Prozessabstand von $d_{\text{Prozess}} = 120 \mu\text{m}$ generiert werden. Die Strahlen werden in $n = 1$, $n = 3$ und $n = 5$ Laserstrahlen mit einem Strahlabstand von $\Delta y_{\text{Strahl}} = 140 \mu\text{m}$ aufgeteilt. Die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen werden mit dem Spritzerzähl-Algorithmus spurweise ausgewertet, um ein hollistisches Bild des Spritzerverhaltens zu erreichen. Die Aufnahmen werden bei den Schichten 30, 60 und 90 bei Quadern mit 120 Schichten durchgeführt.

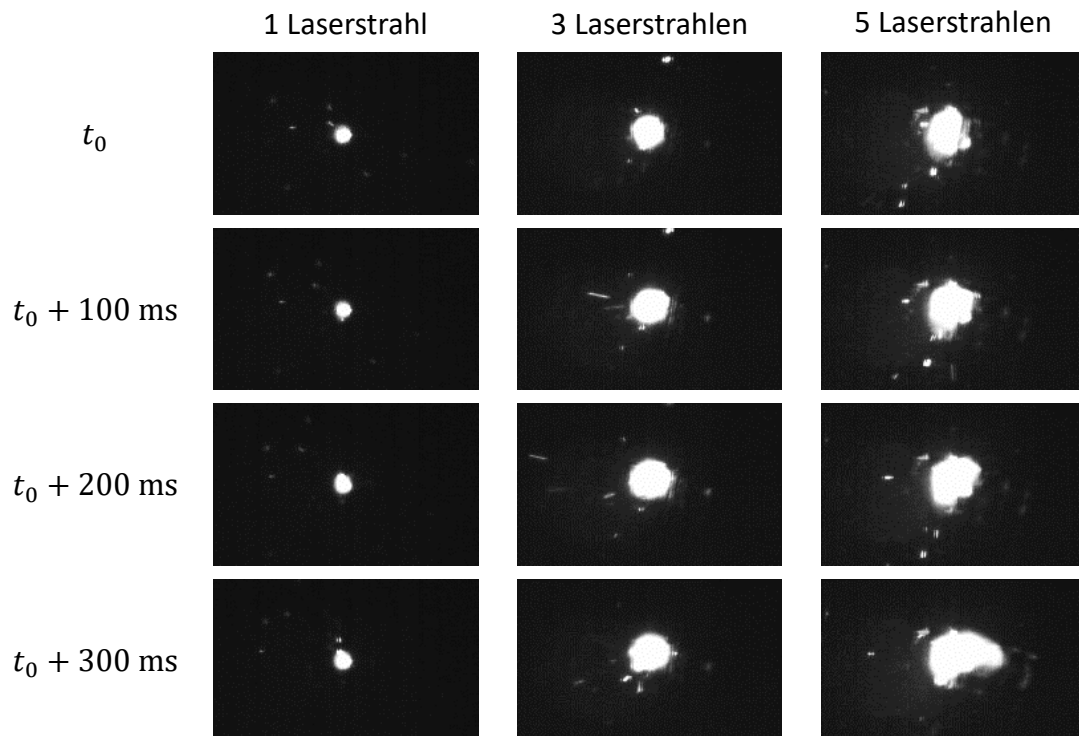


Abb. 6.7.: Einzelbilder vom koaxialen Monitoringsystem bei der Belichtung mit $n = 1$, $n = 3$ und $n = 5$ Laserstrahlen. Die gewählten Parameter sind $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$, $v = 150 \text{ mm/s}$ und $d_{\text{Prozess}} = 120 \mu\text{m}$. Mit steigender Anzahl an Laserstrahlen und Gesamtleistung bildet sich eine größere Dampffackel im Zentrum der Aufnahme.

Abb. 6.7 zeigt Einzelbilder der koaxialen Prozessüberwachung bei $n = 1$, $n = 3$ und $n = 5$ Laserstrahlen. Die Dampffackel nimmt mit steigender Strahlanzahl und Gesamtleistung an projizierter Fläche zu. Außerdem ist die Dampffackel mit steigender Strahlanzahl dynamischer, da die größere Dampffackel mehr Interaktionsfläche für die Schutzgasströmung bietet. Generell lässt sich das Schmelzbad nicht durch diese koaxiale

Prozessüberwachung betrachten, da die Dampffackel den relevanten Bereich größtenteils verdeckt. In Ergänzung zu den qualitativen Untersuchungen in Abs. 6.2.1 zeigt die koaxialen Prozessüberwachung ebenfalls, dass mit steigender Strahlquantität größere Spritzer entstehen. Bei der gewählten Bildrate lässt sich die Bewegung der Spritzer über mehrere Bilder verfolgen und ermöglichen damit unabhängig der Strahlquantität eine valide Spritzeranalyse.

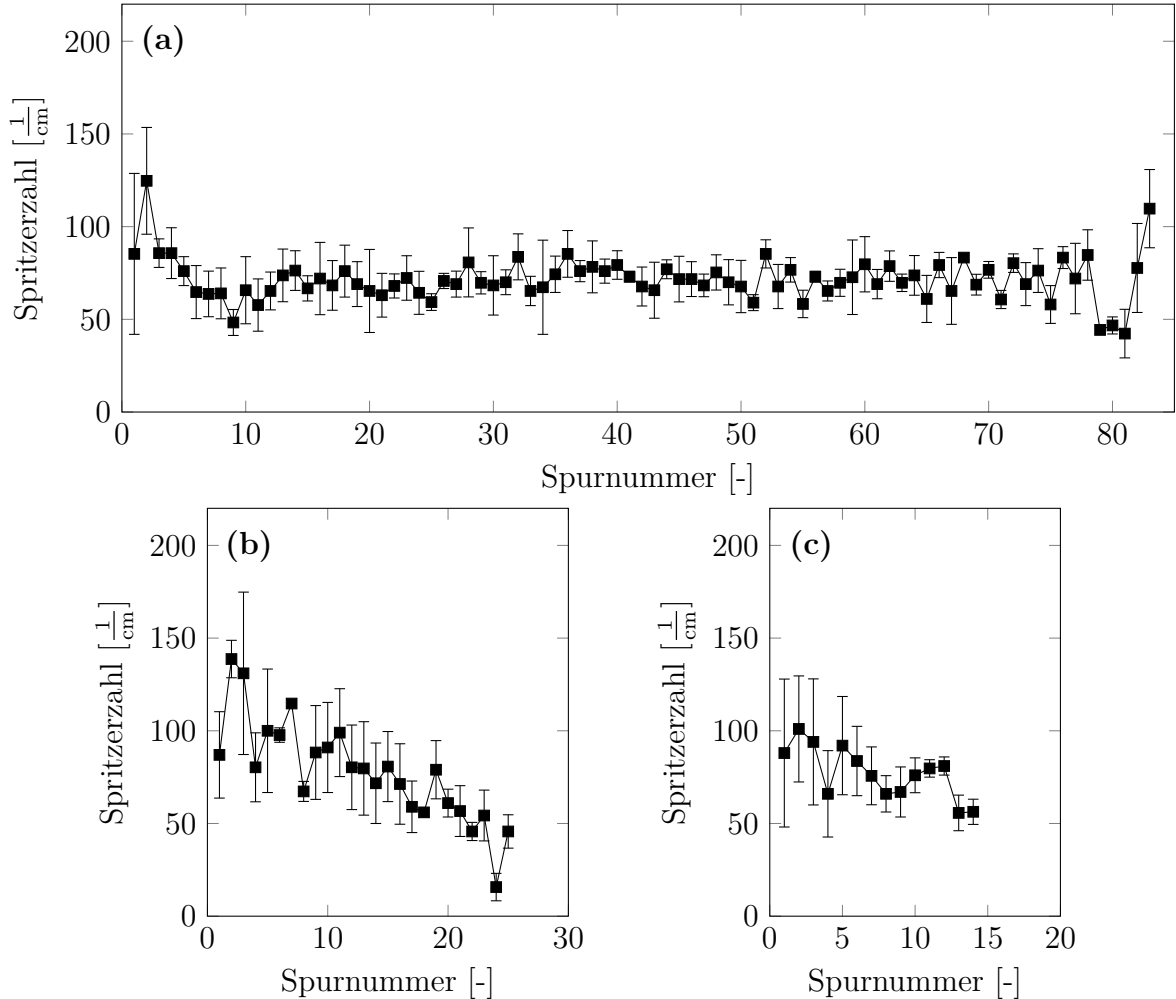


Abb. 6.8.: Gemessene Spritzerzahl pro Spur bei der Belichtung einer $10 \times 10 \text{ mm}^2$ großen Fläche. Die gewählten Parameter sind $v = 150 \text{ mm/s}$, $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$, $d_{\text{Prozess}} = 120 \mu\text{m}$ und $n = 1$ in (a), $n = 3$ in (b) and $n = 5$ in (c). Die Daten entsprechen der Mittelung und Standardabweichung über die Schichten 30, 60 und 90.

In Abb. 6.8 sind die erfassten Spritzer als Funktion der Spurnummer für $n = 1$, $n = 3$ und $n = 5$ Laserstrahlen bei einem Prozessabstand von $d_{\text{Prozess}} = 120 \mu\text{m}$ und einer Scangeschwindigkeit von $v = 150 \text{ mm/s}$ dargestellt. Da der Prozessabstand konstant gewählt ist, steigt mit zunehmender Strahlquantität der Hatchabstand Δh . Hierdurch werden zur Belichtung der $10 \times 10 \text{ mm}^2$ Fläche mit dem Prozessabstand $d_{\text{Prozess}} = 120 \mu\text{m}$ bei einem Laserstrahl 83, bei drei Strahlen 35 und bei fünf Strahlen 14 Spuren benötigt. Die Auswertung in Abb. 6.8a verdeutlicht, dass die Spritzerbil-

dung zwischen Spur 3 und Spur 78 einen nahezu konstanten Verlauf hat. Die Spritzer variieren zwischen 60 und 90 Spritzern pro Spur. Je nach Scanrichtung zeigt sich ebenfalls ein geringer Einfluss auf die Spritzerzahl, der sich auf die Wechselwirkung mit dem Schutzgas zurückführen lässt. So hat die Position und Menge des Metaldampfes Einfluss auf die Fokussierung des Laserstrahls und führt somit zu veränderten Einkopplungsverhältnissen [78]. Auffällig ist die hohe Spritzerbildung in der zweiten Spur und die verringerte Spritzerbildung bei den Spuren 79 bis 81. Diese Abweichungen im Spritzerverlauf sind auf variierende Pulvermengen in unmittelbarer Nähe der Prozesszone und Oberflächenunebenheiten der generierten Quader zurückzuführen. Befindet sich die Schmelzspur am Randbereich eines Köpers liegt eine größere Menge an Pulver in der Pulvereinzugszone vor. Durch dieses erhöhte Pulvervorkommen, das in seiner Tiefe nicht durch die gewählte Schichthöhe begrenzt ist, wird die Bildung von Spritzern weiter verstärkt. Darüber hinaus führt die Belichtung der Randbereiche der Fläche zu höheren Nahtoberraupen aufgrund der lokal erhöhten Pulvervorkommen. Durch die erhöhte Spur im Randbereich, ist bei angrenzenden Spuren weniger Pulver in der Pulvereinzugszone vorhanden. Dies führt zur temporären Reduzierung der Spritzer. Zu einem ähnlichen Anstieg kommt es bei drei Laserstrahlen (s. Abb. 6.8b). Bei fünf Laserstrahlen (Abb. 6.8c) tritt dieser Effekt nicht auf, was auf die hohe Schmelzbadbreite zurückzuführen ist.

Der Vergleich über die variierende Anzahl an Laserstrahlen mit gleicher Leistung zeigt auch auf, dass die Spritzergenerierung kaum beeinflusst wird. Die durchschnittliche Spritzerzahl liegt bei der gewählten Scangeschwindigkeit bei 75 Spritzern pro Spur. Trotz der fünffachen Leistung und einer hohen Dampfentwicklung (s. Abb. 6.7) bleibt die Spritzerentwicklung nahezu konstant. Hieraus kann geschlossen werden, dass die größere Dampffackel für die Spritzerentstehung nicht relevant ist.

Ebenfalls wird der Einfluss der Scangeschwindigkeit v bei den drei gewählten Strahlanordnungen an den Geschwindigkeiten $v = 100 \text{ mm/s}$, $v = 150 \text{ mm/s}$, $v = 200 \text{ mm/s}$ und $v = 250 \text{ mm/s}$ bei gleichbleibender Leistung pro Strahl $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$ sowie einem Prozessabstand von $d_{\text{Prozess}} = 120 \text{ }\mu\text{m}$ untersucht (s. Abb. 6.9a). Die hier dargestellten Spritzerwerte pro Spur sind der durchschnittliche Wert über alle Spuren der drei Schichten 30, 60 und 90 mit der entsprechenden Standardabweichung. Die Messungen der Spritzerentwicklung bei einer Flächenbelichtung zeigen ein vergleichbares Bild zu den Einzelspuren (s. Abb. 6.4). Mit steigender Geschwindigkeit reduziert sich bei $n = 1$, $n = 3$ und $n = 5$ Laserstrahlen die Anzahl der Spritzer. Bei $v = 100 \text{ mm/s}$ führt eine höhere Anzahl an Laserstrahlen zur vermehrten Spritzerbildung. Bei $v = 150 \text{ mm/s}$ und $v = 200 \text{ mm/s}$ ist die Spritzerzahl nahezu unabhängig von der Strahlanzahl. Bei $v = 250 \text{ mm/s}$ werden mit fünf Laserstrahlen sogar weniger Spritzer erzielt.

Wie bereits in Abs. 5.2.2 diskutiert, hat die Scangeschwindigkeit bei gleichbleibender Leistung erheblichen Einfluss auf die Schmelzbadbildung und der damit einhergehenden

optimalen Strahlverteilung. Bei der Scangeschwindigkeit $v = 100 \text{ mm/s}$ treten Wärmeakkumulationseffekte auf, die die Temperatur der Schmelze erhöhen und somit auch den Verdampfungsanteil fördern, weil der Strahlabstand nicht entsprechend der Scangeschwindigkeit erhöht wird. Diese Parameterwahl zeigt sich bei höherer Strahlquantität und erklärt, damit den Anstieg der Spritzerzahl bei geringer Scangeschwindigkeit. Die nahezu identische Spritzergenerierung bei höheren Scangeschwindigkeiten zeigt jedoch, dass durch eine optimierte Energieverteilung die Verdampfung in den Schmelzrandbereichen konstant gehalten werden kann.

Die Betrachtung der Spritzerzahl bezogen auf die belichtete Fläche zeigt, dass bei höherer Strahlanzahl eine Spritzerreduzierung von bis zu 70 % erreicht wird (s. Abb. 6.9b). Da aufgrund der breiteren Schmelzbäder weniger Einzelspuren belichtet werden müs-

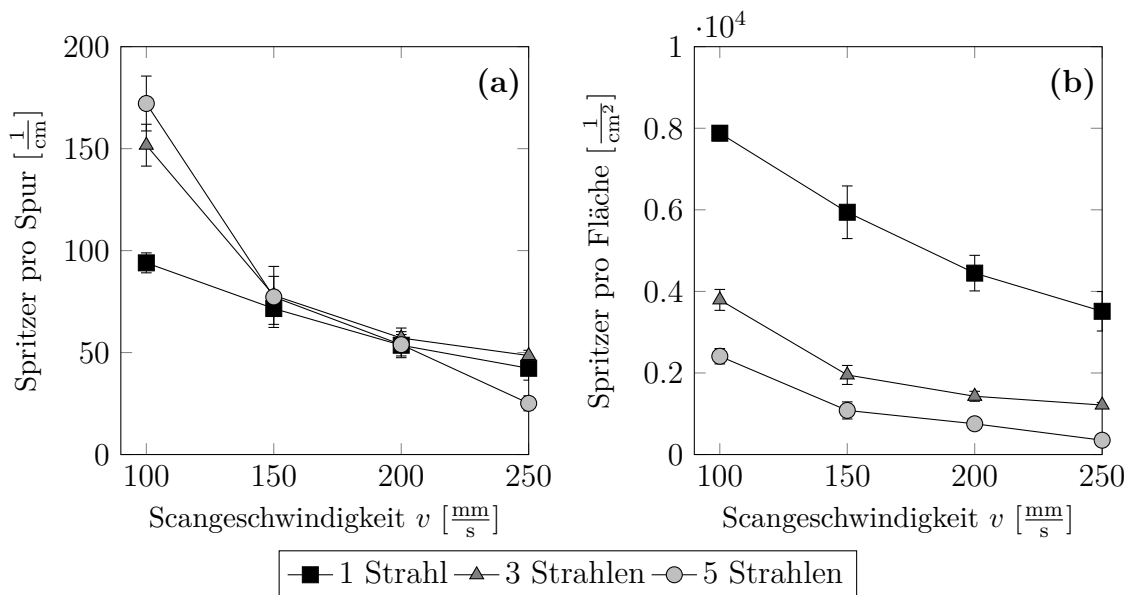


Abb. 6.9.: Gemessene Spritzerzahl pro Spur (a) und pro Fläche (b) als Funktion der Scangeschwindigkeit und Strahlquantität bei einer Leistung pro Strahl von $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$. Die Spritzeraufnahmen erfolgen für die Schichten 30, 60 und 90.

sen, führt das bezogen auf die Fläche zu weniger Spritzern bei Erhalt von dichten Bauteilen.

Aus den bisherigen Ergebnissen geht hervor, dass die Spritzerquantität pro Spur bei der Multistrahbelichtung nahezu konstant ist. Dies lässt sich auf die homogene Temperaturverteilung zurückführen, die durch eine angepasste Leistungsverteilung erzielt wird. Dadurch wird an den Schmelzbadrändern ein vergleichbares Temperaturfeld erreicht wie bei der Einzelstrahlbelichtung. Abb. 6.10 stellt die Einflussnahme der Multistrahbelichtung auf die lokale Verdampfung schematisch dar. So erfolgt durch den angepassten Strahlabstand ein direktes Aneinanderreihen der jeweils generierten Wechselwirkungszonen mit nur geringer Wärmeakkumulation. Hierdurch ist eine weitere Erhöhung der Schmelzbadtemperatur vermieden und die resultierende Verdampfung erfährt ebenfalls keinen Anstieg. Das bestätigt die Hypothese, dass die Temperaturverteilung

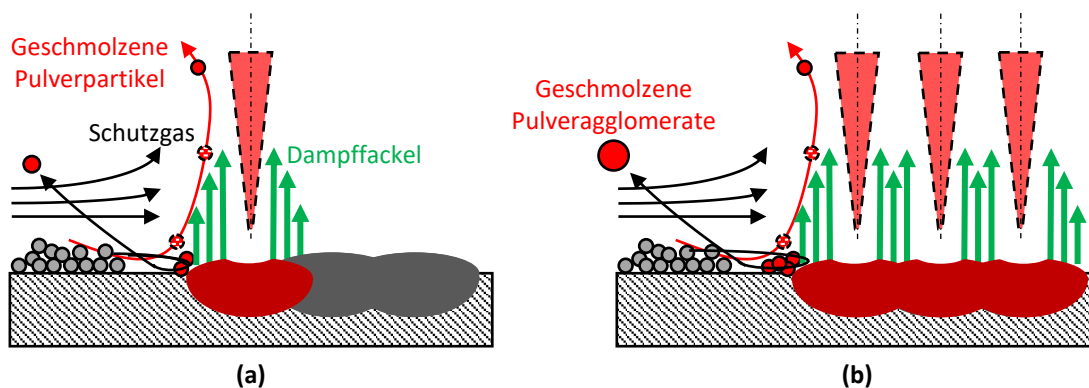


Abb. 6.10.: Schematische Darstellung der Spritzerentwicklung bei Einzel- und bei Multistrahelbelichtung. Der Verdampfungsstrom (grüne Pfeile) sind an den Schmelzbadrändern identisch, was zu einem ähnlichen Spritzerverhalten führt. Die Agglomeration von Pulver in Schmelzbadnähe führt bei der Multistrahelbelichtung aufgrund der größeren Schmelzfront und dem damit einhergehenden Anstieg an umliegendem Pulver zu größeren Schmelzkugeln.

und damit die Verdampfungsströme an den Randbereichen des Schmelzbades durch den angepassten Energieeintrag unabhängig von der Strahlquantität sind. Die qualitative Untersuchung in Abs. 6.2.1 zeigt, dass die breitere Schmelzfront zur vermehrten Pulveragglomeration und damit zu Balling-Erscheinungen am Schmelzbadrand führt. Der Unterdruck, der aus dem Bernoulli-Effekt resultiert, führt ebenfalls zur Anziehung großer Balling-Partikel und verteilt diese auf dem Pulverbett. Jedoch zeigen die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen ebenfalls, dass die geschmolzenen Pulveragglomerate keinen Einfluss auf Schmelzbäder mit großem Volumen haben und ein stabiler Prozess vorliegt. Die hier aufgeführten Untersuchungen zeigen, dass die Multistrahelbearbeitung ein großes Potential zur Verringerung der Spritzerzahl birgt.

Gegenüberstellung von Geschwindigkeit und Strahlteilung

So ist mit den bisherigen experimentellen Studien belegt, dass sowohl Strahlteilung als auch eine hohe Geschwindigkeit zu einer geringen Spritzergenerierung führen. Bei vorgegebener Laserleistung sieht sich der Anwender der Entscheidung gegenübergestellt, ob die Leistung auf mehrere Strahlen aufgeteilt oder eine höhere Scangeschwindigkeit bei einem Laserstrahl gewählt werden soll. In der folgenden experimentellen Untersuchung werden diese zwei Faktoren gegenübergestellt, indem die Volumenenergiedichte VED konstant gehalten wird.

Zur Generierung der Quader werden die Strahlanordnungen mit $n = 1$, $n = 2$, $n = 3$ und $n = 5$ bei einem Strahlabstand von $\Delta y_{\text{Strahl}} = 140 \mu\text{m}$ untersucht. Die Energiedichte wird bei $VED = 33,67 \text{ J/cm}^3$ durch Variation der Scangeschwindigkeit v und Gesamtleistung P konstant gehalten. Die betrachteten Leistungen sind $P = 400 \text{ W}$, $P = 450 \text{ W}$, $P = 500 \text{ W}$ und $P = 550 \text{ W}$. Der Prozessabstand wird konstant mit $d_{\text{Prozess}} = 120 \mu\text{m}$ gewählt.

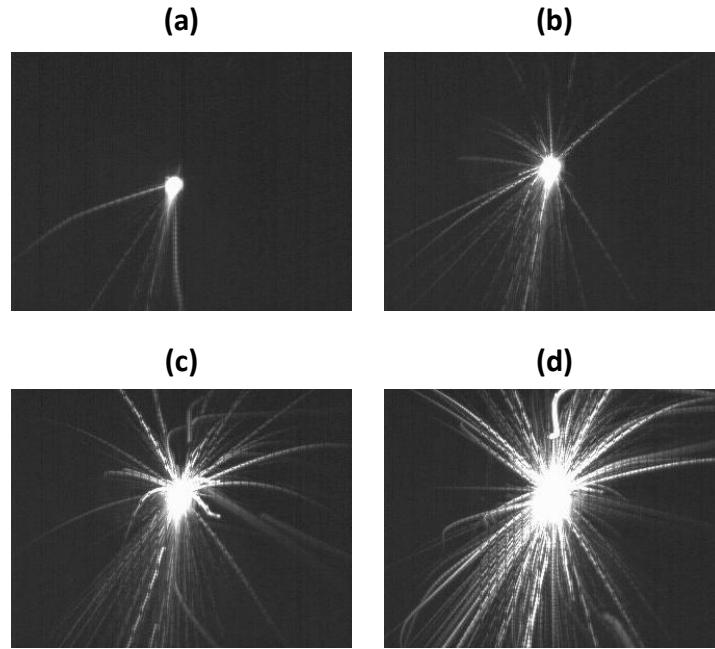


Abb. 6.11.: Superposition der Spritzeraufnahmen jeweils einer Spur bei einer Volumenenergiedichte von $VED = 33,67 \text{ J/cm}^3$. Einfluss der Strahlteilung und entsprechender Geschwindigkeitsreduzierung auf die Spritzerbildung bei $n = 1$, $v = 687 \text{ mm/s}$ in (a), $n = 2$, $v = 317 \text{ mm/s}$ in (b), $n = 3$, $v = 206 \text{ mm/s}$ in (c) und $n = 5$, $v = 121 \text{ mm/s}$ in (d) bei einer Gesamtleistung von $P = 500 \text{ W}$ und einem Prozessabstand von $d_{\text{Prozess}} = 120 \text{ }\mu\text{m}$.

In Abb. 6.11 wird die Superposition der maximal erfassten Intensitäten der fünften Spur einer Flächenbelichtung dargestellt. Mit steigender Strahlquantität sinkt die Leistung pro Strahl entsprechend $P_{\text{Strahl}} = P/n$. Die Scangeschwindigkeit wird mit

$$v = \frac{P}{d_{\text{Prozess}} \cdot l_t \cdot VED} \quad (6.1)$$

berechnet. So ist in Abb. 6.11a bei hoher Scangeschwindigkeit nur eine geringe Spritzerbildung pro Spur zu erkennen. Mit steigender Strahlquantität und der damit einhergehenden Reduzierung der Scangeschwindigkeit ist die relative Spritzerverteilung stärker in alle Richtungen ausgeprägt. Darüber hinaus entstehen mit verringerter Scangeschwindigkeit mehr Spritzer und eine größere Dampfackel.

Wie aus der eingangs formulierten Hypothese zu erwarten ist, geht mit einer geringen Scangeschwindigkeit eine höhere Spritzergenerierung pro Spur einher. Dies zeigt sich ebenfalls in der quantitativen Untersuchung in Abb. 6.12a. Es werden mit $n = 5$ Laserstrahlen mehr als 250 Spritzer pro Spur generiert und mit einem Laserstrahl belüftet sich die Spritzerzahl auf weniger als 15 Spritzer pro generierter Spur. Mit steigender Geschwindigkeit entstehen bei $n = 2$, $n = 3$ und $n = 5$ weniger Spritzer trotz antiproportionaler Zunahme der applizierten Gesamtleistung. Dies bestätigt erneut den

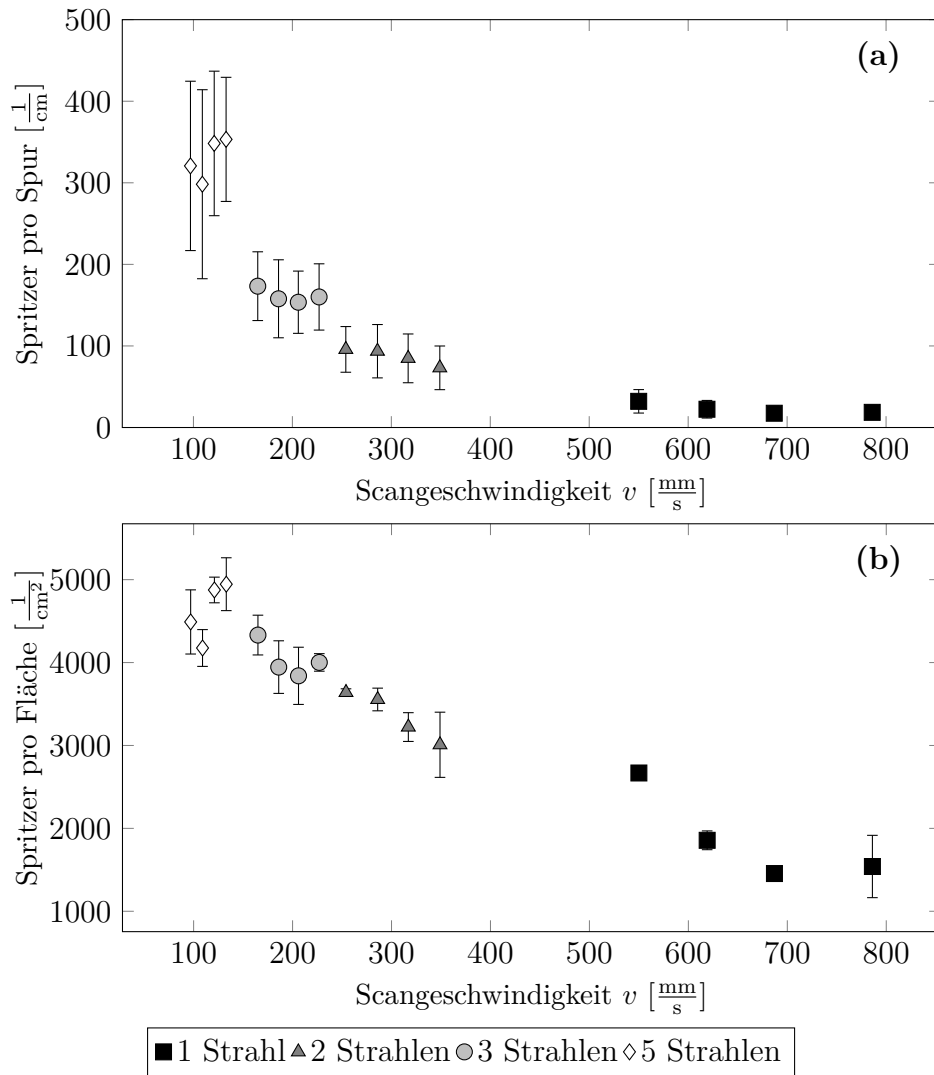


Abb. 6.12.: Gemessene Spritzerzahl pro Spur (a) und pro Fläche (b) bei einer Volumenenergiedichte von $VED = 33,67 \text{ J/cm}^3$ als Funktion der Scangeschwindigkeit und Strahlquantität. Die Spritzeraufnahmen erfolgten in den Schichten 30, 60 und 90.

großen Einfluss der Geschwindigkeit auf die Spritzerentstehung.

Abb. 6.12b zeigt die Spritzerzahl pro Flächeneinheit. In den Untersuchungen bei konstanter Scangeschwindigkeit und konstanter Leistung pro Strahl (s. Abb. 6.9) wird gezeigt, dass die geringe Anzahl an notwendigen Spuren zur Flächenbelichtung vorteilhaft für die Spritzerreduzierung mit höherer Laserstrahlquantität ist. Die hohe Differenz in der Spritzerentstehung pro Spur ist geringer bei der Spritzerentstehung pro Fläche. Jedoch ist die Anwendung der Einzelstrahlbelichtung bei hoher Scangeschwindigkeit weiterhin vorteilhafter für eine geringe Spritzergenerierung. Hieraus folgt, dass eine höhere Strahlquantität nicht unmittelbar eine reduzierte Spritzerbildung garantiert. Die hohe Scangeschwindigkeit und die damit einhergehende verkürzte Prozesszeit pro Spur hat einen höheren Einfluss auf die Spritzerreduzierung als die geringere Anzahl an notwendigen Spuren. Der positive Einfluss hoher Scangeschwindigkeiten auf die Spritzerentwicklung ist bei der Wahl der Strahlanordnung zu berücksichtigen. Liegt eine

genügend hohe Gesamtleistung vor, die eine Strahlteilung bei der gewünschten Scangeschwindigkeit ermöglicht, ist diese zu wählen. Eine Reduzierung der Scangeschwindigkeit zur Verwendung der Strahlteilung ist dann zu wählen, wenn eine verbesserte Schmelzbadstabilität angestrebt wird.

6.3. Zusammenfassung der Ergebnisse der Spritzeranalyse

Dieses Kapitel untersucht den Einfluss der Laserparameter und der Anzahl an Laserstrahlen auf die Spritzergenerierung im selektiven Laserschmelzen. Zur Analyse der Spritzer wurden zwei Monitoring-Systeme implementiert: Eine koaxiale Prozessüberwachung mit einer Hochgeschwindigkeitskamera erfasst thermische Emissionen aus der Prozessumgebung bei Bildaufnahmezeiten von $f_{\text{Mikrotron}} = 4000 \text{ Hz}$. Eine Off-Axis Hochgeschwindigkeitskamera mit einer Bildaufnahmezeit von $f_{\text{SA5}} \geq 9300 \text{ Hz}$ ermöglicht mit einem Belichtungslaser eine qualitative Bewertung von Schmelzbadentwicklung und Spritzerentstehungen. Mit der koaxialen Prozessüberwachung ist eine quantitative Bewertung der Spritzergenerierung möglich. Die Evaluation der Spritzer erfolgt durch den Vergleich variierender Leistung, Geschwindigkeit, Hatchabstände und Strahlquantität.

Es lassen sich folgende Ergebnisse aus den vorgestellten Untersuchungen festhalten:

- Die Ursachen der Spritzerentstehung finden sich in der Ausprägung der Metallverdampfung wieder. Durch Ausbildung einer intensiven Dampffackel bei hohem Energieeintrag (durch hohe Laserleistung und/oder geringe Scangeschwindigkeit) entsteht ein höherer Pulvereinzug und einen Anstieg der Spritzergenerierung.
- Durch die Multistrahlbelichtung mit der gleichen Leistung pro Strahl und einem geeigneten Abstand der Laserstrahlen Δy_{Strahl} kann die Spritzergenerierung konstant gehalten werden. Dies lässt sich darauf zurückführen, dass die lokale Verdampfung an den Schmelzbadrändern konstant gehalten wird und nur die äußeren Bereiche der Dampffackel Einfluss auf den Pulvereinzug haben.
- Sowohl der Prozess- d_{Prozess} als auch der Hatchabstand Δh haben in den untersuchten Parameterräumen einen geringfügigen Einfluss auf die Spritzerentstehung.
- Die Beobachtung der Spritzer ermöglicht ein verbessertes Prozessverständnis hinsichtlich der generierten Temperaturverteilung und des Prozessregimes.
- Zielführend ist eine möglichst hohe Scangeschwindigkeit in Kombination mit der Strahlteilung bei hoher Leistung pro Strahl. Eine Reduzierung der Scangeschwindigkeit aufgrund von Strahlteilung wirkt sich negativ auf die Spritzerentstehung aus.

7. Zusammenfassung und Ausblick

7.1. Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die grundlegenden Wechselwirkungen der Multi-
strahlbelichtung beim selektiven Laserschmelzen erarbeitet und die Potentiale zur Pro-
zessoptimierung aufgezeigt. Der Multistrahprozess wurde sowohl simulativ als auch
experimentell beschrieben und analysiert.

Es wurde eine Strahlformungsanlage entwickelt und aufgebaut, die Laserstrahlung in
hohen Leistungsbereichen frei aufteilen kann. Die Anlage ermöglicht die Multistrah-
belichtung bis zu einer Leistung von $P = 1000 \text{ W}$. Hierdurch wird eine Variation der
Strahlanzahl und der jeweiligen Strahlposition ermöglicht und somit das Parameterfeld
im Vergleich zum Stand der Technik erweitert. Darüber hinaus wurde ein Prozessüber-
wachungsaufbau in die Anlage integriert. Eine koaxial platzierte Hochgeschwindigkeits-
kamera betrachtete thermische Strahlung aus dem Prozess und führte diese Signale auf
die Spritzerbildung zurück.

Es wurden in dieser Arbeit die thermischen Wechselwirkungen bei der Generierung
von Einzelspuren mit Multistrahlbearbeitung untersucht. Basierend auf einem analy-
tischen Wärmeleitungsmodell und Experimenten wurden unterschiedliche Laserstrahl-
verteilungen untersucht. Die Ergebnisse der Einzelspuruntersuchungen lassen sich wie
folgt zusammenfassen:

- Das analytische Modell ermöglicht auf Basis von multiplen Punktquellen zu-
verlässig die Berechnung der resultierenden Temperaturverteilung bei variabler
Laserstrahlanordnung zur Erzeugung breiter Schmelzbäder.
- Um die Schmelzbadbreite zu maximieren, sind die Laserstrahlen senkrecht zur
Scanrichtung mit einem Strahlabstand abhängig von Leistung und Scangeschwin-
digkeit anzuordnen.
- Eine zweidimensionale Strahlteilung und die Variation der individuellen Leistung
pro Strahl bei einer eindimensionalen Strahlteilung wiesen kein Optimierungspo-
tential für die Produktivitätssteigerung auf.
- Durch eine geeignete Multistrahbelichtung wurde die Schmelzbadbreite mit stei-
gender Laserleistung linear erhöht.
- Die maximal applizierbare Laserleistung der Einzelstrahlbelichtung hat keine
Gültigkeit, da die Bildung einer Dampfkapillare bei hoher Gesamtleistung bei
geeigneter Multistrahbelichtung ausbleibt.

- Die Teilung von Laserstrahlen führte zu breiten Schmelzbädern konstanter Schmelzbadtiefe, die für eine hohe Produktivität notwendig sind.
- Die Verwendung von Strahlteilung unterdrückt laterale Energieverluste durch Wärmeleitung und erhöht somit die thermische Effizienz des Schmelzprozesses.
- Die Simulationsergebnisse des analytischen Modells stimmen mit den experimentellen Daten überein und bestätigten die parameterabhängige angepasste Strahlanordnung.

Die Anwendung an Mehrschicht-Körpern zeigte, dass die Multistrahelbelichtung ebenfalls auf einfache quaderförmige Geometrien anwendbar ist. So konnten in der experimentellen Umgebung Bauteile mit hoher Dichte und Produktivität generiert werden. Die relevanten Ergebnisse zur Generierung von Körpern sind:

- Die erarbeiteten Multistrahelstrategien sind auf die Generierung von Quadern übertragbar.
- Bei einer Leistung pro Strahl von $P_{\text{Strahl}} = 120 \text{ W}$ und einer Scangeschwindigkeit von $v = 250 \text{ mm/s}$ wurde mit $n = 5$ Laserstrahlen die theoretische Aufbaurate von $\dot{V}_{\text{theor}} = 5,4 \text{ cm}^3/\text{h}$ auf $\dot{V}_{\text{theor}} = 30,6 \text{ cm}^3/\text{h}$ erhöht.
- Wurde ein linearer Anstieg der Laserleistung durch Strahlteilung im Prozess umgesetzt, stieg die Aufbaurate entsprechend linear, unter Beibehalt des Wärmeleitungsschweißens, an.
- Die generierten Körper wiesen eine relative Bauteildichte von $\rho_{\text{rel}} \geq 99\%$ auf.
- Bei der Multistrahelbelichtung wurden Flächen von hoher Oberflächengüte erzielt, was auf die hochvoluminösen Schmelzbäder zurückzuführen ist.
- Bei höherer Strahlquantität war ein geringerer Prozessabstand notwendig, um eine ähnliche Bauteildichte zu erreichen.

Darüber hinaus wurde der Einfluss der Multistrahelbelichtung auf die Prozessstabilität untersucht. So wurden mit einem koaxialen Monitoringsetup Prozessauswürfe in Form von Spritzern detektiert und analysiert:

- Die Anwendung von Strahlteilung bei gleicher Leistung pro Strahl zeigte keinen Einfluss auf die Anzahl an Spritzern pro Spur.
- Die Anzahl an Spritzern pro Fläche wurde durch Strahlteilung erheblich reduziert.
- Durch die Anwendung der Multistrahelbelichtung wird die lokale Verdampfung an den Schmelzbadrändern im Vergleich zur Einzelstrahlbelichtung beibehalten, so dass die Spritzergenerierung trotz des höheren Leistungseintrags konstant bleibt.
- Für eine geringe Spritzergenerierung ist eine möglichst hohe Anzahl an Laserstrahlen und hohe Scangeschwindigkeit zu wählen.
- Breite und hochvoluminöse Schmelzbäder zeigen eine hohe Stabilität gegenüber Verunreinigungen im Pulverbett.

Zusammenfassend ermöglicht die Anwendung der Multistrahelbelichtung im selektiven Laserschmelzen die erfolgreiche Umsetzung hoher Laserleistung. Diese Arbeit betrachtete die grundlegenden Wechselwirkungen, die für die Auslegung eines Prozesses mit Multistrahelbelichtung notwendig sind. Die bisherigen Limitierungen der wählbaren Prozessparameter sind durch die Flexibilität der räumlichen Leistungsverteilung nicht mehr gültig. Die hohe Produktivität und die hohe Bauteilqualität zeigen, dass die Multistrahelbelichtung ein vielversprechender Ansatz für das selektive Laserschmelzen ist.

7.2. Ausblick

Die grundlegenden Untersuchungen der Multistrahelbelichtung beim selektiven Laserschmelzen zeigen ein umfassendes Bild dieser neuen Belichtungsstrategie. Aufbauend auf den erarbeiteten Erkenntnissen ergeben sich folgende Themen für weitere Untersuchungen:

- Im Rahmen dieser Arbeit wurden thermische Wechselwirkungen und neue Parameterräume des Lasermaterialprozesses erschlossen. Darauf aufbauend sind die Möglichkeiten neuer Hatching-Strategien zu untersuchen und wie sich ein breites Schmelzbad bei weiteren Belichtungsstrategien auswirkt. In den bisherigen Untersuchungen wurde die $0^\circ/90^\circ$ -Belichtung analysiert.
- Die erhöhte Breite des Schmelzbades wirkt sich negativ auf die räumliche Genauigkeit des Prozesses aus. Hier sind ggf. flexible Strahlformungseinrichtungen geeignet, um für große Flächen breite und für kleine Flächen schmale Schmelzbäder zu nutzen. Hier ist die Technologie weiterzuentwickeln und der Prozess zu untersuchen.
- Systemtechnisch ist die Erschließung höherer Laserleistungen notwendig. Die hier angesetzte Limitierung auf maximal $P = 1000\text{ W}$ ist auf die Zerstörschwelle optischer Komponenten zurückzuführen. Die Verwendung von mehr Leistungen ermöglicht die Untersuchung neuer Parameterräume und ermöglicht die Skalierung typischer Parameter in industriellen Anlagen. Hier bietet sich die Weiterentwicklung und Industrialisierung der Optik an.
- Von großem Interesse ist die Auswirkung des veränderten Energieeintrags auf thermisch induzierte Spannungen, die sich durch Verzüge in Bauteilen äußern. Hier ist der Laboraufbau weiterzuentwickeln, um diese Wechselwirkungen an Probekörpern, wie bspw. Cantilevern, zu untersuchen.

Literaturverzeichnis

- [1] ANDANI, M. T. ; DEHGHANI, R. ; KARAMOOZ-RAVARI, M. R. ; MIRZAEIFAR, R. ; NI, J. : Spatter formation in selective laser melting process using multi-laser technology. In: *Materials & Design* 131 (2017), S. 460–469
- [2] ANDANI, M. T. ; DEHGHANI, R. ; KARAMOOZ-RAVARI, M. R. ; MIRZAEIFAR, R. ; NI, J. : A study on the effect of energy input on spatter particles creation during selective laser melting process. In: *Additive Manufacturing* 20 (2018), S. 33–43
- [3] ATTAR, H. ; CALIN, M. ; ZHANG, L. ; SCUDINO, S. ; ECKERT, J. : Manufacture by selective laser melting and mechanical behavior of commercially pure titanium. In: *Materials Science and Engineering: A* 593 (2014), S. 170–177
- [4] BARETH, T. : *Analyse der Spritzerbildung beim selektiven Laserschmelzen mit Multistrahlbelichtung*, Universität Stuttgart, Diplomarbeit, 2020
- [5] BÄUERLE, D. : *Laser processing and chemistry*. Springer Science & Business Media, 2013
- [6] BAYLE, F. ; DOUBENSKAIA, M. : Selective laser melting process monitoring with high speed infra-red camera and pyrometer. In: *Fundamentals of laser assisted micro-and nanotechnologies* Bd. 6985 International Society for Optics and Photonics, 698505
- [7] BERTOLI, U. S. ; GUSS, G. ; WU, S. ; MATTHEWS, M. J. ; SCHOENUNG, J. M.: In-situ characterization of laser-powder interaction and cooling rates through high-speed imaging of powder bed fusion additive manufacturing. In: *Materials & Design* 135 (2017), S. 385–396
- [8] BERTOLI, U. S. ; WOLFER, A. J. ; MATTHEWS, M. J. ; DELPLANQUE, J.-P. R. ; SCHOENUNG, J. M.: On the limitations of volumetric energy density as a design parameter for selective laser melting. In: *Materials & Design* 113 (2017), S. 331–340
- [9] BERUMEN, S. ; BECHMANN, F. ; LINDNER, S. ; KRUTH, J.-P. ; CRAEGHS, T. : Quality control of laser-and powder bed-based Additive Manufacturing (AM) technologies. In: *Physics procedia* 5 (2010), S. 617–622

- [10] BIDARE, P. ; BITHARAS, I. ; WARD, R. ; ATTALLAH, M. ; MOORE, A. : Fluid and particle dynamics in laser powder bed fusion. In: *Acta Mater.* 142 (2018), S. 107–120
- [11] BRANDT, M. : Laser additive manufacturing: materials, design, technologies, and applications. (2016)
- [12] BRANNER, G. : *Modellierung transienter Effekte in der Struktursimulation von Schichtbauverfahren*. Bd. 246. Herbert Utz Verlag, 2011
- [13] BUCHBINDER, D. ; MEINERS, W. ; PIRCH, N. ; WISSENBACH, K. ; SCHRAGE, J. : Investigation on reducing distortion by preheating during manufacture of aluminum components using selective laser melting. In: *Journal of Laser Applications* 26 (2014), Nr. 1, S. 012004
- [14] CALIGNANO, F. : Design optimization of supports for overhanging structures in aluminum and titanium alloys by selective laser melting. In: *Materials & Design* 64 (2014), S. 203–213
- [15] CHANG, C.-L. : *Berechnung der Schmelzbadgeometrie beim Laserstrahlschweißen mit Mehrfokustechnik*, U, Diss., 2000
- [16] CHENG, B. ; SHRESTHA, S. ; CHOU, K. : Stress and deformation evaluations of scanning strategy effect in selective laser melting. In: *Additive Manufacturing* 12 (2016), S. 240–251
- [17] CHILDS, T. ; HAUSER, C. ; BADROSSAMAY, M. : Mapping and modelling single scan track formation in direct metal selective laser melting. In: *CIRP Annals-Manufacturing Technology* 53 (2004), Nr. 1, S. 191–194
- [18] CLIJSTERS, S. ; CRAEGHS, T. ; BULS, S. ; KEMPEN, K. ; KRUTH, J.-P. : In situ quality control of the selective laser melting process using a high-speed, real-time melt pool monitoring system. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 75 (2014), Nr. 5-8, S. 1089–1101
- [19] COECK, S. ; BISHT, M. ; PLAS, J. ; VERBIST, F. : Prediction of lack of fusion porosity in selective laser melting based on melt pool monitoring data. In: *Additive Manufacturing* 25 (2019), S. 347 – 356. – ISSN 2214–8604
- [20] CRAEGHS, T. ; BECHMANN, F. ; BERUMEN, S. ; KRUTH, J.-P. : Feedback control of Layerwise Laser Melting using optical sensors. In: *Physics Procedia* 5 (2010), S. 505–514
- [21] CRAEGHS, T. ; CLIJSTERS, S. ; KRUTH, J.-P. ; BECHMANN, F. ; EBERT, M.-C. : Detection of process failures in layerwise laser melting with optical process monitoring. In: *Physics Procedia* 39 (2012), S. 753–759

- [22] CUNNINGHAM, R. ; ZHAO, C. ; PARAB, N. ; KANTZOS, C. ; PAUZA, J. ; FEZZAA, K. ; SUN, T. ; ROLLETT, A. D.: Keyhole threshold and morphology in laser melting revealed by ultrahigh-speed x-ray imaging. In: *Science* 363 (2019), Nr. 6429, S. 849–852
- [23] DAUSINGER, F. : *Strahlwerkzeug Laser: Energieeinkopplung und Prozeßeffektivität: Laser in der Materialbearbeitung, Forschungsberichte des IFSW*. 1995
- [24] DEBROY, T. ; WEI, H. ; ZUBACK, J. ; MUKHERJEE, T. ; ELMER, J. ; MILEWSKI, J. ; BEESE, A. M. ; WILSON-HEID, A. ; DE, A. ; ZHANG, W. : Additive manufacturing of metallic components—process, structure and properties. In: *Progress in Materials Science* 92 (2018), S. 112–224
- [25] DELESSE, M. : Procédé mécanique pour déterminer la composition des roches. In: *CR Acad. Sci. Paris* 25 (1847), S. 544–545
- [26] DEMTRÖDER, W. : *Experimentalphysik 2: Elektrizität und Optik*. Springer-Verlag, 2018
- [27] DICKEY, F. M.: *Laser beam shaping: theory and techniques*. CRC press, 2018
- [28] DOUBENSKAIA, M. ; PAVLOV, M. ; GRIGORIEV, S. ; TIKHONOVA, E. ; SMUROV, I. : Comprehensive Optical Monitoring of Selective Laser Melting. In: *Journal of Laser Micro/Nanoengineering* 7 (2012), Nr. 3
- [29] EAGAR, T. ; TSAI, N. : Temperature fields produced by traveling distributed heat sources. In: *Welding journal* 62 (1983), Nr. 12, S. 346–355
- [30] EVERTON, S. K. ; HIRSCH, M. ; STRAVROULAKIS, P. ; LEACH, R. K. ; CLARE, A. T.: Review of in-situ process monitoring and in-situ metrology for metal additive manufacturing. In: *Materials & Design* 95 (2016), S. 431–445
- [31] FABBRO, R. : Scaling laws for the laser welding process in keyhole mode. In: *Journal of Materials Processing Technology* 264 (2019), S. 346–351
- [32] FETZER, F. ; SOMMER, M. ; WEBER, R. ; WEBERPALS, J.-P. ; GRAF, T. : Reduction of pores by means of laser beam oscillation during remote welding of AlMgSi. In: *Optics and Lasers in Engineering* 108 (2018), S. 68–77
- [33] FIENUP, J. R.: Phase retrieval algorithms: a comparison. In: *Applied optics* 21 (1982), Nr. 15, S. 2758–2769
- [34] FORIEN, J.-B. ; CALTA, N. P. ; DEPOND, P. J. ; GUSS, G. M. ; ROEHLING, T. T. ; MATTHEWS, M. J.: Detecting keyhole pore defects and monitoring process signatures during laser powder bed fusion: A correlation between in situ pyrometry and ex situ X-ray radiography. In: *Additive Manufacturing* 35 (2020), S. 101336. – ISSN 2214–8604

- [35] FOSTER, B. ; REUTZEL, E. ; NASSAR, A. ; HALL, B. ; BROWN, S. ; DICKMAN, C. : Optical, layerwise monitoring of powder bed fusion. In: *Solid Freeform Fabrication Symposium, Austin, TX, Aug*, 10–12
- [36] GAN, M. ; WONG, C. : Practical support structures for selective laser melting. In: *Journal of Materials Processing Technology* 238 (2016), S. 474–484
- [37] GOLDAK, J. ; CHAKRAVARTI, A. ; BIBBY, M. : A new finite element model for welding heat sources. In: *Metallurgical transactions B* 15 (1984), Nr. 2, S. 299–305
- [38] GONG, H. ; RAFI, K. ; GU, H. ; RAM, G. J. ; STARR, T. ; STUCKER, B. : Influence of defects on mechanical properties of Ti–6Al–4 V components produced by selective laser melting and electron beam melting. In: *Materials & Design* 86 (2015), S. 545–554
- [39] GONG, H. ; RAFI, K. ; GU, H. ; STARR, T. ; STUCKER, B. : Analysis of defect generation in Ti–6Al–4V parts made using powder bed fusion additive manufacturing processes. In: *Additive Manufacturing* 1 (2014), S. 87–98
- [40] GRASSO, M. ; COLOSIMO, B. M.: Process defects and in situ monitoring methods in metal powder bed fusion: a review. In: *Measurement Science and Technology* 28 (2017), Nr. 4, S. 044005
- [41] GU, D. ; HAGEDORN, Y.-C. ; MEINERS, W. ; MENG, G. ; BATISTA, R. J. S. ; WISSENBACH, K. ; POPRAWA, R. : Densification behavior, microstructure evolution, and wear performance of selective laser melting processed commercially pure titanium. In: *Acta Materialia* 60 (2012), Nr. 9, S. 3849–3860
- [42] GUNENTHIRAM, V. ; PEYRE, P. ; SCHNEIDER, M. ; DAL, M. ; COSTE, F. ; KOUTIRI, I. ; FABBRO, R. : Experimental analysis of spatter generation and melt-pool behavior during the powder bed laser beam melting process. In: *Journal of Materials Processing Technology* 251 (2018), S. 376–386
- [43] GUNENTHIRAM, V. ; PEYRE, P. ; SCHNEIDER, M. ; DAL, M. ; COSTE, F. ; FABBRO, R. : Analysis of laser-melt pool-powder bed interaction during the selective laser melting of a stainless steel. In: *Journal of Laser Application* 29 (2017), Nr. 2, S. 022303
- [44] GUO, Q. ; ZHAO, C. ; ESCANO, L. I. ; YOUNG, Z. ; XIONG, L. ; FEZZAA, K. ; EVERHART, W. ; BROWN, B. ; SUN, T. ; CHEN, L. : Transient dynamics of powder spattering in laser powder bed fusion additive manufacturing process revealed by in-situ high-speed high-energy x-ray imaging. In: *Acta Materialia* 151 (2018), S. 169–180

-
- [45] GUSAROV, A. V. ; GRIGORIEV, S. N. ; VOLOSOVA, M. A. ; MELNIK, Y. A. ; LASKIN, A. ; KOTOBAN, D. V. ; OKUNKOVA, A. A.: On productivity of laser additive manufacturing. In: *Journal of Materials Processing Technology* 261 (2018), S. 213–232
- [46] GUSAROV, A. ; KRUTH, J.-P. : Modelling of radiation transfer in metallic powders at laser treatment. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 48 (2005), Nr. 16, S. 3423–3434
- [47] GUSAROV, A. ; SMUROV, I. : Modeling the interaction of laser radiation with powder bed at selective laser melting. In: *Physics Procedia* 5 (2010), S. 381–394
- [48] HAEUSLER, A. ; HOLLATZ, S. ; OLOWINSKY, A. ; GILLNER, A. ; POPRAWE, R. : Quality improvement of the surface of laser micro welds by using a dual beam setup. In: *Journal of Laser Applications* 30 (2018), Nr. 3, S. 032423
- [49] HANN, D. ; IAMMI, J. ; FOLKES, J. : A simple methodology for predicting laser-weld properties from material and laser parameters. In: *Journal of Physics D: Applied Physics* 44 (2011), Nr. 44, S. 445401
- [50] HASSLER, U. ; GRUBER, D. ; HENTSCHEL, O. ; SUKOWSKI, F. ; GRULICH, T. ; SEIFERT, L. : In-situ Monitoring and Defect Detection for Laser Metal Deposition by Using Infrared Thermography. In: *Physics Procedia* 83 (2016), S. 1244–1252
- [51] HEELING, T. : *Synchronized Two-Beam Strategies for Selective Laser Melting*, ETH Zurich, Diss., 2018
- [52] HEELING, T. ; CLOOTS, M. ; WEGENER, K. : Melt pool simulation for the evaluation of process parameters in selective laser melting. In: *Additive Manufacturing* 14 (2017), S. 116–125
- [53] HEELING, T. ; WEGENER, K. : The effect of multi-beam strategies on selective laser melting of stainless steel 316L. In: *Additive Manufacturing* 22 (2018), S. 334–342
- [54] HERZOG, D. ; SEYDA, V. ; WYCISK, E. ; EMMELMANN, C. : Additive manufacturing of metals. In: *Acta Materialia* 117 (2016), S. 371–392
- [55] HÜGEL, H. ; GRAF, T. : *Laser in der Fertigung*. Bd. 352. Springer, 2009
- [56] HUGGER, F. ; HOFMANN, K. ; KOHL, S. ; DOBLER, M. ; SCHMIDT, M. : Spatter formation in laser beam welding using laser beam oscillation. In: *Welding in the World* 59 (2015), Nr. 2, S. 165–172
- [57] JHABVALA, J. ; BOILLAT, E. ; ANTIGNAC, T. ; GLARDON, R. : On the effect of scanning strategies in the selective laser melting process. In: *Virtual and physical prototyping* 5 (2010), Nr. 2, S. 99–109

- [58] KAMATH, C. : Data mining and statistical inference in selective laser melting. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 86 (2016), Nr. 5-8, S. 1659–1677
- [59] KARKHIN, V. ; PLOCHIKHINE, V. ; ILYIN, A. ; BERGMANN, H. : Inverse modelling of fusion welding processes. In: *Welding in the World* 46 (2002), Nr. 11-12, S. 2–13
- [60] KASPEROVICH, G. ; HAUBRICH, J. ; GUSSONE, J. ; REQUENA, G. : Correlation between porosity and processing parameters in TiAl6V4 produced by selective laser melting. In: *Materials & Design* 105 (2016), S. 160–170
- [61] KELLER, N. ; PLOSHIKHIN, V. : New method for fast predictions of residual stress and distortion of AM parts. In: *Solid freeform fabrication symposium* Bd. 25, 2014
- [62] KEMPEN, K. ; VRANCKEN, B. ; BULS, S. ; THIJS, L. ; VAN HUMBEECK, J. ; KRUTH, J.-P. : Selective laser melting of crack-free high density M2 high speed steel parts by baseplate preheating. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 136 (2014), Nr. 6
- [63] KEMPEN, K. ; VRANCKEN, B. ; THIJS, L. ; BULS, S. ; VAN HUMBEECK, J. ; KRUTH, J.-P. : Lowering thermal gradients in Selective Laser melting by preheating the baseplate. In: *Solid Freeform Fabrication Symposium Proceedings*, 2013
- [64] KHAIRALLAH, S. A. ; ANDERSON, A. T. ; RUBENCHIK, A. ; KING, W. E.: Laser powder-bed fusion additive manufacturing: Physics of complex melt flow and formation mechanisms of pores, spatter, and denudation zones. In: *Acta Materialia* 108 (2016), S. 36–45
- [65] KHAIRALLAH, S. A. ; ANDERSON, A. : Mesoscopic simulation model of selective laser melting of stainless steel powder. In: *Journal of Materials Processing Technology* 214 (2014), Nr. 11, S. 2627–2636
- [66] KING, W. E. ; BARTH, H. D. ; CASTILLO, V. M. ; GALLEGOS, G. F. ; GIBBS, J. W. ; HAHN, D. E. ; KAMATH, C. ; RUBENCHIK, A. M.: Observation of keyhole-mode laser melting in laser powder-bed fusion additive manufacturing. In: *Journal of Materials Processing Technology* 214 (2014), Nr. 12, S. 2915–2925
- [67] KING, W. ; ANDERSON, A. ; FERENCZ, R. ; HODGE, N. ; KAMATH, C. ; KHAIRALLAH, S. ; RUBENCHIK, A. : Laser powder bed fusion additive manufacturing of metals; physics, computational, and materials challenges. In: *Applied Physics Reviews* 2 (2015), Nr. 4, S. 041304

- [68] KISS, A. M. ; FONG, A. Y. ; CALTA, N. P. ; THAMPY, V. ; MARTIN, A. A. ; DEPOND, P. J. ; WANG, J. ; MATTHEWS, M. J. ; OTT, R. T. ; TASSONE, C. J. u. a.: Laser-Induced Keyhole Defect Dynamics during Metal Additive Manufacturing. In: *Advanced Engineering Materials* 21 (2019), Nr. 10, S. 1900455
- [69] *Kapitel 1.* In: KLEMP, E. ; POTTEBAUM, J. : *Additive Fertigungsverfahren im Kontext von Industrie 4.0.* Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2016. – ISBN 978-3-662-45537-1, S. 1–21
- [70] KOLB, T. ; GEBHARDT, P. ; SCHMIDT, O. ; TREMEL, J. ; SCHMIDT, M. : Melt pool monitoring for laser beam melting of metals: assistance for material qualification for the stainless steel 1.4057. In: *Procedia CIRP* 74 (2018), S. 116–121
- [71] KOLB, T. ; MÜLLER, L. ; TREMEL, J. ; SCHMIDT, M. : Melt pool monitoring for laser beam melting of metals: inline-evaluation and remelting of surfaces. In: *Procedia Cirp* 74 (2018), S. 111–115
- [72] KRAUSS, H. ; ESCHEY, C. ; ZAEH, M. : Thermography for monitoring the selective laser melting process. In: *Proceedings of the Solid Freeform Fabrication Symposium, 2012*
- [73] KRUTH, J.-P. ; LEVY, G. ; KLOCKE, F. ; CHILDS, T. : Consolidation phenomena in laser and powder-bed based layered manufacturing. In: *CIRP annals* 56 (2007), Nr. 2, S. 730–759
- [74] KRUTH, J.-P. ; BADROSSAMAY, M. ; YASA, E. ; DECKERS, J. ; THIJS, L. ; VAN HUMBEECK, J. : Part and material properties in selective laser melting of metals. In: *Proceedings of the 16th International Symposium on Electromachining (ISEM XVI)* SHANGHAI JIAO TONG UNIV PRESS, 2010, S. 3–14
- [75] KRUTH, J.-P. ; DECKERS, J. ; YASA, E. : Experimental investigation of laser surface remelting for the improvement of selective laser melting process. In: *2008 International Solid Freeform Fabrication Symposium, 2008*
- [76] KRUTH, J.-P. ; FROYEN, L. ; VAN VAERENBERGH, J. ; MERCELIS, P. ; ROMBOUTS, M. ; LAUWERS, B. : Selective laser melting of iron-based powder. In: *Journal of Materials Processing Technology* 149 (2004), Nr. 1, S. 616–622
- [77] KURZYNOWSKI, T. ; CHLEBUS, E. ; KUŹNICKA, B. ; REINER, J. : Parameters in selective laser melting for processing metallic powders. In: *SPIE LASE* (2012), S. 823914–823914
- [78] LADEWIG, A. ; SCHLICK, G. ; FISSER, M. ; SCHULZE, V. ; GLATZEL, U. : Influence of the shielding gas flow on the removal of process by-products in the selective laser melting process. In: *Additive Manufacturing* 10 (2016), S. 1–9

- [79] LEBLOND, J. ; DEVAUX, J. : A new kinetic model for anisothermal metallurgical transformations in steels including effect of austenite grain size. In: *Acta Metallurgica* 32 (1984), Nr. 1, S. 137–146
- [80] LI, R. ; LIU, J. ; SHI, Y. ; WANG, L. ; JIANG, W. : Balling behavior of stainless steel and nickel powder during selective laser melting process. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 59 (2012), Nr. 9-12, S. 1025–1035
- [81] LIMMANEEVICHITR, C. ; KOU, S. : Experiments to simulate effect of Marangoni convection on weld pool shape. In: *WELDING JOURNAL-NEW YORK-* 79 (2000), Nr. 8, S. 231–S
- [82] LIMMANEEVICHITR, C. ; KOU, S. : Visualization of Marangoni convection in simulated weld pools. In: *WELDING JOURNAL-NEW YORK-* 79 (2000), Nr. 5, S. 126–s
- [83] LIU, B. ; WILDMAN, R. ; TUCK, C. ; ASHCROFT, I. ; HAGUE, R. : Investigation on the effect of particle size distribution on processing parameters optimisation in selective laser melting process. In: *Additive manufacturing research group, Loughborough University* (2011), S. 227–238
- [84] LIU, X. ; CHU, P. K. ; DING, C. : Surface modification of titanium, titanium alloys, and related materials for biomedical applications. In: *Materials Science and Engineering: R: Reports* 47 (2004), Nr. 3-4, S. 49–121
- [85] LOEBER, L. : *Selektives Laserschmelzen von Titanaluminiden und Stahl*, TU Dresden, Diss., 2015
- [86] LOTT, P. ; SCHLEIFENBAUM, H. ; MEINERS, W. ; WISSENBACH, K. ; HINKE, C. ; BÜLTMANN, J. : Design of an optical system for the in situ process monitoring of selective laser melting (SLM). In: *Physics Procedia* 12 (2011), S. 683–690
- [87] LOUVIS, E. ; FOX, P. ; SUTCLIFFE, C. J.: Selective laser melting of aluminium components. In: *Journal of Materials Processing Technology* 211 (2011), Nr. 2, S. 275–284
- [88] LY, S. ; RUBENCHIK, A. M. ; KHAIRALLAH, S. A. ; GUSS, G. ; MATTHEWS, M. J.: Metal vapor micro-jet controls material redistribution in laser powder bed fusion additive manufacturing. In: *Scientific reports* 7 (2017), Nr. 1, S. 4085
- [89] LYKOV, P. ; SAFONOV, E. ; AKHMEDIANOV, A. : Selective laser melting of copper. In: *Materials Science Forum* Bd. 843 Trans Tech Publ, 2016, S. 284–288
- [90] MARTIN, A. A. ; CALTA, N. P. ; KHAIRALLAH, S. A. ; WANG, J. ; DEPOND, P. J. ; FONG, A. Y. ; THAMPY, V. ; GUSS, G. M. ; KISS, A. M. ; STONE,

- K. H. u. a.: Dynamics of pore formation during laser powder bed fusion additive manufacturing. In: *Nature communications* 10 (2019), Nr. 1, S. 1987
- [91] MASMOUDI, A. ; BOLOT, R. ; CODDET, C. : Investigation of the laserpowderatmosphere interaction zone during the selective laser melting process. In: *Journal of Materials Processing Technology* 225 (2015), S. 122 – 132. – ISSN 0924–0136
- [92] MASOOMI, M. ; THOMPSON, S. M. ; SHAMSAEI, N. : Quality part production via multi-laser additive manufacturing. In: *Manufacturing letters* 13 (2017), S. 15–20
- [93] MATTHEWS, M. J. ; GUSS, G. ; KHAIRALLAH, S. A. ; RUBENCHIK, A. M. ; DEPOND, P. J. ; KING, W. E.: Denudation of metal powder layers in laser powder bed fusion processes. In: *Acta Materialia* 114 (2016), S. 33–42
- [94] MATTHEWS, M. ; ROEHLING, T. ; KHAIRALLAH, S. ; TUMKUR, T. ; GUSS, G. ; SHI, R. ; ROEHLING, J. ; SMITH, W. ; VRANCKEN, B. ; GANERIWALA, R. u. a.: Controlling melt pool shape, microstructure and residual stress in additively manufactured metals using modified laser beam profiles. In: *Procedia CIRP* 94 (2020), S. 200–204
- [95] MEINERS, W. : *Direktes Selektives Laser Sintern einkomponentiger metallischer Werkstoffe, RWTH Aachen*, Dissertation, Diss., 1999
- [96] MERCELIS, P. ; KRUTH, J.-P. : Residual stresses in selective laser sintering and selective laser melting. In: *Rapid prototyping journal* (2006)
- [97] METELKOVA, J. ; KINDS, Y. ; KEMPEN, K. ; FORMANOIR, C. de ; WITVROUW, A. ; VAN HOOREWEDER, B. : On the influence of laser defocusing in Selective Laser Melting of 316L. In: *Additive Manufacturing* 23 (2018), S. 161–169
- [98] MICHAILOV, V. ; KARKHIN, V. A. ; PETROV, P. : *Principles of welding*. St. Petersburg: Polytechnic University Publishing, 2016
- [99] MIKHAYLOV, D. ; KIEDROWSKI, T. ; LASAGNI, A. F.: Heat Accumulation Effects during Ultrashort Pulse Laser Ablation with Spatially Shaped Beams. In: *Journal of Laser Micro/Nanoengineering* 13 (2018), Nr. 2
- [100] MIKHAYLOV, D. ; ZHOU, B. ; KIEDROWSKI, T. ; MIKUT, R. ; LASAGNI, A. F.: Machine learning aided phase retrieval algorithm for beam splitting with an LCoS-SLM. In: *Laser Resonators, Microresonators, and Beam Control XXI* Bd. 10904 International Society for Optics and Photonics, 2019, S. 109041M
- [101] MISHRA, P. ; ILAR, T. ; BRUECKNER, F. ; KAPLAN, A. : Energy efficiency contributions and losses during selective laser melting. In: *Journal of Laser Applications* 30 (2018), Nr. 3, S. 032304

- [102] MOHEBBI, M. S. ; PLOSHIKHIN, V. : Implementation of nucleation in cellular automaton simulation of microstructural evolution during additive manufacturing of Al alloys. In: *Additive Manufacturing* 36 (2020), S. 101726
- [103] MONTERO SISTIAGA, M. ; NARDONE, S. ; HAUTFENNE, C. ; VAN HUMBEECK, J. : Effect of heat treatment of 316L stainless steel produced by selective laser melting (SLM). In: *Proceedings of the 27th Annual International Solid Freeform Fabrication Symposium-An Additive Manufacturing Conference Solid Freeform Fabrication*, 2016, S. 558–565
- [104] NEUGEBAUER, F. ; KELLER, N. ; PLOSHIKHIN, V. ; FEUERHAHN, F. ; KÖHLER, H. : Multi scale FEM simulation for distortion calculation in additive manufacturing of hardening stainless steel. In: *Proceedings of the international workshop on thermal forming and welding distortion* Bd. 54, 2014
- [105] NEUGEBAUER, R. : *Digital Transformation*. Springer, 2019
- [106] OKUNKOVA, A. ; VOLOSOVA, M. ; PERETYAGIN, P. ; VLADIMIROV, Y. ; ZHIRNOV, I. ; GUSAROV, A. : Experimental approbation of selective laser melting of powders by the use of non-Gaussian power density distributions. In: *Physics Procedia* 56 (2014), S. 48–57
- [107] PEDROTTI, F. ; PEDROTTI, L. ; BAUSCH, W. ; SCHMIDT, H. : *Optik für Ingenieure*. Springer, 2005
- [108] PRASHANTH, K. ; SCUDINO, S. ; MAITY, T. ; DAS, J. ; ECKERT, J. : Is the energy density a reliable parameter for materials synthesis by selective laser melting? In: *Materials Research Letters* 5 (2017), Nr. 6, S. 386–390
- [109] RAABE, D. : Cellular automata in materials science with particular reference to recrystallization simulation. In: *Annual review of materials research* 32 (2002), Nr. 1, S. 53–76
- [110] RADAJ, D. : *Wärmewirkungen des Schweißens: Temperaturfeld, Eigenspannungen, Verzug*. Springer-Verlag, 1988
- [111] RASCH, M. ; ROIDER, C. ; KOHL, S. ; STRAUSS, J. ; MAURER, N. ; NAGULIN, K. Y. ; SCHMIDT, M. : Shaped laser beam profiles for heat conduction welding of aluminium-copper alloys. In: *Optics and Lasers in Engineering* 115 (2019), S. 179–189
- [112] ROEHLING, T. T. ; SHI, R. ; KHAIRALLAH, S. A. ; ROEHLING, J. D. ; GUSS, G. M. ; MCKEOWN, J. T. ; MATTHEWS, M. J. : Controlling grain nucleation and morphology by laser beam shaping in metal additive manufacturing. In: *Materials & Design* (2020), S. 109071

-
- [113] ROEHLING, T. T. ; WU, S. S. ; KHAIRALLAH, S. A. ; ROEHLING, J. D. ; SOEZERI, S. S. ; CRUMB, M. F. ; MATTHEWS, M. J.: Modulating laser intensity profile ellipticity for microstructural control during metal additive manufacturing. In: *Acta Materialia* 128 (2017), S. 197–206
- [114] ROMBOUITS, M. ; KRUTH, J.-P. ; FROYEN, L. ; MERCELIS, P. : Fundamentals of selective laser melting of alloyed steel powders. In: *CIRP annals* 55 (2006), Nr. 1, S. 187–192
- [115] ROSENTHAL, D. : The theory of moving sources of heat and its application of metal treatments. In: *Transactions of ASME* 68 (1946), S. 849–866
- [116] RUBENCHIK, A. M. ; KHAIRALLAH, S. ; WU, S. ; GUSS, G. ; ROEHLING, T. ; MCKEOWN, J. ; MATTHEWS, M. : Beam shape optimization for laser powder beam fusion additive manufacturing (Conference Presentation). In: GU, B. (Hrsg.) ; HELVAJIAN, H. (Hrsg.) ; CHEN, H. (Hrsg.) ; International Society for Optics and Photonics (Veranst.): *Laser 3D Manufacturing VI* Bd. 10909 International Society for Optics and Photonics, SPIE
- [117] RUBENCHIK, A. M. ; KING, W. E. ; WU, S. S.: Scaling laws for the additive manufacturing. In: *Journal of Materials Processing Technology* 257 (2018), S. 234–243
- [118] SAMES, W. J. ; LIST, F. ; PANNALA, S. ; DEHOFF, R. R. ; BABU, S. S.: The metallurgy and processing science of metal additive manufacturing. In: *International Materials Reviews* 61 (2016), Nr. 5, S. 315–360
- [119] SCHÄNZEL, M. ; SHAKIROV, D. ; ILIN, A. ; PLOSHIKHIN, V. : Coupled thermo-mechanical process simulation method for selective laser melting considering phase transformation steels. In: *Computers & Mathematics with Applications* 78 (2019), Nr. 7, S. 2230–2246
- [120] SCHLEIFENBAUM, H. ; MEINERS, W. ; WISSENBACH, K. ; HINKE, C. : Individualized production by means of high power Selective Laser Melting. In: *CIRP Journal of manufacturing science and technology* 2 (2010), Nr. 3, S. 161–169
- [121] SCHLEIFENBAUM, J. H.: *Verfahren und Maschine zur individualisierten Produktion mit High Power Selective Laser Melting*, RWTH Aachen, Diss., 2012
- [122] SCHMIEMANN, J. N.: *Einfluss der Multistrahlbelichtung auf die Schmelzbadentwicklung im selektiven Laserschmelzen*, FH Aachen, Diplomarbeit, 2019
- [123] SCIME, L. ; SIDDEL, D. ; BAIRD, S. ; PAQUIT, V. : Layer-wise anomaly detection and classification for powder bed additive manufacturing processes: A machine-agnostic algorithm for real-time pixel-wise semantic segmentation. In: *Additive Manufacturing* 36 (2020), S. 101453. – ISSN 2214–8604

- [124] SLAUGHTER, A. ; YAMPOLSKIY, M. ; MATTHEWS, M. ; KING, W. E. ; GUSS, G. ; ELOVICI, Y. : How to ensure bad quality in metal additive manufacturing: In-situ infrared thermography from the security perspective. In: *Proceedings of the 12th International Conference on Availability, Reliability and Security* ACM, 2017, S. 78
- [125] SONG, B. ; ZHAO, X. ; LI, S. ; HAN, C. ; WEI, Q. ; WEN, S. ; LIU, J. ; SHI, Y. : Differences in microstructure and properties between selective laser melting and traditional manufacturing for fabrication of metal parts: A review. In: *Frontiers of Mechanical Engineering* 10 (2015), Nr. 2, S. 111–125
- [126] SPEARS, T. G. ; GOLD, S. A.: In-process sensing in selective laser melting (SLM) additive manufacturing. In: *Integrating Materials and Manufacturing Innovation* 5 (2016), Nr. 1, S. 2
- [127] SUN, S.-H. ; HAGIHARA, K. ; NAKANO, T. : Effect of scanning strategy on texture formation in Ni-25 at.% Mo alloys fabricated by selective laser melting. In: *Materials & Design* 140 (2018), S. 307–316
- [128] TANG, M. ; PISTORIUS, P. C. ; BEUTH, J. L.: Prediction of lack-of-fusion porosity for powder bed fusion. In: *Additive Manufacturing* 14 (2017), S. 39–48
- [129] TAPIA, G. ; ELWANY, A. : A review on process monitoring and control in metal-based additive manufacturing. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 136 (2014), Nr. 6, S. 060801
- [130] THOMBANSEN, U. ; GATEJ, A. ; PEREIRA, M. : Process observation in fiber laser-based selective laser melting. In: *Optical Engineering* 54 (2014), Nr. 1, S. 011008
- [131] THOMBANSEN, U. ; UNGERS, M. : Illumination for process observation in laser material processing. In: *Physics Procedia* 56 (2014), S. 1286–1296
- [132] TINEVEZ, J.-Y. ; PERRY, N. ; SCHINDELIN, J. ; HOOPES, G. M. ; REYNOLDS, G. D. ; LAPLANTINE, E. ; BEDNAREK, S. Y. ; SHORTE, S. L. ; ELICEIRI, K. W.: TrackMate: An open and extensible platform for single-particle tracking. In: *Methods* 115 (2017), S. 80–90
- [133] TRÄGER, F. : *Springer handbook of lasers and optics*. Springer Science & Business Media, 2012
- [134] TRAPP, J. ; RUBENCHIK, A. M. ; GUSS, G. ; MATTHEWS, M. J.: In situ absorptivity measurements of metallic powders during laser powder-bed fusion additive manufacturing. In: *Applied Materials Today* 9 (2017), S. 341–349

-
- [135] VERHAEGHE, F. ; CRAEGHS, T. ; HEULENS, J. ; PANDELAERS, L. : A pragmatic model for selective laser melting with evaporation. In: *Acta Materialia* 57 (2009), Nr. 20, S. 6006–6012
- [136] VOLPP, J. : Spattering effects during selective laser melting. In: *Journal of Laser Applications* 32 (2020), Nr. 2, S. 022023
- [137] VRANCKEN, B. ; THIJS, L. ; KRUTH, J.-P. ; VAN HUMBEECK, J. : Heat treatment of Ti6Al4V produced by Selective Laser Melting: Microstructure and mechanical properties. In: *Journal of Alloys and Compounds* 541 (2012), S. 177–185
- [138] WAN, H. ; ZHOU, Z. ; LI, C. ; CHEN, G. ; ZHANG, G. : Effect of scanning strategy on grain structure and crystallographic texture of Inconel 718 processed by selective laser melting. In: *Journal of materials science & technology* 34 (2018), Nr. 10, S. 1799–1804
- [139] WANG, D. ; WU, S. ; FU, F. ; MAI, S. ; YANG, Y. ; LIU, Y. ; SONG, C. : Mechanisms and characteristics of spatter generation in SLM processing and its effect on the properties. In: *Materials & Design* 117 (2017), S. 121–130
- [140] WIESNER, A. ; SCHWARZE, D. : Multi-laser selective laser melting. In: *8th International Conference on Photonic Technologies LANE*, 2014, S. 1–3
- [141] WYROWSKI, F. ; BRYNGDAHL, O. : Iterative Fourier-transform algorithm applied to computer holography. In: *JOSA A* 5 (1988), Nr. 7, S. 1058–1065
- [142] YADROITSEV, I. ; BERTRAND, P. ; SMUROV, I. : Parametric analysis of the selective laser melting process. In: *Applied surface science* 253 (2007), Nr. 19, S. 8064–8069
- [143] YADROITSEV, I. ; GUSAROV, A. ; YADROITSAVA, I. ; SMUROV, I. : Single track formation in selective laser melting of metal powders. In: *Journal of Materials Processing Technology* 210 (2010), Nr. 12, S. 1624–1631
- [144] YADROITSEV, I. ; SHISHKOVSKY, I. ; BERTRAND, P. ; SMUROV, I. : Manufacturing of fine-structured 3D porous filter elements by selective laser melting. In: *Applied Surface Science* 255 (2009), Nr. 10, S. 5523–5527
- [145] YADROITSEV, I. ; SMUROV, I. : Surface morphology in selective laser melting of metal powders. In: *Physics Procedia* 12 (2011), S. 264–270
- [146] YASA, E. ; DECKERS, J. ; CRAEGHS, T. ; BADROSSAMAY, M. ; KRUTH, J.-P. : Investigation on occurrence of elevated edges in selective laser melting. In: *International Solid Freeform Fabrication Symposium, Austin, TX, USA*, 2009, S. 673–85

- [147] YOUNG, Z. A. ; GUO, Q. ; PARAB, N. D. ; ZHAO, C. ; QU, M. ; ESCANO, L. I. ; FEZZAA, K. ; EVERHART, W. ; SUN, T. ; CHEN, L. : Types of spatter and their features and formation mechanisms in laser powder bed fusion additive manufacturing process. In: *Additive Manufacturing* (2020), S. 101438
- [148] ZAEH, M. F. ; BRANNER, G. : Investigations on residual stresses and deformations in selective laser melting. In: *Production Engineering* 4 (2010), Nr. 1, S. 35–45
- [149] ZAEH, M. F. ; KAHNERT, M. : The effect of scanning strategies on electron beam sintering. In: *Production Engineering* 3 (2009), Nr. 3, S. 217–224
- [150] ZAVALA-ARREDONDO, M. ; ALI, H. ; GROOM, K. M. ; MUMTAZ, K. : Investigating the melt pool properties and thermal effects of multi-laser diode area melting. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 97 (2018), Nr. 1-4, S. 1383–1396
- [151] ZAVALA-ARREDONDO, M. ; BOONE, N. ; WILLMOTT, J. ; CHILDS, D. T. ; IVANOV, P. ; GROOM, K. M. ; MUMTAZ, K. : Laser diode area melting for high speed additive manufacturing of metallic components. In: *Materials & Design* 117 (2017), S. 305–315
- [152] ZAVALA-ARREDONDO, M. ; GROOM, K. M. ; MUMTAZ, K. : Diode area melting single-layer parametric analysis of 316L stainless steel powder. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 94 (2018), Nr. 5-8, S. 2563–2576
- [153] ZHANG, B. ; DEMBINSKI, L. ; CODDET, C. : The study of the laser parameters and environment variables effect on mechanical properties of high compact parts elaborated by selective laser melting 316L powder. In: *Materials Science and Engineering: A* 584 (2013), S. 21–31
- [154] ZHANG, J. ; LIOU, F. ; SEUFZER, W. ; TAMINGER, K. : A coupled finite element cellular automaton model to predict thermal history and grain morphology of Ti-6Al-4V during direct metal deposition (DMD). In: *Additive Manufacturing* 11 (2016), S. 32–39
- [155] ZINOVIEV, A. ; ZINOVIEVA, O. ; PLOSHIKHIN, V. ; ROMANOVA, V. ; BALOKHONOV, R. : Evolution of grain structure during laser additive manufacturing. Simulation by a cellular automata method. In: *Materials & Design* 106 (2016), S. 321–329
- [156] ZINOVIEVA, O. ; ZINOVIEV, A. ; PLOSHIKHIN, V. : Three-dimensional modeling of the microstructure evolution during metal additive manufacturing. In: *Computational Materials Science* 141 (2018), S. 207–220

Anhang

A. Ergänzende Tabellen

A.1. Metallographische Präparation der 1.4404-Strahlproben

Im Folgenden werden die einzelnen Präparationsschritte tabellarisch aufgeführt. Die ausgehärteten Proben werden mit dem Präparationssystem *Tegramin-30* der Firma *Struers* geschliffen und poliert. Das *Lubricant Grün* umschreibt ein Schmiermittel auf Wasserbasis. Für die Körnung 3 μm und 1 μm werden Diamantsuspensionen verwendet. Im vorletzten Polierschritt wird eine *MD/DP-Mol*-Scheibe und für den Polierschritt Schritt eine *MD/DP-Nap*-Scheibe von *Struers* verwendet. Nach den Polierschritten wird eine V2A-Beize auf 70 °C erhitzt und zur Ätzung verwendet. Die Dauer der Ätzung beträgt 90 Sekunden.

Tab. A.1.: Vorgehensweise der metallographischen Präparation der Strahlproben

Körnung	Zeit	Kraft	Geschwindigkeit	Laufrichtung	Schmiermittel
500	2 min	15 N	150 U/min	Gleichlauf	Wasser
800	2 min	15 N	150 U/min	Gleichlauf	Wasser
1200	4 min	15 N	150 U/min	Gleichlauf	Wasser
2400	4 min	10 N	150 U/min	Gleichlauf	Wasser
4000	4 min	10 N	150 U/min	Gegenlauf	Wasser
3 μm	7 min	15 N	150 U/min	Gegenlauf	Lubricant Grün
1 μm	5 min	15 N	150 U/min	Gegenlauf	Lubricant Grün

A.2. Verwendete Parameter zur Ermittlung der Schwelle zur Kapillarbildung

Tab. A.2.: Zusammenfassung der Prozessparameter zur Untersuchung der Kapillarbildung

Scangeschwindigkeit v [mm/s]	Laserleistung			Dimensionslose Enthalpie		
	P_{min} [W]	P_{max} [W]	ΔP [W]	$(\Delta H/h_s)_{min}$ [-]	$(\Delta H/h_s)_{max}$ [-]	$\Delta(\Delta H/h_s)$ [-]
100	50	350	25	1.35	9.43	0.67
300	100	600	25	1.55	9.33	0.39
500	50	800	50	1.81	9.64	0.60

A.3. Variation der Scangeschwindigkeit zur simulativen Ermittlung des maximalen Strahlabstandes als Funktion der äquivalenten Schmelzbadbreite

Tab. A.3.: Ermittlung der maximalen Strahlabstände Δy_{Max} als Funktion der Laserleistung P bei den Scangeschwindigkeiten $v = 200 \text{ mm/s}$ und $v = 400 \text{ mm/s}$. Da Δy_{Max} für $n = 3$, $n = 5$ und $n = 7$ unabhängig von der Laserstrahlanzahl ist, werden die Ergebnisse zusammengefasst. Δy_{Max} wird der äquivalenten Schmelzbadbreite $b_{n=1}$ gegenübergestellt, die der Schmelzbadbreite b entspricht, die mit einem Laserstrahl und gleichen Prozessparametern generiert wurde.

Laserleistung pro Strahl	Scan- geschwindigkeit	Strahl- anzahl	Maximaler Strahlabstand	Äq. Schmelz- badbreite
P_{Strahl} [W]	v [mm/s]	n [-]	Δy_{Max} [μm]	$b_{n=1}$ [μm]
75	100	3;5;7	190	116
75	150	3;5;7	163	99
75	200	3;5;7	145	92
75	250	3;5;7	132	84
75	300	3;5;7	122	80
75	350	3;5;7	114	75
75	400	3;5;7	107	72
75	450	3;5;7	102	68
75	500	3;5;7	97	64
150	100	3;5;7	288	184
150	150	3;5;7	242	156
150	200	3;5;7	213	140
150	250	3;5;7	193	128
150	300	3;5;7	177	119
150	350	3;5;7	165	112
150	400	3;5;7	155	104
150	450	3;5;7	147	99
150	500	3;5;7	140	96

A.4. Variation der Laserleistung zur simulativen Ermittlung des maximalen Strahlabstandes als Funktion der äquivalenten Schmelzbadbreite

Tab. A.4.: Ermittlung der maximalen Strahlabstände Δy_{Max} als Funktion der Scangeschwindigkeit v bei den Laserleistungen pro Strahl $P_{\text{Strahl}} = 75 \text{ W}$ und $P_{\text{Strahl}} = 150 \text{ W}$. Da Δy_{Max} für die $n = 3$, $n = 5$ und $n = 7$ Laserstrahlen unabhängig von der Strahlanzahl ist, werden die Ergebnisse zusammengefasst. Δy_{Max} wird der äquivalenten Schmelzbadbreite $b_{n=1}$ gegenübergestellt, die der Schmelzbadbreite entspricht, die mit einem Laserstrahl und gleichen Prozessparametern generiert wurde.

Laserleistung pro Strahl	Scan- geschwindigkeit	Strahl- anzahl	Maximaler Strahlabstand	Äq. Schmelz- badbreite
P_{Strahl} [W]	v [mm/s]	n [—]	Δy_{Max} [μm]	$b_{n=1}$ [μm]
100	200	3;5;7	170	112
110	200	3;5;7	180	116
120	200	3;5;7	189	124
130	200	3;5;7	197	128
140	200	3;5;7	205	136
150	200	3;5;7	213	140
160	200	3;5;7	213	144
170	200	3;5;7	228	151
180	200	3;5;7	235	156
190	200	3;5;7	242	160
200	200	3;5;7	249	168
100	400	3;5;7	125	84
110	400	3;5;7	132	88
120	400	3;5;7	138	92
130	400	3;5;7	144	96
140	400	3;5;7	150	99
150	400	3;5;7	155	104
160	400	3;5;7	161	108
170	400	3;5;7	166	112
180	400	3;5;7	171	116
190	400	3;5;7	176	119
200	400	3;5;7	181	124

A.5. Experimentelle und simulative Bestimmung der maximalen Aufbaurate bei Anstieg des Strahlabstandes

Zur Untersuchung der Einflüsse von Scangeschwindigkeit v und Strahlabstand Δy_{Strahl} auf die Schmelzbadbreite wurden Einzelspuren sowohl experimentell als auch simulativ erzeugt. Die Untersuchungen beschränken sich auf $n = 3$ Laserstrahlen bei $P = 550$ W. Die maximale Scangeschwindigkeit ist mit $v = 350$ mm/s definiert, um eine ausreichende Einschweißtiefe zu erreichen. In den experimentellen Untersuchungen sind die Scangeschwindigkeiten von $v = 200$ mm/s bis $v = 350$ mm/s mit $\Delta v = 50$ mm/s angewendet. Nähere Informationen finden sich in Abs. 5.4.3.

Tab. A.5.: Zusammenfassung der Parameteruntersuchung der maximal wählbaren Scangeschwindigkeit v , der resultierenden Schmelzbadbreite b und des jeweils gewählten Strahlabstandes Δy_{Strahl} .

Strahl- abstand Δy_{Strahl} [μm]	Experiment		Simulation	
	Max. Scan- geschwindigkeit v [mm/s]	Schmelz- badbreite b [μm]	Max. Scan- geschwindigkeit v [mm/s]	Schmelz- badbreite b [μm]
100	350	$368,64 \pm 5,98$	350	320
120	350	$413,18 \pm 4,5$	350	360
140	350	$435,64 \pm 1,91$	350	400
160	350	$477,74 \pm 4,87$	350	440
180	350	$513,11 \pm 14,59$	350	460
200	350	$542,7 \pm 1,06$	285	548
220	250	$616,71 \pm 11,6$	250	588
240	200	$677,62 \pm 6,65$	190	656

A.6. Ergänzende Daten der gewählten Strahlabstände zur Erhöhung der thermischen Effizienz

Gewählte Strahlabstände zur Optimierung der thermischen Effizienz η_{th} bei $n = 3$ Laserstrahlen. Die Laserstrahlen sind quer zur Scanrichtung angeordnet. Die Untersuchung wurde simulativ mit dem analytischen Modell zur Multistrahlbelichtung durchgeführt. Nähere Informationen finden sich in Abs. 5.3.

Tab. A.6.: Zusammenfassung der Prozessparameter zur Untersuchung der thermischen Effizienz.

Laserleistung	Scangeschwindigkeit	Strahlabstand	Thermische Effizienz
P [W]	v [mm/s]	Δy_{Strahl} [μm]	η_{th} [%]
450	50	306	30.01
450	100	237	34.91
450	150	201	37.23
450	200	180	38.70
450	250	162	39.65
450	300	146	40.36
450	350	144	41.04
450	400	134	41.49
450	450	125	41.79
450	500	118	42.16
450	550	115	42.43
450	600	111	42.67
450	650	108	42.90
450	700	105	43.19
450	750	100	43.28
450	800	97	43.42
450	850	93	43.55
450	900	89	43.67
450	950	86	43.79
450	1000	93	44.02

B. Ergänzende Abbildungen

B.1. Messung der Strömungsgeschwindigkeit

Zur Messung der Strömungsgeschwindigkeit des Argongases über der Substratplatte wurde ein Eintauchfühler verwendet. Der Eintauchfühler des Typs *TS26/16GEmn40A/125/p0/ZG1* der Firma *Höntzsch GmbH* wurde an neun gleichmäßig verteilten Messpunkten manuell platziert (s. Abb. B.1). Die durchschnittliche Strömungsgeschwindigkeit beträgt 5,63 m/s.

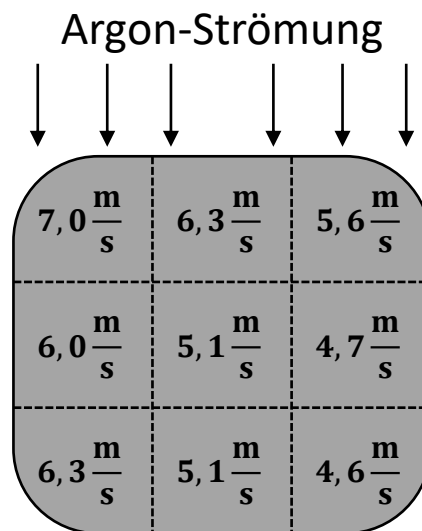


Abb. B.1.: Darstellung zeigt die Messwerte der Schutzgasströmung an neun verschiedenen Punkten auf der Bauplattenoberfläche.

B.2. Geätzter Querschliff generierter Quader

Die dargestellten Quader wurden mit einem *Zeiss Stemi 2000-C* Mikroskop bei Dunkelfeldbelichtung aufgenommen. Die metallographische Präparation erfolgte analog zur Beschreibung in Abs. 4.4.2.

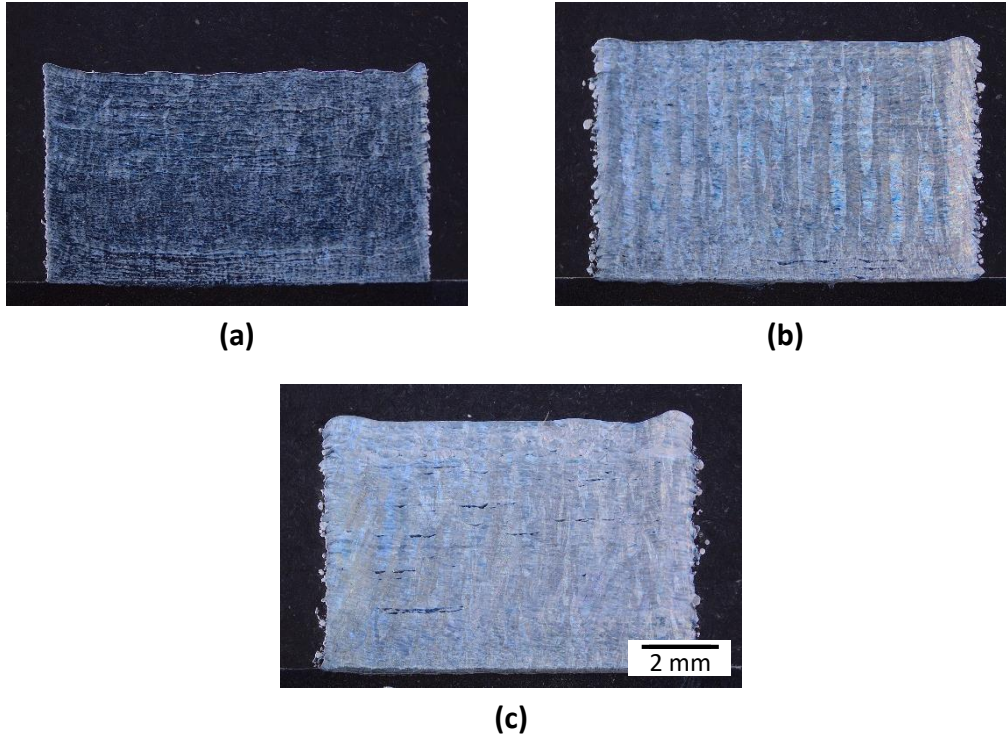


Abb. B.2.: Geätzte Querschliffe von Quadern generiert mit $P_{Strahl} = 120 \text{ W}$, $v = 100 \text{ mm/s}$. Die Strahlquantität ist $n = 1$ mit $\Delta h = 120 \mu\text{m}$ in (a), $n = 3$ mit $\Delta h = 400 \mu\text{m}$ in (b) und $n = 5$ mit $\Delta h = 680 \mu\text{m}$ in (c).

Veröffentlichungen

- Vortrag + Proceeding: Slodczyk, M.; Ilin, A.; Kiedrowski, T.; Ploshikhin, V.: Influence of multi-spot exposure of powder bed on melt pool stability in selective laser melting. In: Laser 3D Manufacturing VI Bd. 10909 International Society for Optics and Photonics, 2019, S. 1090908
- Vortrag + Journalbeitrag: Slodczyk, M.; Ilin, A.; Kiedrowski, T.; Schmiemann, J.; Ploshikhin, V.: Simulation Aided Process Development with Multi-Spot Strategies in Laser Powder-Bed Fusion. In: Materials Science and Technology of Additive Manufacturing Bd. 1161, Trans Tech Publications Ltd, 4 2021 (Advanced Materials Research), S. 75 - 82
- Journalbeitrag: Slodczyk, M.; Ilin, A.; Kiedrowski, T.; Bareth, T.; Ploshikhin, V.: Spatter reduction by multi-beam illumination in laser powder-bed fusion. In: Materials & Design