

**Untersuchungen und Weiterentwicklung eines effizienten Heizsystems  
für pulverbettbasierte Laserschmelzanlagen basierend  
auf elektromagnetischer Induktion**

Von der Fakultät für Ingenieurwissenschaften, Abteilung Maschinenbau und Verfahrenstechnik  
der  
Universität Duisburg-Essen  
zur Erlangung des akademischen Grades

eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften

Dr.-Ing.

genehmigte Dissertation

von

Marco Alois Rudolf, M.Eng.

aus

Offenburg

Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Gerd Witt  
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Henning Zeidler  
Tag der mündlichen Prüfung: 15.05.2023



## Vorwort

„In dem Moment, in dem wir aufhören die Dinge um uns herum verstehen zu wollen und uns keine wissenschaftliche Neugier motiviert, wird die Welt aufhören zu existieren.“

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Verfahrensspezialist in der Additiven Fertigung der MTU Aero Engines AG.

Mein Dank gilt insbesondere Hr. Dr. Karl-Heinz Dusel und Hr. Dr. Jürgen Kraus für die Unterstützung und das entgegengebrachte Vertrauen zur Bearbeitung dieses herausfordernden Projekts. Auch ein Dankeschön möchte ich an Hr. Johannes Casper für seine Unterstützung in der Konzepterstellung der vorliegenden Arbeit und Unterstützung bei der Betreuung der Anlage aussprechen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Gerd Witt, Inhaber des Lehrstuhls Fertigungstechnik an der Universität Duisburg-Essen danke ich für die Übernahme der Betreuung. Herrn Prof. Dr.-Ing. Henning Zeidler, Inhaber der Professur für Additive Fertigung an der Technischen Universität Bergakademie Freiberg danke ich für die Übernahme der Tätigkeit als Zweitkorrektor.

Bei Hr. Dr.-Ing. Stefan Kleszczynski möchte ich mich recht herzlich für seine hilfreichen Anmerkungen zum Konzept der Arbeit und der entgegengebrachten Unterstützung bedanken.

Die vorliegende Arbeit war Teil des vom Bundesministerium für Bildung und Forschung geförderten Forschungsprojekts „Integrierte photonische Prozessketten für beschleunigte Produktinnovationen - GenChain“ (Förderkennzeichen 13N13593).

Dabei ist auch die Finanzierung des Vorhabens durch die Unternehmen EOS GmbH, Siemens Energy Global GmbH & Co. KG sowie MTU Aero Engines AG zu erwähnen.

Einen recht herzlichen Dank möchte ich an Hr. Dr. rer. nat. Matthias Goldammer von Fa. Siemens AG für seine Unermüdlichkeit bei Fragen rund um das Thema elektromagnetische Induktion, der Möglichkeit der Umsetzung von Verbesserungen und der guten Gespräche neuer Ideen aussprechen. Den morgendlichen Kaffee vor dem Beginn der Teststandversuche und unseren Ausführungen über etwaige Verbesserungen und Herausforderungen im Bereich der induktiven Heizung werde ich sehr vermissen. Außerdem möchte ich mich bei dem gesamten Projektteam Hr. Martin Leuterer, Hr. Sebastian Edelhäuser, jeweils von der Fa. EOS GmbH sowie Hr. Dr.-Ing. Michael Ott von der Fa. Siemens Energy Global GmbH & Co. KG und Hr. Dr. rer. nat. Friedrich Lupp und Hr. Dr.-Ing. Henning Hanebuth von der Fa. Siemens AG bedanken.

Abschließend möchte ich Frau Mirjam Wiedemann für die aufwendige Durchsicht meiner Arbeit danken.

Vielen Dank auch an meine Eltern Ursula und Dieter Rudolf, die mir stets einen Lichtblick in dunklen Zeiten boten und damit mein Weg jederzeit hell erstrahlte.



## Zusammenfassung

Das pulverbettbasierte Laserschmelzverfahren von metallischem Pulvermaterial (PBF-LB/M) bietet durch den schichtweisen Aufbau die Umsetzung von Funktionsbauweisen, die mit konventionellen Urformverfahren nicht bzw. sehr aufwendig herstellbar sind. Allerdings ist das PBF-LB auf schweißbare Werkstofflegierungen durch deren Ähnlichkeit zum Schweißverfahren beschränkt. Insbesondere im Bereich der Nickelbasis-Superlegierungen sind zahlreiche Legierungsgruppen vorhanden, die hervorragende Temperaturbeständigkeit aufweisen, aber durch deren Anfälligkeit für Heißrisse als schwer schweißbar gelten. Die  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen gehören zu dieser Gruppe von Hochtemperaturlegierungen, die kurzzeitig maximale Einsatztemperaturen bis zu 1.000 °C bei vorliegenden Betriebsspannungen in einem Flugzeugtriebwerk ertragen können.

Die vorliegende Arbeit untersucht ein bewegliches, lokales Heizsystem, das auf elektromagnetischer Induktion beruht und durch die Vorwärmung des Substrats bzw. der aufgebauten Bauteilschichten zur Reduktion von thermischen Gradienten während dem PBF-LB-Prozess dient. Dies soll die defektfreie Verarbeitung der schwer schweißbaren Nickelbasis-Superlegierung Pearl<sup>®</sup> Micro 247LC, ein Derivat der bekannten  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierung CM247LC mit dem PBF-LB ermöglichen. Die Besonderheit des Heizsystems ist dessen lokaler und zugleich globaler Heizcharakter sowie die Beweglichkeit der implementierten Induktoren oberhalb der Bauebene.

Die Voruntersuchungen am kombinierten System, bestehend aus der beweglichen Heizvorrichtung und PBF-LB zeigen, dass erhebliche Erwärmungszeiten des Substrats bis zum Erreichen einer adäquaten Substrattemperatur notwendig sind (heizprozessbedingte Zeit) und weiterhin eine hohe Rissbildung besteht.

Ausgehend vom Konzept der Steuerung des Wärmehaushalts des Belichtungsbereichs vor, während und nach dem Lasereingriff werden systemseitig technische Verbesserungsmaßnahmen entwickelt, deren Ziel die maximale Ausnutzung der elektromagnetischen Induktion für ein möglichst effizientes, bewegliches Heizsystem ist. Dabei konnte durch die Implementierung der technischen Maßnahmen die heizprozessbedingte Zeit für das Erreichen der Substrattemperatur von 1.100 °C um 50 % und die normierte, flächenbezogene Risslänge um 18 % ggü. den ermittelten Versuchsdaten des Heizsystems ohne Verbesserungsmaßnahmen bei gleicher Substrattemperatur reduziert werden.

In diesem Zusammenhang stellt sich die Substrattemperatur als ein wichtiger Parameter dar, der durch die vorherrschenden thermischen Bedingungen des beweglichen, lokalen Heizsystems bestimmt wird und parallel die Defektbildung während des PBF-LB-Prozesses beeinflusst. Dabei zeigten die Untersuchungen mit zunehmender Substrattemperatur > 950 °C und etablierten Volumenenergiedichten an einfachen Probekörpern eine Reduktion der normierten, flächenbezogenen Risslänge, während die Porosität mit zunehmender Substrattemperatur > 1.000 °C stetig ansteigt. Die Versuche beschränkten sich auf die Variation der zwei PBF-LB-Parameter Laserleistung und Scangeschwindigkeit in einem definierten Referenzbereichs, während der Hatchabstand, die Schichtdicke sowie die Parameter der angewendeten Streifenbelichtung konstant blieben. Dieses festgelegte Prozessfenster reduzierte die Einflussnahme der Volumenenergiedichten auf die Rissbildung und begrenzte auch die weitere Senkung der Rissbildung bei einer Substrattemperatur von 1.100 °C. Somit konnte festgestellt

werden, dass das Prozessfenster um den Hatchabstand und ggf. weitere PBF-LB-Parameter ergänzt werden muss.

Zusätzlich war die weitere Senkung der Rissbildung mit zunehmender Substrattemperatur durch vorhandene lokale, thermische Spannungen limitiert, die in den Untersuchungen bis zu 44 % der Zugfestigkeit der artgleichen Legierung MAR-M247<sup>®</sup> betragen und somit die Rissinitiierung und –Bildung begünstigten. Diese thermischen Spannungen sind durch die kurzzeitige und kontinuierliche Bewegung des Heizsystems zur Positionierung zwischen der Heiz- und Belichtungsphase verursacht, die im Rahmen der technischen Verbesserungsmaßnahmen eingeführt wurde.

Abschließend wurde ein ausgewählter PBF-LB-Parametersatz mit dem optimierten lokalen Heizsystem auf eine Schaufelgeometrie mit einer veränderlichen dünn-dick-Struktur angewendet, um deren Einfluss auf die Rissbildung zu untersuchen. Dabei zeigten sich innerhalb der dünnen Bauteilstrukturen keine Rissbildung, während in wesentlich dickeren Bauteilbereichen eine hohe Rissneigung auftrat.

Diese Ergebnisse bestätigen, dass die lokalen Spannungen, bedingt durch die Bauteilgeometrie und der thermisch vorherrschenden Randbedingungen, die durch die Interaktion des PBF-LB und dem beweglichen, lokalen Heizsystems erzeugt wurden, nicht ausreichend reduziert werden konnten, um die Rissbildung unabhängig von der vorliegenden Bauteilstruktur zu unterdrücken.

## Abstract

Due its layer-by-layer built-up the laser powder bed fusion process of metal powder (PBF-LB/M) enables the functional integration of features in components that would be difficult or impossible with a conventional manufacturing process. Nevertheless, the PBF-LB/M is limited by the application to materials and alloys, which are weldable. In particular, for the class of nickel-based superalloys, there are several groups of alloys on the market which show an outstanding mechanical behavior for high operation temperatures, but these alloys are well-known for their susceptibility to hot cracking during the welding process. The gamma prime  $\gamma'$ -precipitation hardened nickel-based superalloys belong to this group of high temperature alloys that can maintain their mechanical performance in aircraft engines to maximum operation temperatures to 1,000 °C.

This thesis examines a movable, local heating system which is based on electromagnetic induction and reduces the thermal gradients in the material prior, during and after the PBF-LB-process by heating the substrate or the built-up part layers. This enables the defect-free manufacturing of the difficult-to-weld nickel-based superalloy Pearl<sup>®</sup> Micro 247LC, a derivative of the well-known CM247LC by the PBF-LB. The defining feature of this heating system is a local as well as a global heating behavior and inductors, which can be moved closely above the active area.

Some preliminary studies, conducted on the combined system, consisting of the movable, local heating system and the PBF-LB show a significant heating time of the substrate to achieve the defined base temperature (heating-related time), while still a highly crack formation is still high.

Starting from a concept of controlling the thermal heat balance of the local exposure area prior, during and after the laser exposure, some system-related technical measurements are developed to maximize the electromagnetic induction suitable for a highly efficient, movable heating system. The results show that the implementation of these technical measurements reduce the heating-related processing for reaching the substrate temperature of 1,100 °C to 50 % as well as the mean size of the standardized, area-related crack length to 18 %, compared to the results of the previous studies without these improvements.

In this context, the substrate temperature is shown to be an important parameter for the prevailing thermal conditions of the movable, local heating system and in addition the defect formation during the PBF-LB-process is improved. As a result, a reduction of the mean size of the standardized, area-related crack length on simple test samples by increasing the substrate temperature > 950 °C could be demonstrated, while the porosity increased continuously with rising the substrate temperature above 1,000 °C.

The tests were performed by variation of laser power as well as scan speed in a defined reference range, while hatch distance, layer thickness as well as parameters for the applied stripe scanning strategy were kept unchanged.

Keeping the latter parameters fixed reduced the impact of the volumetric energy density on the crack formation and also limited the further decrease of the crack formation at a substrate temperature of 1,100 °C. Therefore, the hatch distance and possibly also further PBF-LB-parameters should be added to the examined parameters in future studies.

Additionally, the limited improvements on crack formation could be traced back to the generated local thermal stresses by an increased substrate temperature. These stresses can reach to 44% of the tensile strength of the originated alloy MAR-M247<sup>®</sup>, which promotes crack initiation and formation. The cause of these thermal stresses is short-term heating due to the continuously moving inductors for positioning between the heating and exposure phase that were introduced during the technical measurements.

Finally, a selected PBF-LB-parameter set, combined with the optimized local heating system was applied to a vane segment geometry, which consists of a thin-thick-structure to investigate their impact on the crack formation. The results showed that within the thin part structures no cracks were observed, while within the thick structures a high crack formation could be detected.

This shows that the local stresses, caused by the part geometry as well as the dominating thermal boundary conditions, which are generated by the interaction between the PBF-LB and the movable, local heating system could not be reduced sufficiently to suppress the crack formation independently on the existing part geometry and structure.



## Hinweise

In der vorliegenden Dissertation werden Quellen mit numerischen Verweisen angegeben.

Hierbei wird folgende Struktur verwendet:

- Die Quellenangabe vor dem Satzzeichen bedeutet ein Bezug der genannten Quelle auf den Satz
- Die Quellenangabe nach dem Satzzeichen bedeutet ein Bezug der genannten Quelle auf den davorliegenden Text des Absatzes.

## Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>EINLEITUNG</b> .....	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>GRUNDLAGEN UND STAND DER TECHNIK</b> .....	<b>3</b>
2.1	<b>ÜBERBLICK NICKELBASIS-SUPERLEGIERUNGEN</b> .....	<b>3</b>
2.1.1	Erstarrungsverhalten.....	3
2.1.2	Phasenausbildung und mechanische Eigenschaften .....	4
2.2	<b>PULVERBETTBASIERTES LASERSCHMELZVERFAHREN (PBF-LB)</b> .....	<b>7</b>
2.2.1	Einordnung des PBF-LB in die additive Fertigung.....	7
2.2.2	Prozessablauf des PBF-LB .....	8
2.2.3	Definition der PBF-LB-Parameter und Defekte.....	10
2.3	<b>WÄRMEÜBERTRAGUNGSMECHANISMEN UND ELEKTROMAGNETISCHE INDUKTION</b> .....	<b>15</b>
2.3.1	Wärmebegriff und Wärmeübertragungsarten .....	15
2.3.2	Elektromagnetische Induktion.....	18
2.3.3	Berechnung thermischer Spannungen.....	21
2.4	<b>ANSÄTZE ZUR HEIßRISSVERMEIDUNG</b> .....	<b>22</b>
2.4.1	Stand der Technik.....	22
2.4.2	Realisierung des Vorwärmansatzes in Heizkonzepten .....	23
2.5	<b>VORGEHENSWEISE UND UMFANG DER ARBEIT</b> .....	<b>27</b>
<b>3</b>	<b>BESCHREIBUNG DES BEWEGLICHEN HEIZSYSTEMS UND HANDLUNGSBEDARF</b> .....	<b>28</b>
3.1	<b>BESCHREIBUNG DES HEIZ-, BELICHTUNGS- UND BESCHICHTUNGSPROZESSES</b> .....	<b>28</b>
3.2	<b>BESTIMMUNG DES AUSGANGSZUSTANDS ANHAND ERSTER VERSUCHE</b> .....	<b>32</b>
3.2.1	Beschreibung der eingesetzten Induktionseinheiten .....	32
3.2.2	Bewertung und Darstellung der Defekte durch metallografische Untersuchung .....	34
3.2.3	Bewertung des Ausgangszustands.....	35
3.3	<b>DEFINITION VON ZIELKENNGRÖßEN FÜR DAS BEWEGLICHE HEIZSYSTEM</b> .....	<b>40</b>
3.4	<b>BESTIMMUNG VON EINFLUSSGRÖßEN UND ABLEITUNG VON TECHNISCHEN LÖSUNGEN ZUR VERBESSERUNG DER ZIELKENNGRÖßEN</b> .....	<b>42</b>
3.4.1	Bestimmung von Einflussgrößen nach der 5M-Methode .....	46
3.4.2	Festlegung technischer Maßnahmen – Einfluss Maschine .....	48
3.4.3	Festlegung technischer Maßnahmen – Einfluss Methode .....	50
<b>4</b>	<b>REALISIERUNG DER TECHNISCHEN MAßNAHMEN AN EINFACHEN BAUTEILGEOMETRIEN</b> .....	<b>53</b>
4.1	<b>KONZEPTENTWICKLUNG EINER GEEIGNETEN GEOMETRIE DES HF-INDUKTORS UND AUSWAHL DURCH EXPERIMENTELLE CHARAKTERISIERUNG</b> .....	<b>53</b>
4.1.1	Konzeptentwicklung .....	53
4.1.2	Auswahl der Geometrie des HF-Induktors durch experimentelle Charakterisierung.....	60
4.1.3	Bewertung und Diskussion der Ergebnisse.....	63
4.2	<b>POSITIONIERUNG DES HF-INDUKTORS ZUM BELICHTUNGSBEREICH</b> .....	<b>65</b>
4.3	<b>VERGLEICH DER ZIELWERTE VOR UND NACH DER UMSETZUNG DER TECHNISCHEN MAßNAHMEN</b> .....	<b>71</b>
4.3.1	Bewertung der Zielerreichung.....	74
4.3.2	Diskussion der Ergebnisse .....	76
4.4	<b>EINFLUSS DER VARIATION DER SUBSTRATTEMPERATUR AUF DIE DEFEBKTBIKDUNG BEI FESTGELEGTE PBF-LB-PARAMETERN</b> .....	<b>79</b>
4.4.1	Einfluss der Substrattemperatur auf die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge.....	82
4.4.2	Einfluss der Substrattemperatur auf die Porosität .....	83

4.4.3	Bestimmung der thermisch induzierten Spannungen im Belichtungsbereich der x-y-Bauteilebene.....	85
4.4.4	Diskussion der Ergebnisse.....	98
<b>5</b>	<b>ÜBERTRAGUNG AUF EINE KOMPLEXE BAUTEILGEOMETRIE.....</b>	<b>106</b>
5.1	AUSWAHL EINER GEEIGNETEN REFERENZGEOMETRIE.....	106
5.2	ERSTELLUNG DER SCHAUFELGEOMETRIE UND ERGEBNISDARSTELLUNG .....	107
5.3	DISKUSSION ANHAND DER UNTERSUCHTEN SCHAUFELGEOMETRIE .....	109
<b>6</b>	<b>ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK.....</b>	<b>112</b>
<b>7</b>	<b>LITERATURVERZEICHNIS .....</b>	<b>116</b>
<b>8</b>	<b>ANHANG.....</b>	<b>126</b>
8.1	HERLEITUNG DES MAGNETISCHEN H-FELDS EINES HALBUNENDLICHEN KÖRPERS .....	126
8.2	HERLEITUNG DER BERECHNUNG DER HEIZRATE .....	127
8.3	VERSUCHSDATEN DER CHARAKTERISIERUNG DER HF-INDUKTOREN .....	129
8.4	EXEMPLARISCHES HEIZ- UND ABKÜHLVERHALTEN EINFACHER PROBEKÖRPER BEI 1.100 °C .....	138
8.5	MATERIALKENNDATEN FÜR DEN VERGLEICH DER HÖHE DER THERMISCH INDUZIERTEN SPANNUNGEN .....	140
<b>9</b>	<b>ABBILDUNGSVERZEICHNIS.....</b>	<b>141</b>
<b>10</b>	<b>TABELLENVERZEICHNIS.....</b>	<b>145</b>
<b>11</b>	<b>PUBLIKATIONSVERZEICHNIS UND VORTRÄGE .....</b>	<b>148</b>

## Abkürzungsverzeichnis

---

°C	Grad Celsius
3D	dreidimensional
A	Ampere
Abb	Abbildung
Al	Aluminium
B	Bor
bspw.	beispielsweise
bzw.	beziehungsweise
C	Kohlenstoff / engl. Carbon
CAD	Computer Aided Design
CM247LC	speziell zur Reduktion von Heißrissbildung angepasste Nickelbasis-Superlegierung von Cannon-Muskegon
CO <sub>2</sub>	Kohlenstoffdioxid
Co	Kobalt
Cr	Chrom
d.h.	das heißt
DIN	Deutsches Institut für Normung
DVS	Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V.
EBM	Electron Beam Melting
EDX	Energiedispersive Röntgenspektroskopie
EN	Europäische Norm
engl.	englisch
EOS GmbH	Electro Optical Systems (Firmenbezeichnung)
ggü.	gegenüber

---

GmbH	Gesellschaft mit beschränkter Haftung
h	Stunde
HF	Hochfrequenz
Hf	Hafnium
Hz	Hertz
Inconel 713 <sup>®</sup>	Nickelbasis-Superlegierung (eingetragene Marke)
Inconel 738 <sup>®</sup>	Nickelbasis-Superlegierung (eingetragene Marke)
ISO	International Organization of Standardization
J	Joule
K	Kelvin
kfz	kubisch-flächenzentriert
kg	Kilogramm
PBF-LB	Laser Powder Bed Fusion
m	Meter
M290	Laserschmelzanlage von EOS GmbH
MAR-M247 <sup>®</sup>	Nickelbasis-Superlegierung (eingetragene Marke)
max.	maximal
MC	Karbidphase
M <sub>6</sub> C	Karbidphase
M <sub>23</sub> C <sub>6</sub>	Karbidphase
M <sub>3</sub> B <sub>2</sub>	Boridphase
MF	Mittelfrequenz
mm	Millimeter
min.	minimal

## Abkürzungsverzeichnis

---

Mo	Molybdän
MPa	Megapascal
N	Newton
Nb	Niob
Ni	Nickel
Nr.	Nummer
®	eingetragene Marke
REM	Rasterelektronenmikroskop
ROI	Region of Interest / Temperaturmessbereich
ROI-HF	Region of Interest HF-Induktor
ROI-MF	Region of Interest MF-Induktor
P	Phosphor
Pearl® Micro 247LC	Derivat der Nickelbasis-Superlegierung CM247LC des Herstellers Aubert & Duval S.A.
s	Sekunde
s.	siehe
S	Siemens
S.A.	Société anonyme (Gesellschaftsform aus Luxemburg)
Si	Silizium
sog.	sogenannt
Ta	Tantal
Ti	Titan
u.a.	unter anderem
V0	HF-Induktor – Variante: vertikale Anordnung der Windungen, Querschnitt rund

---

V1.2A	HF-Induktor – Variante: horizontale Anordnung der Windungen, Querschnitt rechteckig
V2.2	HF-Induktor – Variante: horizontale Anordnung der Windungen, Querschnitt rund
V3.2A	HF-Induktor – Variante: horizontale Anordnung der Windungen, Querschnitt oval
V3.2B	HF-Induktor – Variante: horizontale Anordnung der Windungen, Querschnitt halboval
V	Volt
v.a.	vor allem
vgl.	vergleiche
W	Watt
W	Wolfram
wt-%	weight in percent - Gewichtsprozent
x, y, z	Koordinatenachsen
µm	Mikrometer
Ø	Durchmesser
Zr	Zirkon

---

## Große lateinische Buchstaben

Symbol	Einheit	Bedeutung
A	m <sup>2</sup>	Flächeninhalt
A	m <sup>2</sup>	Fläche senkrecht zur Wärmestromrichtung
A	m <sup>2</sup>	Oberfläche, an dem Wärmeübergang stattfindet
A	m <sup>2</sup>	Oberfläche kleinerer Körper
A	m <sup>2</sup>	Querschnitt elektrischer Leiter
B	m	Breite Innenabmessung der Öffnung des HF-Induktors
B <sub>A</sub>	m	Breite Innenabmessung der Öffnung des HF-Induktors aus Ausgangszustand
E <sub>S</sub>	J/mm	Streckenenergie
E <sub>F</sub>	J/mm <sup>2</sup>	Flächenenergiedichte
E <sub>V</sub>	J/mm <sup>3</sup>	Volumenenergiedichte
FaR	mm/mm <sup>2</sup>	flächenbezogene, akkumulierte Risslänge
H	A/m	magnetische Felddichte
G	K/mm	Temperaturgradient
I	A	elektrischer Strom / Wirbelstrom
I <sub>ges</sub>	A	elektrischer Strom gesamt
L	m	Länge Innenabmessung der Öffnung des HF-Induktors
L <sub>A</sub>	m	Länge Innenabmessung der Öffnung des HF-Induktors aus Ausgangszustand
Q	J	Wärmemenge
ΔQ	J	Ladungsmenge
P	W	Wärmeleistung



---

$P_L$	W	Laserleistung
R	$\Omega$	elektrischer Widerstand
T	K bzw. °C	Temperatur
$T_1$	K bzw. °C	Temperatur des Körpers mit kleinerer Oberfläche
$T_2$	K bzw. °C	Temperatur des Körpers mit größerer Oberfläche
$T_F$	K bzw. °C	Temperatur Fluid
$T_L$	K bzw. °C	Liquidustemperatur
$T_S$	K bzw. °C	Solidustemperatur
$T_{SA}$	K bzw. °C	Temperatur Körperoberfläche
$\Delta T$	K bzw. °C	Temperaturdifferenz
$\Delta T_E$	K bzw. °C	Erstarrungsbereich
$\nabla T$	K/m bzw. °C/m	Temperaturgradient
V	$m^3$	Volumen
$\Delta W$	J	Wärmeenergie

---

### Kleine lateinische Buchstaben

Symbol	Einheit	Bedeutung
a	mm	Windungs-Ø
$c_p$	J/(kgK)	Wärmekapazität
$d_{Aus}$	m	vertikaler Abstand Induktor-Bauteiloberfläche
$d_h$	m	horizontaler Abstand zwischen Zent- rum Heizbereich HF und Zentrum des Belichtungsbereichs
$d_L$	mm	Laserstrahldurchmesser
$l_z$	$\mu\text{m}$	Schichtdicke
e	-	Exponentialzahl $e = 2,718\dots$
f	Hz	Frequenz
h	h	Zeiteinheit Stunde
$h_c$	W/(m <sup>2</sup> K)	Wärmeübergangskoeffizient
$h_s$	$\mu\text{m}$	Hatchabstand
k	W/(mK)	Wärmeleitfähigkeitskoeffizient
m	kg	Masse
l	m	Länge elektrischer Leiter
r	m	Radius eines punktförmigen elektri- schen Leiters
s	m	Skintiefe / Eindringtiefe des Wir- belstroms
$s_L$	mm	Streifenbreite
$s_{LA}$	mm	Streifenbreite im Ausgangszustand
u	m	Term zur Bestimmung der Heizrate
$\Delta t$	s	Zeitdifferenz
v	mm/s	Erstarrungsfrontgeschwindigkeit

$v_S$	mm/s	Scangeschwindigkeit
$x_B$	-	x-Koordinate Zentrum Belichtungsbe- reich
$x_{In}$	-	x-Koordinate Zentrum der Öffnung HF-Induktor
$y_B$	-	y-Koordinate Zentrum Belichtungsbe- reich
$y_{In}$	-	y-Koordinate Zentrum der Öffnung HF-Induktor

**Griechische Buchstaben**

<b>Symbol</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$\varepsilon$	-	Emissionsgrad
$\lambda$	m	Wellenlänge
$\rho_{el}$	S	spezifischer elektrischer Widerstand
$\rho_D$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte
$\pi$	-	Kreiszahl 3,14159...
$\sigma$	W/(m <sup>2</sup> K <sup>4</sup> )	Stefan-Boltzmann-Konstante 5,67·10 <sup>-8</sup>
$\sigma_{el}$	S/m	elektrische Leitfähigkeit
$\sigma_{th}$	MPa	thermische Spannung
$\sigma_{th-i-x}$	MPa	thermische Spannung für Messpunkt i in x-Richtung
$\sigma_{th-i-y}$	MPa	thermische Spannung für Messpunkt i in y-Richtung
$\sigma_{th,res}$	MPa	resultierende, thermische Spannung
$\varphi$	°	Winkel
$\mu_0$	Vs/Am	magnetische Feldkonstante 4 $\pi$ ·10 <sup>-7</sup>
$\mu_r$	-	Permeabilitätszahl

## 1 Einleitung

Die ökologisch gesetzten Ziele für den Luftverkehr bis 2050 stellen eine hohe technologische Herausforderung für die Triebwerksbranche dar. Die Ziele bedingen eine erhebliche Reduzierung der Kohlenstoffdioxid- und Stickoxidemissionen sowie die Erhöhung der Treibstoffeffizienz. [1, 2]

Diese Anforderungen können u. a. durch eine weitere Erhöhung der Verbrennungs- und Betriebstemperaturen sowie eine Reduzierung von Bauteilgewichten innerhalb des Triebwerks umgesetzt werden. Höhere Triebwerkstemperaturen, insbesondere im Bereich des Heißgaspfads eines Triebwerks, machen den Einsatz hochtemperaturbeständiger Nickelbasis-Superlegierungen notwendig. [3, 4, 5]

Des Weiteren erfordern wirtschaftliche Erwägungen eine Verschlinkung von Herstell- und Produktionsketten durch den intelligenten Einsatz von flexiblen und anpassungsfähigen Prozessen. Insbesondere für die Luftfahrtindustrie mit einer globalen Prozess- und Lieferkette steigen die Anforderungen an eine Bauteil- und Systemlieferung just in time. Die Folge sind die Optimierung von Prozess- und Herstellzeiten sowie die Implementierung einer robusten Prozesskette zur Sicherstellung der Qualität [6].

Diese technologischen und wirtschaftlichen Betrachtungen haben den Einzug des additiven Herstellungsverfahrens des pulverbettbasierten Laserschmelzverfahrens in die Luftfahrtindustrie beschleunigt [7]. Das Fertigungsverfahren ermöglicht durch den schichtweisen Aufbau sowie die hohe Abbildungsgenauigkeit die kompakte Integration mehrerer Funktionen in einem Bauteil. Diese konstruktiven Freiheiten können das Bauteilgewicht erheblich senken. Des Weiteren können bereits Bauteile mit geringer Losgröße wirtschaftlich tragbar sein, die im Gegensatz zum formgebenden Gießverfahren kein individuelles und kostenintensives Werkzeug benötigen. [8, 9, 10]

Im Allgemeinen legen die Werkstoffeigenschaften, die für den Bauteilbetrieb notwendig sind, den Einsatz eines Fertigungsverfahrens zur Herstellung eines Bauteils fest und können auch ein Ausschlusskriterium darstellen [11]. Das pulverbettbasierte Laserschmelzverfahren (PBF-LB) bedingt schweißbare Nickelbasis-Superlegierungen, deren Nachteil die begrenzte Temperaturbeständigkeit ist [12, 13]. Diese Legierungen sind somit für den Einsatz im Heißgaspfad eines Triebwerks, insbesondere der Turbine, auszuschließen.

Typische Legierungen für den Heißgasbereich sind die Gruppe der  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen, die konventionell durch das Feingießverfahren hergestellt werden [4, 5]. Diese Gruppe von Nickelbasis-Superlegierungen kombiniert gute mechanische Eigenschaften sowie sehr gute Korrosionsbeständigkeit bei hohen Einsatztemperaturen [4, 5, 12]. Eine entscheidende Rolle für deren mechanische Eigenschaften bei hohen Temperaturen spielt die Art der Phasenbildung und -stabilität. Dabei leisten die teilchenhärtende Wirkung der  $\gamma'$ -Phase sowie verschiedene Karbidphasen auf den Korngrenzen einen wesentlichen Beitrag zur Festigkeit [4, 14]. Die Einstellung dieses Gefüges erfolgt immer durch eine nachfolgende Wärmebehandlung in Form einer Homogenisierung und gezielten Ausscheidung der erwünschten Phasen in Anzahl und Größe [5, 15, 16].

Eine generelle Hürde dieser Legierungen ist deren Neigung zur Rissbildung während des pulverbettbasierten Laserschmelzverfahrens [5, 13, 17]. Dabei induziert die Ausbildung von  $\gamma'$ -Phasen die Entstehung von Eigenspannungen. Die hohe Geschwindigkeit der  $\gamma'$ -Ausscheidung (Ausscheidungskinetik) lässt sich auch bei gezielt hohen Abkühlraten prozesseitig nicht

unterdrücken [18]. Des Weiteren bewirkt der lokalisierte Energieeintrag des Fertigungslasers eine weitere Erhöhung der Eigenspannungen, die eine optimale Einstellung der Prozessführung erfordert.

Die Untersuchung optimaler Einstellparameter des PBF-LB zur Vermeidung von Rissbildung bei  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen ist Bestandteil zahlreicher Forschungs- und Entwicklungsarbeiten. Dabei werden in Abhängigkeit von der Bauteilgeometrie die Reduzierung des Schmelzbades und die Verlangsamung des Abkühlvorgangs anhand der Variation der wesentlichen Parameter des PBF-LB verfolgt. Der Nachteil dieses Lösungsansatzes besteht in der reduzierten Wirtschaftlichkeit des Fertigungsverfahrens und in der weiterhin bestehenden Abhängigkeit von der Bauteilgeometrie.

Weitere Ansätze zielen auf die homogene Einstellung des Wärmehaushalts und die Aufrechterhaltung einer hohen Prozesstemperatur während des Schmelz- und Erstarrungsvorgangs ab [19]. Die veröffentlichten oder kommerziell erhältlichen Heizsysteme in pulverbettbasierten Laserschmelzanlagen weisen in Abhängigkeit von der Positionierung der zusätzlichen Wärmequelle einen globalen Heizcharakter auf. Der wesentliche Nachteil einer lang andauernden hohen Prozesstemperatur sind die zeitliche Einwirkung auf das Metallpulver, die Mikrostruktur des Bauteils sowie der Anlagenperipherie.

In dieser Arbeit wird der Ansatz einer beweglichen, lokalen Heizung mit elektromagnetischer Induktion zur Unterdrückung der Rissbildung während der Verarbeitung von Pearl<sup>®</sup> Micro 247LC durch das PBF-LB-Verfahren untersucht. Im Gegensatz zu bisherigen wissenschaftlichen Veröffentlichungen befindet sich das induktive Heizsystem, bestehend aus einer beweglichen Anordnung zweier Induktoren mit unterschiedlicher Frequenz, oberhalb der Baufeldebene. Damit wird eine direkte Erwärmung des Belichtungsbereichs des Fertigungslasers sowie umliegender Bauteilbereiche vor, während und nach dem Belichtungsvorgang gewährleistet. Die Komplexität des Heiz- und PBF-LB-Prozesses erhöht die Steuerungs- und Regelungstechnik des gesamten Systems erheblich.

Eine wesentliche Hürde des Heizsystems sind hohe Prozesszeiten, bedingt durch die zeitlich aufeinanderfolgende Erwärmung einzelner Belichtungsbereiche sowie eine starke Abkühlung zwischen den einzelnen Belichtungsphasen wegen der stetigen Neupositionierung des Induktionssystems sowie der Abkühlung des Bauteilvolumens während der Beschichtung.

Der Handlungsbedarf besteht in der Optimierung des lokalen Heizsystems hinsichtlich der Erhöhung der Bauteil- und Prozessqualität und der Reduktion der Prozesszeiten, insbesondere der prozessbedingten Heizzeit. Zu diesem Zweck werden technische Lösungen für einen verbesserten Wärmehaushalt des Bauteils erarbeitet und im lokalen Heizsystem realisiert sowie vergleichend zu den bisherigen Versuchsergebnissen anhand einfacher Probekörper bewertet. Zusätzlich werden Untersuchungen zum Einfluss der Substrattemperatur auf die Defektbildung sowie zum Effekt der PBF-LB-Parameter auf die Defektbildung durchgeführt.

Abschließend wird durch das lokale Heizsystem und PBF-LB ein Leitschauelfsegment aus Pearl<sup>®</sup> Micro 247LC hergestellt und die Wirkung der Bauteilgeometrie, insbesondere Dünn- und Dickstrukturen, auf die Rissbildung untersucht.

## 2 Grundlagen und Stand der Technik

Dieses Kapitel behandelt in einem ersten Schritt die Besonderheiten des Erstarrungsverhaltens sowie der Ausbildung wichtiger Phasen von  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen. Dabei sind Kenntnisse über die Rissentstehungsmechanismen sowie Ansätze zur Heißrissvermeidung und bisherige Untersuchungen von Heizkonzepten notwendig. Für ein besseres Verständnis der Heizkonzepte werden auch die Grundlagen des PBF-LB sowie die Wärmeübertragungsmechanismen dargestellt. Die Wirkungsweise der häufig untersuchten Heizkonzepte basiert auf dem Heizprinzip der elektromagnetischen Induktion, deren fundamentale Eigenschaften der abschließende Teil der Grundlagen darstellt. Die Vorgehensweise und Angaben zum Umfang der Arbeit am lokalen Heizsystem mit PBF-LB schließen das Kapitel ab.

### 2.1 Überblick Nickelbasis-Superlegierungen

Das schichtweise und lokale Aufschmelzen des Metallpulvers lässt zu jedem Zeitpunkt im Belichtungsprozess einen schmelzflüssigen Zustand vorliegen. Deshalb wird im Folgenden das Erstarrungsverhalten von Nickelbasis-Superlegierungen dargestellt, das grundlegend für deren Mikrostruktur und somit deren gute mechanische Eigenschaften bei hohen Einsatztemperaturen ist.

#### 2.1.1 Erstarrungsverhalten

Der Erstarrungsvorgang aus dem schmelzflüssigen Zustand sowie die Phasenausbildung werden durch die Temperatur- und Konzentrationsverhältnisse an der Fest-flüssig-Phase, die sog. Erstarrungsfront, beherrscht [16, 20, 21, 22]. Die Temperaturverhältnisse hängen im Wesentlichen von der jeweiligen Prozesstechnik und der ausgebildeten Legierungskonstitution an der Erstarrungsfront ab [20, 21]. Nickelbasis-Superlegierungen erstarren aufgrund der veränderten Temperatur- und Konzentrationsverhältnisse an der Fest-flüssig-Phase häufig in einem Temperaturbereich  $\Delta T_E$ , der durch die Liquidustemperatur  $T_L$  sowie die Solidustemperatur  $T_S$  des Legierungssystems definiert wird [23]. Dieser Konzentrationsaufstau vor der Erstarrungsfront führt trotz eines ansteigenden Temperaturgradienten zur Absenkung der Liquidustemperatur  $T_L$  direkt vor der Erstarrungsfront. Die Schmelze wird als konstitutionell unterkühlt bezeichnet [20, 21, 22]. Der Grad der konstitutionellen Unterkühlung steuert die Morphologie der Erstarrungsfront, die durch den Quotienten aus Temperaturgradient  $G$  und der Erstarrungsfrontgeschwindigkeit  $v$  beschrieben wird [20, 21]. Abb. 2.1 stellt die Erstarrungsmorphologie in Abhängigkeit vom Temperaturgradienten  $G$  und von der Erstarrungsfrontgeschwindigkeit  $v$  dar. Erstarrungsvorgänge mit ausreichender Diffusionszeit können das thermodynamische Gleichgewicht an der Erstarrungsfront aufrechterhalten und die Grenzfläche der Fest- und Flüssigphase befindet sich auf Liquidustemperatur  $T_L$ . Eine planare Erstarrungsfront bildet sich aus. Das Auftreten einer Temperaturinstabilität führt zu einer Konzentrationsanreicherung vor der Erstarrungsfront. In der Grenzfläche wird die Schmelze konstitutionell unterkühlt, die planare

Erstarrungsmorphologie wird instabil und wandelt sich in eine zelluläre Form um. Die Morphologie der Erstarrungsfront verändert sich bei zunehmender konstitutioneller Unterkühlung sowie durch eine Temperaturänderung aufgrund der Wärmeabfuhr über den Festkörper von der zellulären zur stängelkristallin dendritischen Form [24]. Bei einer hinreichend hohen konstitutionellen Unterkühlung der Schmelze findet zusätzlich zur Wärmeabfuhr über den Festkörper

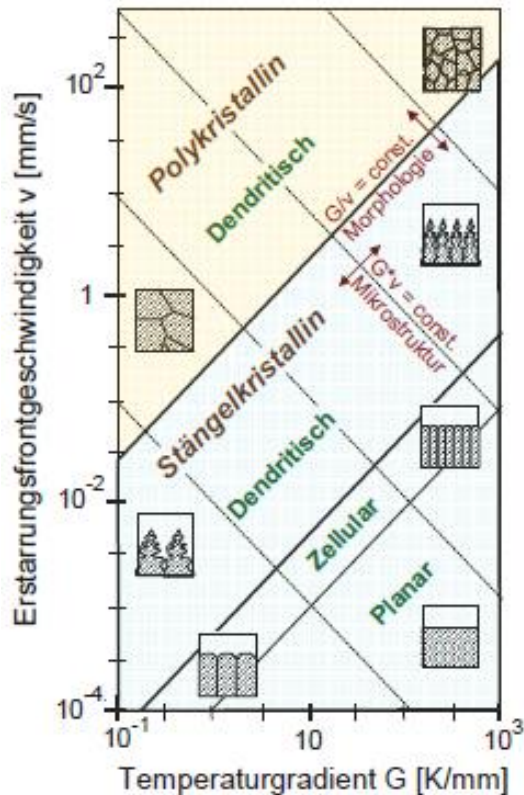


Abb. 2.1: Darstellung der Erstarrungsmorphologie und Feinheit der Mikrostruktur in Abhängigkeit vom Temperaturgradienten  $G$  und von der Erstarrungsfrontgeschwindigkeit  $v$  [20]

auch eine Wärmeabfuhr über die flüssige Phase statt. Dies ermöglicht die Bildung von Keimen in der Schmelze und somit eine Ausbildung der polykristallin dendritischen Struktur. Die Feinheit der Mikrostruktur wird durch den Abkühlgradienten in Form des Produkts  $G \cdot v$  wiedergegeben. [20, 22]

Das PBF-LB hat durch Ausbildung geringer Schmelzbadgrößen im Bereich von  $10 - 1000 \mu\text{m}$  und lokal hohe Energieeinträge wegen der Leistung des Fertigungslasers sowie dessen Geschwindigkeit über die Bauteiloberfläche Abkühlraten bis zu  $10^6 \text{ K/s}$  zur Folge [16, 25]. Die Wärmeabfuhr über die bereits aufgebauten Bauteilschichten in der Bauteilmitte führt zu einer stängelkristallin dendritischen Erstarrungsstruktur, während im Randbereich vornehmlich eine polykristalline Erstarrung auftritt [16, 22].

## 2.1.2 Phasenausbildung und mechanische Eigenschaften

Nickelbasis-Legierungen werden als Superlegierungen bezeichnet, sofern eine ausreichende mechanische Festigkeit oberhalb von Einsatztemperaturen des 0,85-Fachen der Schmelztemperatur vorliegt [4]. Betriebstemperaturen  $> 0,4 \cdot T_L$  führen zu einer zeitabhängigen Festigkeit und Verformung des Werkstoffs, insbesondere setzt durch die thermische Aktivierung die Eigenschaft des Kriechens ein [4]. Das Kriechen ist ein diffusionskontrollierter Vorgang, der spannungs- und zeitabhängig erfolgt. Der Kriechvorgang ist eine stetige Bewegung von Versetzungen, die zu einer kontinuierlichen Kriechverformung des Werkstoffs beitragen. Diese Kriechverformung kann durch die Bildung geeigneter Härtephasen vermieden bzw. verlangsamt werden. Zwei wesentliche Härtemechanismen stellen die Mischkristall- und Ausscheidungshärtung dar.



Die Mischkristallhärtung wird durch die Einlagerung von Atomen im Kristallgitter oder durch Substitution eines Atoms des Kristallgitters mit einem Fremdatom erzielt. Die Mischkristallhärtung wirkt grundsätzlich bis zum Schmelzpunkt der Legierung, allerdings wird mit zunehmender Temperatur die Hinderniswirkung der Fremdatome für die beweglichen Versetzungen reduziert. Damit erfährt die Kriechverformung keine adäquate Verlangsamung.

Eine wesentliche Festigkeitssteigerung und Verlangsamung des Kriechvorgangs bei Betriebstemperaturen bis zu 1.204 °C ist durch den Mechanismus der Ausscheidungshärtung möglich [4]. Dabei werden metastabile Phasen ausgeschieden, die wirksam die Versetzungsbewegung und somit die Kriechverformung hemmen [4, 26]. Weitere wichtige Phasen für die Hochtemperaturanwendung sind die Korngrenzenphasen, die sich bevorzugt an den Korngrenzen ausscheiden und das Korngrenzengleiten reduzieren.

Der Volumenanteil der festigkeitssteigernden Phasen entscheidet über die Einsatztemperaturen und hängt von der chemischen Zusammensetzung der jeweiligen Nickelbasis-Superlegierung ab. Für hohe Einsatztemperaturen sind  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigte Nickelbasis-Superlegierungen geeignet. Diese Gruppe der ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen weist einen hohen Anteil der  $\gamma'$ -Phasenbildner Al und Ti mit > 5 wt.-% auf. Der Tabelle 1 sind die nominalen chemischen Zusammensetzungen von vier bekannten  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen Inconel738<sup>®</sup>LC, Inconel713<sup>®</sup>LC, CM247LC sowie MAR-M247<sup>®</sup> zu entnehmen [27, 28]. Die Varianten Inconel738<sup>®</sup> und Inconel713<sup>®</sup> stellen jeweils ein Derivat der originären Legierungen Inconel738<sup>®</sup>, Inconel713<sup>®</sup> mit einem geringeren Kohlenstoffanteil in dessen chemischer Zusammensetzung dar. Die Legierung CM247LC wurde von Cannon-Muskegon entwickelt, um die polykristallin gegossene Legierung MAR-M247<sup>®</sup> auf den gerichtet erstarrten Gießprozess anzupassen [27]. CM247LC stellt somit ein Derivat der Legierung MAR-M247<sup>®</sup> dar, dessen Gehalt an Ti, C und Zr ggü. MAR-M247<sup>®</sup> reduziert ist, um die interdendritische Rissbildung während des gerichtet erstarrten Gießprozesses zu verhindern [27].

Tabelle 1: Chemische Zusammensetzung von konventionell gegossenem Inconel 738<sup>®</sup>LC, Inconel 713<sup>®</sup>LC sowie MAR-M247<sup>®</sup> und der Legierung CM247LC für den gerichtet erstarrten Gießprozess in wt.-%; Anteil Nickel wird nicht gesondert angegeben (MAR-M247, CM247LC, Inconel 738<sup>®</sup>LC, Inconel 713<sup>®</sup>LC; alle chemischen Zusammensetzungen aus [27])

wt. %	C	Cr	Co	W	Mo	Ta	Al	Ti	Hf	B	Zr	An- dere
<b>MAR-M247<sup>®</sup></b>	0,15	8,0	10,0	10,0	0,6	3,0	5,5	1,0	1,5	0,015	0,03	Nb -
<b>CM247LC</b>	0,07	8,1	9,2	9,5	0,5	3,2	5,6	0,7	1,4	0,015	0,007	Nb -
<b>Inconel738<sup>®</sup>LC</b>	0,11	16	8,5	2,6	1,75	1,75	3,4	3,4	-	0,01	0,04	Nb 0,9
<b>Inconel713<sup>®</sup>LC</b>	0,05	12	-	-	4,5	-	5,9	0,6	-	0,01	0,1	Nb 2,0

Während des Erstarrungsvorgangs bildet sich die  $\gamma$ -Phase als kfz-Mischkristall und lagert Legierungselemente mit einem ähnlichen Atomradius und einer ähnlichen Kristallstruktur wie Nickel ein.

Die  $\gamma$ -Phase wird vorwiegend durch die Mischkristallhärter Co, Cr, Ta, Mo sowie W gehärtet und stabilisiert. [26] Die  $\gamma$ -Phase wird als Matrix bezeichnet, in der sich die  $\gamma'$ -Teilchen ausscheiden. Die  $\gamma'$ -Phasenausscheidungen werden aus dem übersättigten  $\gamma$ -Mischkristall im Temperaturbereich zwischen 850 °C und 1.160 °C durch Abkühlung ausgeschieden [29, 30]. Der Ausscheidungsprozess startet mit der Keimbildung sowie dem Keimwachstum. Bei einer konstanten Temperatur wachsen die Ausscheidungen linear mit der Zeit, bis der Gleichgewichtszustand erreicht ist. Die weitere Temperaturerhöhung führt zur Vergrößerung der  $\gamma'$ -Ausscheidungen durch die diffusionsgesteuerte Ostwald-Reifung [31]. Die Nennstöchiometrie der  $\gamma'$ -Phase wird mit  $\text{Ni}_3(\text{Al}, \text{Ti})$  bezeichnet. Die Keimbildung der  $\gamma'$ -Ausscheidungen hat keine bevorzugten Entstehungsorte und ermöglicht eine homogene Ausscheidung in den Körnern [4]. Die  $\gamma'$ -Ausscheidungen sind wie die  $\gamma$ -Gitterstruktur kubisch-flächenzentriert angeordnet und weisen aufgrund der kohärenten Gitterpassung nach einer adäquaten Wärmebehandlung eine hohe thermische Langzeitstabilität auf [4]. Für eine hohe Kriechfestigkeit sind neben einem hohen  $\gamma'$ -Volumenanteil im Gefüge auch eine optimale Größe, Form und Anordnung der Ausscheidungen notwendig [23, 32]. Hohe  $\gamma'$ -Volumenanteile führen zu engen Matrixzwischenräumen, die die Versetzungsbewegung und damit das Kriechen erschweren [33]. Die Volumenanteile können bei gegossenen Einkristallen bis zu 60 – 65 % betragen [4]. Die  $\gamma'$ -Phase bildet sich u. a. in Abhängigkeit von den Wärmebehandlungsbedingungen in unterschiedlichen Formen und Größen aus [32]. Dabei besteht ein Zusammenhang zwischen der Form und Größe der  $\gamma'$ -Teilchen und dem Kriechwiderstand des Werkstoffs [4]. Die  $\gamma'$ -Teilchen können längliche, blockartige, kugelige oder kubische Formen annehmen [32]. Insbesondere kubische Ausbildungen führen zu einer wesentlichen Erhöhung des Kriechwiderstands [23]. Die Größeneinteilung erfolgt von hyperfein bis grob. Hyperfeine Teilchen haben eine Größe bis zu 0,05  $\mu\text{m}$  und bewirken somit eine relativ geringe Kriechfestigkeit. Grobe Ausscheidungen sind  $> 0,5 \mu\text{m}$  und wegen der Reduzierung weiterer mechanischer Eigenschaften des Werkstoffs nicht geeignet. Eine optimale Größe kann bei einer Kantenlänge zwischen 0,3  $\mu\text{m}$  und 0,5  $\mu\text{m}$  identifiziert werden, die als mittlere Größe bezeichnet wird [4, 34]. Eine lang andauernde Temperatureinwirkung  $\geq 900 \text{ °C}$  und hohe  $\gamma'$ -Volumenanteile lassen die anfänglich kubischen  $\gamma'$ -Teilchen zu länglichen Strukturen wachsen, die ohne eine überlagerte Spannung eine mäanderförmige Struktur aufweisen und die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs nachteilig beeinflussen [4]. Bestehende  $\gamma'$ -Ausscheidungen können durch eine Wärmebehandlung oberhalb der  $\gamma'$ -Solvustemperatur von etwa 1.220 °C wieder in der  $\gamma$ -Grundmatrix gelöst werden [19, 23, 35].

Die ersten Ausscheidungen aus dem  $\gamma$ -Mischkristall sind die primären  $\gamma'$ -Ausscheidungen, die grundsätzlich die größte Form annehmen. Weitere Wärmebehandlungszyklen und Temperaturschwankungen führen zur Bildung von sekundären und tertiären  $\gamma'$ -Ausscheidungen, die in der Regel kleiner sind. Das Vorliegen von primären, sekundären und tertiären  $\gamma'$ -Ausscheidungen führt zu einer multimodalen Größenverteilung im Gefüge. Die unterschiedliche Größenverteilung, v. a. die bimodale Verteilung, wirkt für Betriebstemperaturen bis 750 °C positiv auf die mechanischen Eigenschaften der Legierung. Oberhalb von 750 °C vergrößern sich die primären  $\gamma'$ -Ausscheidungen zulasten der sekundären  $\gamma'$ -Ausscheidungen und führen zu einem Abfall der mechanischen Eigenschaften. [31]

Ausscheidungsverfestigte Nickelbasis-Superlegierungen weisen einen Festigkeitsanstieg durch die  $\gamma'$ -Ausscheidungsphase bis Temperaturen von 850 °C auf [5, 12, 13]. Dieser Anstieg der Festigkeit ist mit der Fließspannungsanomalie zu erklären [36]. Allerdings erhöht die Spannungszunahme aufgrund des hohen Volumenanteils der  $\gamma'$ -Phase im Kristallgitter auch die Anfälligkeit der  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen für Rissbildung.

Die prozessinduzierten Spannungen durch das PBF-LB führen zu weiteren Spannungsüberhöhungen im Gefüge. Beim Überschreiten der Zugfestigkeit der Legierung können die Spannungen nicht ausschließlich über plastische Verformung abgebaut werden, die Folge ist Rissbildung. Die Neigung zur Rissbildung führt im Bereich von Schmelzschweißprozessen zur Einteilung von Werkstoffen in schweißbar und schwer schweißbar [13, 37, 38]. In den Korngrenzen befinden sich vornehmlich verschiedene Ausscheidungsphasen wie Karbide und Boride [4].

In Nickelbasis-Superlegierungen treten häufig die Karbidtypen MC und  $M_{23}C_6$  auf. Die unterschiedlichen Karbide verringern in Abhängigkeit von deren Form und Größe den Mechanismus des Korngrenzengleitens. Globulare Karbide sind für die Kriechfestigkeit positiv. Diese bevorzugte Form kann durch einen reduzierten Anteil des Kohlenstoffgehalts an der chemischen Zusammensetzung der Legierung gewährleistet werden. Die hohen Gehalte von Cr, W sowie Mo führen auch zur Umwandlung von  $M_{23}C_6$  in  $M_6C$ . Die Karbidart  $M_6C$  ist gegenüber  $M_{23}C_6$  bei Temperaturen bis 1.150 °C stabil und befindet sich ebenfalls auf den Korngrenzen in blockartiger Form.

Boride sind von der Form  $M_3B_2$  und haben einen nachteiligen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften [39]. In Zusammenhang mit thermischen Prozessen führt das Legierungselement B zu einer Reduktion der Schmelztemperatur der Legierung, was die Heißrissbildung fördert [4]. Entsprechend diesen nachteiligen Eigenschaften von B wird der Anteil dieses Legierungselements an der chemischen Zusammensetzung stark begrenzt (s. Tabelle 1).

## 2.2 Pulverbettbasiertes Laserschmelzverfahren (PBF-LB)

Im Folgenden wird das PBF-LB-Verfahren in die additive Fertigung eingeordnet. Anschließend wird der Verfahrensablauf des PBF-LB sowie der wichtigen Parameter und Defekte beschrieben.

### 2.2.1 Einordnung des PBF-LB in die additive Fertigung

Die ISO/ASTM 52900 definiert die additive Fertigung als einen Prozess, der durch das Verbinden von Material Bauteile aus 3D-Modelldaten, im Gegensatz zu subtraktiven und umformenden Fertigungsverfahren, Schicht für Schicht herstellt [40].

Die Norm ISO/ASTM 52900 fasst unter dem Oberbegriff der additiven Fertigung sieben Prozesskategorien zusammen, darunter das pulverbettbasierte Schmelzen mit der engl. Abkürzung PBF. Dabei beschreibt die ISO/ASTM 52900 das pulverbettbasierte Schmelzen als ein additives Fertigungsverfahren, mit dem Metallpulver in einem Pulverbett lokal durch eine thermische Energiequelle aufgeschmolzen wird. Das pulverbettbasierte Schmelzen wird aufgrund der Art der thermischen Energiequelle in zwei weitere Fertigungsverfahren eingeteilt. Dabei kann das Aufschmelzen der Körner des Metallpulvers auf Basis eines Elektronenstrahls (PBF-EB) oder Laserstrahls (PBF-LB) erfolgen.

Die VDI3405 führt kommerziell unterschiedliche Bezeichnungen für das gleiche pulverbettbasierte Laserschmelzen PBF-LB auf. Dabei entspricht das PBF-LB nach der ISO/ASTM 52900 in der VDI3405 dem Verfahren mit der Bezeichnung Laserstrahlschmelzen (engl. Laser Beam Melting – LBM). Dem Laserstrahlschmelzen sind weitere kommerzielle Bezeichnungen zugeordnet: Laser Forming, LaserCUISING<sup>®</sup>, Selective Laser Melting (SLM<sup>®</sup>) und Direktes Metall-Laser-Sintern (DMLS).

### 2.2.2 Prozessablauf des PBF-LB

#### Prozessschritte des PBF-LB

Abb. 2.2 zeigt das vereinfachte Funktionsprinzip und die Prozessschritte des PBF-LB. Nachdem die Belichtung der Metallschicht erfolgt ist, werden die Bauplattform (5) sowie die Überlaufplattform (6) um einen Betrag der Schichtdicke  $l_z$  abgesenkt, während die Dosierplattform (4) um einen etwas höheren Betrag nach oben angehoben wird (Schritt 1, Abb. 2.2). Die größere Absenkung der Dosierplattform (4) berücksichtigt u. a. die Schüttdichte des Metallpulvers. Die Beschichtereinheit (1) fährt über das Baufeld und trägt eine neue Pulverschicht auf (Schritt 2, Abb. 2.2).

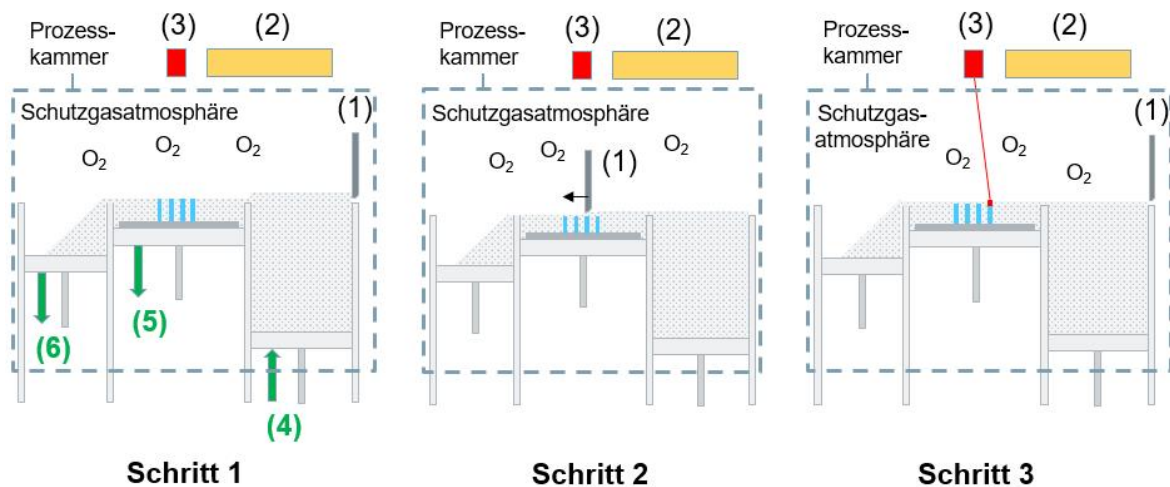


Abb. 2.2: Funktionsprinzip und Prozessschritte des pulverbettbasierten Laserschmelzverfahrens (PBF-LB)

Anschließend wird der Laser (2) durch die Scannereinheit (3) über das Baufeld abgelenkt und schmilzt das Metallpulver sowie partiell die darunterliegende, bereits erstarrte Bauteilschicht auf (Schritt 3, Abb. 2.2). Jede Schicht des Bauteils wird in Schweißbahnen aufgebaut, die miteinander schmelzmetallurgisch verbunden werden. Nach dem Belichtungsvorgang (Schritt 3, Abb. 2.2) beginnt der Prozessschritt 1 erneut. [41] Der gesamte Vorgang findet bei einem geringen Überdruck innerhalb einer Prozesskammer statt. Die Prozesskammer wird meist mit dem Schutzgas Argon geflutet, um den Luftsauerstoff in der Prozesskammer unterhalb 0,2 % zu reduzieren.

### Generierung des schichtweisen Aufbaus einer Bauteilgeometrie

Der Aufbau einer Bauteilgeometrie erfolgt direkt über CAD-Daten und hat somit den großen Vorteil, dass keine produktspezifischen Werkzeuge notwendig sind [9]. Das 3D-CAD-Modell des Bauteils wird fertigungsgerecht gestaltet und in Schichten mit einer festgelegten Schichtdicke  $l_z$  zerlegt. Dieser Vorgang wird als Slicen bezeichnet. Anschließend wird jede Schichtfläche mit Scanvektoren aufgefüllt. Dieser Vorgang wird Hatching genannt.

Den Scanvektoren werden anlagen- sowie prozessspezifische Parameter zugeordnet, die die Belichtungsstrategie bilden. Durch eine geeignete Belichtungsstrategie werden Schweißbahnen erzeugt.

Die Belichtungsstrategie ist eine zeitlich und örtlich festgelegte Abfolge der Belichtung der Schweißbahnen innerhalb einer Schicht und gibt damit den Ablauf des Energieeintrags in das Baufeld wieder [41, 42]. Die Steuerung des Energieeintrags hat direkten Einfluss auf den Temperaturgradienten und damit auf Eigenspannungen, Oberflächenrauheit, Porosität und Mikrogefüge [43].

Abb. 2.3 stellt die Streifenbelichtung sowie die wesentlichen Belichtungsparameter vor. Die Streifenbelichtung ist eine weit verbreitete Belichtungsstrategie, die die zu belichtende Bauteilfläche in Streifen einteilt, deren Breite durch die Scanvekturlänge (4) definiert wird [16, 44].

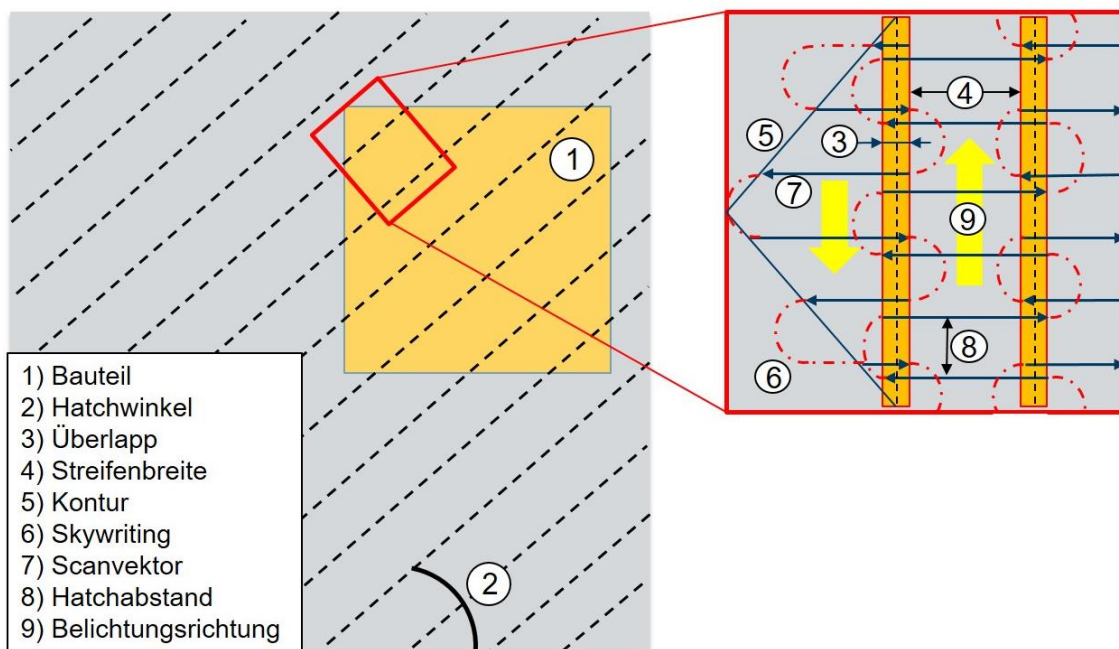


Abb. 2.3: Schematische Darstellung der Streifenbelichtung in Anlehnung an Ladewig [44]

Scanvektoren, die sich am Randbereich der belichteten Bauteilfläche befinden, werden entsprechend verkürzt, damit die komplette Bauteilfläche belichtet wird. Der Abstand zwischen den Scanvektoren innerhalb eines Streifens ist durch den Hatchabstand  $h_s$  (8) gegeben. Die Richtung der Scanvektoren innerhalb eines Streifens kann bidirektional oder unidirektional festgelegt werden (9).

Bei der bidirektionalen Ausrichtung der Scanvektoren wird der einzelne Streifen mäanderförmig durchlaufen, d. h., die Scanvektoren wechseln die Richtung nach jeder Schweißbahn. Bei der unidirektionalen Ausrichtung der Scanvektoren sind diese innerhalb eines Streifens gleichgerichtet. Der Überlapp (3) entspricht der Überschneidung von nebeneinanderliegenden Streifen und stellt damit eine ausreichende Anbindung der Schweißbahnen sicher.

Beim Erreichen des Scanvektorendpunktes wird der Laser ausgeschaltet und nach Erreichen des nachfolgenden Scanvektorstartpunktes wird der Laser eingeschaltet (6). Dieser Vorgang wird als Skywriting bezeichnet und verhindert die Änderung des Schmelzverhaltens beim Umkehren der Schweißrichtung [44]. Damit eine vollständige Materialanbindung zwischen den einzelnen Streifen erfolgt, kann ein Überlappbereich (3) definiert werden. Der optimale Überlappungsgrad hängt vom Laserstrahldurchmesser  $d_L$  ab und beträgt durch empirische Ermittlung nach Meiners [10] näherungsweise  $h_s \approx 0,7 \cdot d_L$ . Der Winkel zwischen den Streifen und der Bauplattform wird als Hatchwinkel (2) bezeichnet. Die Streifen zweier aufeinanderfolgender Bauteilschichten sind durch den Hatchwinkel zueinander gedreht. Der Hatchwinkel wird üblicherweise auch als Rotation bezeichnet und typischerweise mit  $90^\circ$  oder  $67^\circ$  gewählt [45]. Ein optimaler Hatchwinkel führt zu einer homogenen Verteilung der lokal eingebrachten Energie des Fertigungslasers und reduziert somit den Temperaturgradienten innerhalb der Prozesszone. Dies stellt eine bestmögliche Isotropie innerhalb des aufgebauten Bauteilvolumens sicher. Dabei ist der Hatchwinkel von  $67^\circ$  ein sehr guter Kompromiss zwischen der Isotropie der mechanischen Bauteileigenschaften und reduzierter Eigenspannungen [43, 45]. Das Hatchen umfasst sowohl den inneren Volumenbereich des Bauteils wie auch die Kontur (5), die den Randbereich der Bauteilschicht darstellt. Für die Steigerung der Wirtschaftlichkeit wird die Volumenbelichtung im Allgemeinen mit Prozessparametern für hohe Aufschmelzgeschwindigkeiten durchgeführt. Demgegenüber erfolgt die Konturbelichtung (5) mit geeigneten Prozessparametern, die sich positiv auf die Oberflächenrauheit des Bauteils auswirken [46].

### 2.2.3 Definition der PBF-LB-Parameter und Defekte

Die Parameter sowie die Belichtungsstrategie des PBF-LB haben einen wesentlichen Einfluss auf den Schmelzvorgang und damit auf den Wärmehaushalt im belichteten Bauteilbereich. Der Schmelzvorgang wird über die Abmessungen der Schmelzbadgeometrie bewertet, die die Erstarrungsmorphologie prägt (s. Abschnitt 2.1.1).

Zwei Prozessparameter, die den Schmelzvorgang innerhalb einer Schweißbahn erheblich beeinflussen, sind die Laserleistung  $P_L$  und die Scangeschwindigkeit  $v_s$  [44]. Diese beiden Parameter sind nach Ladewig [44] essenziell zur Identifikation eines geeigneten Prozessfensters, in dem eine geforderte Bauteilqualität sichergestellt wird.

Der Quotient aus Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_s$  wird als Streckenenergie  $E_s$  bezeichnet und bildet die Energie, die in die Schweißbahn eingebracht wird. Die Streckenenergie  $E_s$  wird anhand der Formel (2.1) bestimmt.

$$E_s = \frac{P_L}{v_s} \quad (2.1)$$

Die Variation des Hatchabstands  $h_S$  führt zu einer Veränderung des Energieeintrags in die Bauteilfläche [47]. Dabei ist für die Energiedichte auch die Überlappung der einzelnen Schweißbahnen von entscheidender Bedeutung, damit eine vollständig durchgeschweißte Bauteilfläche vorliegt. Die benötigte Energie wird als Flächenenergie  $E_F$  bezeichnet und ist in Formel (2.2) dargestellt.

$$E_F = \frac{P_L}{v_S \cdot h_S} \quad (2.2)$$

Die Schichtdicke  $l_z$  beeinflusst das aufzuschmelzende Bauteilvolumen und wirkt sich auf den Schmelzvorgang aus. Mit zunehmender Schichtdicke  $l_z$  tritt der Treppenstufeneffekt in Erscheinung, der die Maßhaltigkeit und Formgenauigkeit sowie die Oberflächenrauheit des Bauteils nachteilig beeinflusst.

Der Treppenstufeneffekt ist ein Versatz in den Randbereichen zwischen zwei aufeinanderfolgenden Schichten, der neben der Schichtdicke durch speziell gewählte Konturparameter wie auch durch die Korngröße des verwendeten Metallpulvers gesteuert werden kann. Die Genauigkeit der eingestellten Schichtdicke  $l_z$  hängt unter anderem von der Pulverschüttdichte des Metallpulvers ab. Deshalb stellt sich die gewünschte effektive Schichtdicke  $l_z$  erst nach dem Pulverauftrag mehrerer Schichten ein [10, 44].

Für die Anbindung der Schweißbahn zu den darunterliegenden, bereits erstarrten Schichten wird die flächenbezogene Energie  $E_F$  nach Formel (2.2) um die Schichtdicke  $l_z$  erweitert. Die im Schmelzbad absorbierte Volumenenergiedichte  $E_V$  wird mit Formel (2.3) wiedergegeben.

$$E_V = \frac{P_L}{v_S \cdot h_S \cdot l_z} \quad (2.3)$$

Diese wesentlichen Prozessparameter  $P_L$ ,  $v_S$ ,  $h_S$  sowie  $d_S$  des PBF-LB beschreiben den Energieeintrag für den Aufschmelzvorgang eines bestimmten Bauteilvolumens.

In Abhängigkeit von der Größe der eingebrachten Energiedichte erfolgt eine Unterscheidung in das Wärmeleitungs- und Tiefschweißen. Diese beiden Prozessarten sind bereits vom Schweißverfahren bekannt und können auch in Kombination auftreten [44].

Im Gegensatz zum Tiefschweißen ist der Energiebeitrag beim Wärmeleitungsschweißen deutlich geringer, sodass der Aufschmelzvorgang des Metallpulvers ausschließlich über die Schmelztemperatur erfolgt. Das Schmelzbad beim Wärmeleitungsschweißen hängt insbesondere von der Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs ab und ist flach ausgeprägt. Das Verhältnis von Schweißbadbreite und -tiefe beträgt  $\leq 1$  [48].

Das Tiefschweißen setzt wesentlich höhere Energiedichten ggü. dem Wärmeleitungsschweißen ein. Damit entstehen Temperaturen für den Aufschmelzvorgang des Metallpulvers, die oberhalb der Verdampfungstemperatur einiger Legierungselemente des Werkstoffs liegen. Die Bildung einer Dampfkapillare innerhalb der Schmelze führt zu Mehrfachreflexionen, die die Absorption der Laserenergie weiter erhöhen. Die Folge ist ein tieferes Schweißbad, sodass das Verhältnis zwischen Schweißbadbreite und -tiefe  $> 1$  beträgt [44, 48]. Die Verdampfung von Legierungselementen des Pulverwerkstoffs kann zur Legierungsverarmung führen, die nachteilige Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften des Bauteils hat. Ein weiterer Nebeneffekt des Verdampfungsprozesses durch hohe Energieeinträge ist die Spritzerbildung, die die Bauteilqualität negativ beeinträchtigt. [44]

### **Defektarten**

Defekte können wie beim Schweißverfahren durch Prozessstörungen oder durch eine Kombination mehrerer Einflussgrößen auftreten. Schweißbedingte Defekte werden nach der DIN EN ISO 6520-1 in sechs unterschiedliche Hauptgruppen eingeteilt und als geometrische Unregelmäßigkeiten bezeichnet. Die wichtigsten Defekte des PBF-LB während der Verarbeitung von  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen stellen Risse, Poren und Bindefehler dar.

### **Rissbildung**

Risse stellen Materialtrennungen dar, die nach dem Temperaturbereich sowie dem Ort der Entstehung unterteilt werden. Nach Schlick [23] ist die Rissbildung auch abhängig von der chemischen Zusammensetzung der Legierung sowie von deren Phasenbildung.

Rissbildung ohne eine einwirkende äußere Belastung findet im Allgemeinen nur dann statt, wenn die prozessbedingten bzw. durch thermische Einwirkung eingebrachten Eigenspannungen durch eine plastische Verformung des Werkstoffs nicht reduziert werden können und dessen Festigkeit lokal überschritten wird [49]. Risse können der jeweiligen Entstehungstemperatur zugeordnet werden, die sich an der Solidustemperatur orientiert und allgemein eine Unterteilung in Heiß- und Kaltrisse ermöglicht. [23, 49, 50]

### **Heißrisse**

Heißrisse sind interkristalline Werkstofftrennungen und entstehen nach DVS1004-1 [51] unter hohen Temperaturen während und nach dem Schweißprozess und unter Anwesenheit von flüssigen sowie niedrigschmelzenden Phasen oder spröden Korngrenzenphasen.

Deshalb kann diese Rissart sowohl in der Schmelzzone als auch in der Wärmeeinflusszone auftreten [19, 38, 49].

### **Heißrisstyp – Erstarrungsrisse**

Erstarrungsrisse werden den Heißrissen zugeordnet und bilden sich im Allgemeinen durch die zunehmende Seigerung der Erstarrungsfronten mit niedrigschmelzenden Phasen, die ein reduziertes Erstarrungsintervall aufweisen [13, 52]. Beim Aufeinandertreffen von Erstarrungsfronten bleiben die niedrigschmelzenden Phasen flüssig, während die erstarrten Bereiche bereits durch das Abkühlen schrumpfen. Die entstehenden Spannungen können über die partiell flüssigen Phasen in den interdendritischen Bereichen nicht abgebaut werden und reißen auf. Eine Lösung zur Reduktion von niedrigschmelzenden Phasen sind größere Korngrenzflächen durch ein feinkörniges, polykristallines Gefüge [30, 53]. Dies ermöglicht die Verteilung von heißrissfördernden Elementen, die durch Seigerung entstehen, sowie der prozessbedingten thermischen Spannungen auf eine höhere Anzahl von Korngrenzen [23]. Zur Erzeugung eines feinkörnigen, polykristallinen Gefüges sind für eine ausreichende Diffusion auch reduzierte Abkühlraten erforderlich, die die Diffusionszeit erhöhen.



### **Heißrisstyp – Wiederaufschmelzrisse**

Eine weitere Heißrisart sind Wiederaufschmelzrisse, die im Übergangsbereich der Wärmeinflusszone zwischen Grundwerkstoff und Schmelzzone auftreten. Die Wärmeinflusszone kann Temperaturen bis leicht unterhalb der Solidustemperatur des Werkstoffs erreichen. Diese hohen Temperaturen können zu Anschmelzungen von Seigerungen führen oder niedrigschmelzende Phasen an den Korngrenzen aufschmelzen. Die entstehenden Korngrenzfilme mit unterschiedlicher Zusammensetzung können durch die anschließende Abkühlung die einwirkenden Eigenspannungen im Übergangsbereich nicht abbauen und führen zur Rissbildung.

Im PBF-LB treten Wiederaufschmelzrisse auch in darunterliegenden Schichten und benachbarten Schmelzschweißbahnen auf und können bis in die Schmelzzone hineinreichen. Wiederaufschmelzrisse können durch ein feinkörniges Gefüge und flache Schmelzbäder vermieden werden. [54]

### **Heißrisstyp – Ductility-Dip-Risse**

Rissbildung durch Ductility Dip tritt bei Legierungen auf, die nach DuPont et al. [13] aus einem kfz-Gittertyp bestehen und einen starken Abfall der Duktilität im Temperaturbereich von  $0,5 \cdot T_S \leq T \leq 0,8 \cdot T_S$  aufweisen [54, 55]. Dabei entstehen Risse durch Ductility Dip aufgrund einer Kombination von Abkühlung der Schmelze bis zu deren vollständiger Erstarrung, einem einhergehenden schnellen Duktilitätsverlust innerhalb des Temperaturbereichs sowie dem Vorliegen von Eigenspannungen [13, 54, 55]. Nach Nissley et al. [56] befinden sich die bevorzugten Entstehungsorte von Ductility-Dip-Rissbildung an den Korngrenzen. Dementsprechend sind nach Ramirez et al. [55] grobkörnige Gefüge aufgrund der reduzierten Korngrenzfläche anfälliger für diese Rissart ggü. einem feinkörnigen Gefüge. Eine Reduktion der Korngrenzfläche führt unmittelbar zur Verringerung des Korngrenzgleitens [55, 56]. Eine Unterscheidung zwischen Ductility-Dip-Rissbildung und Erstarrungsrisse durch niedrigschmelzende Phasen lässt sich ausschließlich über detaillierte fraktografische Untersuchungen vornehmen, die sehr aufwendig und kostenintensiv sind [54, 56].

### **Kaltrisse**

Kaltrisse stehen nicht im direkten Zusammenhang mit dem Schweißprozess aufgrund deren geringerer Entstehungstemperatur. Einige bekannte Beispiele für Kaltrisse sind die Wasserstoffversprödung bei Umgebungstemperatur, auftretende Spannungsbildung durch die vorliegende Betriebsbelastung sowie die Aufhärtung von schmelzbadnahen Bereichen der Wärmeinflusszone, die zur Verspannung des Gefüges führen. [38]

### **Rissbildung durch Strain Age**

Die Rissbildung durch Strain Age tritt sehr häufig in ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen mit einem hohen  $\gamma'$ -Volumengehalt auf [38, 50]. Dabei steuern die Höhe und Dauer der Temperatureinwirkung sowie die vorliegenden Abkühlraten den Mechanismus der Ausscheidungshärtung sowie die Größe und Form der  $\gamma'$ -Ausscheidungen, die aufgrund der Volumenkontraktion direkt die Verspannung im Materialgefüge einstellen.

### Porenbildung und Bindefehler

Poren sind Gaseinschlüsse, die sich kugelförmig ausbilden und die vornehmlich durch eine hohe Volumenenergiedichte  $E_V$  entstehen. Eine hohe Laserleistung  $P_L$  sowie eine reduzierte Scangeschwindigkeit  $v_S$  führen zu einem tieferen Schmelzbad, das durch das Kollabieren der Dampfkapillare Turbulenzen im Schmelzbad verursacht.

Tiefe Schmelzbäder, die vornehmlich dem Tiefschweißen zugeordnet werden, ermöglichen es den Gaseinschlüssen nicht, vor der Erstarrung der oberen Schmelzschichten aus der Schmelze zu entweichen, und diese bleiben somit zurück.

Ein reduzierter Energieeintrag in den Bereich der Belichtung, der für das Aufschmelzen des Metallpulvers und das Bauteilvolumen notwendig ist, kann zu Bindefehlern zwischen Bauteilschichten führen. Insbesondere eine erhöhte Schichtdicke  $l_z$ , die Defokussierung des Fertigungslasers durch Schmauchbildung sowie Unregelmäßigkeiten und Verschmutzungen im Pulverbett können zur Beeinträchtigung des Energieeintrags durch den Fertigungslaser führen.

### Prozessfenster

Parameterkombinationen für eine reproduzierbare und qualitätsstabile Verarbeitung von Werkstoffen und die Herstellung von Bauteilen werden anhand eines Prozessfensters erarbeitet. Abb. 2.4 zeigt schematisch das optimale Prozessfenster, aufgestellt durch die Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_S$  sowie die Bereiche der Defektbildung.

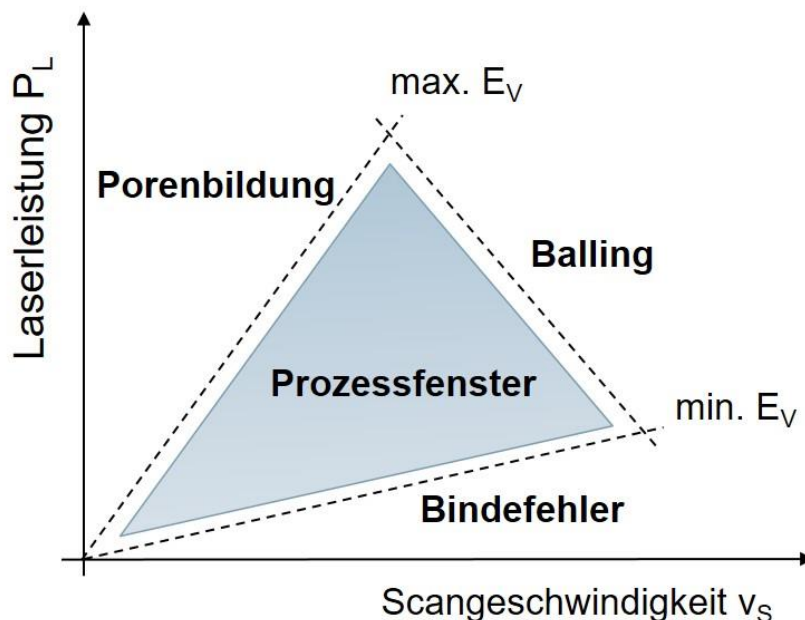


Abb. 2.4: Schematische Darstellung eines Prozessfensters in Abhängigkeit von der Laserleistung und Scangeschwindigkeit sowie der Defektbildung in Anlehnung an Saunders [57]

Das Prozessfenster wird durch eine minimale und maximale Volumenenergiedichte  $E_V$  von den auftretenden Defekten abgegrenzt. [57]

In Abb. 2.4 wird dargestellt, dass der Bereich der Poren sowie der Bindefehler durch die Veränderung und die optimale Einstellung der Prozessparameter reduziert oder vergrößert werden kann. Des Weiteren kann gezielt unerwünschte Defektbildung verhindert werden. Das Ziel der Identifikation geeigneter Prozessparameter ist das Aufspannen eines möglichst großen Prozessfensters. Dies ermöglicht eine variable Herstellung von Bauteilen, die die Anforderungen erfüllen.

## 2.3 Wärmeübertragungsmechanismen und elektromagnetische Induktion

Der lokale Energieeintrag durch das PBF-LB führt zu thermischen Veränderungen innerhalb der Schmelze sowie in umliegenden Bauteilbereichen aufgrund von Wärmeübertragungsmechanismen.

### 2.3.1 Wärmebegriff und Wärmeübertragungsarten

In Abhängigkeit vom jeweiligen Wärmetransportmedium sind drei verschiedene Arten der Wärmeübertragung möglich. Die Wärmeleitung findet vorwiegend zwischen Festkörpern statt, während die Wärmekonvektion eine Übertragung von Wärme durch flüssige oder gasförmige Medien auf Festkörper ermöglicht. Die Wärmestrahlung erfordert kein Medium zur Übertragung von Wärme.

#### Offenes thermodynamisches System und Wärmemenge

Das Bauteil innerhalb der Prozesskammer einer PBF-LB-Anlage kann als ein offenes thermodynamisches System betrachtet werden, das im Austausch mit seiner Umgebung steht. Zur Umgebung zählen beim PBF-LB die Atmosphäre der Prozesskammer, die Bauplattform sowie das das Bauteil umgebende Metallpulver. Dabei dient der Fertigungslaser als Energiequelle und führt dem thermodynamisch offenen System Energie zu. Wärme ist eine Energietransportform über eine thermodynamische Systemgrenze [58].

Die Zufuhr einer definierten Energie  $\Delta W$  führt zu einem Anstieg der Temperatur des Systems um einen Betrag  $\Delta T$ , der proportional zu  $\Delta W$  ist. Nach Formel (2.4) ist der Temperaturanstieg  $\Delta T$  abhängig von der spezifischen Wärmekapazität  $c_p$  des Materials sowie von dessen Masse  $m$ . Die Energie  $\Delta W$ , die dem Bauteil zugeführt wird, hat eine Änderung  $\Delta Q$  seiner Wärmeenergie  $Q$  zur Folge. [58, 59].

$$\Delta W = \Delta Q = c_p \cdot m \cdot \Delta T \quad (2.4)$$

Die Wärmemenge, die einem System zugeführt wird, stellt einen Energietransport dar, der zu einer Erhöhung der Wärmemenge innerhalb des Systems führt. Die Art des Wärmetransports erfolgt ausschließlich über drei Mechanismen, die sogenannten Wärmeübertragungsarten. Diese sind die Wärmeleitung, -konvektion und -strahlung. Dabei treten die Mechanismen im Allgemeinen zusammen auf und liefern unterschiedliche Beiträge zum Wärmestrom.

Jede Wärmeübertragungsart hat in Abhängigkeit von der Umgebung des offenen thermodynamischen Systems sowie der umgebenden Infrastruktur Vor- und Nachteile für die Wärmezufuhr hinsichtlich der Effizienz und gleichmäßigen Verteilung. Im Folgenden werden die Grundlagen der verschiedenen Transportmechanismen vorgestellt. [58, 59, 60]

### Wärmeleitung

Die Wärmeleitung als Transportmechanismus beruht auf Schwingungen und Stößen von Atomen und Molekülen fester, ruhender, flüssiger und gasförmiger Stoffe untereinander. Die Wärmeleitung setzt eine gemeinsame, in Kontakt stehende Grenzfläche voraus. In einem stationären System tritt die Wärmeleitung beim Vorhandensein eines Temperaturgradienten innerhalb von Stoffen auf. Dabei wird Energie bzw. eine Wärmemenge stets von einem Stoff mit einem hohen Temperaturniveau zu einem Stoff mit geringerem Temperaturniveau in Form eines Wärmestroms bzw. Wärmeflusses übertragen [61, 62]. Nach Formel (2.5) ist die Richtung des Wärmestroms stets entgegengesetzt dem vorliegenden Temperaturgradienten. [58, 63]

$$\frac{dQ}{dt} = \dot{Q} = -k \cdot A \cdot \nabla T \quad (2.5)$$

Zur Vereinfachung von Berechnungen wird häufig die Wärmeleitfähigkeit als richtungs- und temperaturunabhängig angenommen. Gase sind sehr schlechte Wärmeleiter und weisen somit eine geringe Wärmeleitfähigkeit auf [62, 63, 64]. Im Gegensatz dazu leiten Metalle Wärme wesentlich effizienter, da nach dem Wiedemann-Franz'schen Gesetz eine direkte Beziehung zwischen der thermischen und elektrischen Leitfähigkeit von Metallen besteht [63]. Bei Metallen geschieht die thermische und elektrische Leitfähigkeit vorwiegend über die freien Ladungsträger.

### Wärmekonvektion

Die Wärmekonvektion erfordert im Gegensatz zur Wärmeleitung mindestens ein Fluid zur Übertragung von Wärme, das über die Oberfläche eines anderen Stoffes strömt und dabei Wärme aufnimmt oder abgibt. Daraus resultiert eine Änderung der Temperatur der beiden Medien.

Das Umströmen eines Festkörpers durch ein Fluid führt zur Bildung einer Grenzschicht, die von der Konzentration der beteiligten Stoffe, deren Temperaturunterschieden und von der Strömungsgeschwindigkeit des Fluides abhängt. In dieser Grenzschicht findet der Wärmetransport zwischen dem Festkörper und dem Fluid statt. Bei der Konvektion zwischen zwei Fluiden gehen die Grenzschichten ineinander über. [59, 60, 62, 63]

Im PBF-LB tritt Konvektion zwischen der Bauteiloberfläche und dem Schutzgas Argon auf. Die Wärmemenge, die durch Konvektion übertragen wird, hängt von deren Temperaturdifferenz, der wirkenden Oberfläche, in der der Übergang stattfindet, sowie von dem Proportionalitätsfaktor  $h_c$  ab. Formel (2.6) stellt diesen Zusammenhang dar. [60, 62, 63]

$$\dot{Q} = h_c \cdot A \cdot (T_{SA} - T_F) \quad (2.6)$$

Die genaue Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten  $h_c$  ist sehr aufwendig, deshalb wird dieser meist experimentell ermittelt. Der Koeffizient beschreibt u. a. in Abhängigkeit von der Geometrie sowie den Abmessungen des umströmten Festkörpers die Fähigkeit des Fluids Energie von der Oberfläche abzuführen bzw. abzugeben. Dabei wird die Bewegung in laminare und turbulente Strömung unterschieden.

Für weiterführende Informationen wird auf die umfassende Literatur zu diesem Themengebiet verwiesen. [60, 62, 63]

### Wärmestrahlung

Die Wärmestrahlung überträgt die Energie durch elektromagnetische Wellen und benötigt zur Ausbreitung kein Medium. Jeder Körper ist ein Temperaturstrahler und sendet Wärme in Form von elektromagnetischen Wellen in Abhängigkeit von seiner Temperatur aus. Je höher die Temperatur des Körpers ist, desto höher ist seine Strahlungsintensität und nach dem Wien'schen Verschiebungsgesetz wandert das Maximum der Strahlungsintensität zu kürzeren Wellenlängen. Die Intensität der Wärmestrahlung hängt auch von der Oberflächenbeschaffenheit des Körpers ab. Der Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf die Strahlungsintensität wird durch den Emissionsgrad  $\varepsilon$  beschrieben. Der Emissionsgrad  $\varepsilon$  wird als das Verhältnis der tatsächlichen Strahlungsintensität zu der Strahlungsintensität eines idealen Wärmestrahlens, also eines schwarzen Körpers derselben Temperatur, definiert. Der Emissionsgrad nimmt Werte zwischen 0 und 1 an, dabei steht der Wert 0 für einen idealen Spiegel und der Wert 1 stellt einen idealen schwarzen Körper dar. [58, 61, 63]

Die Strahlungsleistung wird nach Formel (2.7) wie folgt beschrieben. Die aufgeschmolzenen Bauteilschichten befinden sich mit der Prozesskammer im Strahlungsaustausch. Dieser Austausch wird anhand des Emissionsgrades  $\varepsilon$  und der Bauteiloberfläche  $A$  beschrieben. [60], [63]

$$\dot{Q} = \varepsilon \cdot A \cdot \sigma \cdot (T_1^4 - T_2^4) \quad (2.7)$$

### Wärmestrahlung als kontaktloses Temperaturmessverfahren

Die Wärmestrahlung kann auch zur kontaktlosen Messung der Temperatur von Bauteiloberflächen eingesetzt werden. Dabei detektiert ein Infrarotthermometer (Pyrometer) oder eine Infrarotkamera die ausgesendete elektromagnetische Strahlung im Infrarotbereich mit einer Wellenlänge  $1 \mu\text{m} < \lambda < 15 \mu\text{m}$ . [59]

Infrarotthermometer übermitteln die Temperatur nur an einer Messstelle. Demgegenüber kann eine Infrarotkamera, bestehend aus einer Optik, einem Detektor sowie einer Signalverarbeitung, in Abhängigkeit von der Größe des Detektors und der Optik die Temperaturen gesamter Bauteilflächen grafisch darstellen. Die Optik lässt infrarote Strahlung durch und fokussiert diese auf dem Detektor. Der Detektor ist mit einem optischen Sensor ausgestattet, der Photonen durch den fotoelektrischen Effekt in ein elektrisches Signal umwandeln kann. Die Größe des Sensors sowie die Anzahl der Pixel wirken sich auf das Bildfeld aus. Ein Pixel ist eine kleine quadratische Bildfläche, die jede Strahlung im infraroten Wellenlängenbereich detektiert und in ein elektrisches Signal umwandelt. Die Signalverarbeitung formt dieses anhand von Algorithmen in ein Bild mit verschiedenen Temperaturwerten um. Dieses Bild wird auf der IR-Kamera angezeigt.

### 2.3.2 Elektromagnetische Induktion

Wärme als Energieform wird entsprechend dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik nicht erzeugt, sondern ausschließlich aus einer anderen Energieform durch Umwandlung gebildet. Dabei ist der Wärmeentstehungsort zugleich der Ort, an dem die Energieumwandlung stattfindet. Für eine induktive Erwärmung erfolgt die Umwandlung von elektrischem Strom in Wärme innerhalb des Bauteils gemäß dem Joule'schen Gesetz. Ein elektrischer Strom ist der Transport von elektrischen Ladungen innerhalb eines elektrisch leitfähigen Mediums. Die Stromstärke  $I$  wird gemäß Formel (2.8) als Ladungsmenge  $Q$  pro Zeiteinheit definiert, die durch einen zur Stromrichtung senkrechten Querschnitt des leitfähigen Mediums fließt [65].

$$I = \frac{\Delta Q}{\Delta t} \quad (2.8)$$

Die Hemmung der Bewegung der Leitungselektronen durch den spezifischen elektrischen Widerstand  $\rho_{el}$  hat über Formel (2.9) einen direkten Einfluss auf die elektrische Leitfähigkeit  $\sigma_{el}$  in (S/m) eines Metalls. [58, 66]

$$\sigma_{el} = \frac{1}{\rho_{el}} \quad (2.9)$$

Der spezifische elektrische Widerstand  $\rho_{el}$  ist material- und temperaturabhängig. Die Temperaturabhängigkeit von  $\rho_{el}$  verhält sich annähernd linear und steigt mit zunehmender Temperatur an. Formel (2.10) beschreibt den elektrischen Widerstand  $R$  für einen homogenen Leiter mit dem Querschnitt  $A$  und der Länge  $l$ . [58, 66, 67]

$$R = \rho_{el} \cdot \frac{l}{A} \quad (2.10)$$

Ein elektrischer Strom, der durch einen homogenen, leitfähigen Stab mit dem spezifischen elektrischen Widerstand  $\rho_{el}$ , der Querschnittsfläche  $A$  und der Länge  $l$  fließt, wird in Joule'sche Wärme umgewandelt. Die Joule'sche Wärme entspricht einer umgesetzten Wärmeleistung und wird in Formel (2.11) dargestellt [60].

$$P = I^2 \cdot \rho_{el} \cdot \frac{l}{A} \quad (2.11)$$

Die Wärmemenge, die dem Bauteil nach Formel (2.11) durch den Induktor als Wärmequelle zugeführt wird, hängt neben der zugeführten Wärmeleistung  $P$  auch von der Zeitdauer  $\Delta t$  ab, in der der elektrische Strom  $I$  im leitfähigen Stab fließt. [68]

$$Q = P \cdot \Delta t \quad (2.12)$$

Bei einem Gleichstrom verteilt sich die Stromdichte gleichmäßig über die konstante Querschnittsfläche des kreisförmigen Leiters. Die Folge ist eine homogene Erwärmung des gesamten Leiters. Bei einem Leiter mit Kanten oder Verengungen gilt dieser Sonderfall für Gleichstrom nicht. [58, 66]

Dagegen fließt beim Anlegen eines Wechselstroms der größte Teil des elektrischen Stroms am Rand des kreisförmigen Leiters. Dieser Effekt wird durch die Selbstinduktion hervorgerufen und als Skin-Effekt bezeichnet. [58, 69]

Die Schichtdicke, in der der elektrische Strom den Leiterquerschnitt durchfließt, wird durch die Skintiefe  $s$  nach Formel (2.13) bestimmt. Die Eindringtiefe eines Wechselstroms in ein leitfähiges Material hängt sowohl von der Frequenz des Wechselstroms wie auch von dessen elektrischer Leitfähigkeit  $\sigma_{el}$  ab. [58, 66]

$$s = \frac{1}{\sqrt{\pi \cdot \mu_0 \cdot \mu_r \cdot f \cdot \sigma_{el}}} \quad (2.13)$$

$f$ : Frequenz des Wechselstroms

$\mu_0$ : magnetische Feldkonstante mit  $4 \cdot 10^{-8} \frac{N}{A^2}$

$\mu_r$ : relative Permittivität

Der elektrische Strom  $I$  sowie die Leistung  $P$  fallen nach Formel (2.14) und (2.15) in einem halbusendlichen Körper als Leiter von der Oberfläche ins Leiterinnere exponentiell ab [60, 66, 68]. Dabei besitzt ein halbusendlicher Körper eine Bauteilhöhe  $h$ , die wesentlich größer ggü. der Eindringtiefe  $s$  ist.

$$\frac{I(z)}{I} = e^{-\frac{z}{s}} \quad (2.14)$$

$$\frac{P(z)}{P_0} = e^{-\frac{2 \cdot z}{s}} \quad (2.15)$$

Beim Erreichen der Skintiefe  $s$  fällt entsprechend Formel (2.14) der elektrische Strom  $I$  auf 36,8 % und die Leistung  $P$  nach Formel (2.15) auf 13,5 % gegenüber dem direkt auf der Oberfläche befindlichen Strom und der entsprechenden Leistung ab.

Die elektromagnetische Induktion ist ein kontaktloses Verfahren und unabhängig vom umgebenden Medium. Dabei ruft ein elektrischer Wechselstrom, der durch einen unendlich langen, runden und punktförmigen Leiter fließt, ein zeitlich veränderliches magnetisches Feld hervor, dessen Magnetfeldlinien als exakt konzentrische Kreise mit dem Umfang  $2 \cdot \pi \cdot r$  um den stromdurchflossenen Leiter angenommen werden. Dabei weist jeder konzentrische Kreis im Abstand  $r$  zum Leitermittelpunkt ein betragsmäßig konstantes magnetisches Feld auf [58, 70]. Formel (2.16) stellt das hervorgerufene magnetische Feld  $H$  um einen punktförmigen Leiter dar.

$$H = \frac{I_{ges}}{2 \cdot \pi \cdot r} \quad (2.16)$$

Das magnetische Feld erzeugt in einem umliegenden Bauteil ein elektrisches Wirbelfeld, dessen Richtung entgegengesetzt zur Richtung des Magnetfelds im stromführenden Leiter ist [67, 70]. Das elektrische Feld generiert einen Wirbelstrom, der durch den spezifischen elektrischen Widerstand  $\rho_{el}$  des Bauteilwerkstoffs nach Formel (2.11) in Joule'sche Wärme umgewandelt wird.

### Realisierung der elektromagnetischen Induktion

Für die technische Anwendung der elektromagnetischen Induktion wird anstelle eines runden Leiters ein Induktor eingesetzt, dessen Geometrie an den jeweiligen Anwendungsbereich sowie die Bauteilform angepasst wird [60, 71]. Die Änderung der Geometrie des Induktors sowie dessen stromführender Windungen führt zur Veränderung des magnetischen Felds, das die Wirbelstromverteilung an der Oberfläche des Bauteils verändert [72]. Die Wirbelstromverteilung innerhalb eines Bauteils erfolgt durch den Skin-Effekt, während der Proximity-Effekt die Wirbelstromverteilung an der Oberfläche des Bauteils bestimmt. Der Proximity-Effekt tritt in wechselstromdurchflossenen Leitern auf und führt zu einer maximalen Stromdichte in den Bereichen, in denen sich zwei wechselstromdurchflossene Leiter geometrisch sehr nahe kommen. [68, 69]

Eine zylinderförmige Ausführung der Windung eines Induktors mit dem endlichen Radius  $a$  und dem Abstand  $h$  zwischen seiner Mittelachse und der Bauteiloberfläche kann durch ein punktförmiges Drahtelement mit dem Abstand  $h$  zum Bauteil ersetzt werden, in dem der gesamte Strom  $I$  fließt. Tritt der Sonderfall ein, dass der Radius  $a$  des Leiters den Abstand  $h$  annimmt, muss sich das punktförmige Drahtelement auf der Bauteiloberfläche befinden und der elektrische Strom  $I$ , der im Drahtelement fließt, entspricht dem Strom im Bauteil. [66]

Die magnetische Feldstärke  $H$  eines zylindrischen Leiters mit dem Radius  $a$  und dem Abstand  $h$  zur Bauteiloberfläche wird nach Brown, Hoyler und Bierwirth [66] abgeleitet und in Formel (2.17) dargestellt. Dabei bildet der Term  $u$  den geometrischen Zusammenhang zwischen dem Radius  $a$  des Leiters sowie dem Abstand  $h$  des Leiters zur Bauteiloberfläche.

$$u = \sqrt{(h + a)^2 - a^2} \quad H(y) = \frac{I}{\pi} \cdot \frac{u}{u^2 + y^2} \quad (2.17)$$

Die Zunahme des Windungsradius  $a$  führt bei konstantem Abstand zwischen Induktor und Bauteiloberfläche zu einer Reduktion des Terms  $u$ . Die Folge ist die Zunahme des magnetischen Felds  $H$ . Die Stärke des magnetischen Felds ist umgekehrt zum Quadrat des Abstands zwischen Leiter und Bauteiloberfläche. Nach Formel (2.17) wird direkt unterhalb des Leiters bei  $y = 0$  das magnetische Feld  $H$  maximal. Somit ist ein wesentlicher Faktor für die Höhe der induzierten Stromdichte im Bauteil der Abstand  $h$  zwischen Induktor und Bauteiloberfläche.

Brown, Hoyler und Bierwirth [66] bestimmten die thermische Heizrate in (K/s) entsprechend Formel (2.18) direkt unterhalb des Leiters aus dem magnetischen Feld  $H$ . Die ausführliche Herleitung von Formel (2.18) erfolgt in Anhang 8.2.

$$\frac{\Delta T}{\Delta \tau} = \frac{2 \cdot \rho_{el} \cdot I^2}{c_p \cdot \rho_D \cdot \pi^2 \cdot s^2} \cdot \frac{u^2}{(u^2 + y^2)^2} \quad (2.18)$$

Zusätzlich zum Proximity- und Skin-Effekt weist die elektromagnetische Induktion den Kanten- effekt auf, der wie alle bisherigen induktionsimmanenten Effekte zur inhomogenen Verteilung des magnetischen Felds führt.



Allerdings ist der Kanteneffekt im Gegensatz zum Proximity- und Skin-Effekt abhängig von der Positionierung der stromführenden Leiter zum Bauteil sowie von der Bauteilgeometrie. Die parallele Stellung des Leiters direkt oberhalb einer Bauteilkante sowie das Aufeinandertreffen von Bauteilkanten unter einem Winkel führen zur lokalen Verdichtung des eingebrachten Magnetfelds und erhöhen dort den elektrischen Stromfluss, der nach Formel (2.18) zur lokalen Erhöhung der Heizrate führt.

### 2.3.3 Berechnung thermischer Spannungen

Die thermische Heizrate (s. Formel (2.18)) beschreibt den zeitlichen Temperaturanstieg im Bauteil aufgrund der induktiven Erwärmung. Dieser Temperaturanstieg führt im Bauteil zur Volumenausdehnung. Dabei zieht sich das Volumen beim Abkühlen wieder zusammen, sodass dies einen reversiblen Prozess darstellt, sofern sich die Dehnung bzw. die Schrumpfung ungehindert ausbreiten kann. In befestigten Bauteilen und Konstruktionen ist dies im Allgemeinen nicht möglich, sodass thermisch induzierte Zug- bzw. Druckspannungen im Bauteil hervorgerufen werden, die abhängig von dessen Größe sowie von den mechanischen Kennwerten des Bauteilwerkstoffs zu elastischen oder elastisch-plastischen Verformungen im Bauteil führen [73]. Wesentliche mechanische Kennwerte eines Werkstoffs, die die Grenzen dessen plastischer Verformung anzeigen, sind die plastische Streckgrenze bzw. Zugfestigkeit. Ein Anstieg der thermischen Spannungen oberhalb der Zugfestigkeit des Werkstoffs führt zur Ausbildung eines Risses.

Die thermische Spannung  $\sigma_{th}$  wird in Formel (2.19) dargestellt und ist abhängig von der mittleren Längenausdehnung  $\alpha_l$  des jeweiligen Bauteilwerkstoffs, von dessen Elastizitätsmodul  $E$  sowie der Temperaturdifferenz zwischen der End- ( $T_E$ ) und Anfangstemperatur ( $T_A$ ) hinsichtlich der jeweiligen Koordinatenrichtung  $x$ ,  $y$ ,  $z$  [73]. Beim Vorliegen einer Temperatur-Zeit-Kurve ( $T$ - $t$ -Kurve) werden die Temperaturen  $T_E$  und  $T_A$  zum Zeitpunkt  $t_E$  und  $t_A$  ausgewählt. Die spezifischen Materialparameter  $\alpha_l$  sowie  $E$  werden als isotrop betrachtet.

$$\begin{aligned}\sigma_{th,x/y/z} &= \alpha_l \cdot E \cdot (T_E - T_A)_{x/y/z} = \alpha_l \cdot E \cdot (T(t_E) - T(t_A))_{x/y/z} \\ &= \alpha_l \cdot E \cdot \Delta T_{x/y/z}\end{aligned}\quad (2.19)$$

Dabei gibt die Temperaturänderung über das Vorzeichen von  $\Delta T$  die Information über eine Dehnung (Vorzeichen: +) durch Aufheizen oder eine Schrumpfung (Vorzeichen: -) durch Abkühlen an [73]. Somit werden beim Aufheizen eines Bauteilvolumens Druckspannungen und beim Abkühlen Zugspannungen erzeugt.

Die thermischen Spannungen in einem bestimmten Bauteilbereich, durch Temperaturdifferenzen zu umliegenden Bereichen in  $x$ -,  $y$ - und  $z$ -Richtung, können nach Formel (2.19) jeweils unabhängig für die  $x$ -,  $y$ - und  $z$ -Richtung ermittelt und anschließend kann die resultierende Spannung  $\sigma_{th,res}$  für diesen spezifischen Bauteilbereich berechnet werden.

$$\sigma_{th,res} = \sqrt{\sigma_{th,x}^2 + \sigma_{th,y}^2 + \sigma_{th,z}^2}\quad (2.20)$$

### 2.4 Ansätze zur Heißrissvermeidung

Die Neigung von  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen zur Heißrissbildung während deren Verarbeitung mit dem PBF-LB erfordert die Ermittlung von Vermeidungsansätzen. Nachfolgend wird der Fokus auf dem Vorwärmansatz und dessen Realisierung in Anlagensystemen erläutert und es werden die Ergebnisse und Erkenntnisse anhand der derzeit vorhandenen Literatur dargestellt.

#### 2.4.1 Stand der Technik

Schlick [23] und Engeli [74] beschreiben Strategien zur Rissvermeidung heißrissanfälliger Nickelbasis-Superlegierungen für die Anwendung bei Schmelzschweißprozessen. Dabei können diese Strategien in metallurgische und technologische Ansätze unterteilt werden [74].

##### Metallurgischer Heißrissvermeidungsansatz

Der metallurgische Ansatz ist die Unterdrückung wesentlicher Heißrissmechanismen während des Schmelzschweißprozesses durch die Erzeugung eines heißrissresistenteren Gefüges oder durch die Beeinflussung der chemischen Zusammensetzung der Legierung. Insbesondere Erstarrungs- und Wiederaufschmelzrisse können durch die Senkung des Anteils einiger Legierungselemente wie S, P, B sowie Zr unterdrückt werden [74, 75, 76]. Allerdings sind diese Elemente für ein verbessertes Kriechverhalten notwendig und nicht beliebig reduzierbar [74].

##### Technologischer Heißrissvermeidungsansatz

Der technologische Ansatz zielt auf die Reduktion induzierter Spannungen durch den Schmelzschweißprozess ab. Wichtige Einflüsse auf das Gefüge nehmen die Abkühlrate und die Volumenkontraktion während der Erstarrung der Schmelzzone. Diese beiden Parameter wirken sich auf die Erstarrungsmorphologie des Gefüges aus und bestimmen auch weitere, durch die Mikrostruktur zu beeinflussende Eigenschaften des Bauteils. Ein vorteilhaftes Gefüge zum Spannungsabbau ist feinkörnig und kann durch reduzierte Temperaturgradienten und hohe Erstarrungsgeschwindigkeiten erzeugt werden (s. Abb. 2.1). [23] Diese können durch PBF-LB-Parameter eingestellt werden, die insbesondere die Schmelzbadform und -geometrie bestimmen. Ein feinkörniges Gefüge erfordert ein flaches, tropfenförmiges Schmelzbad. Die Tropfenform ist länglich in Richtung der Naht und erzeugt ein feinkörniges Gefüge in der Nahtmitte, da das Volumen hinter dem Lasereingriff stets schmaler wird und somit sehr schnell erstarren kann. Diese Schmelzbadform und -geometrie kann durch eine hohe Laserleistung und Scangeschwindigkeit erzielt werden [13]. Allerdings ist eine hohe Laserleistung kontraproduktiv für ein flaches Schmelzbad und Ursache für Rissbildung. Die Untersuchungen an heißrissanfälligen  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen durch Adegoke et al. [25], Engeli [74] sowie Carter [77] bestätigen, dass die ausschließliche Anpassung der PBF-LB-Parameter keine rissfreie Verarbeitung gewährleistet.

Liu et al. [78] haben durch eine externe und mitgeführte lokale Wärmesenke nach dem Schmelzvorgang ebenfalls Einfluss auf die Morphologie des Gefüges und somit auf die Rissvermeidung genommen.

Prozessinduzierte Spannungen durch den lokalisierten Energieeintrag des Fertigungslasers können auch durch die Einstellung einer geeigneten Substrattemperatur in der Schmelz- und Wärmeeinflusszone reduziert werden [23, 79]. Des Weiteren erhöht eine ausreichende Substrattemperatur die Diffusion und somit das Auflösen lokaler Konzentrationsunterschiede, das direkt zur Reduktion von niedrighschmelzenden Phasen führt. Der positive Einfluss einer Erwärmung auf die Bauteilqualität konnte im Rahmen der Reparatur von Bauteilen sowie des Fügens von Blechbauteilen mehrfach nachgewiesen werden [80]. Insbesondere die Wirkung der Erwärmung vor, während und nach dem Schweißen heißrissanfälliger Legierungen wird durch mehrere Patente [30, 81, 82] beschrieben und angewendet. Dabei hat die Erwärmung maßgeblich eine Reduktion von Erstarrungsrissen in der Schweißzone zur Folge.

### **2.4.2 Realisierung des Vorwärmansatzes in Heizkonzepten**

Die Untersuchung der Übertragbarkeit der positiven Einflüsse der Erwärmung während der Verarbeitung durch PBF-LB ist Bestandteil zahlreicher wissenschaftlicher Beiträge, die im Folgenden durch die Einteilung in Heizkonzepte mit verschiedenen Wirkprinzipien vorgestellt werden.

#### **Heizkonzepte mit elektrisch beheizter Bauplattform**

Kempen et al. [79] untersuchten die Verarbeitung eines Werkzeugstahls mit einer Bauplattformheizung. Die Erwärmung führte zu einer besseren Anbindung zwischen den ersten aufgeschmolzenen Schichten und der Substratplatte (Delamination) sowie zu einer Reduktion von Eigenspannungen im Bauteilvolumen.

Weitere Untersuchungen mit einer Bauplattformheizung und unter Verwendung von gut temperaturleitfähigen Werkstoffen zeigen grundsätzlich eine positive Wirkung auf die Bauteilqualität. Insbesondere die Reduktion von spannungsinduzierten Rissen, höheren Bauteildichten sowie die allgemeine Verbesserung der mechanischen Eigenschaften können beobachtet werden. Die Erwärmung ermöglicht auch die Anpassung der PBF-LB-Prozessparameter zur Erhöhung der Wirtschaftlichkeit des Herstellprozesses ohne negative Einflüsse auf die Bauteilqualität. Zu nennen sind u. a. die Bearbeitung von verschiedenen Aluminiumlegierungen, wie von Mertens et al. in [83] beschrieben. Allerdings konnten Mertens et al. [83] bei der Legierung Hastelloy X eine Vergröberung des Gefüges im unteren Bauteilbereich feststellen, die sich nachteilig auf die mechanischen Eigenschaften des Bauteils in Form von reduzierter Zugfestigkeit und Dehngrenze auswirkt [84]. Ein kommerziell genutztes Heizkonzept ist die beheizte Bauplattform durch eine elektrisch betriebene Heizpatrone. Dieses Konzept kann in eine PBF-LB-Anlage integriert und über eine einfache Steuerung auf die Ziel- bzw. Vorheiztemperatur eingestellt werden. Die maximale Bauteiltemperatur, die durch die Bauplattformheizung erreicht werden kann, ist nach Haider et al. [85] durch das Design der PBF-LB-Anlage sowie die Sensitivität der umgebenden Peripherie limitiert. Dabei ist die Effizienz der Bauplattformheizung auch von den physikalischen Eigenschaften der eingesetzten Legierung und der Bauhöhe abhängig.

Diese Faktoren limitieren den Einsatz der handelsüblichen Bauplattformheizung, die auf reiner Wärmeleitung basiert, erheblich [16]. Eine vorteilhafte physikalische Eigenschaft von  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen sind deren reduzierte Wärmeleiteigenschaften [86, 87]. Damit eignen sich diese Legierungen nicht zur Erwärmung über Wärmeleitung durch eine elektrisch betriebene Bauplattformheizung.

Eine spannungsarme Verarbeitung der Legierungen mit PBF-LB erfordert während der Herstellung eine Erwärmung auf Temperaturen oberhalb der jeweiligen Auslagerungstemperatur von  $> 900\text{ °C}$ , sodass ein ausreichender Festigkeitsabfall und eine erhöhte Duktilität vorliegen [16, 30, 88].

### **Heizkonzepte mit induktiver Bauplattformheizung**

Die Auslegung eines Heizkonzepts muss die Anforderungen des Werkstoffs erfüllen und parallel keine wirtschaftlichen Nachteile für den Herstellungsprozess hervorrufen. Dafür muss der notwendige Energieeintrag direkt und unmittelbar im Belichtungsbereich zur Verfügung gestellt werden und die Peripherie nicht nachteilig beeinflussen. Die geeignete Wahl des Wärmeentstehungsorts sowie der Wärmeübertragungsart zur effizienten Erwärmung ist unabdingbar. Des Weiteren sind Einflüsse des PBF-LB auf das Heizkonzept zu berücksichtigen. Insbesondere die Wahl der Pulverschichtdicke beeinflusst den Heizprozess in Abhängigkeit von der Wärmeübertragungsart.

Ein geeigneter Heizmechanismus zur kontaktlosen Wärmeeinbringung ist die elektromagnetische Induktion. In Abhängigkeit von der Frequenz des Wechselstroms kann eine angemessene Eindringtiefe der Wirbelströme in das Bauteil sichergestellt werden. Das Metallpulver bleibt aufgrund der geringen Kontaktflächen zwischen den einzelnen Pulverkörnern unberührt und eine direkte Steuerung der Temperatur durch die Einstellung des notwendigen elektrischen Stroms ist möglich.

Risse [16] untersuchte anhand der ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierung IN738LC den Einfluss der Scangeschwindigkeit auf die Schmelzbadgröße und -form. Des Weiteren wird der Einfluss der Erwärmung und Substrattemperatur auf die Rissbildung betrachtet. Das angewendete Heizkonzept besteht aus einem gekühlten Induktor, der sich wie bei Hagedorn et al. [88] unterhalb der Bauplattform befindet. Die induktive Heizeinrichtung kann eine maximale Heiztemperatur von  $1.250\text{ °C}$  erreichen. Allerdings wird im Rahmen der Untersuchung, wie auch bereits von Mertens et al. [83] beschrieben, gezeigt, dass die Erwärmung durch eine unterhalb der Substratplatte angebrachte induktive Heizeinrichtung mit zunehmender Bauteilhöhe und zunehmendem Bauteilvolumen die Temperatur in der Baufeldebene nicht sicherstellen kann. Die zunehmende Bauhöhe entfernt den Belichtungsbereich stetig von der Heizquelle als Wärmeentstehungsort und kann systemseitig durch die Erhöhung der Skintiefe nicht kompensiert werden. Damit nimmt der Anteil der Wärmeleitung innerhalb des Werkstoffs IN738LC, der eine geringe Wärmeleitfähigkeit aufweist, sukzessive zu [87].

Die Wärmeleitung stellt eine Erhöhung der Temperatur in höheren Schichten nur mit sehr langen Heizzeiten ein [16].

Die Untersuchung des Einflusses der Erwärmung auf die Rissbildung an schwer schweißbaren Nickelbasis-Superlegierungen und von deren Auswirkungen bei einer fortgeschrittenen Bauhöhe ist anhand dieses Heizkonzepts nicht möglich.

Das PBF-LB von rissanfälligen, hochfesten Aluminiumlegierungen unter Hinzunahme einer induktiven Heizung unterhalb der Bauplattform haben Uddin et al. [89] auf deren rissfreie Verarbeitung untersucht. Die Induktionsheizung stellt eine maximale Heiztemperatur von 1.000 °C bereit, während die Verarbeitung des Werkstoffs bei einer konstanten Substrattemperatur von 500 °C erfolgt. Dabei können Uddin et al. [89] zeigen, dass die Verarbeitung bei gleichzeitiger Unterdrückung der häufig auftretenden Erstarrungsrisse möglich ist.

Weitere Untersuchungen anhand dieses Heizkonzepts wurden von Hagedorn et al. [88] mit der Legierung MAR M-247 bei einer Heiztemperatur von 1.200 °C durchgeführt. Dabei konnte die Ausbildung von Rissen unterdrückt werden. Die Versuche zeigen, dass die erhöhte Substrattemperatur einen größeren Einfluss auf die Dichte der Testproben hat als die PBF-LB-Parameter selbst. Die Ursache ist auf ein vergrößertes Schmelzbad aufgrund der erhöhten Heiztemperatur zurückzuführen. Demgegenüber kann die Ausbildung von hohen Anteilen an refraktären Ausscheidungen in Form von Karbiden beobachtet werden, die Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften haben [88]. Ein weiterer Punkt, der in den Untersuchungen beobachtet werden konnte, ist die Größe der  $\gamma'$ -Ausscheidungen, die mit 1  $\mu\text{m}$  weit oberhalb derjenigen von vergleichbaren gegossenen Bauteilen aus MAR M-247 liegt. Dies ist auf die stetige und hohe Temperatureinbringung zurückzuführen und nicht vorteilhaft für die Festigkeit des aufzubauenden Bauteils [4, 88].

Die erste kommerziell erhältliche PBF-LB-Anlage der Produktreihe AconityMIDI<sup>®</sup> der Firma Aconity GmbH<sup>1</sup> ermöglicht die Integration einer Hochtemperaturheizung bis zu 1.200 °C. Die technischen Daten zeigen eine Abhängigkeit der Bauraumgröße der Anlage von der gewählten Heiztemperatur. Die maximal erzielbare Temperatur von 1.200 °C ist bei einem Bauraum mit  $\varnothing 70$  mm und für eine Höhe bis 150 mm verfügbar. Die reduzierten Abmessungen des Bauraums sowie die erzielbare Prozesstemperatur deuten auf eine induktive Bauplattformheizung hin. Ergebnisse der Verarbeitung von  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen mit dieser kommerziell verfügbaren Anlage liegen zu diesem Zeitpunkt nicht vor. Allerdings ist davon auszugehen, dass die Erkenntnisse von Risse [16] zu der Legierung Inconel738<sup>®</sup>LC übertragbar auf diesen Anlagentyp sind.

### **Kombinierte Heizkonzepte mit induktiver Bauplattformheizung und Wärmestrahler**

Zur Behebung der Nachteile der Erwärmung unterhalb der Substratplatte wurden weitere Untersuchungen zu Heizkonzepten sowie Kombinationen aus Heizkonzepten durchgeführt. Insbesondere Heizsysteme, die oberhalb sowie ober- und unterhalb des Belichtungsbereichs angeordnet sind, wurden untersucht. Diese Systeme erreichen aufgrund der Nähe zum Belichtungsbereich Heiztemperaturen  $> 900$  °C. Hagedorn [90] behandelt die Verarbeitung von Oxidkeramiken wie Aluminiumdioxid oder Zirkonoxid mittels PBF-LB und einer Heizkombination aus einer induktiven Vorheizung mit einer Pancake-Spule in der Bauplattform und eines stationären, oberhalb des Pulverbetts angebrachten CO<sub>2</sub>-Lasers. Zur Sicherstellung einer rissfreien Verarbeitung der Keramiken muss die Heiztemperatur 1.700 °C betragen.

---

<sup>1</sup> Firma Aconity GmbH mit Sitz in Herzogenrath, Deutschland.

Mit zunehmender Bauhöhe nimmt der Einfluss der induktiven Erwärmung unterhalb der Substratplatte ab und der stationär angebrachte CO<sub>2</sub>-Laser übernimmt die Erwärmung des Belichtungsbereichs. Allerdings kann die benötigte Heiztemperatur nur bedingt aufrechterhalten werden, da die optische Eindringtiefe des Lasers etwa 0,1 mm beträgt und die Wärmeleitfähigkeit der Oxidkeramiken sehr gering ist [90].

### **Zusammenfassung**

Die untersuchten Heizkonzepte zeigen eine starke Abhängigkeit von den physikalischen Eigenschaften der Legierungen, den Bauteilabmessungen sowie der Integration in die PBF-LB-Anlage.

Insbesondere die Bauplattformheizung ist aufgrund der einfachen Integration ein häufig gewähltes Heizsystem, dessen Ansatz auf der globalen Erwärmung beruht und welches das gesamte Bauteilvolumen während der Verarbeitung vollständig auf einer festgelegten Heiztemperatur hält. Dieser Ansatz bewirkt aufgrund der langen Erwärmungszeit eine Degradation der Mikrostruktur der Legierung und beeinträchtigt deren mechanische Eigenschaften nachteilig [83, 91, 92, 93]. Die Einschränkungen der Bauplattformheizung hinsichtlich Bauteilhöhe und Sicherstellung der Heiztemperatur können durch kombinierte Heizkonzeptansätze nur bedingt ausgeglichen werden. Allerdings zeigten die Untersuchungen, dass ein induktives Heizsystem die Heiztemperaturen lokal erzielen kann und sich somit grundsätzlich die Heißrissbildung von schwer schweißbaren Legierungen unterdrücken lässt.

### **Lösungsansatz**

Das Patent DE102012206122A von Jakimov, Retze und Hanrieder [94] beschreibt ein bewegliches Heizsystem mit mindestens zwei Induktoren für die generative Herstellung von Bauteilen. Die Induktoren sind über Kreuz angeordnet und oberhalb der Bauebene zur direkten Erwärmung des jeweiligen Belichtungsbereichs positioniert. Damit wird der nachteilige Einfluss einer zunehmenden Bauteilhöhe verhindert und beliebige Bauteilhöhen sind herstellbar. Die lokale Erwärmung des jeweiligen Belichtungsbereichs begrenzt die Temperatureinwirkung auf das Bauteil zeitlich und bewirkt keine Vergrößerung des Gefüges.

Das Patent umfasst auch die Steuerungs- und Regelungseinheit sowie die Temperaturerfassung, mit der die Positionierung und Leistung der Induktoren kontrollierbar oder in Abhängigkeit von der gemessenen Temperatur regelbar sind. Durch die systemseitige Trennung der beiden Schwingkreise können die Induktoren mit verschiedenen elektrischen Strömen und Frequenzen betrieben werden. Diese Prozessparameter verändern im Wesentlichen den Leistungseintrag sowie die Eindringtiefe des Wirbelstroms in die Bauteiloberfläche und bewirken die Reduktion thermischer Gradienten in tieferliegende Bauteilschichten.

Die bewegliche Anordnung der Induktoren oberhalb des Baufelds ermöglicht deren Steuerung in Abhängigkeit von der Geometrie des Bauteils und kann Einfluss auf die Abkühlung unterschiedlicher Bauteilvolumina nehmen.

## 2.5 Vorgehensweise und Umfang der Arbeit

Die Arbeit untersucht die defektarme Verarbeitbarkeit der  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierung Pearl<sup>®</sup> Micro 247LC als Derivat der Legierung CM247LC mit PBF-LB unter Anwendung des beweglichen Heizkonzepts. Das Heizkonzept ist dem Aufbau des Patents nach Jakimov, Retze und Hanrieder [94] angenähert (s. Lösungsansatz, 2.4.2) und in einer modifizierten Prozesskammer einer M290-Anlage der Firma EOS<sup>2</sup> GmbH integriert. Dieses Heizkonzept wurde bisher nicht mit dem PBF-LB kombiniert auf die Verarbeitung einer  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierung angewendet.

In Kapitel 3 werden das Heizsystem hinsichtlich Aufbau und Funktionsweise sowie der Prozessablauf zwischen dem Heizsystem und dem PBF-LB-Verfahren beschrieben.

Anschließend erfolgen die Bewertung des Heizsystems mit PBF-LB anhand eines ersten Bauauftrags an einfachen Probekörpern und die Festlegung des Handlungsbedarfs, aus dem quantifizierbare Ziele abgeleitet und festgelegt werden.

Für die Identifikation von technischen Maßnahmen wird das Konzept der Steuerung des Wärmehaushalts auf das Heizsystem angewendet. Dabei verknüpft das Konzept die Zielkenngrößen Bauteil-, Prozessqualität sowie Prozesszeit miteinander und spezifiziert nach dem jeweiligen Wärmeentstehungsort. Die Identifizierung von Einflussgrößen erfolgt anhand der 5M-Methode, die anschließend eine Ableitung von technischen Maßnahmen ermöglicht.

In Kapitel 4 werden die technischen Maßnahmen unter Berücksichtigung der systemseitigen Randbedingungen entwickelt und am beweglichen, lokalen Heizsystem realisiert. Die Durchführung eines Bauauftrags mit einfachen Probenkörpern ermöglicht die Bewertung des veränderten Heizsystems mit PBF-LB gegenüber dem ersten Bauauftrag sowie des Erfüllungsgrads der festgelegten Ziele. Abschließend wird mit dem veränderten Heizsystem der Einfluss der Substrattemperatur auf die Defektbildung bei definierten PBF-LB-Parametern untersucht.

In Kapitel 5 werden die realisierten technischen Maßnahmen auf eine Schaufelgeometrie übertragen. Dabei steht die Untersuchung des Einflusses einer veränderlichen Bauteilgeometrie auf die Rissbildung und von deren Beherrschbarkeit mit dem beweglichen, lokalen Heizsystem im Fokus.

Kapitel 6 bildet die abschließende Zusammenfassung der Untersuchungen und gibt einen Ausblick auf mögliche Handlungsfelder zur verbesserten rissfreien Verarbeitung  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigter Nickelbasis-Superlegierungen mit dem untersuchten beweglichen Heizsystem.

---

<sup>2</sup> Firma EOS GmbH mit Sitz in Krailling, Deutschland.

### 3 Beschreibung des beweglichen Heizsystems und Handlungsbedarf

Die Interaktion zwischen dem beweglichen, lokalen Heizkonzept sowie dem PBF-LB-Prozess wirkt sich entscheidend auf die Heißrissreduktion aus. Deshalb werden zunächst der Aufbau und die Funktionsweise des Heizkonzepts erläutert. Die Beschreibung des Prozessablaufs schließt die Systembeschreibung ab. Der Ausgangszustand wird anhand erster Ergebnisse hinsichtlich der auftretenden Defekte und Fertigungszeiten des Prozesses beschrieben, woraus zugleich der Handlungsbedarf der Arbeit abgeleitet wird. Die Festlegung von Zielvorgaben erfordert die Ermittlung von Zielkenngrößen zur Beschreibung des Heizprozesses in Kombination mit dem PBF-LB-Verfahren und die Identifikation von Maßnahmen zur Verbesserung des beweglichen Heizsystems. Geeignete Maßnahmen werden systematisch aus dem Bedarf an einem homogenen Wärmehaushalt mit reduzierten thermischen Gradienten für die Herstellung eines heißrissfreien Bauteils abgeleitet. Die wesentlichen Einflussgrößen, die die Steuerung eines homogenen Wärmehaushalts bewirken, werden abschließend anhand der 5M-Methodik bestimmt.

#### 3.1 Beschreibung des Heiz-, Belichtungs- und Beschichtungsprozesses

Das bewegliche Heizkonzept ist in eine modifizierte M290-Anlage der Fa. EOS GmbH integriert. Die Modifizierung der PBF-LB-Anlage besteht in der Ausführung einer vergrößerten Prozesskammer, in die das bewegliche Heizsystem sowie das Temperaturüberwachungssystem montiert werden können. Für das Verständnis der Verzahnung des Gesamtsystems zwischen Heiz-, Belichtungs- und Beschichtungsprozess werden im Folgenden zunächst der Aufbau und die Funktionsweise des realisierten beweglichen, lokalen Heizkonzepts, das dem Patent von Jakimov, Retze und Hanrieder [94] angenähert ist, beschrieben. Abschließend wird der Prozessablauf des Gesamtsystems erläutert, der das PBF-LB mit dem Heizprozess verknüpft.

##### Aufbau des beweglichen Heizsystems

Das bewegliche Heizsystem basiert auf dem ausgewiesenen Patent DE102012206122 von Jakimov, Retze, Hanrieder [94], das eine Vorrichtung zur zusätzlichen Beheizung mittels induktiver Erwärmung beansprucht. Der Einsatzbereich der Vorrichtung wird für generative Herstellungsverfahren von Bauteilen aus Hochtemperaturlegierungen mit Heißrissneigung angegeben.

Der wesentliche Unterschied zwischen dem patentierten und dem angewendeten Heizkonzept besteht in der Veränderung der gleich langen und über Kreuz angeordneten Induktoren. Dabei wird der bewegliche Induktor in y-Richtung durch einen Induktor ersetzt, der sich innerhalb der Öffnung des in x-Richtung positionierbaren Induktors bewegt. Dies bedingt auch eine Veränderung der mechanischen Ausführung des Heizsystems sowie von dessen Positionssteuerung. Insbesondere muss der geführte Induktor zusätzlich zur y-Richtung auch in x-Richtung bewegt und positioniert werden können. Die Auflösung der über Kreuz angeordneten Induktoren ermöglicht einen gleichmäßigen Abstand zwischen den beiden Induktoren zur Baufeldebene und verbessert somit deren Wärmeeintrag (s. Formel (2.18)) in das Substrat.



Abb. 3.1a) zeigt schematisch das angewendete bewegliche, lokale Heizsystem ggü. dem Patent DE102012206122 von Jakimov, Retze, Hanrieder [94], während Abb. 3.1b) die Detaillierung der Temperaturüberwachungsbereiche sowie Prozesszonen der beiden Induktoren, die unterschiedliche Abmessungen aufweisen, darstellt. Die Induktoren werden jeweils getrennt voneinander mit einem hochfrequenten elektrischen Strom (HF-Induktor) und einem mittelfrequenten elektrischen Strom (MF-Induktor) betrieben. Dabei umschließt der MF-Induktor das gesamte Baufeld in y-Richtung (s. Abb. 3.1a), während der HF-Induktor stets einen Teilbereich des darunterliegenden Bauteils eingrenzt, der zugleich dem Belichtungsbereich des Fertigungslasers entspricht. Somit findet die Belichtung stets innerhalb des HF-Induktors statt (s. Abb. 3.1b).

Die Verbindung von HF- und MF-Induktor über den Belichtungsbereich vereinfacht die Positionierung der beiden Induktoren über dem jeweiligen Belichtungsbereich, während der Bewegungsfreiheitsgrad des Systems reduziert wird.

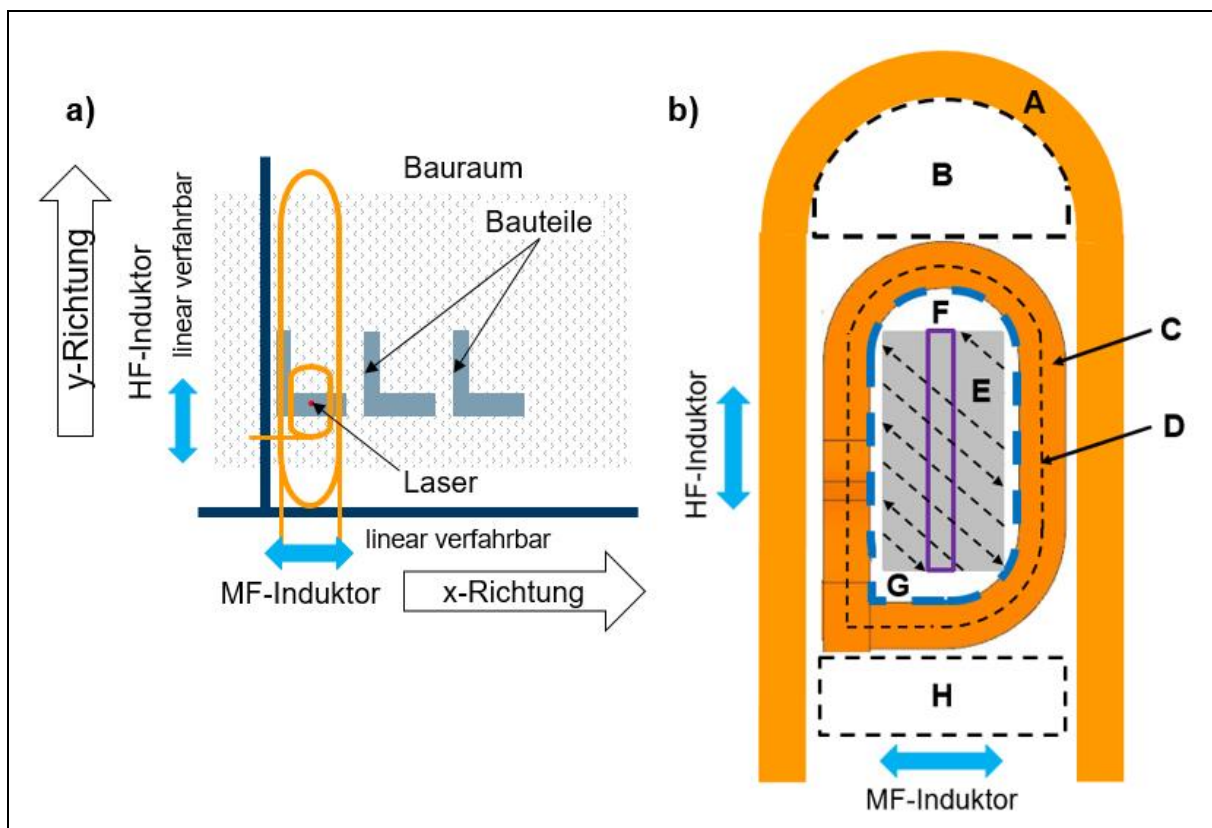


Abb. 3.1: Schematische Darstellung a) des realisierten Kreuzspulenkonzepts oberhalb des Bauraums mit dem jeweils linear verfahrbaren HF- und MF-Induktor sowie b) die Detaillierung der verschiedenen Temperaturüberwachungsbereiche ROI-MF 1 (Bereich B) und ROI-MF 2 (Bereich H) des MF-Induktors, dessen Heizbereich MF (Bereich A) sowie der Belichtungsbereich (Bereich E) und dessen Zentrum (Bereich F, violett) innerhalb des ROI-HF (Bereich G) und der Heizbereich des HF- Induktors (Bereich C) und dessen Zentrum (Bereich D)

Für das Erreichen jedes Belichtungsbereichs innerhalb des Bauraums ist der MF-Induktor aufgrund seiner großen Abmessung in y-Richtung nur in x-Richtung beweglich, während der HF-Induktor sowohl in x- als auch in y-Richtung bewegt werden kann. In x-Richtung ist der MF-Induktor vor und nach dem HF-Induktor positioniert. Dies ermöglicht die Vorwärmung von umliegenden Bauteilbereichen des Belichtungsbereichs des Fertigungslasers sowie die Nachwärmung von belichteten Bauteilbereichen.

Die eingestellte mittlere Frequenz des Wechselstroms durch den MF-Induktor sorgt für eine höhere Eindringtiefe und somit einen größeren Energieeintrag in den jeweiligen Heizbereich (Bereich A, s. Abb. 3.1b). Durch das Umschließen größerer Bauteilvolumina eines sowie mehrerer Bauteile und die Vor- und Nachwärmfunktion weist der MF-Induktor einen globalen Heizcharakter auf.

Der HF-Induktor trägt durch seine reduzierten Abmessungen zur Erwärmung des Belichtungsbereichs (Bereich E, s. Abb. 3.1b) bis zur Zieltemperatur bei und hält diese während der Belichtung aufrecht. Durch den direkten Bezug zum Belichtungsbereich weist der HF-Induktor einen lokalen Heizcharakter auf und ist maßgeblich für die Geschwindigkeit des Heizprozesses zuständig. Die hohe Frequenz des Wechselstroms sorgt für eine reduzierte Eindringtiefe gegenüber dem MF-Induktor, was den lokalen Heizcharakter des HF-Induktors unterstreicht. Der Vorteil des beweglichen, induktiven Heizsystems ist, dass ausschließlich feste Bauteilschichten durch die Induktoren erwärmt werden. In lose aufgeschüttetem und leicht verdichtetem Metallpulver kann aufgrund der geringen Kontaktflächen der Körner des Metallpulvers kein elektrischer Wirbelstrom induziert werden.

Die eingesetzten und wassergekühlten Schwingkreise für den HF- und MF-Induktor bestehen jeweils aus einem Generator, der das System mit einem elektrischen Primärstrom und der eingestellten Frequenz versorgt, sowie aus einem Anpasstransformator, der den elektrischen Primärstrom mit einem spezifizierten Verhältnis in den Sekundärstrom umwandelt und den Induktoren für den Heizvorgang zur Verfügung gestellt wird. Das spezifizierte Verhältnis im Anpasstransformator wird anhand von Kondensatoren eingestellt, die sich paarweise in einer Parallelschaltung befinden. Die Kondensatoren gehören zum Schwingkreis und machen diesen zu einem schwingungsfähigen System.

Im Weiteren werden der HF- und MF-Induktor und das jeweils dazugehörige Schwingkreissystem wahlweise als Induktionseinheit bezeichnet. Sofern beide Induktionseinheiten betroffen sind, werden diese als Induktionsmodul zusammengefasst.

#### **Funktionsweise des Heizprozesses**

Die Steuerung und Regelung der Leistung der beiden Induktoren erfolgt durch ein kamerabasiertes Temperaturregelsystem. Der gesamte Bereich, der durch die Überdeckung der beiden Induktoren festgelegt ist, wird durch eine fest installierte IR-Kamera überwacht. Dafür werden die einzelnen Bauteilbereiche in Abhängigkeit von der Position des HF-Induktors innerhalb des MF-Induktors entsprechend Abb. 3.1b) in drei Teilbereiche unterteilt, den Temperaturüberwachungsbereich Region of Interest des HF-Induktors (ROI-HF) (Bereich G, s. Abb. 3.1b) sowie die beiden Temperaturüberwachungsbereiche des MF-Induktors ROI-MF-1 (Bereich B, s. Abb. 3.1b) und ROI-MF-2 (Bereich H, s. Abb. 3.1b). Die Temperaturen innerhalb des ROI-MF-1 und ROI-MF-2 werden stetig miteinander verglichen und die maximale Temperatur zu dessen Leistungsregelung herangezogen.

Die Prozesszone des HF- sowie MF-Induktors ist jeweils die Bauteilfläche, die von den Windungen des jeweiligen Induktors überdeckt wird und den Heizbereich darstellt.

Dabei umschließt der Heizbereich MF (Bereich A, s. Abb. 3.1b) den gesamten Bereich in y-Richtung global, während der Heizbereich HF (Bereich C, s. Abb. 3.1b) mit seinem Zentrum (Bereich D, s. Abb. 3.1b) einen lokalen Heizbereich umschließt. Dieser lokale Heizbereich besteht aus dem zugehörigen ROI-HF (Bereich G, blau gestrichelt, s. Abb. 3.1b) sowie der Prozesszone des Fertigungslasers (Bereich E, s. Abb. 3.1b), was dem Belichtungsbereich mit dessen Randzonen und Zentrum (Bereich F, violett, s. Abb. 3.1b) entspricht.

Der Belichtungsbereich wird durch sein Zentrum (Bereich F, violett, s. Abb. 3.1b) und seine Randzonen spezifiziert.

Dabei grenzen die Randzonen unmittelbar an den Heizbereich HF (Bereich C, s. Abb. 3.1b) an, der zugleich dem Wärmeentstehungsort entspricht. Gleichzeitig legt das Zentrum des Belichtungsbereichs dessen Position innerhalb des lokalen Heizbereichs fest, an der sich auch die Positionierung der Temperaturüberwachung des ROI-HF, des Lasereingriffs sowie der beiden Induktoren orientiert.

Insbesondere ist das Zentrum des Belichtungsbereichs (Bereich F, s. Abb. 3.1b) für die Heizphase von Bedeutung, da sich diese Zone im Belichtungsbereich am weitesten vom Zentrum des Heizbereichs HF (Bereich D, s. Abb. 3.1b) entfernt befindet und somit die letzte Zone im Belichtungsbereich ist, die die Substrattemperatur erreicht. Der Belichtungsbereich (Bereich E, s. Abb. 3.1b) wird zum nächstmöglichen Zeitpunkt nach dem Heizvorgang belichtet und kann aufgrund des Rotationswinkels der konventionellen Streifenbelichtung und der jeweiligen Position innerhalb der Bauteilgeometrie aus einem oder mehreren Streifen bestehen.

Die Steuerung und Positionierung der beiden Induktoren über der Bauebene erfolgen anhand des Zentrums des jeweiligen Belichtungsbereichs (Belichtungsposition), der sich immer zentral und symmetrisch zum Heizbereich HF und ROI-HF befindet. Somit ist die Belichtungsposition während der Heiz- und Belichtungsphase mit der Öffnung des HF-Induktors deckungsgleich, die gleichzeitig dem Sichtbereich des ROI-HF entspricht.

Dabei sind der Heizbereich HF und dessen Zentrum durch die Abmessungen des HF-Induktors und das ROI-HF durch die Größe der Öffnung des HF-Induktors festgelegt und unveränderlich.

#### **Prozessablauf des Heiz-, Belichtungs- und Beschichtungsprozesses**

Der Heiz- und Belichtungsprozess besteht aus der Abstimmung zwischen der Erwärmung des Belichtungsbereichs auf Solltemperatur durch das Induktionsmodul (Heizphase) und dem nachfolgenden Belichten. Die anschließende Beschichtung zum Auftrag einer neuen Pulverschicht bedingt die Koordination zwischen dem Induktionsmodul und dem Beschichter. Abb. 3.2 stellt den Prozessablauf des Heiz-, Belichtungs- und Beschichtungsprozesses dar.

Im Prozessschritt 1 trägt der Beschichter (1) die Pulverschicht mit der eingestellten Schichtdicke auf das Baufeld auf. Während des Pulverauftrags steht das Induktionsmodul (2) in der Ruheposition. Nachdem der Beschichter (1) in seine Ausgangsposition zurückgefahren ist, erhält das Induktionsmodul (2) die Position des ersten Belichtungsbereichs. Im Prozessschritt 2 fahren die Induktionseinheiten zur übermittelten Position und beginnen den Heizprozess durch Leistungsübertragung. Der Heizbeginn ist auch der Start der Temperaturüberwachung (4) durch die definierten ROI für den HF- und MF-Induktor. Die Zeit bis zum Erreichen der Solltemperatur im ROI-HF entspricht der Heizzeit des jeweiligen Belichtungsbereichs. Die Temperaturüberwachung meldet das Erreichen der Zieltemperatur und erteilt im Schritt 3 die Freigabe zur Belichtung (3).

Während des Belichtungsvorgangs verbleiben die Induktoren (2) in der Heizposition. Nach der Belichtung werden die Induktionseinheiten zur nächsten Belichtungsposition bewegt und beginnen dort erneut den Heizvorgang. Dieser Schritt zwischen Erwärmung und Belichtung wird bis zum Aufschmelzen des letzten Belichtungsbereichs in der jeweiligen Bauteilschicht wiederholt (Schritt 4). Im Prozessschritt 5 fährt das Induktionsmodul (2) in die Ruheposition zurück.

### 3 Beschreibung des beweglichen Heizsystems und Handlungsbedarf

Im Prozessschritt 6 erfolgen das Absenken der Bauplattform (5) sowie der Pulverüberlaufplattform (6) und die Anhebung der Dosierplattform (7) nach dem Erreichen einer definierten Baufeldtemperatur. Diese Temperatur stellt sicher, dass sich der kontinuierliche Beschichtungsprozess nicht qualitativ nachteilig auf den Beschichter auswirkt. Die Beschichterfahrt (1) beginnt erneut und nach dem Auftragen der zweiten Pulverschicht wiederholt sich der beschriebene Vorgang, bis die Schichtzahl bzw. Bauhöhe des Bauteils erreicht ist.

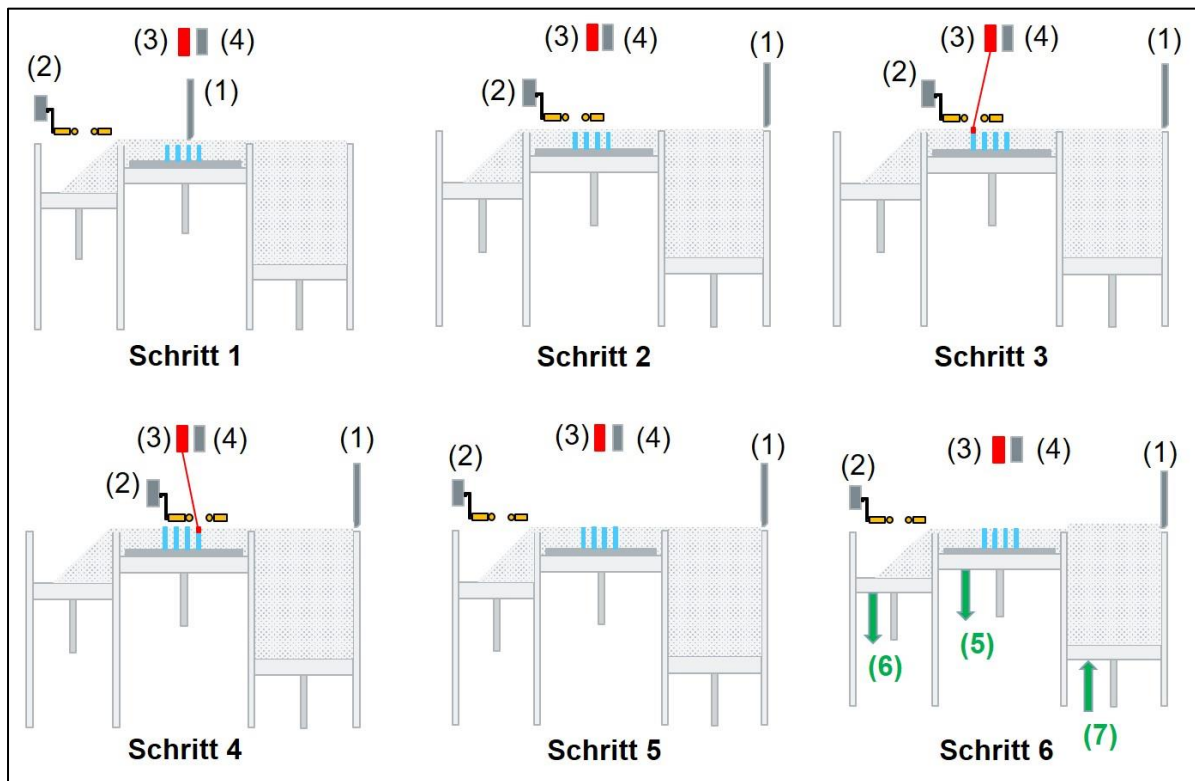


Abb. 3.2: Schematische Darstellung des Prozessablaufs zwischen Heiz-, Belichtungs- und Beschichtungsvorgang

## 3.2 Bestimmung des Ausgangszustands anhand erster Versuche

Das bewegliche, lokale Heizsystem mit elektromagnetischer Induktion ist hinsichtlich des realisierten Funktionsprinzips weder technisch noch wirtschaftlich untersucht. Dafür muss der Ist-Zustand bzw. Ausgangszustand der Kombination des Heiz- und Laserschmelzprozesses im Baubetrieb ermittelt werden, der auch deren Steuerung und Regelung beinhaltet.

Die quantitative Bewertung des Ausgangszustands erfolgt anhand der benötigten Zeiten für die unterschiedlichen Prozessschritte sowie durch die Bauteil- und Prozessqualität.

### 3.2.1 Beschreibung der eingesetzten Induktionseinheiten

In Abb. 3.3 werden der verwendete HF- und MF-Induktor schematisch dargestellt, die den Ausgangszustand des Heizsystems repräsentieren.

Die Induktoren des Ausgangszustands werden jeweils über die Länge  $L_A$  (1) und Breite  $B_A$  (2) der Innenabmessung sowie die Länge (3) und Breite (4) der Außenabmessung festgelegt (s. Abb. 3.3). Beide Induktoren bestehen aus Kupfer.

Der HF-Induktor ist einem rechteckförmigen Zylinderinduktor angenähert, da dessen Windungen übereinander angeordnet sind und einen rechteckigen Innenbereich aufweisen. Die Windungen weisen einen kreisförmigen Querschnitt auf. Der Abstand zwischen der unteren Windung des HF-Induktors und der Bauteiloberfläche wird mit  $d_{\text{Aus}}$  als Abstand des Ausgangszustands bezeichnet und beträgt 100 %. Die Einstellung eines gleichmäßigen Abstands zwischen Induktor und Bauebene gestaltet sich durch die Höhe des HF-Induktors sowie der angeschrägten unteren Windung als komplex.

Diese Anordnung der Windungen erhöht das Verhältnis der Innenabmessung  $L_A \times B_A$  (vgl. 1) + 2) in Abb. 3.3), das sich positiv auf die Prozesssicherheit aufgrund einer angemessenen Größe des ROI-HF sowie des Belichtungsbereichs auswirkt.

Die Abmessungen des MF-Induktors müssen die Abdeckung der Baufeldlänge in y-Richtung durch die Länge der Außenabmessung 3) sowie die Implementierung des HF-Induktors durch die Länge  $L_A$  (1) und Breite  $B_A$  (2) ermöglichen (vgl. Abb. 3.1a).

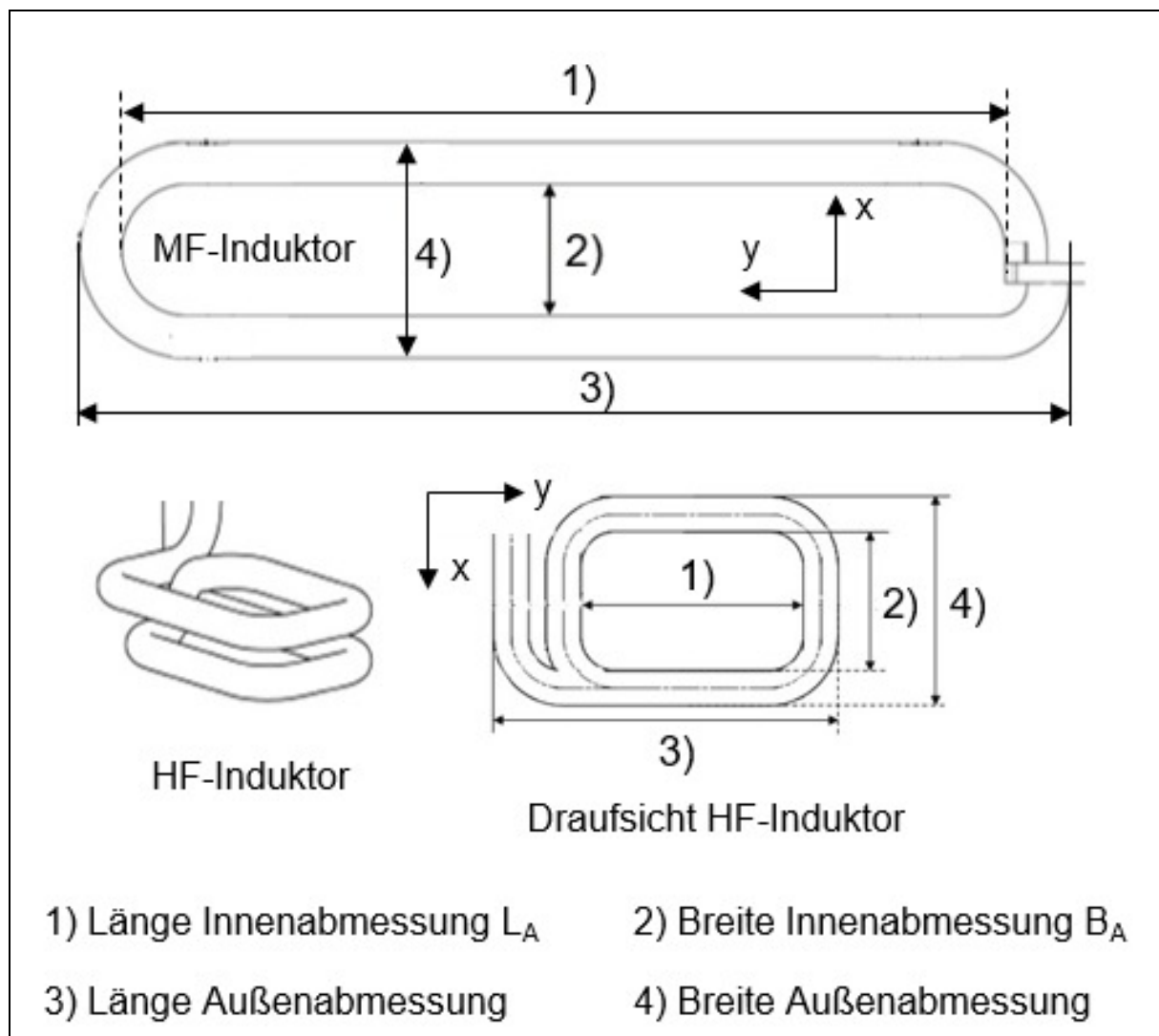


Abb. 3.3: Schematische Darstellung der verwendeten HF- und MF-Induktoren im Ausgangszustand, jeweils mit deren Bezeichnung der Länge und Breite der Innen- und Außenabmessungen sowie den jeweiligen Koordinatenachsen entsprechend Abb. 3.1a

#### 3.2.2 Bewertung und Darstellung der Defekte durch metallografische Untersuchung

Die Untersuchung von Defekten in einem Probekörper erfolgt im Allgemeinen anhand metallografischer Schlitte an den Probekörpern. Die Schlitte werden entsprechend der Aufbaurichtung beim PBF-LB in Längs- und Querschliffe unterteilt.

Abb. 3.4 stellt die Schlifflagen und die Berechnung der Defektgrößen für die Rissbildung entsprechend der flächenbezogenen, akkumulierten Risslänge in (mm/mm<sup>2</sup>) sowie Porosität in (%) dar.

Die gesamte Porosität wird durch das Verhältnis der kumulierten Fläche sphärischer Poren im jeweiligen Messbereich, bezogen auf die Messfläche von 1 mm<sup>2</sup>, bestimmt.

Bindefehler werden für die Untersuchungen der Porosität nicht ausgewertet, da diese durch reduzierte Energieeinträge beim PBF-LB entstehen (s. Abschnitt 2.2.3) und bei der Bewertung des beweglichen, lokalen Heizsystems zur Einstellung hoher Substrattemperaturen von untergeordneter Bedeutung sind [79].

Die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge ist das Verhältnis der kumulierten Risslänge aller Risse im Messbereich, bezogen auf die Messfläche von 1 mm<sup>2</sup> des Längsschliffs.

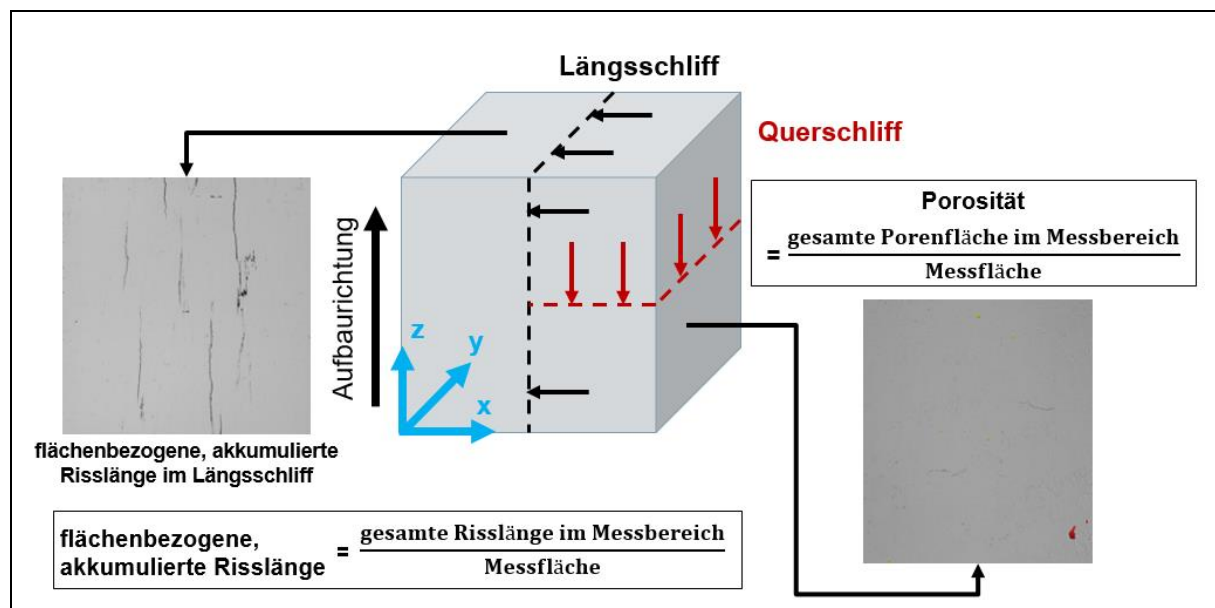


Abb. 3.4: Schematische Darstellung der Schlitte zur Messung der flächenbezogenen, akkumulierten Risslänge und Porosität. Die z-Richtung entspricht der Aufbaurichtung.

Die Schlitte werden aus dem Probekörper durch Erodieren abgetrennt und in flüssigem Harz eingebettet. Anschließend wird die Probenfläche abgeschliffen und mehrfach poliert, damit eine Messung der Defekte mit dem Lichtmikroskop anhand der quantitativen Bildanalyse möglich ist. Dabei erfolgt die Probenvorbereitung nach der ASTM E3, ASTM E407 und die Defektanalyse nach der ASTM E562.

Für die Bestimmung des  $\gamma'$ -Flächenanteils in Kapitel 5 wird der jeweilige Schliff mit einer Molybdänsäure angeätzt, die die  $\gamma'$ -Phase angreift, damit die Phasen in der REM-Untersuchung ersichtlich werden.

#### **Messfehler**

Je nach verwendeter Auflösung des Lichtmikroskops können bestimmte Messfehler erfasst werden [95]. Die Kalibrierung erfolgt durch Objektträger-Mikrometer ohne Deckglas und stellt sicher, dass bei metallografischen Untersuchungen mit einer max. Auflösung bis 200x ein max. Messfehler von 0,1 % (1  $\mu\text{m}$  Messabweichung auf 1 mm Messlänge) vorliegt. Alle angegebenen Defektfehler unterliegen diesem max. Messfehler.

#### **3.2.3 Bewertung des Ausgangszustands**

Der Prozessablauf sowie der Aufbau und die Funktionsweise der Induktionseinheiten sind in Abschnitt 3.1 ausgeführt. Die Induktionseinheiten sind mit dem HF- und MF-Induktor entsprechend Abb. 3.3 ausgestattet. Der HF-Induktor wird mit einem Primärstrom von 60 % des maximalen elektrischen Stroms des HF-Generators betrieben.

Der Bauauftrag besteht aus vier kubischen Probekörpern, die jeweils eine Kantenlänge von 13 mm aufweisen und mit der AM-Legierung Pearl<sup>®</sup> Micro 247LC des Herstellers Aubert & Duval<sup>3</sup> S.A. hergestellt werden. Diese Legierung ist ein angepasstes Derivat des CM247LC von Cannon-Muskegon, der für den gerichtet erstarrten Gießprozess eingesetzt wird und eine reduzierte Neigung zur interdendritischen Rissbildung aufweist (s. Abschnitt 2.1). Die Partikelgröße des Metallpulvers beträgt 10  $\mu\text{m}$  – 45  $\mu\text{m}$  (Verteilung zu 99 %) sowie > 45  $\mu\text{m}$  (Verteilung zu 1 %).

Die Probekörper werden mit den folgenden Volumenenergiedichten (s. auch Abb. 3.6) hergestellt:

$$E_v = 32,14 \text{ J/mm}^3, E_v = 37,50 \text{ J/mm}^3, E_v = 46,88 \text{ J/mm}^3, E_v = 47,73 \text{ J/mm}^3$$

Die weiteren PBF-LB-Parameter sind für die jeweiligen Volumenenergiedichten  $E_v$  konstant gehalten, während die Substrattemperatur auf 1.100 °C festgelegt ist.

---

<sup>3</sup> Firma Aubert & Duval S.A. mit Hauptsitz in Les Ancizes-Comps, Frankreich.

### 3 Beschreibung des beweglichen Heizsystems und Handlungsbedarf

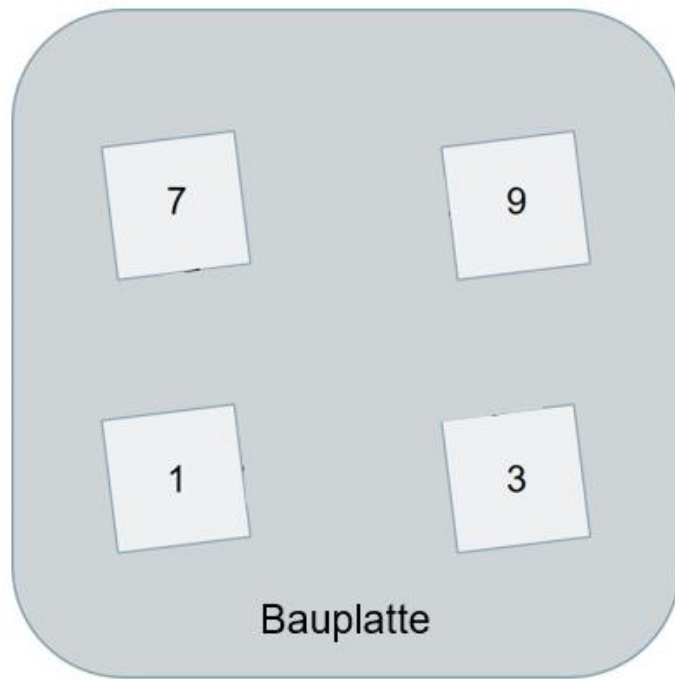


Abb. 3.5: Schematische Darstellung der Substratwürfel und Anordnung auf der Bauplatte

Abb. 3.5 stellt die Anordnung und Anzahl der Substratwürfel, hergestellt aus Inconel718<sup>®</sup>, auf der Bauplatte schematisch dar, auf die die kubischen Probekörper mit der AM-Legierung Pearl<sup>®</sup> Micro 247LC aufgebaut werden. Die Bauplatte nach Abb. 3.5 entspricht aufgrund der Modifikation der Prozesskammer (s. Abschnitt 3.1) nicht einer standardmäßigen Bauplatte.

Die Bauhöhe der Probekörper beträgt etwa 7,2 mm bis 7,3 mm, sie wird insbesondere für die Prozesszeiten für alle weiteren Bewertungen als Vergleichswert herangezogen.

In Tabelle 2 werden die einzelnen Ergebnisse dargestellt, die für die Bewertung des Ausgangszustands notwendig sind.

Tabelle 2: Daten des Bauauftrags, charakterisiert als Ausgangszustand des beweglichen, lokalen Heizsystems

<b>Fahrzeit <math>t_{F1-Aus}</math></b>	0,1 h	<b>Bauzeit</b>	10,82 h
<b>Belichtungszeit <math>t_{Bel-Aus}</math></b>	0,1 h	<b>Heizzeit <math>t_{H-Aus}</math></b>	8,8 h
<b>Beschichtungszeit <math>t_{Besch-Aus}</math></b>	0,79 h	<b>Fahrzeit <math>t_{F2-Aus}</math></b>	1,06 h
<b>Porosität</b>	0,40 ( $\pm$ 0,12) %	<b>flächenbezogene, akkumulierte Risslänge</b>	2,77 ( $\pm$ 0,44) mm/mm <sup>2</sup>

Tabelle 2 gibt die jeweilige Prozesszeit als Gesamtdauer an, die für den Bauauftrag mit der angegebenen Bauhöhe benötigt wurde. Im Folgenden werden die einzelnen Prozesszeiten näher beschrieben.



#### **Fahrzeit $t_{F1}$**

Die Fahrzeit  $t_{F1}$  ist die Zeit für das Fahren der Induktionseinheiten von der Ruheposition bis zur ersten Belichtungsposition auf dem Probekörper 1 und tritt je Bauteilschicht einmal auf (s. Abb. 3.5.).

#### **Heizzeit $t_H$**

Die Heizzeit  $t_H$  ist die Zeit bis zum Erreichen der Substrattemperatur von 1.100 °C im Temperaturüberwachungsbereich ROI-HF für den jeweiligen Belichtungsbereich und dessen Position auf dem Probekörper. Die Anzahl der Belichtungsbereiche kann je Bauteilschicht und Probekörper variieren, bspw. durch den Rotationswinkel der Streifenbelichtung.

#### **Belichtungszeit $t_{Bel}$**

Die Belichtungszeit  $t_{Bel}$  ist die Zeit des Belichtungsvorgangs innerhalb einer Bauteilschicht und hängt u. a. von den eingestellten PBF-LB-Parametern ab.

#### **Fahrzeit $t_{F2}$**

Die Fahrzeit  $t_{F2}$  ist die gesamte Zeit für das Fahren der Induktionseinheiten zwischen den einzelnen Belichtungspositionen innerhalb einer Bauteilschicht.

#### **Beschichtungszeit $t_{Besch}$**

Die Beschichtungszeit  $t_{Besch}$  fasst die Fahrzeit der Induktionseinheiten von der jeweils letzten Belichtungsposition in der Bauteilschicht zur Ruheposition sowie die Wartezeit bis zum Unterschreiten einer festgelegten Baufeldtemperatur und den anschließenden Beschichtungsvorgang zusammen.

#### **Flächenbezogene, akkumulierte Risslänge und Porosität**

Abb. 3.6 zeigt die metallografisch ermittelte flächenbezogene, akkumulierte Risslänge sowie Porosität der einzelnen Probekörper bei einer Substrattemperatur von 1.100 °C und verschiedenen Volumenenergiedichten  $E_v$ . Der Mittelwert der flächenbezogenen, akkumulierten Risslängen aller Probekörper beträgt 2,77 mm/mm<sup>2</sup>, sie streuen mit der Standardabweichung von 0,44 mm/mm<sup>2</sup> um den Mittelwert, während die Porosität für alle vier Probekörper bei 0,40 (± 0,12) % liegt.

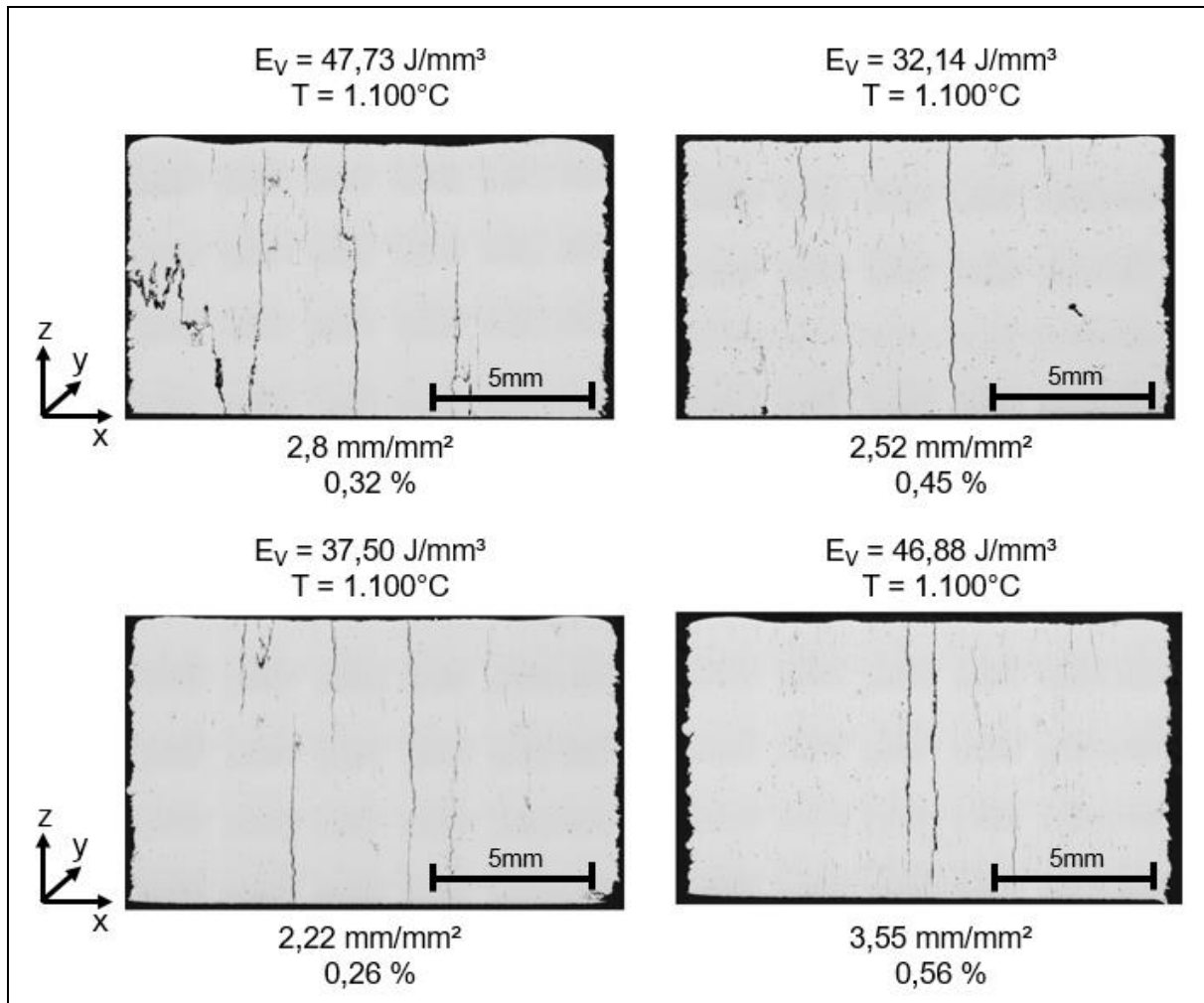


Abb. 3.6: Metallografische Schlifffbilder der hergestellten Probekörper des Ausgangszustandes bei einer Substrattemperatur von  $1.100^\circ\text{C}$  und vier verschiedenen Volumenenergiedichten  $E_V$ . Die Aufbaurichtung entspricht der z-Richtung.

Abb. 3.7 stellt die Zeitanteile der einzelnen Prozessschritte des charakterisierten Ausgangszustands aus Tabelle 2 quantitativ und prozentual in Bezug zum gesamten Bauauftrag grafisch dar.

Dabei ist festzustellen, dass die Summe der Anteile der heizprozessbedingten Schritte, die die Fahrzeit  $t_{F1-Aus}$ , Heizzeit  $t_{H-Aus}$  und Fahrzeit  $t_{F2-Aus}$  beinhaltet, etwa 92 % der Bauzeit entspricht. Davon tragen die größten Zeitanteile die Heizzeit  $t_{H-Aus}$  mit etwa 81 % und die Fahrzeit  $t_{F2-Aus}$  mit etwa 10 %. Die Beschichtungszeit  $t_{Besch-Aus}$  beträgt etwa 7 % von der gesamten Bauzeit.

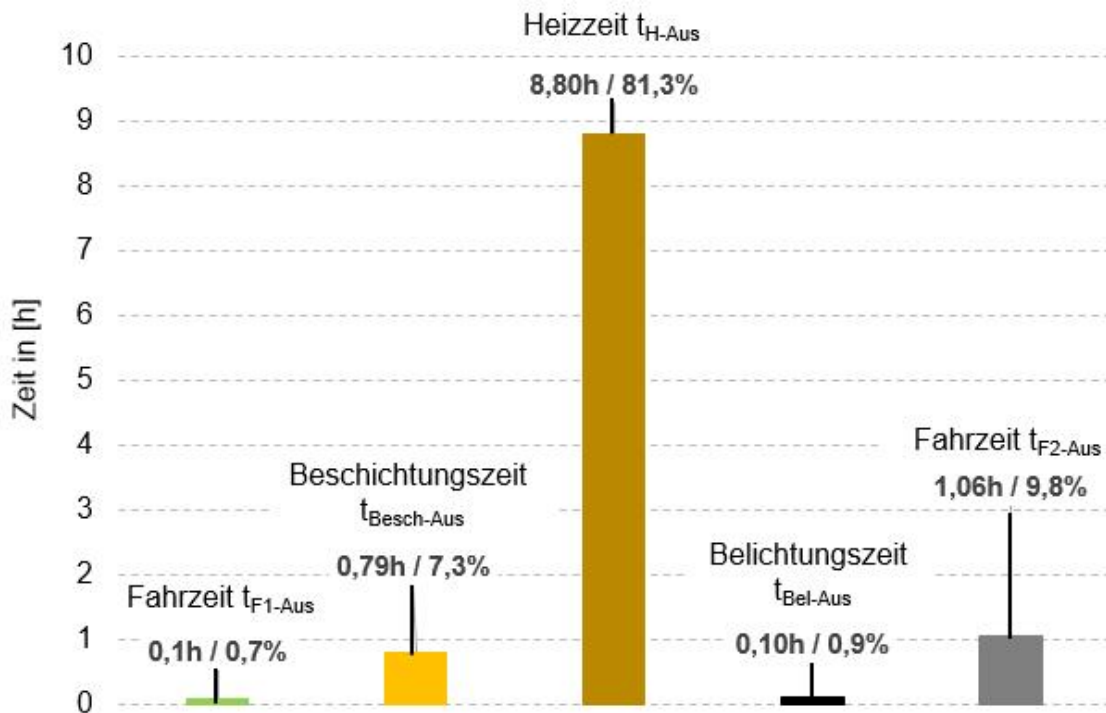


Abb. 3.7: Darstellung der zeitlichen und prozentualen Anteile der einzelnen Prozessschritte aus Tabelle 2 in Bezug zur Bauzeit des Ausgangszustands

#### Zusammenfassung des Ausgangszustands

Der Prozessschritt der Heizphase  $t_{H-Aus}$  nimmt aufgrund der Substrattemperatur von  $1.100\text{ }^{\circ}\text{C}$  und der heizkonzeptbedingten Öffnung des HF-Induktors den wesentlichen Anteil an der gesamten Bauzeit ein (s. Abb. 3.7). Während die Höhe der Substrattemperatur u. a. von der Legierung abhängig ist und die Rissbildung unterdrücken kann [16, 23, 88], ist die Öffnung des HF-Induktors für die Belichtung sowie für die Temperaturüberwachung notwendig und an das bewegliche Heizkonzept gekoppelt.

Die heizkonzeptbedingte Öffnung im HF-Induktor führt zu einem horizontalen Abstand  $d_h$  zwischen dem Zentrum des Heizbereichs HF und dem des Belichtungsbereichs (s. Bereich D + Bereich F, Abb. 3.1b). Damit basiert der Heizprozess und somit die Heizzeit  $t_{H-Aus}$  im Wesentlichen auf Wärmeleitung, die ggü. der direkten Wirbelstromeinbringung durch elektromagnetische Induktion unterhalb der stromführenden Windungen (s. Bereich C, Abb. 3.1b) wesentlich langsamer abläuft. Diese Diskrepanz zwischen den verschiedenen Heizraten erzeugt auch die Einstellung unterschiedlich großer Temperaturgradienten innerhalb der Öffnung, die sich während des Heizprozesses nicht vollständig abbauen können.

Somit erhöht der zunehmende Abstand  $d_h$  die Heizzeit  $t_{H-Aus}$  und ist gleichzeitig abhängig von den Außen- und Innenabmessungen des HF-Induktors.

Die Fahrzeiten  $t_{F1-Aus}$  und  $t_{F2-Aus}$  des Induktionsmoduls hängen im Wesentlichen von den Abmessungen des Baufelds sowie von der Anzahl der Belichtungsbereiche innerhalb der Bauteilfläche und von der Größe der Bauteilfläche im Baufeld ab. Die Anzahl der Belichtungsbereiche wird von den gewählten PBF-LB-Parametern beeinflusst und gibt auch das Bauteilvolumen des Belichtungsbereichs vor, das gezielt durch das bewegliche Heizsystem auf die festgelegte Substrattemperatur möglichst homogen erwärmt werden muss.

Der Prozessschritt der Beschichtung beträgt im Ausgangszustand etwa 7,3 % der gesamten Bauzeit und ist gegenüber dem Standardprozess ohne Heizsystem sowie identischen PBF-LB-Parametern um 83,5 % erhöht. Dies kann auf die festgelegte Baufeldtemperatur nach der Belichtung des letzten Belichtungsbereichs der Bauteilschicht zurückgeführt werden, die einen stabilen Schichtauftrag als Teil der Prozessqualität sicherstellt. Des Weiteren ist die Beschichtungszeit  $t_{\text{Besch-Aus}}$  abhängig von der Fahrzeit des Induktionsmoduls von der jeweils letzten Belichtungsposition innerhalb der Bauteilschicht zur Ruheposition.

#### **Handlungsbedarf**

Anhand der ersten Ergebnisse aus dem Ausgangszustand lässt sich der Handlungsbedarf ableiten. Die hohen heizprozessbedingten Zeiten (vgl. Abb. 3.3) führen ggü. einem PBF-LB-Standardprozess ohne Heizsystem zu unwirtschaftlichen Herstellkosten, die unabhängig von der Fähigkeit des beweglichen Heizsystems, die Rissbildung zu unterdrücken, nicht tragfähig sind. Deshalb muss das Heizsystem hinsichtlich der zusätzlichen Prozesszeiten, wie der Fahrzeiten  $t_{F1}$  sowie  $t_{F2}$  und der Heizzeit  $t_H$ , reduziert werden. Des Weiteren ist für die Implementierung des beweglichen Heizsystems der Nutzen einer verbesserten Unterdrückung von Rissen bei der Verarbeitung der Legierung Pearl<sup>®</sup> Micro 247LC durch PBF-LB sicherzustellen.

### **3.3 Definition von Zielkenngrößen für das bewegliche Heizsystem**

Der Handlungsbedarf erfordert die Einführung von Verbesserungsmaßnahmen des PBF-LB-Prozesses mit beweglichem, lokalem Heizsystem, für deren Bewertung Zielkenngrößen definiert werden müssen. Als Referenzprozess und Vergleichsgrundlage für die Realisierung der Verbesserungsmaßnahmen dient der Ausgangszustand nach Abschnitt 3.2.

Ein wertschöpfender Fertigungsprozess muss die Kenngrößen Kosten, Zeit und Qualität erfüllen, die in Form eines Zieldreiecks in Relation zueinander und gleichzeitig miteinander in Konflikt stehen.

Aus der Beschreibung des Aufbaus und der Prozessabläufe des PBF-LB mit Heizsystem (s. Abschnitt 3.1) ist eine Zuordnung der Kenngrößen Bauteil- und Prozessqualität sowie Prozesszeit möglich. Die Kenngröße Prozesskosten kann über die Prozesszeit bewertet, aber nicht direkt als Zielkenngröße herangezogen werden.

#### **Bewertung der Bauteilqualität**

Die Bewertung der Qualität hergestellter Bauteile erfolgt anhand der flächenbezogenen, akkumulierten Risslänge und des prozentualen Anteils der Porosität. Im Ausgangszustand nach Tabelle 2 liegt die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge im Längsschliff bei  $2,77 (\pm 0,44)$  mm/mm<sup>2</sup> und die Porosität bei  $< 1$  %.

Die Realisierung von Verbesserungsmaßnahmen am beweglichen Heizsystem muss die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge im Mittelwert um  $> 50$  % ggü. dem Ausgangszustand reduzieren, während die Porosität konstant bei  $< 1$  % gehalten wird.

Die Zielanwendung der  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen in einer Fluggasturbine erfordert aus Sicherheitsaspekten eine starke Reduktion von Rissen.

### Prozessqualität

Die Prozessqualität des PBF-LB-Verfahrens mit Heizsystem kann durch die Baubarkeit der vorliegenden Probekörper qualitativ und durch die Beschichtungszeit quantitativ bewertet werden. Insbesondere die Zunahme der Beschichtungszeit  $t_{\text{Besch}}$  zeigt eine herabgesetzte Prozessqualität aufgrund inhomogener Temperaturverteilungen im Baufeld bei gleichbleibender Baufeldtemperatur an (s. Abschnitt 3.1).

Im Weiteren wird die Beschichtungszeit  $t_{\text{Besch}}$  als Zielgröße für die Bewertung einer Verbesserung der Prozessqualität ggü. dem Ausgangszustand herangezogen. Dabei muss das Kriterium  $t_{\text{Besch-neu}} \leq t_{\text{Besch-Aus}}$  gelten.

Das Kriterium wird ggü. dem Ausgangszustand nicht verschärft, da die Optimierung der Heizzeit  $t_{\text{H}}$  eine positive Auswirkung auf die Temperaturprozessführung des beweglichen Heizsystems und somit auch auf dessen Prozessqualität hat.

### Heizprozessbedingte Zeit

Die Prozesszeit stellt eine technische und wirtschaftliche Bewertungskenngröße dar. Technisch dient die Prozesszeit der Bewertung des Grundtemperaturniveaus im Bauteilvolumen je Schicht zur Sicherstellung reduzierter Abkühlraten. Der wirtschaftliche Aspekt der Prozesszeit besteht in der Bewertung der Dauer eines Bauauftrags und hat damit eine direkte Auswirkung auf die Produktionskosten.

Die Prozesszeiten des PBF-LB-Verfahrens mit Heizsystem werden durch die Prozesszeiten des Standardprozesses des PBF-LB-Verfahrens ohne Heizsystem nach unten beschränkt. Deshalb ist das Ziel der Einführung von Verbesserungsmaßnahmen, zusätzliche Prozesszeiten, bedingt durch das bewegliche Heizsystem, zu minimieren (heizprozessbedingte Zeit). Dies sind alle Prozesszeiten nach Abschnitt 3.2.3 mit Ausnahme der Belichtungszeit  $t_{\text{Bel}}$ , die u. a. durch die PBF-LB-Parameter festgelegt wird, sowie der Beschichtungszeit  $t_{\text{Besch}}$ , die bereits als Zielgröße der Prozessqualität dient.

Das Ziel ist die Reduktion der Summe der heizprozessbedingten Zeit (Fahrzeit  $t_{\text{F1}}$  + Heizzeit  $t_{\text{H}}$  + Fahrzeit  $t_{\text{F2}}$ ) ggü. der Summe (Fahrzeit  $t_{\text{F1-Aus}}$  +  $t_{\text{H-Aus}}$  +  $t_{\text{F2-Aus}}$ ) des Ausgangszustands um mindestens 50 %.

Die Fahrzeit  $t_{\text{F1}}$  wird aufgrund der gleichen Position der Probekörper auf den Substratwürfeln sowie der Bauplatte im Baufeld nicht reduziert. Des Weiteren wird auch die Fahrzeit  $t_{\text{F2}}$  nicht verringert, da die Größe der Belichtungsbereiche innerhalb einer Bauteilschicht nicht erhöht wird. Somit zielt dieses Kriterium im Wesentlichen auf eine erhebliche Reduktion der Heizzeit  $t_{\text{H}}$  ab, die mindestens erreicht werden muss, um weitere innovatorische Schritte für die wirtschaftliche Verarbeitung von  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen mit dem beweglichen, lokalen Heizsystem einzuleiten.

### 3.4 Bestimmung von Einflussgrößen und Ableitung von technischen Lösungen zur Verbesserung der Zielkenngrößen

Die Implementierung des beweglichen Heizsystems wird in Abschnitt 2.4 als technologischer Heißrissvermeidungsansatz bezeichnet und nimmt einen positiven Einfluss auf die Bauteilqualität durch die Unterdrückung von Heißrissbildung. Die Bauteilqualität ist abhängig von der Legierung, die aufgrund der unterschiedlichen Phasenausbildungen bestimmte Anforderungen an den Wärmehaushalt stellt (s. Abschnitt 2.1.2) [16, 96].

Abb. 3.8 stellt das Konzept der Steuerung des Wärmehaushalts zur Bestimmung von Einflussgrößen des beweglichen, lokalen Heizsystems auf die Anforderung der Zielkenngröße Bauteilqualität sowie die gegenseitige Einflussnahme zwischen der Prozessqualität, Prozesszeit und dem Wärmehaushalt grafisch dar.

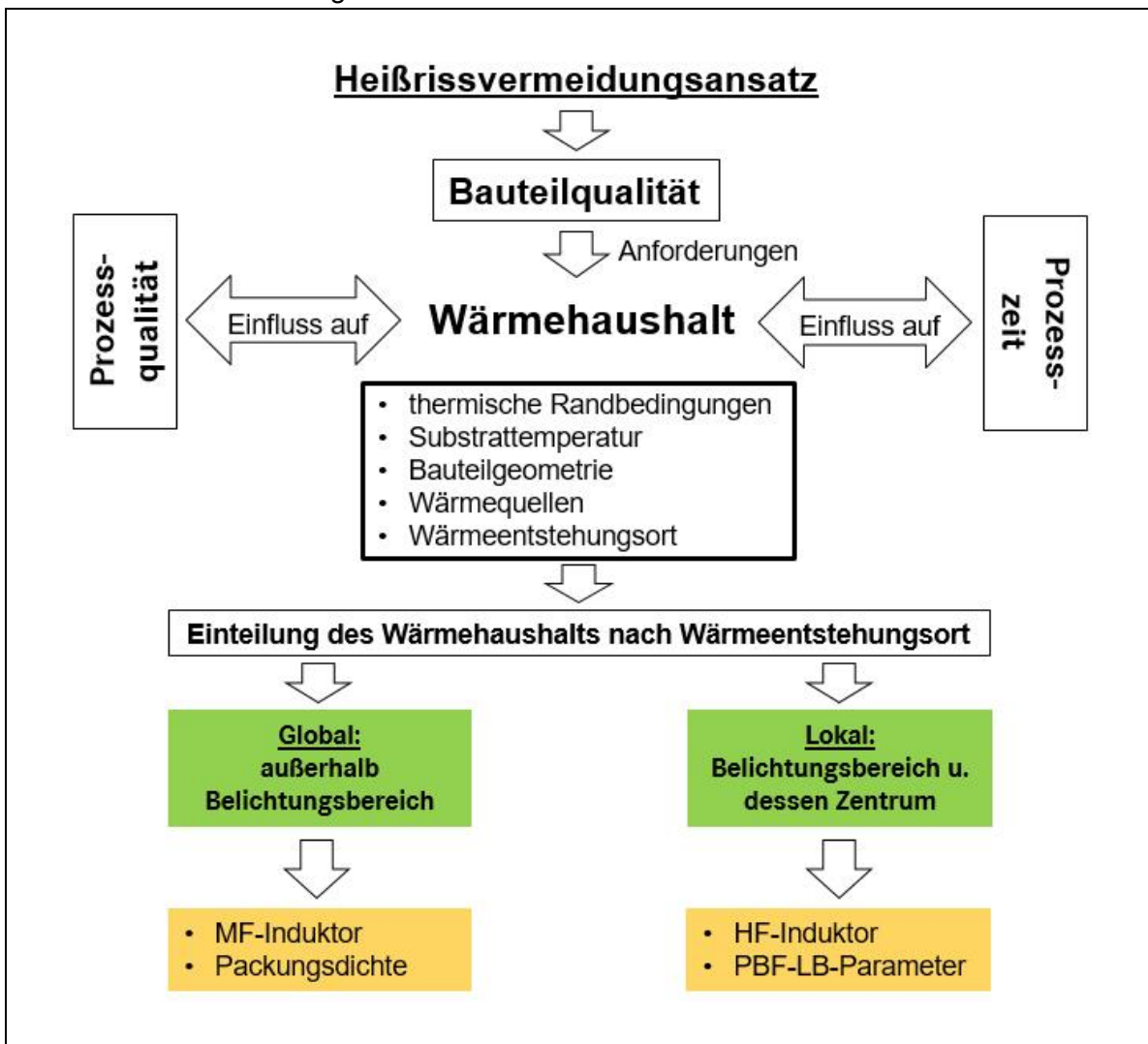


Abb. 3.8: Gegenseitige Wirkung der definierten Zielkenngrößen auf den Wärmehaushalt des Bauteils und die Einteilung in einen lokalen sowie globalen Wärmeentstehungsort, ausgehend vom jeweiligen Belichtungsbereich mit den Einflussgrößen des beweglichen Heizsystems sowie des PBF-LB-Verfahrens

Der Wärmehaushalt wird durch die thermischen Randbedingungen des Bauteils, Substrattemperatur, Bauteilgeometrie, Wärmequellen und den Wärmeentstehungsort gesteuert bzw. verändert. Gleichzeitig nehmen die Zielkenngrößen Prozesszeit und -qualität Einfluss auf den Wärmehaushalt und umgekehrt. Alle definierten Zielkenngrößen werden über den Wärmehaushalt miteinander verbunden, stehen aber auch in Konflikt zueinander. Dazu zählen bspw. der Zielkonflikt der Prozesszeit, die eine möglichst reduzierte Substrattemperatur für die Belichtung benötigt, während die Bauteilqualität eine bestimmte Substrattemperatur für die Heißrissunterdrückung fordert.

#### **Thermische Randbedingungen**

Das Bauteilvolumen stellt ein offenes thermodynamisches System dar, das einen regelmäßigen Austausch von Wärmeenergie zwischen der Substratplatte, dem umgebenden, leicht verdichteten, losen Metallpulver sowie der Prozesskammer zur Folge hat.

Der kontinuierliche Schichtaufbau und Wärmeeintrag durch die Wärmequellen führen zur Veränderung der thermischen Interaktion des stetig zunehmenden Bauteilvolumens mit dessen Umgebung.

Der Wärmetransfer zwischen dem Bauteilvolumen und der Substratplatte wird mit zunehmender Bauteilhöhe aufgrund der reduzierten Wärmeleitfähigkeit der  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen gehemmt (s. auch Risse [16], Hagedorn et al. [90]). Das umgebende Metallpulver isoliert aufgrund seiner geringen Dichte, die abhängig vom jeweiligen Verfestigungsgrad des Metallpulvers ist, das Bauteilvolumen während des gesamten Prozesses thermisch ab [97].

Der thermische Austausch zwischen der Bauteiloberfläche und der Prozesskammer in Form von Wärmestrahlung bleibt durch die Zugriffsnotwendigkeit des Lasers während des gesamten Bauprozesses bestehen und muss regelmäßig über das bewegliche, lokale Heizsystem ausgeglichen werden.

#### **Substrattemperatur**

Die Einstellung und Aufrechterhaltung der Substrattemperatur während des Belichtungsprozesses ist maßgeblich für die Defektbildung und abhängig von der chemischen Zusammensetzung der Legierung, den sich ausbildenden Phasenanteilen aufgrund der Auflösung der  $\gamma'$ -Phasen und von der Anzahl der Wärmequellen. [96] Die notwendige Substrattemperatur muss mindestens im Zentrum des Belichtungsbereichs vorliegen.

#### **Bauteilgeometrie**

Der lokale und globale Heizcharakter des Heizsystems sowie der örtlich fokussierte Lasereintrag führen bei einer veränderlichen Bauteilgeometrie in Form von filigranen und dickeren Bauteilstrukturen zur Änderung des Temperaturgradienten innerhalb des Bauteilvolumens.

#### **Wärmequellen**

Die Wärmequellen des gesamten Systems sind der Fertigungslaser sowie die Induktoren. Diese bestimmen in der Gesamtheit die Größe des Energieeintrags in das Bauteil.

#### **Wärmeentstehungsort**

Der Wärmeentstehungsort, d. h. die Position der Wärmequellen sowie der Abstand der Wärmequellen im gesamten System zueinander, beeinflusst die thermischen Gradienten im Bauteil (s. Abschnitt 2.3.1).

Die Belichtung durch den Fertigungslaser erfolgt gezielt und ausschließlich innerhalb des jeweiligen Belichtungsbereichs und orientiert sich an dessen Zentrum (s. Bereich F in Abb. 3.1b). Die stromführenden Windungen der Induktoren sind die Quellen des magnetischen Felds, das die Wirbelströme im Bauteil erzeugt. Somit ist die Position der Windungen über dem jeweiligen Bauteilbereich mit der Position der Wirbelströme im Bauteil identisch (Proximity-Effekt). Der Heizbereich des MF-Induktors ist global über die y-Achse des Baufelds verteilt und ist vom jeweiligen Belichtungsbereich entkoppelt, während der Heizbereich des HF-Induktors den jeweiligen Belichtungsbereich mit dessen Randzonen und Zentrum umschließt und deren Heizphase steuert.

#### **Einteilung des Wärmehaushalts nach Wärmeentstehungsort**

Die Funktion des MF-Induktors besteht in der Vorwärmung der umliegenden Bauteilbereiche des jeweils betrachteten Belichtungsbereichs. Des Weiteren erfolgt die Nachwärmung von bereits belichteten Bauteilbereichen (s. Abschnitt 3.1). Davon bleiben der jeweilige Belichtungsbereich und dessen Zentrum unmittelbar vor und nach der Belichtungsphase unberührt.

Zusätzlich werden weitere Bauteile im Baufeld (globaler Heizcharakter) vorgewärmt, die sich abhängig von der Packungsdichte des Bauauftrags unterhalb des MF-Induktors im Baufeld befinden.

Der Heizbereich HF ist nicht identisch mit dem Belichtungsbereich und dessen Zentrum, aber umschließt diese beiden Bereiche unmittelbar und erwärmt diese bis zur notwendigen Substrattemperatur (lokaler Heizcharakter). Dabei nehmen die PBF-LB-Parameter nach dem Erreichen der Substrattemperatur auch Einfluss auf den Energieeintrag in das Zentrum des Belichtungsbereichs.

Somit kann der Wärmehaushalt des Bauteilvolumens aufgrund des jeweiligen Wärmeentstehungsorts in zwei Teilbereiche, den Belichtungsbereich und dessen Zentrum sowie die umliegenden Bauteilbereiche ohne den Belichtungsbereich, aufgeteilt werden, die gleichzeitig über die IR-Kamera überwacht werden (s. Abschnitt 3.1).

Nach Berücksichtigung der festgelegten Zielkenngrößen (vgl. Abschnitt 3.3) liegt der Fokus der weiteren Untersuchungen auf dem Zentrum des Belichtungsbereichs und insbesondere der Einstellung eines homogenen Wärmehaushalts durch den HF-Induktor. Die hohen Heizzeiten  $t_{H-Aus}$  im Ausgangszustand sowie die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge und die Beschichtungszeit  $t_{Besch-Aus}$  deuten auf einen ineffizienten Energieeintrag durch den HF-Induktor innerhalb des Zentrums des Belichtungsbereichs vor dem Schmelzvorgang des Fertigungslasers hin (vgl. Tabelle 2).

Aufgrund der Orientierung des ROI-HF sowie des Lasereingriffs anhand des Zentrums des Belichtungsbereichs wird im Folgenden unter Belichtungsbereich gleichbedeutend auch dessen Zentrum verstanden. Insbesondere entspricht der Bereich des Lasereingriffs dem des Belichtungsbereichs des Fertigungslasers.



Der Fokus der weiteren Untersuchungen auf dem HF-Induktor schließen nicht den Einfluss der PBF-LB-Parameter auf den Wärmehaushalt im Belichtungsbereich aus. Allerdings wird durch einen optimierten Energieeintrag des HF-Induktors die Homogenität der Temperaturverteilung zwischen den Randzonen des Belichtungsbereichs und dessen Zentrum gefördert und somit die Identifikation einer geeigneten PBF-LB-Parameterkombination für die rissfreie Verarbeitbarkeit der Legierung Pearl® Micro 247LC erleichtert. Dies reduziert die Auswirkungen der Variation der PBF-LB-Parameter, insbesondere der Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_S$ , auf die Bauteilqualität in Form der Rissbildung.

Die Aussage wird einerseits durch die Untersuchungen von Risse [16] anhand der Legierung IN738LC und des abnehmenden Einflusses der Scangeschwindigkeit  $v_S$  auf die Rissbildung bei zunehmender Heiztemperatur  $\geq 900$  °C gestützt. Das gleiche Verhalten wird auch der Laserleistung  $P_L$  unterstellt. Dies unterliegt der Annahme, dass der zunehmende Energieeintrag des Heizsystems in den Belichtungsbereich die Bildung thermischer Gradienten kompensiert, die durch die veränderliche Laserleistung  $P_L$  während der Belichtung auftreten. Der Nachweis der Gültigkeit dieser Annahme für die vorherrschenden thermischen Bedingungen, die durch das bewegliche, lokale Heizsystem eingestellt werden, wird in Abschnitt 4.4.4 geführt.

#### **Festlegungen hinsichtlich des MF-Induktors**

Die Nachwärmung eines belichteten Bauteilbereichs durch den MF-Induktor kann anhand einer geeigneten Einstellung der Abkühlung direkt nach der Belichtung grundsätzlich die Zielkenngröße der Bauteilqualität, insbesondere der Rissbildung, beeinflussen.

Im vorliegenden Heizkonzept (s. Abschnitt 3.1) ist der HF-Induktor innerhalb der Öffnung des MF-Induktors integriert. Somit wird eine vollständige Überdeckung der Windungen des MF-Induktors über vorherige belichtete Bereiche zur Nachwärmung des Belichtungsbereichs durch die Außenabmessungen des HF-Induktors erschwert. Die Nachwärmfunktion des MF-Induktors bzw. dessen Überdeckung des vorherigen belichteten Bereichs hängt maßgeblich von dessen Größenverhältnis zur Öffnung des HF-Induktors ab. Dies wird wiederum über die Geometrie der darunterliegenden Bauteilfläche gesteuert.

Ein Größenverhältnis von 1, d. h., die Größe des belichteten Bereichs ist identisch mit der Größe der Öffnung des HF-Induktors, ermöglicht eine partielle Überdeckung durch den MF-Induktor. In diesem Fall wird die Nachwärmfunktion für zuletzt belichtete Bauteilbereiche teilweise gewährleistet. Allerdings ist die vollständige Temperaturerfassung des belichteten Bereichs durch das ROI-MF aufgrund der partiellen Überdeckung nicht gegeben.

Ein Größenverhältnis  $< 1$ , d. h., die Größe des belichteten Bereichs ist ggü. der Öffnung des HF-Induktors kleiner, ermöglicht keine Überdeckung des zuletzt belichteten Bereichs durch den MF-Induktor. In diesem Fall ist die Nachwärmfunktion des Bauteilbereichs nicht sichergestellt und die Temperaturerfassung des belichteten Bereichs erfolgt durch das ROI-HF. Somit wird die Nachwärmfunktion durch den HF-Induktor gewährleistet.

Die Größe der jeweiligen Belichtungsfläche wird durch die vorliegende Bauteilgeometrie gesteuert, die grundsätzlich veränderlich über die Bauhöhe ist und nicht beeinflusst werden kann. Die Variable der Bauteilgeometrie ermöglicht keine Optimierung des MF-Induktors hinsichtlich dessen Nachwärmfunktion.

Die Größe der Öffnung innerhalb des HF-Induktors ist abhängig von dessen gewählter Geometrie und Form sowie der notwendigen Lasereingriffsfläche. Diese Variable wird bei der Einstellung eines homogenen Wärmehaushalts im Belichtungsbereich eine wesentliche Rolle spielen und wird somit untersucht.

Deshalb wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit keine Veränderung des MF-Induktors angestrebt, sondern die Aufnahme des Ist-Zustandes hinsichtlich der Bauteilqualität im Zusammenhang mit den Veränderungen des HF-Induktors vorangetrieben.

#### **3.4.1 Bestimmung von Einflussgrößen nach der 5M-Methode**

Nach Adam [98] ist eine Einflussgröße ein kontrolliert einstellbarer Parameter mit (vermuteter) Wirkung auf die Zielkenngrößen.

Zur Bestimmung möglicher Verbesserungsmaßnahmen für das bewegliche Heizsystem müssen die Einflussgrößen auf den Wärmehaushalt im Belichtungsbereich weiter konkretisiert werden. Insbesondere führen die anlagenseitigen Randbedingungen zur Einteilung der Einflussgrößen in veränderliche und unveränderliche Größen. Zur Detaillierung der veränderlichen Einflussgrößen eignet sich ein Ishikawa-Diagramm, das die Haupteinflüsse in Maschine, Methode, Material, Mensch und Mitwelt kategorisiert [99].

Für eine weitere Vertiefung in die 5M-Methodik wird auf die Literatur, u. a. [100], [101], verwiesen.

Dabei entfällt bei der weiteren Betrachtung der Haupteinfluss „Mensch“ aufgrund des automatisierten Prozesses des PBF-LB-Verfahrens und der Haupteinfluss „Mitwelt“ aufgrund der abgekapselten Prozesskammer der PBF-LB-Anlage. Des Weiteren gilt die verwendete Legierung Pearl® Micro 247LC als Haupteinfluss „Material“ als vorgegeben und unveränderlich für die weiteren Untersuchungen. Der Einfluss der Legierung und von deren Anforderungen auf den Wärmehaushalt ist bereits in Abschnitt 3.4 beschrieben.

Abb. 3.9 stellt die veränderlichen Haupteinflussgrößen „Maschine“ und „Methode“ und deren zugeordnete Einflüsse auf die Zielkenngrößen anhand eines Ishikawa-Diagramms grafisch dar. Der Haupteinfluss „Maschine“ wird im Abschnitt 3.4.2 und der Haupteinfluss „Methode“ in Abschnitt 3.4.3 jeweils näher beschrieben.

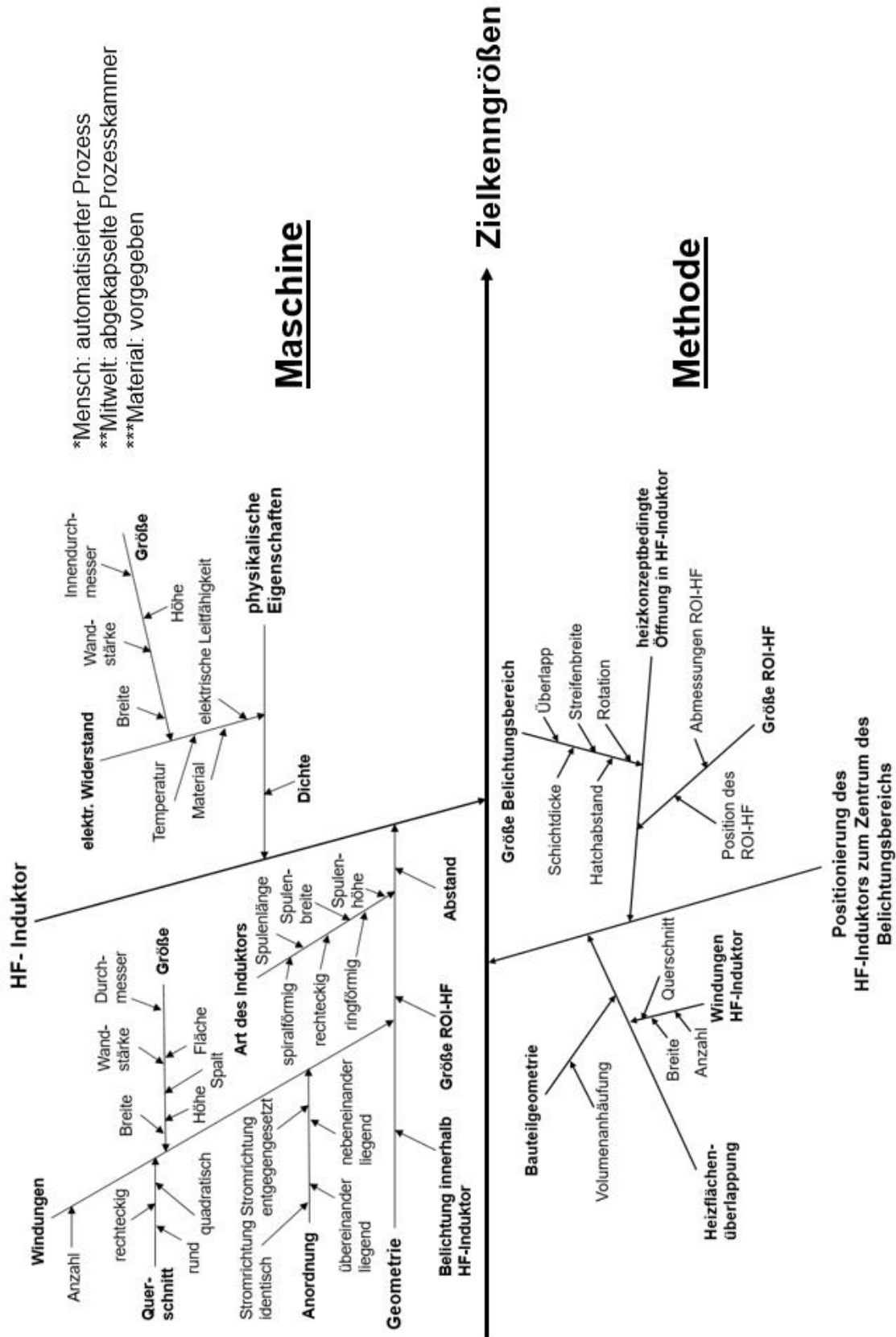


Abb. 3.9: Ishikawa-Diagramm der veränderlichen maschinellen und methodischen Einflussgrößen auf die Zielkenngrößen, die Auswirkungen auf den Wärmehaushalt des Zentrums des Belichtungsbereichs haben

#### 3.4.2 Festlegung technischer Maßnahmen – Einfluss Maschine

Der Kategorie Maschine wird nach Abb. 3.9 der HF-Induktor als Emitter elektromagnetischer Strahlung zugeordnet, der für die Einstellung des Wärmehaushalts im Belichtungsbereich unmittelbar vor der Belichtung verantwortlich ist.

Die wesentlichen Einflussgrößen auf den HF-Induktor sind dessen Geometrie und physikalische Eigenschaften.

Den wesentlichen Einfluss auf den Wärmehaushalt im jeweiligen Belichtungsbereich stellen die Geometrie und die Abmessungen des HF-Induktors dar. Die Geometrie des Induktors wird durch dessen Art, Anzahl der Windungen, deren Größe und Querschnittsform sowie Anordnung und Größe des ROI-HF erheblich beeinflusst. Die Größe des Belichtungsbereichs und die Belichtung innerhalb des HF-Induktors sowie die Steuerung der Geometrie des HF-Induktors durch die Einstellung eines möglichst reduzierten vertikalen Abstands zur Bauteiloberfläche erweitern die Einflussgrößen.

Die Geometrie des Induktors entscheidet durch die Steuerung der elektromagnetischen Wechselwirkungen über die Homogenität der Prozesstemperaturen sowie die Stärke und Position des lokalen Energieeintrags in das jeweilige Bauteilvolumen.

##### Technische Maßnahme – Veränderung der Geometrie des HF-Induktors

Die veränderte Geometrie des HF-Induktors muss dessen Heizwirkung ggü. dem Ausgangszustand (s. Abb. 3.1) erhöhen und wird durch die folgenden Einflussgrößen festgelegt, die bei der konstruktiven Entwicklung einer neuen Geometrie berücksichtigt werden müssen. Die Vor- und Nachteile der Einflussgrößen schärfen deren positive sowie negative Wirkung ohne eine quantitative Bewertung.

##### 1) Art des HF-Induktors

Die Form des HF-Induktors steuert die Richtung des Eintrags der magnetischen Feldlinien in das Bauteilvolumen.

###### Vorteile:

- Zunahme ROI-HF sowie des Lasereingriffsbereichs aufgrund des größeren Innenbereichs

###### Nachteile:

- inhomogene Heizratenverteilung durch die rotationssymmetrische Ausrichtung der magnetischen Feldlinien mit Fokus auf der Mittelachse des Induktors
- reduzierte Heizflächenüberlappung
- Steuerung der Homogenität der Heizratenverteilung über der Bauteilfläche



Zylinderform [71]

#### Vorteile:

- einseitige Ausrichtung der magnetischen Feldlinien
- erhöhte Heizflächenüberlappung
- homogener Energieeintrag durch identischen vertikalen Abstand der Windungen zum Bauteil
- verbesserte Einstellung des vertikalen Abstands zwischen den Windungen und der Bauebene



Pancake- bzw. Flachform [71]

#### Nachteile:

- eingeschränktes ROI-HF und Lasereingriff aufgrund des reduzierten Innenbereichs

---

#### Vorteile:

- einseitige Ausrichtung der magnetischen Feldlinien

#### Nachteile:

- zunehmende Einschränkung des ROI-HF sowie des Lasereingriffs
- reduzierte Heizflächenüberlappung
- inhomogener Energieeintrag durch veränderten vertikalen Abstand der Windungen zum Bauteil



Sphärisch/Helixform [71]

## 2) Anzahl der Windungen

Die stromführenden Windungen des HF-Induktors stellen dessen Wärmequellen dar, die für den Eintrag der Wirbelströme in das Bauteilvolumen verantwortlich sind.

#### Vorteile:

- erhöhte Heizflächenüberlappung in Abhängigkeit von der darunterliegenden Bauteilfläche
- Erhöhung des Eintrags von Wirbelströmen

#### Nachteile:

- reduziertes ROI-HF sowie Einschränkung des Lasereingriffs aufgrund des reduzierten Innenbereichs des HF-Induktors (bei gleichen Außenabmessungen)

#### 3) Untersuchung des Einflusses des Windungsquerschnitts

Nach Stand der Technik [66], [72], [71] beeinflusst der Querschnitt von Windungen die Verteilung der elektrischen Ströme innerhalb der Windungen, die zugleich eine veränderliche Verteilung der Wirbelströme in den oberflächennahen Bauteilbereichen hervorruft.

##### Vorteile:

- Steuerung der Homogenität des Energieeintrags
- Reduktion der Abmessungen des HF-Induktors durch ein veränderliches Seitenverhältnis zwischen Höhe und Breite der Windung

##### Nachteile:

- reduzierte Verfügbarkeit von beliebigen Querschnitten

#### 4) Einstellung des Abstands zwischen Bauteiloberfläche und HF-Induktor

Die Reduzierung des vertikalen Abstands zwischen den stromführenden Windungen sowie der Bauteiloberfläche führt nach Formel (2.18) zur Erhöhung der Heizrate im Bauteilvolumen

##### Vorteile:

- signifikanter Einfluss auf die Heizzeit  $t_H$   
(Reduzierung des Abstands  $d_{Aus}$  um 25 % führt zu einer Erhöhung der Heizrate um den Faktor 1,7, s. Formel (2.18))
- Erhöhung der Effizienz des Systems ohne höheren Energieeinsatz bzw. elektrischen Primärstrom

##### Nachteile:

- negativer Einfluss auf die Prozessqualität durch erhöhte Heizrate möglich
- Anstieg des Kanteneffekts, je nach Position der Windungen über Bauteilkanten

### 3.4.3 Festlegung technischer Maßnahmen – Einfluss Methode

Der Kategorie Methode wird nach Abb. 3.9 die Positionierung des HF-Induktors zum Zentrum des Belichtungsbereichs während der Heizphase zugeordnet. Die Position des HF-Induktors während des Belichtungsvorgangs ist statisch und stets am Zentrum des Belichtungsbereichs ausgerichtet. Die hohen Heizzeiten stellen die Nachteile der unveränderten statischen Positionierung des HF-Induktors während der Heiz- und Belichtungsphase eines Belichtungsbereichs dar. Eine veränderte Positionierung des HF-Induktors während der Heizphase ggü. der Belichtung kann die ortsgebundene hohe Heizrate direkt unterhalb der Windungen des HF-Induktors ausnutzen und somit die Heizphase beschleunigen.

Die veränderte Positionierung des HF-Induktors wird im Wesentlichen durch die konzeptbedingte Öffnung und deren Abmessungen innerhalb des HF-Induktors beeinflusst, der wiederum von der Größe des Belichtungsbereichs und des ROI-HF als Sichtbereich der Thermografie sowie von der Heizflächenüberlappung abhängig ist.

Die ortsgebundene Belichtung innerhalb der Öffnung des HF-Induktors stellt eine heizkonzeptbedingte Komponente dar. Diese führt zu einem horizontalen Abstand  $d_h$  zwischen dem Zentrum des Heizbereichs HF, der sich nahe an der Randzone des Belichtungsbereichs befindet, und dem Zentrum des Belichtungsbereichs (s. Abb. 3.1b). Somit steuert der heizkonzeptbedingte Abstand  $d_h$  den Anteil der Wärmeleitung an der gesamten Wärmeübertragung zwischen der Randzone des Belichtungsbereichs und dessen Zentrum. Dies beeinflusst auch die Heizzeit bis zum Erreichen der Substrattemperatur im Zentrum des Belichtungsbereichs. Die heizprozessbedingte Zeit ist somit als Teil der Zielkenngröße Prozesszeit direkt abhängig von der Größe dieses horizontalen Abstands  $d_h$ . Somit beeinflussen die Form und die geometrischen Abmessungen des HF-Induktors unmittelbar den Abstand  $d_h$ .

Des Weiteren wirkt die Größe des Abstands  $d_h$  auch unmittelbar auf den Temperaturgradienten zwischen der Randzone des Belichtungsbereichs und dessen Zentrum.

Die Öffnung des HF-Induktors steuert die Größe des Lasereingriffsbereichs, der dem jeweiligen Belichtungsbereich entspricht, sowie die Größe des ROI-HF. Der Belichtungsbereich kann über die Parameter Hatchabstand  $h_s$ , Überlapp zwischen den Scanvektoren sowie Streifenbreite  $s_L$  genauer spezifiziert und angepasst werden.

Die Thermografie überwacht das Erreichen der Substrattemperatur vor dem Belichtungsprozess innerhalb des Belichtungsbereichs anhand des ROI-HF. Die Größe des ROI-HF wird u. a. durch die Position des HF-Induktors zum Belichtungsbereich sowie von der gewählten Geometrie des HF-Induktors bestimmt.

Die Energie, die durch den HF-Induktor zur Verfügung gestellt wird, muss für einen effizienten Heizprozess möglichst vollständig in das Bauteilvolumen eingebracht werden. Dies wird durch die Heizflächenüberlappung beeinflusst, die den Anteil der Überdeckung zwischen dem Heizbereich HF und der Bauteiloberfläche darstellt. Dabei wird die Heizflächenüberlappung u. a. über die Bauteilgeometrie gesteuert.

#### **Technische Maßnahme – Änderung der Positionierung des HF-Induktors ggü. dem Belichtungsbereich**

Die Änderung der Positionierung des HF-Induktors ggü. dem Zentrum des Belichtungsbereichs kompensiert den heizkonzeptbedingten Abstand  $d_h$  durch die Verschiebung des Wärmeentstehungsorts an den Zielbereich, der die erforderliche Substrattemperatur unmittelbar vor der Belichtung aufweisen soll. Der Wärmeentstehungsort auf der Bauteiloberfläche ist aufgrund des Proximity-Effekts an die Position der Windungen gekoppelt. Somit werden für die Heizphase die stromführenden Windungen über dem Zentrum des jeweiligen Belichtungsbereichs positioniert. Die Verschiebung des HF-Induktors um den horizontalen Abstand  $d_h$  zur Einleitung der Heizphase erfordert auch die Rückfahrt des HF-Induktors zum Zentrum des Belichtungsbereichs für die anschließende Belichtungsphase.

Im Ausgangszustand befinden sich die stromführenden Windungen sowohl während der Heiz- als auch der Belichtungsphase im Abstand  $d_h$  (s. Abb. 3.1b) vom Zentrum des Belichtungsbereichs.

### 3 Beschreibung des beweglichen Heizsystems und Handlungsbedarf

---

Die Vor- und Nachteile der veränderten Positionierung des HF-Induktors ggü. dem Zentrum des Belichtungsbereichs während der Heizphase schärfen deren positive sowie negative Wirkung ohne eine quantitative Bewertung.

#### Vorteile:

- direkter Einfluss auf die Zielkenngroße Prozesszeit durch die Reduktion des Anteils der Wärmeleitung am gesamten Wärmetransfer zwischen Heizbereich des HF-Induktors und Zentrum des Belichtungsbereichs
- lokal steuerbarer Energieeintrag durch Erhöhung der Heizflächenüberlappung (positiv für Prozessqualität)

#### Nachteile:

- Erhöhung der Fahrzeit  $t_{F2}$  (s. Abschnitt 3.2.3)
- Erhöhung der Abkühlung des Belichtungsbereichs vor der Belichtung aufgrund der Fahrt des HF-Induktors zurück zur Belichtungsposition



## 4 Realisierung der technischen Maßnahmen an einfachen Bauteilgeometrien

Die Konzeptentwicklung einer geeigneten Geometrie des HF-Induktors verknüpft die systemseitigen Anforderungen sowie die Funktionsweise des Heizsystems mit den festgelegten Einflussgrößen hinsichtlich der Heizwirkung. Dies ermöglicht die Auswahl von geeigneten Geometrien für den HF-Induktor, die anschließend durch eine experimentelle Charakterisierung bewertet und verglichen werden.

Für die veränderte Positionierung des HF-Induktors ggü. dem Zentrum des Belichtungsbereichs während der Heizphase werden die festgelegten Außen- und Innenabmessungen des HF-Induktors berücksichtigt.

Anschließend werden die beiden technischen Maßnahmen im Gesamtsystem durch deren Implementierung zusammengeführt und auf einen Bauprozess angewendet, der zur Beurteilung der Zielerreichung der eingeführten Maßnahmen ggü. dem Ausgangszustand dient (s. Abschnitt 3.2.3).

Des Weiteren wird der Einfluss der Variation der Substrattemperatur auf die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge und Porosität bei definierten Volumenenergiedichten  $E_V$  an einfachen Probekörpern untersucht. Das Ergebnis ermöglicht auch die Bewertung des Einflusses der PBF-LB-Parameter, insbesondere der Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_S$ , auf die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge unter Anwendung des beweglichen Heizsystems in Abhängigkeit von der eingestellten Substrattemperatur.

Abschließend werden auch die thermisch induzierten Spannungen in der x-y-Bauteilebene anhand von Temperatur-Abkühlzeit-Kurven quantitativ bestimmt, die einen Beitrag zur Rissbildung leisten. Dabei werden die thermischen Spannungen durch die heizkonzeptbedingte Öffnung im HF-Induktor sowie durch die Abkühlphase aufgrund der veränderten Positionierung des HF-Induktors während der Heiz- und Belichtungsphase erzeugt.

### 4.1 Konzeptentwicklung einer geeigneten Geometrie des HF-Induktors und Auswahl durch experimentelle Charakterisierung

Die wesentliche Heizwirkung mit Einfluss auf die Zielkenngrößen geht auf die Geometrie des HF-Induktors zurück. Dabei leistet der HF-Induktor einen wichtigen Beitrag zur Verbesserung der Prozessqualität und -zeit des Heizsystems. Insbesondere spielen die Anzahl und Anordnung der Windungen sowie deren Querschnitt eine wesentliche Rolle bei der Auswahl eines geeigneten Induktors. Allerdings werden die positiven Effekte einer Veränderung der Geometrie des HF-Induktors durch die systemseitigen Anforderungen bzw. Randbedingungen sowie die Funktionsweise des Heizsystems und die Einteilung in einen lokalen und globalen Heizcharakter limitiert.

#### 4.1.1 Konzeptentwicklung

Die Erarbeitung geeigneter Konzepte für HF-Induktoren wird durch die Randbedingungen der Peripherie, des kombinierten Heiz-, Belichtungs- und Beschichtungsprozesses und der Funktion des Heizsystems (s. Abschnitt 3.1) vorgegeben, die die Auslegung des Induktors erheblich einschränken. Im Folgenden werden die Randbedingungen sowie deren Wirkung auf die Außen- und Innenabmessungen des HF-Induktors dargelegt und beschrieben.

### 1) Belichtung innerhalb des HF-Induktors

- Berücksichtigung des Lasereinfallswinkels (unveränderliche Anlagengröße)
  - Auswirkung auf die Breite der Innenabmessung des Induktors
  - Auswirkung auf die Höhe des Induktors und somit der Anordnung der Windungen zueinander  
(Zunahme der Höhe des Induktors durch übereinander angeordnete Windungen führt direkt zu einer schmaleren Belichtungsfläche)
- Berücksichtigung der Prozessgasströmung
  - Auswirkung auf die Höhe des Induktors
- Berücksichtigung ROI-HF für die Temperaturüberwachung und -regelung
  - Auswirkung auf die Form des Innenbereichs
  - Auswirkung auf das Verhältnis Länge zu Breite (L x B) des Innenbereichs des Induktors
- Berücksichtigung der Größe des Belichtungsbereichs  
(Aus Gründen der Prozesssicherheit muss zwischen den Randzonen des Belichtungsbereichs und den stromführenden Windungen ein Abstand vorliegen)
  - Auswirkung auf die Form des Innenbereichs
  - Auswirkung auf das Verhältnis L x B des Innenbereichs des Induktors

### 2) Globaler Heizcharakter des MF-Induktors

- Berücksichtigung der Auswirkungen des Beschichtungsprozesses auf die Abmessungen des MF-Induktors
  - Auswirkung auf die Breite der Außenabmessung (x-Richtung) des MF-Induktors
- Berücksichtigung der Baufeldgröße und von dessen Überdeckung in y-Richtung
  - Auswirkung auf die Länge der Außenabmessung des MF-Induktors

### 3) Lokaler Heizcharakter des HF-Induktors

- Maximierung der Heizflächenüberlappung
  - Auswirkung auf die Außenabmessungen (Länge, Breite) des HF-Induktors
  - Auswirkung auf die Anordnung der Windungen
  - Auswirkung auf die Art des HF-Induktors

### 4) Führung des HF-Induktors innerhalb des MF-Induktors

- Berücksichtigung eines horizontalen Abstands zwischen HF- und MF-Induktor zur Vermeidung von physischem Kontakt
  - Auswirkung auf die Breite der Außenabmessung des HF-Induktors
  - Auswirkung auf die Länge der Außenabmessung des HF-Induktors

- Berücksichtigung der Geometrie des MF-Induktors
  - Auswirkung auf die Steifigkeit des MF-Induktors
  - Auswirkung auf die Heizrate der Vorwärmung von Bauteilbereichen außerhalb des Belichtungsbereichs
  - Auswirkung auf die Abkühlrate der Nachwärmung von vorhergehenden Belichtungsbereichen
  - Auswirkung auf die Länge und Breite der Außenabmessung des HF-Induktors

In Abschnitt 3.4.2 wird die technische Maßnahme der Veränderung der Geometrie des HF-Induktors anhand der wesentlichen Einflüsse 1) – 4) auf die Heizwirkung beschrieben. Diese werden mit den systemseitigen Randbedingungen des Heizsystems und dem PBF-LB-Prozess in Tabelle 3 verknüpft. Dabei stellt Tabelle 3 die konstruktive Umsetzung der Geometrie des HF-Induktors vor, die den Windungsquerschnitt (auch Teil der Maßnahme „Veränderung der HF-Geometrie“) unberücksichtigt lässt. Die Windungsquerschnitte werden nach Festlegung der Umsetzung der Einflussgrößen (s. Tabelle 3) näher spezifiziert.

Tabelle 3: Konzeptionelle Umsetzung der Einflussgrößen und Randbedingungen auf die Geometrie des HF-Induktors ohne Windungsquerschnitt

Einflussgrößen HF-Induktor	Umsetzung	bedingt durch:
Art des Induktors	pancake- bzw. flachförmig	<ul style="list-style-type: none"> <li>➤ Höhe HF-Induktor durch Höhe Windung begrenzt</li> <li>➤ Anordnung der Windungen</li> </ul>
Anordnung der Windungen	parallel	<ul style="list-style-type: none"> <li>➤ größtmögliche Heizflächenüberlappung</li> <li>➤ Gleichmäßigkeit des Energieeintrags unterhalb der Windungen</li> </ul>
vertikaler Abstand d Induktor – Belichtungsbereich	$d_{\min} = 0,6 \cdot d_{\text{Aus}}$	<ul style="list-style-type: none"> <li>➤ gleichmäßiger Abstand zwischen Windungen und Baufeld</li> <li>➤ Prozesssicherheit u. -qualität</li> </ul>
maximale Anzahl Windungen	4	<ul style="list-style-type: none"> <li>➤ Innenabmessungen des MF-Induktors</li> <li>➤ erforderlicher Innenbereich</li> </ul>
Form des Innenbereichs / Öffnung	rechteckig-ovale Form	<ul style="list-style-type: none"> <li>➤ rechteckiger Belichtungsbereich innerhalb HF-Induktor</li> <li>➤ Sicherheitsaspekte</li> <li>➤ Abstand <math>d_h</math> möglichst gering</li> </ul>
Außenabmessungen HF-Induktor	max. Länge < Länge MF-Induktor max. Breite < Breite MF-Induktor	<ul style="list-style-type: none"> <li>➤ Beibehaltung des lokalen Heizcharakters mit Fokus auf dem Belichtungsbereich</li> </ul>
Spalt zwischen Windungen	Spalt $g = 0,5 \cdot d_{\text{Aus}}$	<ul style="list-style-type: none"> <li>➤ Vermeidung von Kontakt zwischen den Windungen</li> <li>➤ Vorgabe durch manuelle Herstellung eines Induktors</li> </ul>

### **Art des HF-Induktors**

Der einseitige Eintrag in das Bauteil hängt von der Ausrichtung der magnetischen Feldlinien ab, die durch eine flachförmige Pancake-Form gegeben ist (s. Abschnitt 3.4.2).

### **Anordnung der Windungen**

Die flache Form bedingt eine parallele Anordnung der Windungen und reduziert auch die Höhe des HF-Induktors, die maximal diejenige einer Windung annimmt.

### **Minimaler Abstand $d_{\min}$ zwischen HF-Induktor und Belichtungsbereich**

Die flache Ausführung der Form des HF-Induktors führt auch zur Einstellung eines gleichmäßigen Abstands zwischen HF-Induktor und Bauebene, der aus Gründen der Prozessqualität bis auf  $d_{\min} = 0,6 \cdot d_{\text{Aus}}$  ggü. dem erreichten Abstand im Ausgangszustand reduziert werden kann.

### **Maximale Anzahl der Windungen**

Die Berücksichtigung der Richtung des elektrischen Wechselstroms in zwei nebeneinander befindlichen Windungen (gleichgerichteter Stromfluss) sowie eine gleichmäßige Wärmeverteilung im Belichtungsbereich durch eine symmetrische Ausführung bedingen stets eine gerade Anzahl an Windungen. Des Weiteren wird eine Reduktion der Wanddicke und Querschnittsfläche der Windungen angestrebt, um deren ohmschen Widerstand zu verringern und die Kühlwirkung zu erhöhen.

Zusammenfassend führt dies mit den vorliegenden systemseitigen Randbedingungen und der Notwendigkeit einer Kühlbohrung unabhängig vom gewählten Windungsquerschnitt zum Einsatz von höchstens vier Windungen.

### **Form des Innenbereichs / Öffnung des HF-Induktors**

Die Form des Innenbereichs beeinflusst die Größe des Belichtungsbereichs (s. Abschnitt 3.2.3) und die Größe der Heizfläche, die wiederum von den Abmessungen des HF-Induktors und den räumlichen Einschränkungen des Heizsystems gesteuert werden.

Zwei mögliche Ausführungen des Innenbereichs des HF-Induktors stellen die Kreisform und eine rechteckig-ovale Form dar. In Abb. 4.1a) wird die kreisförmige und in Abb. 4.1b) die rechteckig-ovale Form mit identischer Breite der Innenabmessung in x-Richtung schematisch veranschaulicht. Dabei zeigen die Abb. 4.1a) und Abb. 4.1b) beispielhaft einen rechteckigen Belichtungsbereich (grau), dessen Zentrum (violett gestrichelt), das ROI-HF (gelb) und den Heizbereich, der den Innenbereich des HF-Induktors umschließt, jeweils mit der Ausrichtung in x- und y-Richtung.

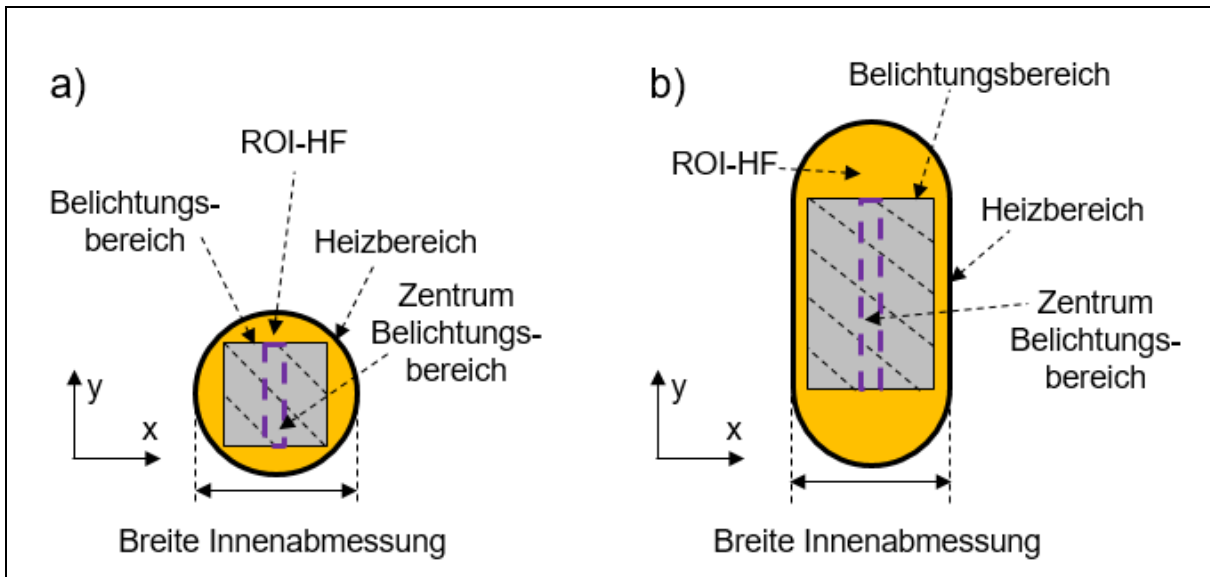


Abb. 4.1: Schematische Darstellung von zwei möglichen Ausführungen des Innenbereichs des HF-Induktors mit identischer Breite der Innenabmessung in x-Richtung bei a) kreisförmiger und b) rechteckig-ovaler Form. Die Form des Innenbereichs gibt die Geometrie des Heizbereichs bzw. der Windung (schwarze Umrandung) vor und bildet auch die Form des ROI-HF (gelb) ab, der die Temperatur innerhalb des jeweiligen Belichtungsbereichs (grau) und in dessen Zentrum (violett gestrichelt) überwacht.

Im Folgenden werden die wesentlichen Einschränkungen durch die Verwendung einer kreisförmigen ggü. einer rechteckig-ovalen Form des Innenbereichs des HF-Induktors erläutert.

#### ➤ Größe des Belichtungsbereichs

Die kreisförmige Ausführung reduziert den Belichtungsbereich ggü. der rechteckig-ovalen Ausführung bei gleicher Breite der Innenabmessung des HF-Induktors. Ein verringerter Belichtungsbereich führt bei gleicher Bauteilfläche zu einer Erhöhung der Anzahl von lokalen Heizzyklen und steigert die Zeit für die Erwärmung der gleichen Belichtungsfläche. Des Weiteren wird in Abhängigkeit von der Position des Belichtungsbereichs auf der Bauplattform der Sichtwinkel des Sichtbereichs der IR-Kamera flacher und dies schränkt die Temperaturerfassung und -überwachung im Innenbereich des HF-Induktors ein. Die Einstellung eines möglichst großen Belichtungsbereichs stellt den Sichtbereich der IR-Kamera auch bei flachen Sichtwinkeln sicher, unabhängig von der jeweiligen Position des Belichtungsbereichs innerhalb der Bauplattform.

Zusätzlich muss unabhängig von der Form des Innenbereichs ein Abstand zwischen dem Belichtungsbereich und den Windungen des HF-Induktors vorgehalten werden, um aus Gründen der Prozesssicherheit zu jedem Zeitpunkt im Belichtungsprozess einen Kontakt zwischen dem Fertigungslaser und den Windungen des HF-Induktors zu vermeiden. Dies schränkt die Größe des Belichtungsbereichs weiter ein.

### ➤ **Einschränkung der Heizfläche**

Die kreisförmige Form des Innenbereichs bedingt die kreisförmige Anordnung der Windungen. Dies wirkt sich konstruktiv auf die maximale Anzahl der Windungen des HF-Induktors bei deren horizontaler Anordnung und unveränderlicher Breite des Innenbereichs des MF-Induktors ggü. der rechteckig-ovalen Form aus. Die Folge ist eine Reduktion der Heizfläche, die direkt einen negativen Einfluss auf die Zielkenngröße Prozesszeit hat.

Im Hinblick auf die Zielerreichung reduzierter Prozesszeiten und zur Einstellung eines möglichst großen Belichtungsbereichs und Sichtbereichs der IR-Kamera wird für die weiteren Untersuchungen die rechteckig-ovale Innenform ausgewählt.

### **Außenabmessungen des HF-Induktors**

Die Außenabmessungen des HF-Induktors werden aufgrund von dessen Führung innerhalb des MF-Induktors und dessen Abmessungen hinsichtlich Länge und Breite eingeschränkt. Damit der lokale Heizcharakter des HF-Induktors und dessen Beschränkung auf den Belichtungsbereich beibehalten werden, ist eine Reduzierung der Außenabmessungen des HF-Induktors in Länge und Breite auf ein Minimum optimal.

### **Spalt zwischen den Windungen**

Ein Spalt zwischen den Windungen wird für die elektrische Sicherheit und Prozessfunktionalität benötigt. Des Weiteren stellt ein möglichst reduzierter Spalt einen homogenen Energieeintrag in das Bauteil sicher.

Deshalb wird ein Spalt zwischen zwei Windungen mit einem Abstand von  $g = 0,5 \cdot d_{\text{Aus}}$  festgelegt. Dies gewährleistet einen Kompromiss zwischen den beiden konkurrierenden Anforderungen.

### **Auswahl von geeigneten Windungsquerschnitten für den HF-Induktor**

Die Form der Windungsquerschnitte wird durch die Verfügbarkeit des jeweiligen Stangenmaterials sowie dessen Weiterverarbeitung zum HF-Induktor eingeschränkt.









Der Windungsquerschnitt beeinflusst durch seine Wirkung auf die Ausprägung des magnetischen Felds im Wesentlichen die Heizrate und -zeit sowie die Wirbelstromverteilung unterhalb der Windung und die Abmessungen des HF-Induktors.

Fubin et al. [102] haben zu den Querschnittsformen kreisförmig, rechteckig und oval eine formelmäßige Berechnung des magnetischen Flusses veröffentlicht. Dabei stellt der magnetische Fluss die magnetische Feldliniendichte dar, die die Stärke des magnetischen Felds erzeugt. Diese Grundformen und Kombinationen dieser Formen, v. a. rund und rechteckig, werden für die Konzeptfindung eines geeigneten Windungsquerschnitts herangezogen. Die theoretischen Berechnungen von Fubin et al. [102] zeigen, dass der magnetische Fluss des ovalen Querschnitts der Summe der magnetischen Flüsse des runden und rechteckigen Querschnitts entspricht. Der halbovale Querschnitt entsteht aus der ovalen Form und hat dieser gegenüber ein reduziertes Materialvolumen und damit einen geringeren ohmschen Widerstand zur Folge. Vorteil der dargestellten Querschnitte (s. Tabelle 4) ist deren Symmetrie, die für eine gleichmäßigere Kühlwirkung der Windung sorgt und somit auch einen positiven Einfluss auf den ohmschen Widerstand hat.

## 4 Realisierung der technischen Maßnahmen an einfachen Bauteilgeometrien

Diese vier Querschnitte werden mit den Eigenschaften aus Tabelle 3 in CAD-Modelle umgesetzt und sind in Tabelle 4 dargestellt.

Tabelle 4: Ausgewählte Geometrien für geeignete HF-Induktoren entsprechend Tabelle 3

<b>Geometrie HF-Induktor</b>				
<b>Querschnitt</b>				
	rechteckig	kreisförmig	oval	halboval
<b>Bezeichnung</b>	<b>V1.2A</b>	<b>V2.2</b>	<b>V3.2A</b>	<b>V3.2B</b>
<b>Anzahl Windungs-paar</b>	2	2	2	2
<b>Innenbereich L x B ggü. L<sub>A</sub> x B<sub>A</sub> (s. Abb. 3.3)</b>	0,84 · L <sub>A</sub> x 0,64 · B <sub>A</sub>	0,72 · L <sub>A</sub> x 0,44 · B <sub>A</sub>	0,84 · L <sub>A</sub> x 0,64 · B <sub>A</sub>	0,84 · L <sub>A</sub> x 0,64 · B <sub>A</sub>

Zum Vergleich wird in Tabelle 5 die Geometrie des verwendeten HF-Induktors V0 dargestellt, der im Ausgangszustand eingesetzt wurde (s. Abb. 3.3).

Tabelle 5: Geometrie des HF-Induktors V0 aus dem Ausgangszustand nach Abb. 3.3

<b>Geometrie HF-Induktor</b>	<b>Querschnitt</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Anzahl Windungs-paar</b>	<b>Innenbereich L<sub>A</sub> x B<sub>A</sub> (s. Abb. 3.3)</b>
	 kreisförmig	V0	2	1,0 · L <sub>A</sub> x 1,0 · B <sub>A</sub>

### Zusammenfassung

Die Berücksichtigung der Randbedingungen führt zu vier ähnlichen Geometrien des HF-Induktors, die sich im Wesentlichen durch die Querschnittsform der Windungen unterscheiden. Insbesondere beeinflusst der veränderte Querschnitt der Windungen das Verhältnis  $L \times B$  der Öffnung des HF-Induktors und steuert, zusätzlich zur Form der Öffnung, direkt auch den horizontalen Abstand  $d_h$ , der die heizprozessbedingte Zeit beeinflusst.

Das Verhältnis  $L \times B$  und die Form der Öffnung bewirken wiederum die Einstellung der Größe des ROI-HF sowie die Größe des Belichtungsbereichs.

Insbesondere erfordert ein möglichst reduziertes Verhältnis  $L \times B$  auch die Reduktion der Größe des Belichtungsbereichs, die gleichzeitig die Anzahl der Belichtungsbereiche bei konstanter Bauteilfläche erhöht und somit die Prozesszeit insgesamt ansteigen lässt (s. Abschnitt 3.2.3).

In Tabelle 4 sind die Abmessungen  $L \times B$  der ausgewählten HF-Induktoren ggü. denen des Ausgangszustands  $L_A \times B_A$  (s. Abb. 3.3 bzw. Tabelle 5) angegeben.

Alle ausgewählten HF-Induktoren weisen ein reduziertes Verhältnis  $L \times B$  der Öffnung ggü. dem des Ausgangszustands  $L_A \times B_A$  auf.

### 4.1.2 Auswahl der Geometrie des HF-Induktors durch experimentelle Charakterisierung

Die experimentelle Charakterisierung der ausgewählten Geometrien des HF-Induktors aus Tabelle 4 sowie der Geometrie des Ausgangszustands mit der Bezeichnung „V0“ nach Abb. 3.3 bzw. Tabelle 5 findet anhand eines Laborversuchs statt. Dabei werden die Heizraten der jeweiligen Geometrien in Abhängigkeit vom elektrischen Primärstrom untersucht, miteinander verglichen und bewertet.

#### Versuchsaufbau für die Charakterisierung der ausgewählten HF-Induktoren

Für die experimentellen Heizversuche wird ein quaderförmiger Testblock aus der Schmiedelegierung Inconel®718 im Zustand nach AMS5662 [103] als Versuchsbauteil ausgewählt.

Zur Vermeidung inhomogener Störeinflüsse auf die Temperaturmessung, wie bspw. durch den Kanteneffekt, werden die Abmessungen des Testblocks mit Länge  $\times$  Breite  $\times$  Tiefe ( $L \times B \times T$ ) zu  $100 \times 100 \times 30 \text{ mm}^3$  gewählt. Eine Seitenfläche des Testblocks wird aufrecht auf eine Kühlplatte aufgestellt, während dessen weitere Flächen nicht gekühlt werden. Der hochfrequente elektrische Strom wird durch einen Hochfrequenzgenerator (HF-Generator) als Teil eines Resonanzschwingkreises bereitgestellt, der über einen Transformator von dem elektrischen Primärstrom des HF-Generators in einem festen Verhältnis in einen sekundären, elektrischen Strom umgewandelt wird, der durch den HF-Induktor fließt. Jeder Induktor wird an einem Schienensystem angebracht, das mit dem Schwingkreis verbunden ist. Für die Experimente ist die Position des HF-Induktors fest und ermöglicht keine Bewegung während der Temperaturmessungen. Dies stellt eine unveränderliche Position der Messpunkte der verwendeten Infrarotkamera (IR-Kamera) MV09 des Herstellers Sensortherm GmbH [104] sicher. Zusätzlich wird der vertikale Abstand zwischen dem jeweiligen HF-Induktor und der Bauteiloberfläche konstant bei  $d = 0,75 \cdot d_{\text{AUS}}$  gehalten.



Des Weiteren wird das Pyrometer Metis MS09 des Herstellers Sensortherm<sup>4</sup> GmbH [105] nahe dem Messpunkt Th 2 (s. Abb. 4.2) positioniert, das die Endtemperatur lokal erfasst und das manuelle Abschalten des HF-Generators erleichtert.

Abb. 4.2 zeigt exemplarisch alle Temperaturmesspunkte Th1 – Th3 und Bereich 4 – Bereich 9 des HF-Induktors V1.2A, aufgenommen durch die IR-Kamera MV09.

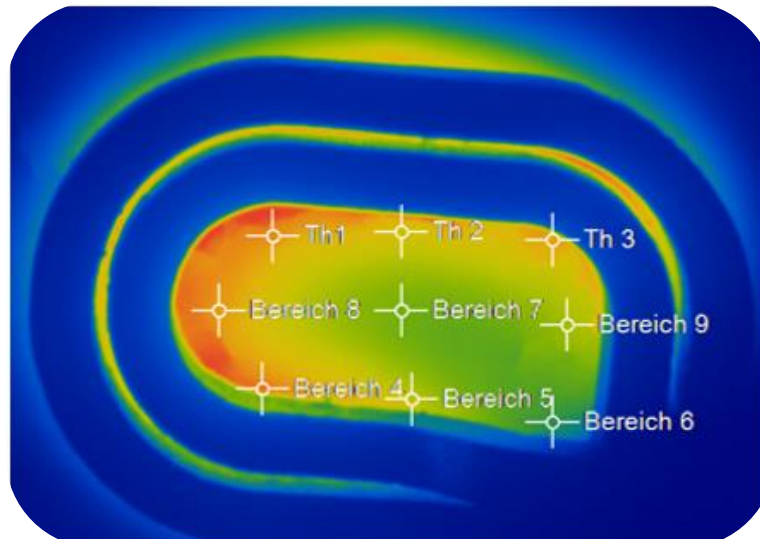


Abb. 4.2: Beispielhafte Darstellung der Temperaturmesspunkte Th 1 – Th3 und Bereich 4 – Bereich 9 innerhalb des HF-Induktors V1.2A durch die IR-Kamera MV09

Die Heizzeit zwischen der Start- und Endtemperatur wird über die Betriebszeit des HF-Generators während des jeweiligen Heizzyklus bestimmt. Für jeden HF-Induktor werden drei Heizzyklen mit einem elektrischen Strom von jeweils 60 %, 70 %, 80 %, 90 % und 100 % des maximalen elektrischen Stroms des HF-Generators durchgeführt.

Aufgrund technischer Störungen während der Versuchsreihen tritt in den Testreihen auch eine reduzierte Anzahl von Heizzyklen auf (s. Anhang 8.3). Diese Störungen sind auf eine unzureichende Kühlwasserversorgung des jeweiligen Induktors während des Betriebs zurückzuführen. Für jeden Heizzyklus werden die Temperaturen im jeweiligen Messpunkt (s. Abb. 4.2) bei einem Zeitschritt von 0,5 s aufgezeichnet.

### Auswertung der experimentellen Charakterisierung der Induktoren

Für die Charakterisierung der ausgewählten HF-Induktoren (vgl. Tabelle 6) wird die Heizrate als Vergleichswert definiert, die anhand der jeweiligen Differenz der Start- und Endtemperatur und der benötigten Zeit bestimmt wird. Im Anhang 8.3 sind die Versuchsdaten, insbesondere die Endtemperaturen je Messpunkt und im Pyrometer, HF-Induktor und untersuchter Primärstrom dargestellt.

Die Endtemperatur wurde anhand des Pyrometers mit etwa 900 °C festgelegt, sie wurde je nach HF-Induktor und elektrischem Primärstrom sowie manuellem Stopp nicht erreicht (s. Anhang 8.3). Beim Nichterreichen der Endtemperatur von 900 °C wurde der Zeitpunkt für den Stopp des jeweiligen Heizzyklus an der Dynamik des weiteren Temperaturanstiegs im Messpunkt des Pyrometers individuell entschieden. Somit zeigt ein zunehmend flacher Temperaturanstieg das Erreichen der maximalen Endtemperatur an.

<sup>4</sup> Firma Sensortherm mit Sitz in Steinbach, Deutschland.

## 4 Realisierung der technischen Maßnahmen an einfachen Bauteilgeometrien

Aufgrund der Ermittlung der Heizrate je HF-Induktor und elektrischem Primärstrom hat die veränderliche Endtemperatur keinen Einfluss auf die Vergleichsbewertung der HF-Induktoren untereinander.

Die Starttemperaturen sind für alle HF-Induktoren identisch und nicht separat im Anhang 8.3 ausgewiesen. Die Höhe der Heizraten der HF-Induktoren bei konstantem elektrischem Primärstrom ist abhängig vom gewählten Temperaturmesspunkt Th 1 – Th 3 und Bereich 4 – Bereich 9. Dennoch sind unabhängig von dem gewählten Temperaturmesspunkt die jeweils ermittelten Heizraten bei konstantem elektrischem Primärstrom für jeden HF-Induktor und Messpunkt in sich konsistent und ermöglichen somit unabhängig von dem gewählten Temperaturmesspunkt die Bewertung der HF-Induktoren.

Der Temperaturanstieg im Messpunkt Bereich 7, dessen Position sich im Mittelpunkt der Öffnung des HF-Induktors befindet, erfolgt ausschließlich aufgrund von Wärmeleitung anstelle der direkten Erwärmung durch die HF-Induktoren und wird für deren Charakterisierung vernachlässigt.

Als Vergleichswert für die Bewertung der HF-Induktoren wird der Messpunkt Bereich 4 ausgewählt, der die max. Heizrate im Vergleich zu allen Messpunkten darstellt. Formel (4.1) stellt die Berechnung der prozentualen Heizraten (proz. Heizrate) der HF-Induktoren V1.2A, V0, V3.2A sowie V3.2B bei dem Primärstrom I mit  $60 \% < I < 100 \%$  dar, ausgehend von der maximalen Heizrate des HF-Induktors V1.2A bei einem Primärstrom von  $I = 100 \%$ .

$$\text{proz. Heizrate } V_{x.x} = \frac{\text{Heizrate HF-Induktor } V_{x.x} \text{ bei } 60 \% < I < 100 \%}{\text{max. Heizrate V1.2A bei } I = 100 \%} \quad (4.1)$$

Die ermittelten prozentualen Heizraten des Messpunkts Bereich 4 sind in Tabelle 6 durch deren Durchschnitt und Standardabweichung im Vergleich zur max. Heizrate des HF-Induktors V1.2A bei einem elektrischen Strom von 100 % des maximalen elektrischen Stroms, der durch den HF-Generator bereitgestellt wird, beschrieben.

Tabelle 6: Prozentualer Durchschnitt und Standardabweichung der Heizraten jedes HF-Induktors im Messpunkt Bereich 4 im Vergleich zur max. Heizrate des HF-Induktors V1.2A bei einem elektrischen Primärstrom I von 100 % des max. elektrischen Stroms des HF-Generators.

Primärstrom I [%]	V1.2A [%]	V0 [%]	V2.2 [%]	V3.2A [%]	V3.2B [%]
60	3,2 ± 4,8	3,2 ± 9,5	4,3 ± 0,0	4,6 ± 4,8	2,6 ± 0,0
70	18,3 ± 1,7	4,1 ± 1,7	9,0 ± 0,8	11,3 ± 0,0	14,8 ± 3,3
80	39,7 ± 0,8	7,2 ± 0,0	25,6 ± 0,0	28,8 ± 0,0	35,5 ± 1,9
90	68 ± 0,2	17,8 ± 0,2	45,8 ± 0,0	52,2 ± 2,0	61,8 ± 0,0
100	100 ± 1,8	33,0 ± 0,5	70,9 ± 0,8	85,2 ± 0,3	95,1 ± 1,1

Abb. 4.3 stellt die prozentualen mittleren Heizraten der untersuchten HF-Induktoren im Messpunkt Bereich 4 für die ausgewählten elektrischen Primärströme nach Tabelle 6 grafisch dar.

Der Mittelwert der Heizrate des Induktors V1.2A (Raute braun, s. Abb. 4.3) als Vergleichswert liegt um max. 6,2 % über der mittleren Heizrate des Induktors V3.2B (Quader hohl schwarz, s. Abb. 4.3) bei einem elektrischen Strom von 90 %, während die Abweichung der mittleren Heizrate des Induktors V3.2A (Quadrat blau, s. Abb. 4.3) eine max. Differenz von 15,8 % bei einem elektrischen Strom von 90 % aufweist.

Die mittlere Heizrate des Induktors V2.2 (Kreis schwarz, s. Abb. 4.3) ist ggü. der mittleren Heizrate des Induktors V1.2A um max. 29,1 % bei einem elektrischen Strom von 100 % abweichend.

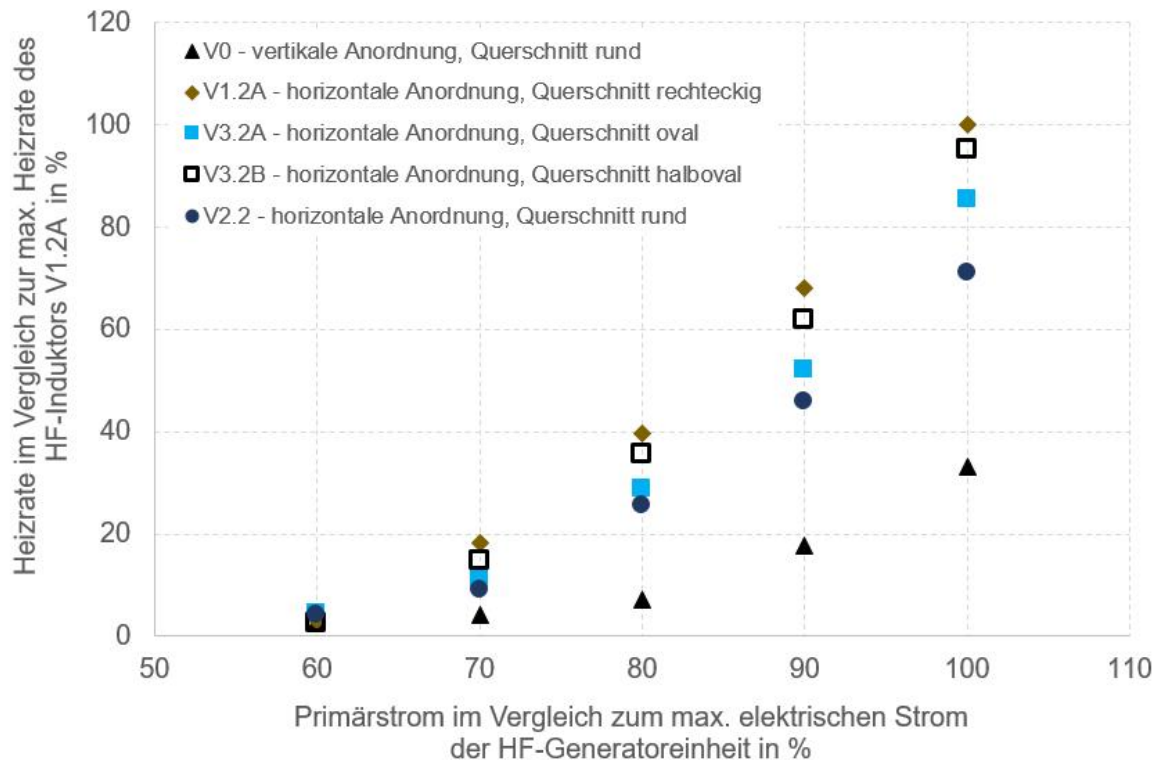


Abb. 4.3: Grafische Darstellung der prozentualen Mittelwerte der Heizraten für jeden ausgewählten HF-Induktor (V0-Dreieck schwarz, V1.2-Raute braun, V3.2A-Quadrat blau, V3.2B-Quadrat hohl, V2.2-Kreis schwarz) im Messpunkt Bereich 4 im Vergleich zur max. ermittelten Heizrate des HF-Induktors V1.2A für jeden elektrischen Primärstrom entsprechend dem max. elektrischen Strom, der durch die HF-Generatoreinheit bereitgestellt wird.

Die mittlere Heizrate des Induktors V0 (Dreieck schwarz, s. Abb. 4.3) zeigt für jeden elektrischen Strom einen langsamen Anstieg der Heizrate, die maximal um 67 % unterhalb der mittleren Heizrate des Induktors V1.2A bei einem elektrischen Strom von 100 % liegt.

### 4.1.3 Bewertung und Diskussion der Ergebnisse

Die experimentellen Ergebnisse zeigen für jeden HF-Induktor einen parabolischen Anstieg der prozentualen Heizrate bei einem zunehmenden prozentualen elektrischen Primärstrom (vgl. Abb. 4.3). Dieses Verhalten wird nach Formel (2.18) theoretisch bestätigt und weist auf eine hohe Güte der Testmethodik und der experimentellen Ergebnisse hin.

Bei einem elektrischen Strom von 60 % ist die Heizrate für alle HF-Induktoren annähernd gleich. Die weitere Zunahme des elektrischen Primärstroms > 60 % führt partiell zu einer signifikanten Streuung der Heizraten zwischen einzelnen HF-Induktoren.

Insbesondere der HF-Induktor V0, der für das Heizsystem den Ausgangszustand (vgl. Abschnitt 3.2, Abb. 3.3 bzw. Tabelle 5) darstellt, zeigt die geringsten Heizraten für jeden elektrischen Strom zwischen 70 % und 100 % im Vergleich zu den weiteren HF-Induktoren.

## 4 Realisierung der technischen Maßnahmen an einfachen Bauteilgeometrien

Die vertikal angeordneten runden Windungen erhöhen die Heizrate direkt unterhalb der Windungen durch Superposition [66], während die obere Windung einen reduzierten Anteil der gesamten Heizrate aufgrund des höheren vertikalen Abstands zur Bauteiloberfläche liefert (vgl. Formel (2.18)). Somit ist diese Anordnung der Windungen ggü. der horizontalen Anordnung ineffektiv, die sich durch den gleichen Abstand jeder Windung zur Bauteiloberfläche auszeichnet (vgl. Heizraten von Induktor V2.2 ggü. V0 in Abb. 4.3).

Ein Vergleich zwischen den HF-Induktoren mit zwei horizontalen Windungen zeigt, dass die Heizraten des Induktors V1.2A jeweils ein Maximum und die des Induktors V2.2 für jeden elektrischen Strom > 70 % ein Minimum aufweisen.

Dies lässt sich mit der Stromdichteverteilung der Induktoren V2.2 und V1.2A direkt unterhalb der dem Bauteil zugewandten Seite der Windungen aufgrund deren veränderten Windungsquerschnitts erklären. Die Windungsquerschnitte können auf den horizontalen Abstand zwischen den Wirbelströmen im Bauteil und dem Temperaturmesspunkt durch die Veränderung der Wirbelstromverteilung in der Windung Einfluss nehmen.

Abb. 4.4a) stellt den horizontalen Abstand zwischen der Position der Temperaturerfassung und dem jeweils auftretenden Maximum des Wirbelstroms unterhalb einer kreisförmigen und Abb. 4.4b) unterhalb einer rechteckigen Windung dar.

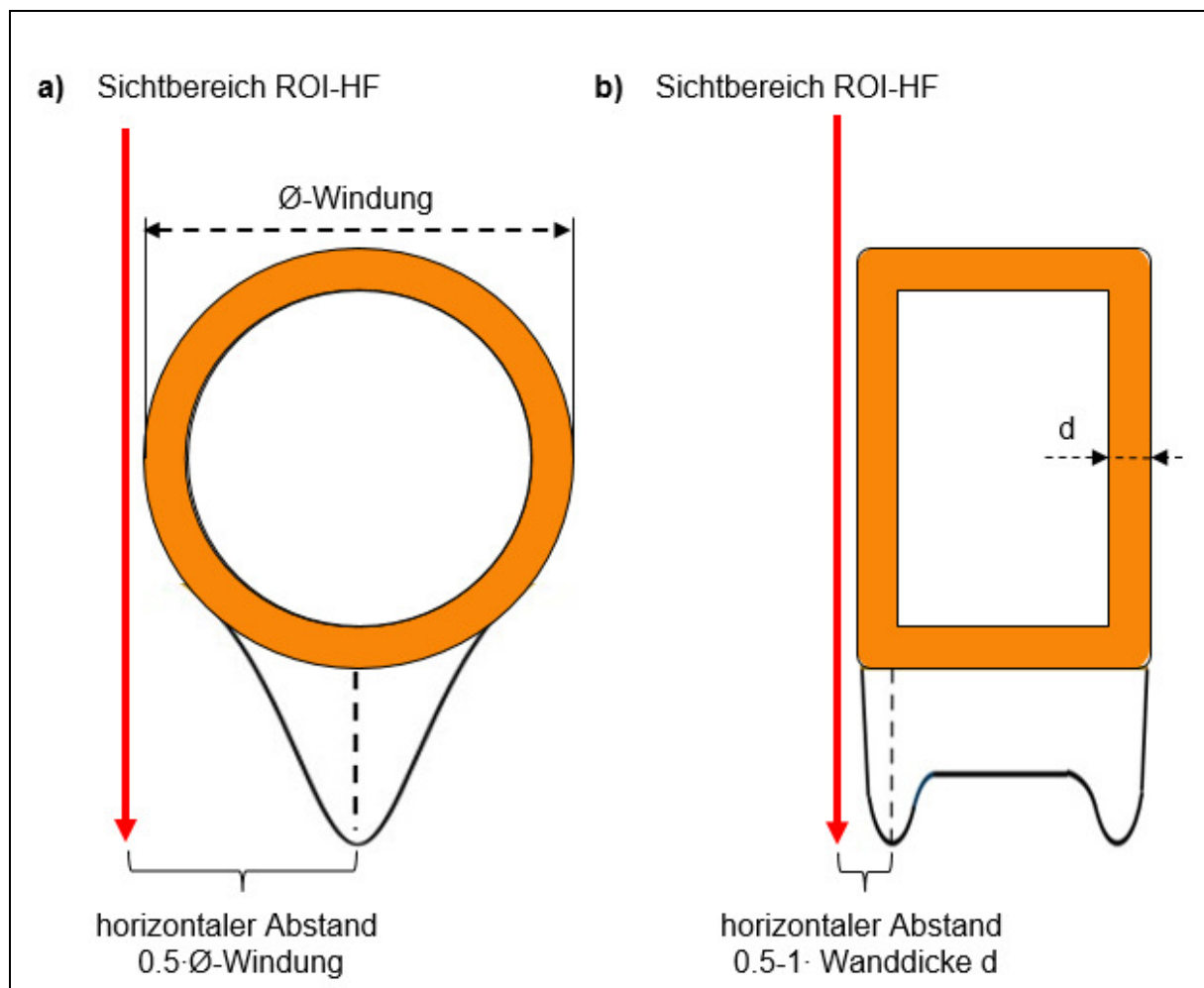


Abb. 4.4: Schematische Darstellung der Auswirkung des Proximity-Effekts bei der Temperaturmessung a) eines kreisförmigen Querschnitts (V2.2) mit dem Durchmesser  $\varnothing$  der Windung ggü. b) einem rechteckigen Querschnitt (V1.2A) mit der Wanddicke  $d$ . Der rote Pfeil stellt jeweils einen Teil des Sichtbereichs des ROI-HF dar.

Mit zunehmendem horizontalem Abstand erhöht sich direkt der Anteil der Wärmeleitung am Temperaturanstieg ggü. der direkten induktiven Erwärmung und die Heizrate nimmt ab. Für die kreisförmigen Querschnitte (Induktor V2.2) sowie die kreisförmig angenäherten Querschnitte (V3.2A, V3.2B) konzentriert sich die Stromdichteverteilung direkt unterhalb der Windung linienförmig [66] (vgl. auch Formel (2.16)), während sich bei einem rechteckigen Querschnitt die Stromdichteverteilung an den seitlichen, dem Bauteil zugewandten Kanten der Windungen verdichtet [72].

Der horizontale Abstand zwischen der Position der Temperaturerfassung und der maximalen Wirbelstromkonzentration beträgt beim kreisförmigen Querschnitt den halben Windungsdurchmesser (s. Abb. 4.4a), während der Abstand beim rechteckigen Querschnitt dem Halben bis Einfachen der Wandstärke der Windung entspricht (s. Abb. 4.4b). Für die ovale und halbovale Querschnittsform liegt dieser horizontale Abstand aufgrund des geringeren Seitenverhältnisses Breite zu Höhe ggü. dem kreisförmigen Querschnitt zwischen dem des kreisförmigen und des rechteckigen Querschnitts.

Die Differenz der Heizraten zwischen Induktor V3.2A und V3.2B wird durch die veränderte Querschnittsfläche der Windungen hervorgerufen, die beim Induktor V3.2B ggü. V3.2A reduziert ist und somit dessen ohmschen Widerstand reduziert [60, 71].

### Zusammenfassung

Die Ergebnisse der charakterisierten HF-Induktoren zeigen, dass der Induktor V1.2A das größte Potenzial zur positiven Wirkung auf die Zielkenngröße „heizprozessbedingte Zeit“ aufweist. Er wird daher für die weiteren Untersuchungen eingesetzt.

## 4.2 Positionierung des HF-Induktors zum Belichtungsbereich

Die Wirkungsweise des HF-Induktors ist an dessen Position der Windungen gebunden. Mit zunehmender Entfernung  $d_h$  des Zentrums des Belichtungsbereichs vom Zentrum des Heizbereichs HF (s. Abb. 3.1b) wird im Belichtungsbereich der Anteil der induktiven Erwärmung am gesamten Energieeintrag reduziert (vgl. Formel (2.17), (2.18)). Somit erfolgt der wesentliche Wärmetransfer von der Randzone bis zum Zentrum des Belichtungsbereichs durch Wärmeleitung.

Die Zeitdauer für die Übertragung von Wärmemengen durch Wärmeleitung bis zum Erreichen der geforderten Temperatur im Belichtungsbereich wird über die Wärmeleitfähigkeit der Legierung und den Temperaturgradienten zwischen dem Ort des Heizbereichs HF und dem Zentrum des Belichtungsbereichs gesteuert (vgl. Formel (2.5)).

Des Weiteren stellt sich mit zunehmender Heizzeit ein Gleichgewicht zwischen der zu- und abgeführten Wärmemenge im Zentrum des Belichtungsbereichs aufgrund der begrenzten Wärmekapazität des Werkstoffs ein, das einen weiteren Temperaturanstieg hemmt. In diesem Gleichgewicht ist die Temperaturdifferenz zwischen dem Zentrum des Belichtungsbereichs und dessen Randzonen, die sich nahe am Heizbereich HF befinden, konstant.

Zur Erzielung einer erforderlichen Substrattemperatur im Zentrum des Belichtungsbereichs ist diese konstante Temperaturdifferenz zu berücksichtigen. Dies erschwert die Einstellung einer beliebigen Substrattemperatur im Zentrum des Belichtungsbereichs durch die Begrenzung der maximalen Temperatur der Bauteilbereiche, die sich nahe am Heizbereich HF befinden.

Die Änderung der Positionierung der Windungen zum zu erwärmenden Bauteilbereich umgeht diese Begrenzung und ermöglicht die individuelle Einstellung der notwendigen Substrattemperatur im Zentrum des Belichtungsbereichs bei gleichzeitiger Reduktion der Zeitdauer bis zum Erreichen der geforderten Temperatur.

### Betrachtung der Position im Ausgangszustand

Abb. 4.5a) stellt die Belichtungsposition des HF-Induktors im Ausgangszustand durch die Kongruenz der Öffnung im HF-Induktor mit dem Belichtungsbereich dar. Dabei besteht ein horizontaler Abstand  $d_h$  in x-Richtung zwischen dem linken bzw. rechten Zentrum des Heizbereichs HF und dem Zentrum des Belichtungsbereichs. Der Abstand  $d_h$  hängt von den Abmessungen des HF-Induktors ab.

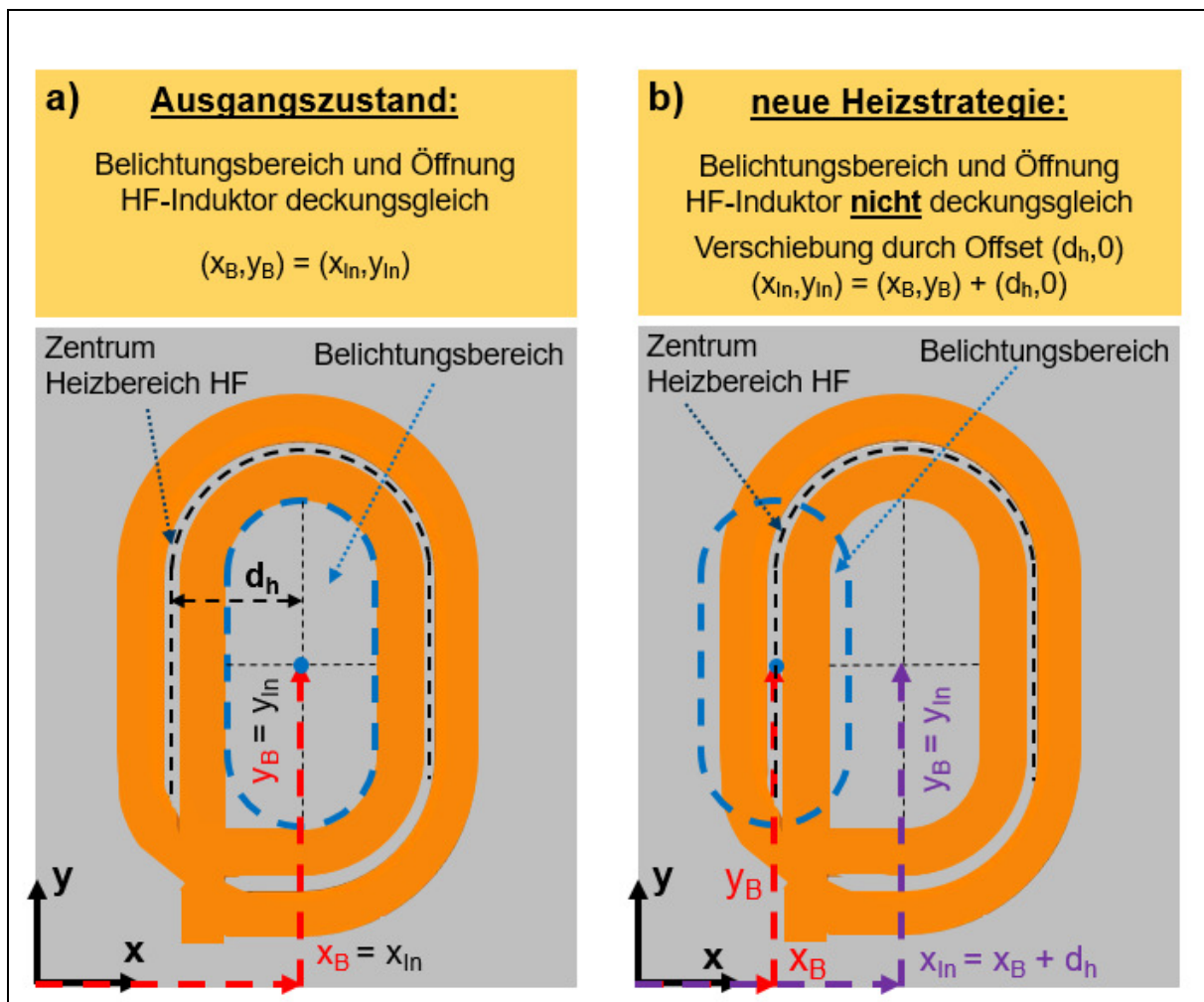


Abb. 4.5: Schematische Darstellung a) des Ausgangszustands (s. Abb. 3.1), in dem das Zentrum des Belichtungsbereichs  $(x_B, y_B)$  sowie die Öffnung des HF-Induktors  $(x_{In}, y_{In})$  identisch mit denen des ROI-HF sind, und b) des implementierten Offsets, beispielhaft in x-Richtung dargestellt, in dem das Zentrum des Belichtungsbereichs  $(x_B, y_B)$  und das des ROI-HF identisch sind und vom Zentrum der Öffnung des HF-Induktors  $(x_{In}, y_{In})$  um die Position des Offsets  $(d_h, 0)$  verschoben sind.

Das Zentrum des Belichtungsbereichs, auch als Belichtungsposition bezeichnet, hat die Koordinaten  $(x_B, y_B)$ , die identisch mit den Koordinaten  $(x_{in}, y_{in})$  des Zentrums der Öffnung des HF-Induktors sind. Das Zentrum des ROI-HF, das zentral und symmetrisch innerhalb der Öffnung des HF-Induktors liegt, weist identische Koordinaten auf. Somit sind alle drei Bereiche deckungsgleich.

### **Einführung der Heizstrategie und Offset-Einstellung**

Die Einführung einer Heizstrategie zur Verschiebung des Zentrums des Heizbereichs HF um den Abstand  $d_h$ , sodass sich die Windungen direkt oberhalb des Zentrums des Belichtungsbereichs  $(x_B, y_B)$  befinden, reduziert den horizontalen Abstand  $d_h$  auf null (s. Abb. 4.5b). Gleichzeitig wird die Abhängigkeit der Heizzeit von der Breite der Außenabmessung des HF-Induktors (in x-Richtung) aufgehoben.

Die Heizstrategie implementiert den statischen Offset  $d_h$ , der eine horizontale Verschiebung der Windungen in x-Richtung oberhalb des Zentrums des Belichtungsbereichs vor der Heizphase ermöglicht.

### **Sichtbereich des ROI-HF**

Beispielhaft zeigt die Abb. 4.5b) ein Offset von  $+d_h$  in x-Richtung. In dieser Position des Induktors wird der Sichtbereich des ROI-HF auf das Zentrum des Belichtungsbereichs durch das jeweilige Windungspaar eingeschränkt. Allerdings ist das ROI-HF entgegen der Position der Öffnung des HF-Induktors nicht um den eingestellten Offset von  $+d_h$  verschoben. Damit befindet sich das ROI-HF weiterhin direkt über dem Belichtungsbereich (deckungsgleich), sodass im Zentrum des ROI-HF das linke Windungspaar sichtbar ist. Durch die Kühlung des HF-Induktors ist dieser Bereich durch die IR-Kamera ggü. den umliegenden Belichtungsbereichen kaum erkennbar, während der Teil des Belichtungsbereichs nahe der innenliegenden Windung vollständig durch das Sichtfeld des ROI-HF abgedeckt wird. Dieser Bauteilbereich ist direkt nach dem Heizbereich HF, der sich weiterhin direkt unterhalb der Windung befindet, der unmittelbar heißeste Bereich im gesamten ROI-HF. Dies sichert die Temperaturüberwachung wichtiger Bauteilbereiche und das Erreichen der Zieltemperatur des jeweiligen Belichtungsbereichs vor der Belichtungsphase ab.

### **Auswirkungen des Offsets auf die Temperaturverteilung im Belichtungsbereich**

In Abhängigkeit vom eingestellten Offset  $d_h$  wird für die Belichtung eine Rückfahrt des HF-Induktors nach der Heizphase zurück zur Belichtungsposition notwendig. Diese Bewegung führt innerhalb der Fahrzeit zur Abkühlung des erwärmten Belichtungsbereichs vor der Belichtungsphase aufgrund von Wärmestrahlung. Die Zeitdauer der Fahrzeit hängt von der Größe des Offsets  $d_h$  und der eingestellten Fahrgeschwindigkeit des HF-Induktors ab. Zur Vermeidung einer rapiden Abkühlung des Bereichs wird während der Fahrt die Erwärmung durch den HF-Induktor nicht unterbrochen.

In Abb. 4.6a) sind die Heizphase im Ausgangszustand und die Temperaturverteilung in x-Richtung (rote T-x-Kurve) am Ende der Heizzeit  $t_{H1}$  schematisch dargestellt. In diesem Zustand sind der Belichtungsbereich (dunkelblau gestrichelt, Abb. 4.6a) sowie die Öffnung des HF-Induktors und das ROI-HF deckungsgleich.

#### 4 Realisierung der technischen Maßnahmen an einfachen Bauteilgeometrien

Im Zentrum des Belichtungsbereichs (schwarz gestrichelt, Abb. 4.6a) liegt die finale Temperatur  $T_{\min-1}$  aufgrund der Hemmung des Wärmeflusses durch Wärmeleitung unterhalb der maximalen Temperatur  $T_{\max-1}$ , die wegen der Position direkt unterhalb der Windungen erreicht wird. Die Temperaturdifferenz zwischen den beiden Positionen nimmt zu Beginn der Heizphase  $0 < t < t_{H1}$  ein Maximum an und reduziert sich nach der Heizzeit  $t_{H1}$  auf eine minimale Temperaturdifferenz  $\Delta T_1$ , die nahezu konstant bleibt.

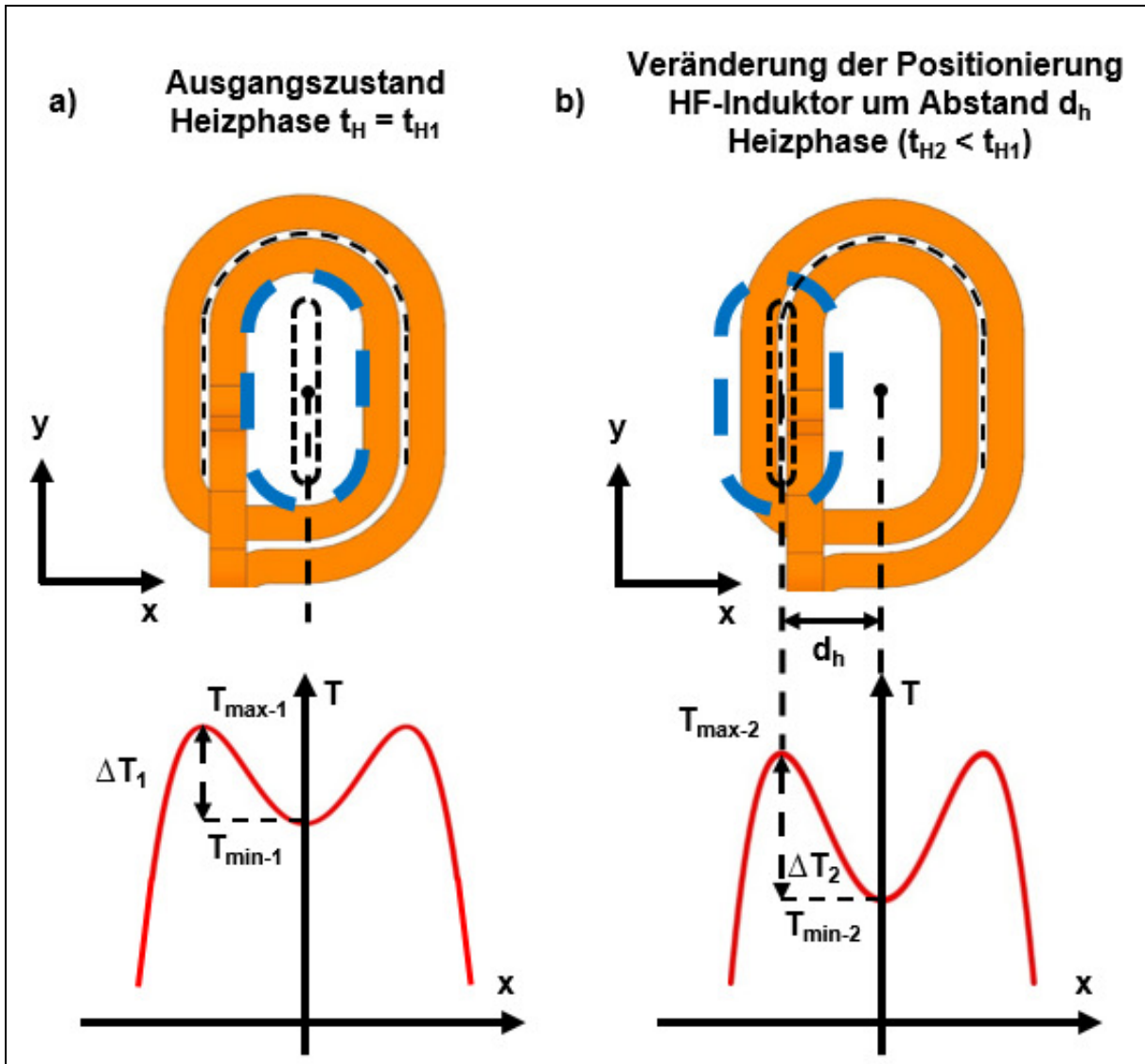


Abb. 4.6: Schematische Darstellung der Heizphase a) im Ausgangszustand, in dem die Position des Zentrums (schwarz gestrichelt) des Belichtungsbereichs (dunkelblau gestrichelt) identisch zum Zentrum der Öffnung des HF-Induktors sowie des ROI-HF ist, und der T-x-Kurve (rot) mit der min. Temperatur  $T_{\min-1}$  und max. Temperatur  $T_{\max-1}$  sowie von deren Temperaturdifferenz  $\Delta T_1$  und b) nach Einführung der Heizstrategie, bei der das Zentrum (schwarz gestrichelt) des Belichtungsbereichs (blau gestrichelt) unterhalb des linken Windungspaares liegt und deckungsgleich mit dem ROI-HF und nicht deckungsgleich zu der Öffnung des HF-Induktors ist, sowie der min. Temperatur  $T_{\min-2}$  und max. Temperatur  $T_{\max-2}$  im Zentrum des Heizbereichs HF und von deren Temperaturdifferenz  $\Delta T_2$ . Die T-x-Kurven verdeutlichen die Auswirkungen der verschiedenen Positionierungen des HF-Induktors zum Belichtungsbereich und sind nicht maßstabsgetreu.

Dabei wird die Höhe der Temperaturdifferenz  $\Delta T_1$  u. a. über den horizontalen Abstand  $d_h$  zwischen dem Zentrum des Heizbereichs HF und dem Zentrum der Öffnung des HF-Induktors gesteuert.



Die Temperaturdifferenz  $\Delta T_1$  zwischen dem Zentrum des Belichtungsbereichs und dessen Randzone hemmt auch die weitere Erhöhung der Substrattemperatur im Zentrum des Belichtungsbereichs bei gleichbleibender Heizleistung. Die Richtung des Temperaturgradienten  $\Delta T_1$  innerhalb des Belichtungsbereichs verläuft während der Heizphase von dessen Randzonen zum Zentrum.

In Abb. 4.6b) werden die Heizphase bei der Veränderung der Positionierung des HF-Induktors durch die Heizstrategie sowie die Temperaturverteilung in x-Richtung (rote T-x-Kurve) am Ende der Heizzeit  $t_{H2}$  schematisch dargestellt.

Dabei wurde der HF-Induktor um den Abstand  $d_h$  in positive x-Richtung verschoben. Somit befindet sich das Zentrum des Belichtungsbereichs (schwarz gestrichelt, Abb. 4.6b) direkt unterhalb des linken Windungspaares und bleibt mit dem ROI-HF deckungsgleich, während die Öffnung des HF-Induktors um  $+d_h$  verschoben ist. In dieser Positionierung des HF-Induktors erfährt das Zentrum des Belichtungsbereichs aufgrund des direkten Eintrags der Wirbelströme einen rapiden Temperaturanstieg auf die maximale Temperatur  $T_{\max-2}$  innerhalb der Heizzeit  $t_{H2}$ , die ggü. der Heizzeit  $t_{H1}$  des Ausgangszustands reduziert ist.

Die Temperatur  $T_{\max-2}$  liegt aufgrund der kürzeren Heizzeit  $t_{H2} < t_{H1}$  bei gleicher Heizleistung unterhalb der maximalen Temperatur  $T_{\max-1}$  im Ausgangszustand (s. Abb. 4.6a). Allerdings befinden sich beide Temperaturen  $T_{\max-1}$  sowie  $T_{\max-2}$  oberhalb der geforderten Substrattemperatur, die im Fall von  $T_{\max-2}$  durch die Temperaturüberwachung direkt neben den Windungen sichergestellt wird. Demgegenüber stellt sich im Zentrum der Öffnung des HF-Induktors aufgrund der Wärmeleitung die minimale Temperatur  $T_{\min-2}$  ein, die durch eine kürzere Heizzeit  $t_{H2} < t_{H1}$  ggü. der Temperatur  $T_{\min-1}$  im Ausgangszustand reduziert ist. Der ausgebildete Temperaturgradient  $\Delta T_2$  ist ggü. dem Temperaturgradienten  $\Delta T_1$  nach Abb. 4.6a) erhöht, da die Heizzeit  $t_{H2}$  ggü.  $t_{H1}$  bei gleicher Heizleistung reduziert ist.

Der Temperaturgradient  $\Delta T_2$  ist während der Heizphase von dem Zentrum des Belichtungsbereichs zu dessen Randzonen gerichtet.

Abb. 4.7a) stellt die Positionierung des HF-Induktors im Ausgangszustand sowie die Temperaturverteilung (blaue T-x-Kurve) innerhalb des Belichtungsbereichs (dunkelblau gestrichelt) und in dessen Zentrum (schwarz gestrichelt) nach der Heiz- und unmittelbar vor der Belichtungsphase schematisch dar.

Aufgrund der unveränderten Position des HF-Induktors zwischen der Heiz- und Belichtungsphase stellen sich die gleiche max. Temperatur  $T_{\max-1}$  und min. Temperatur  $T_{\min-1}$  sowie deren konstante Temperaturdifferenz  $\Delta T_1$  ein (s. Abb. 4.6a). Somit sind die thermischen Bedingungen während und nach der Heizphase identisch.

Abb. 4.7b) zeigt schematisch die Positionierung des HF-Induktors vor der Belichtungsphase und die Temperaturverteilung in x-Richtung (blaue T-x-Kurve) bei Anwendung der Heizstrategie. Dabei führt die Fahrt der Induktionseinheiten von der Heiz- zurück in die Belichtungsposition zur Reduktion der max. Temperatur  $T_{\max-2}$  auf  $T_{\max-3}$  aufgrund der Wärmeabstrahlung und zum Anstieg der min. Temperatur  $T_{\min-2}$  auf  $T_{\min-3}$  wegen der Zufuhr der Wärmemenge aus umliegenden Bauteilbereichen, jeweils unmittelbar vor der Belichtung. Die Fahrt des HF-Induktors zurück zur Belichtungsposition erfolgt erst nach Erreichen der Zieltemperatur im Sichtfeld des ROI-HF direkt neben den Windungen. Dies stellt sicher, dass die Temperatur  $T_{\max-3}$  stets oberhalb der festgelegten Zieltemperatur liegt.

## 4 Realisierung der technischen Maßnahmen an einfachen Bauteilgeometrien

Durch die Senkung von  $T_{\max-2}$  auf  $T_{\max-3}$  und die Erhöhung von  $T_{\min-2}$  auf  $T_{\min-3}$  reduziert sich auch die Temperaturdifferenz  $\Delta T_3$  mit  $\Delta T_3 = T_{\max-3} - T_{\min-3}$  zwischen der Randzone des Belichtungsbereichs mit  $T_{\min-3}$  und dessen Zentrum mit  $T_{\max-3}$  ggü. der Temperaturdifferenz  $\Delta T_2$  nach der Heizzeit  $t_{H2}$ .

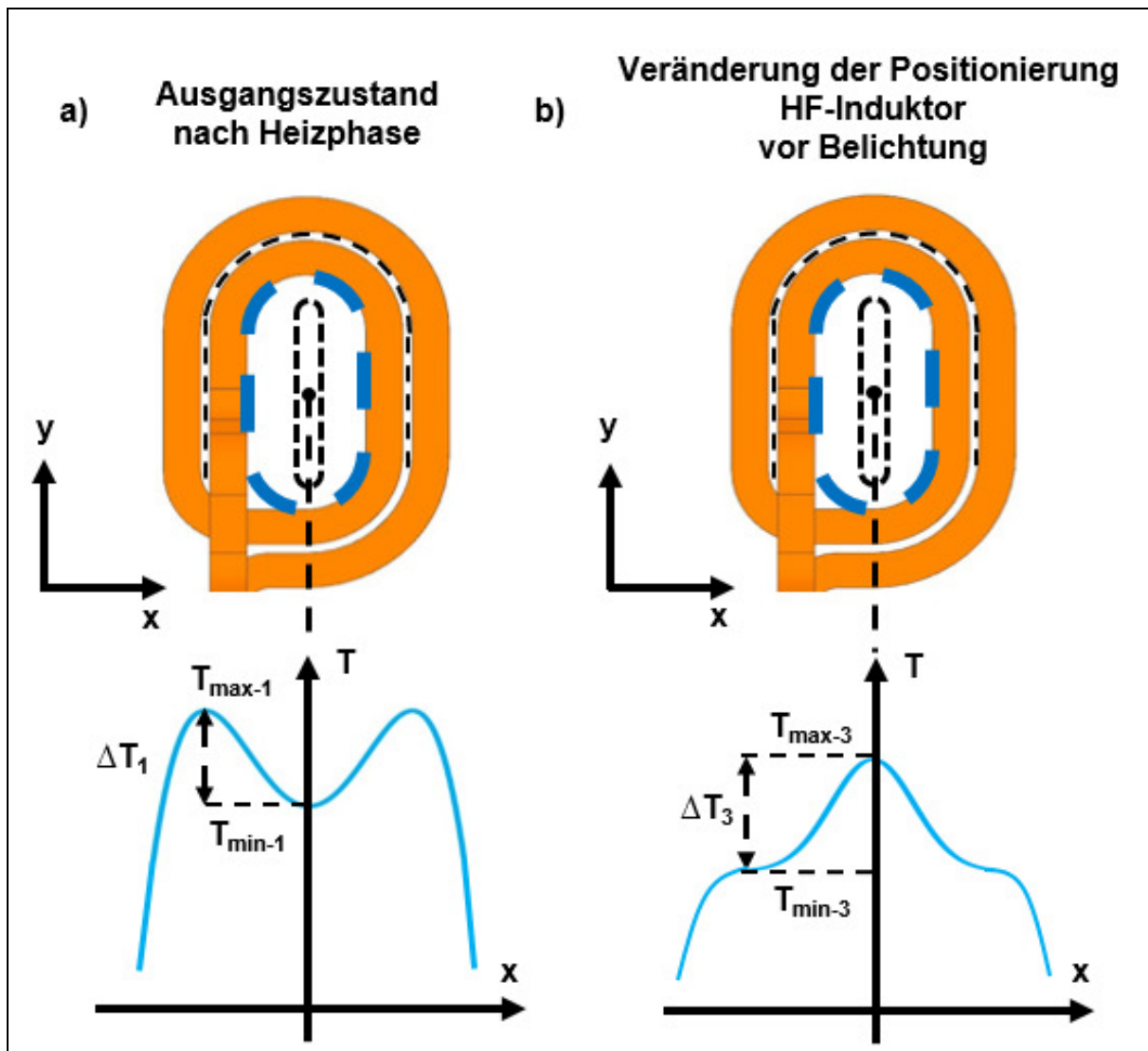


Abb. 4.7: Schematische Darstellung der Heizphase a) im Ausgangszustand, in dem die Position des Zentrums (schwarz gestrichelt) des Belichtungsbereichs (dunkelblau gestrichelt) identisch zum Zentrum der Öffnung des HF-Induktors sowie des ROI-HF ist, und der T-x-Kurve (blau) mit der min. Temperatur  $T_{\min-1}$  und max. Temperatur  $T_{\max-1}$  sowie von deren Temperaturdifferenz  $\Delta T_1$  und b) in der Position identisch zu a) nach der Rückfahrt des HF-Induktors in die Belichtungsposition bilden sich die min. Temperatur  $T_{\min-3}$  und max. Temperatur  $T_{\max-3}$  unterhalb des HF-Induktors aus, deren Temperaturdifferenz  $\Delta T_3$  zeitlich abhängig ist. Die T-x-Kurven verdeutlichen die Auswirkungen der verschiedenen Positionierungen des HF-Induktors zum Belichtungsbereich und sind nicht maßstabsgetreu.

Allerdings führt die Abkühlung zu einer zeitlichen Abhängigkeit der Temperaturdifferenz  $\Delta T_3$  und bewirkt zeitlich abhängige, lokale thermische Spannungsfelder innerhalb des Belichtungsbereichs. Deren Größe ist u. a. von der Abkühldauer sowie der Höhe der vorliegenden Temperaturdifferenzen  $\Delta T_3$  innerhalb des Belichtungsbereichs abhängig. Die erzeugten, zeitlich abhängigen Spannungsfelder werden in Abschnitt 4.4.3 abgeschätzt und quantifiziert.

### Zusammenfassung

Die Heizstrategie kehrt die Richtung der thermischen Gradienten zwischen dem Zentrum des Belichtungsbereichs und dessen Randzonen um und stellt damit das Erreichen der geforderten Substrattemperatur im Zentrum des jeweiligen Belichtungsbereichs im Vergleich zum Ausgangszustand sicher. Dies ist eine wesentliche Zielerreichung für eine verbesserte Bauteilqualität (s. Abschnitt 3.4). Parallel kann die Heizzeit reduziert werden, da der Anteil der Wärmeleitung am gesamten Wärmetransfer stark gesenkt und die Heizphase vornehmlich durch die induktive Erwärmung gesteuert wird. Die Bildung thermischer Gradienten innerhalb des Belichtungsbereichs, die durch die heizkonzeptbedingte Öffnung des HF-Induktors entstehen, kann durch die Heizstrategie nicht eliminiert werden. Gleichzeitig wird aufgrund der Bewegung der Induktionseinheiten von der Heiz- in die Belichtungsposition eine Abkühlphase durch Wärmeabstrahlung erzeugt. Diese führt zu einer Zeitabhängigkeit der vorherrschenden thermischen Gradienten, die nach Formel (2.19) auch zeitlich abhängige, lokale Spannungsfelder innerhalb des Belichtungsbereichs hervorrufen. Deren Größe hängt u. a. von der Abkühlzeit bzw. der Fahrzeit der Induktionseinheiten aufgrund des eingestellten Offsets  $d_h$  wie auch von der eingestellten Temperaturdifferenz zwischen dem Zentrum des Belichtungsbereichs und dessen Randzonen ab. Eine quantitative Abschätzung der vorliegenden, zeitlich abhängigen Spannungsfelder innerhalb des Belichtungsbereichs erfolgt in Abschnitt 4.4.3.

### 4.3 Vergleich der Zielwerte vor und nach der Umsetzung der technischen Maßnahmen

Für einen quantitativen Vergleich der eingeführten technischen Maßnahmen am beweglichen Heizsystem ggü. dem Ausgangszustand müssen die technischen Maßnahmen des Heizsystems mit dem PBF-LB-Prozess auf einen realen Bauprozess angewendet werden. Anschließend werden die Ergebnisse hinsichtlich der Prozess- und Beschichtungszeiten sowie die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge und Porosität bei einer Substrattemperatur von 1.100 °C ggü. den entsprechenden Werten des Ausgangszustands (s. Abschnitt 3.2.3) verglichen.

#### Vergleich der Bauteilqualität

In Abb. 4.8 werden die metallografischen Ergebnisse der Probekörper für die unterschiedlichen PBF-LB-Parameter hinsichtlich der flächenbezogenen, akkumulierten Risslänge sowie der Porosität bei einer Substrattemperatur von 1.100 °C dargestellt, die mit der Einführung der technischen Maßnahmen erzielt wurden.

Der Einsatz des HF-Induktors V1.2A mit einem Verhältnis des Innenbereichs von  $L \times B = 0,84 \cdot L_A \times 0,64 \cdot B_A$  ggü. dem Ausgangszustand  $L \times B = 1,0 \cdot L_A \times 1,0 \cdot B_A$  erfordert die Reduktion des Belichtungsbereichs. Damit wird ein ausreichender Abstand der Randzonen des Belichtungsbereichs zu den Windungen des HF-Induktors sichergestellt, der nach Abschnitt 4.1.1 als Anforderung der Prozesssicherheit definiert wurde.

Für die nachfolgende Untersuchung wird die Größe der Belichtungsbereiche durch eine Reduktion der Streifenbreite  $s_L$  um 50 % ggü. der Streifenbreite  $s_{LA}$  des Ausgangszustands verkleinert. Dies wirkt sich neben einer Erhöhung der Anzahl der Belichtungsbereiche bei gleichem Schmelzvolumen auch auf den Energieeintrag durch den Fertigungslaser in jedem Belichtungsbereich aus.

## 4 Realisierung der technischen Maßnahmen an einfachen Bauteilgeometrien

Dabei verkürzen sich bei konstantem Hatchabstand  $h_S$  und Überlapp die Scanvektoren, was nach Mumtaz et al. [106] das Temperaturniveau im jeweiligen Streifen anhebt und somit den Eintrag von thermischen Spannungen durch die Belichtung herabsetzt. Dies hat in Verbindung mit der Einstellung der Substrattemperatur einen positiven Einfluss auf die Rissbildung [16, 23, 74].

Die Reduktion der Größe des Belichtungsbereichs hat keine direkten Auswirkungen auf die Größe des ROI-HF, da das Sichtfeld des ROI-HF weiterhin die Temperatur im gesamten Innenbereich des HF-Induktors vollständig abdeckt.

Die Einführung der technischen Maßnahmen sowie die Reduktion der Streifenbreite  $s_L$  verändern die Baubarkeit der Probekörper und somit die Verschiebung des Prozessfensters zu reduzierten Volumenenergiedichten  $E_V$  (Reduktion der min. Volumenenergiedichte von  $E_V = 32,14 \text{ J/mm}^3$  im Ausgangszustand auf  $E_V = 30,88 \text{ J/mm}^3$ ; Reduktion der max. Volumenenergiedichte von  $E_V = 47,73 \text{ J/mm}^3$  im Ausgangszustand auf  $E_V = 46,88 \text{ J/mm}^3$ ). Dies wirkt sich insbesondere auf die Vergleichbarkeit der Ergebnisse hinsichtlich der Defektbildung Porosität und Rissbildung aus, sodass alle Volumenenergiedichten  $E_V$ , auch  $E_V = 37,50 \text{ J/mm}^3$  und  $E_V = 46,88 \text{ J/mm}^3$ , mit denen des Ausgangszustands nicht direkt vergleichbar sind.

Dennoch ermöglichen die Ergebnisse Aussagen hinsichtlich der Auswirkungen eines effizienteren Energieeintrags durch die eingeführten technischen Maßnahmen mit der veränderten Streifenbreite  $s_L$  auf die Defektbildung ggü. dem Ausgangszustand. Die Vergleichbarkeit der Prozesszeiten bleibt davon unberührt.

Die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge beträgt  $2,28 (\pm 0,15) \text{ mm/mm}^2$ , während die Porosität bei  $1,15 (\pm 0,39) \%$  liegt.

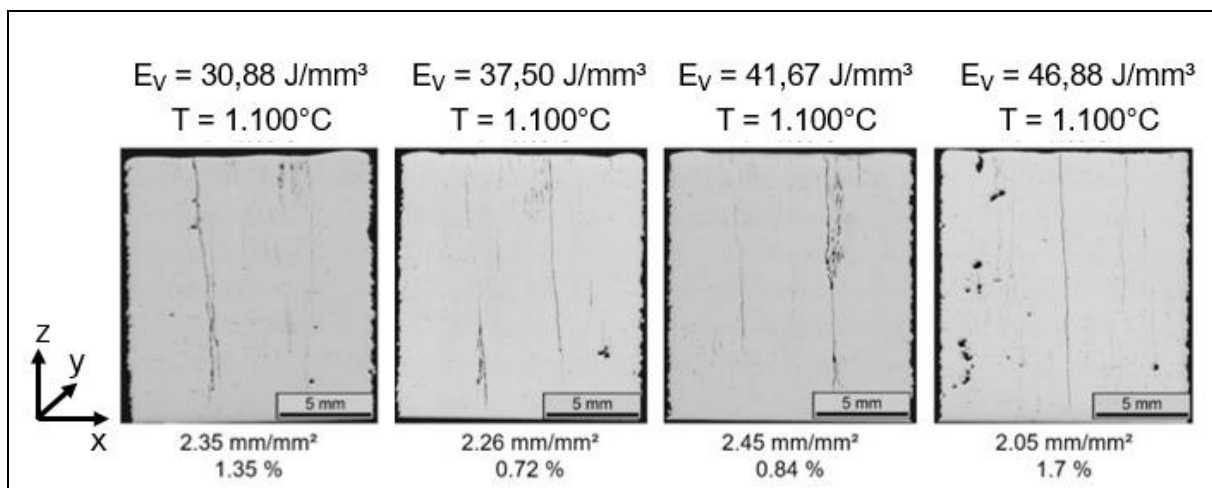


Abb. 4.8: Metallografische Ergebnisse der Probekörper, die zur Ermittlung der flächenbezogenen, akkumulierten Risslänge in  $\text{mm/mm}^2$  und Porosität in Prozent mit den umgesetzten technischen Maßnahmen bei der Substrattemperatur von  $1.100 \text{ }^\circ\text{C}$ , einer reduzierten Streifenbreite  $s_L = 0,5 \cdot s_{LA}$  und den PBF-LB-Parametern  $E_V = 30,88 \text{ J/mm}^3$ ,  $E_V = 37,5 \text{ J/mm}^3$ ,  $E_V = 41,67 \text{ J/mm}^3$ ,  $E_V = 46,88 \text{ J/mm}^3$  hergestellt wurden. Die Aufbaurichtung der Probekörper entspricht der z-Richtung.

### Vergleich der Prozesszeiten

Für den Vergleich der technischen Änderungen ggü. dem Ausgangszustand (s. Abschnitt 3.2) werden alle Parameter, die nicht explizit genannt werden, konstant gehalten.

Abb. 4.9 zeigt die Zeiten der einzelnen Prozessschritte (vgl. Abschnitt 3.2.3) des Ausgangszustands (vgl. Daten aus Tabelle 2, Säule braun in Abb. 4.9) sowie des technisch veränderten Heizsystems (Säule grau in Abb. 4.9) anhand der gleichen Anzahl von Bauteilschichten bzw. der gleichen Bauhöhe (s. Abschnitt 3.2.3).

Die Fahrzeit  $t_{F1}$  ist mit 0,1 h aufgrund der gleichen Abstände zwischen der Ruheposition zur Belichtungsposition auf dem ersten Substratwürfel identisch.

Die Heizzeit  $t_H$  als reine Zeitdauer für das Erreichen der Substrattemperatur in den Belichtungsbereichen beträgt mit den technischen Änderungen 2,84 h ggü. 8,80 h des Ausgangszustands und konnte somit um 67,7 % reduziert werden.

Die Belichtungszeit  $t_{Bel}$  der beiden Bauaufträge ist mit 0,1 h unverändert, aber aufgrund der unterschiedlich angewendeten Volumenenergiegedichte  $E_V$  und reduzierter Streifenbreite  $s_L = 0,5 \cdot s_{LA}$  nicht direkt miteinander vergleichbar.

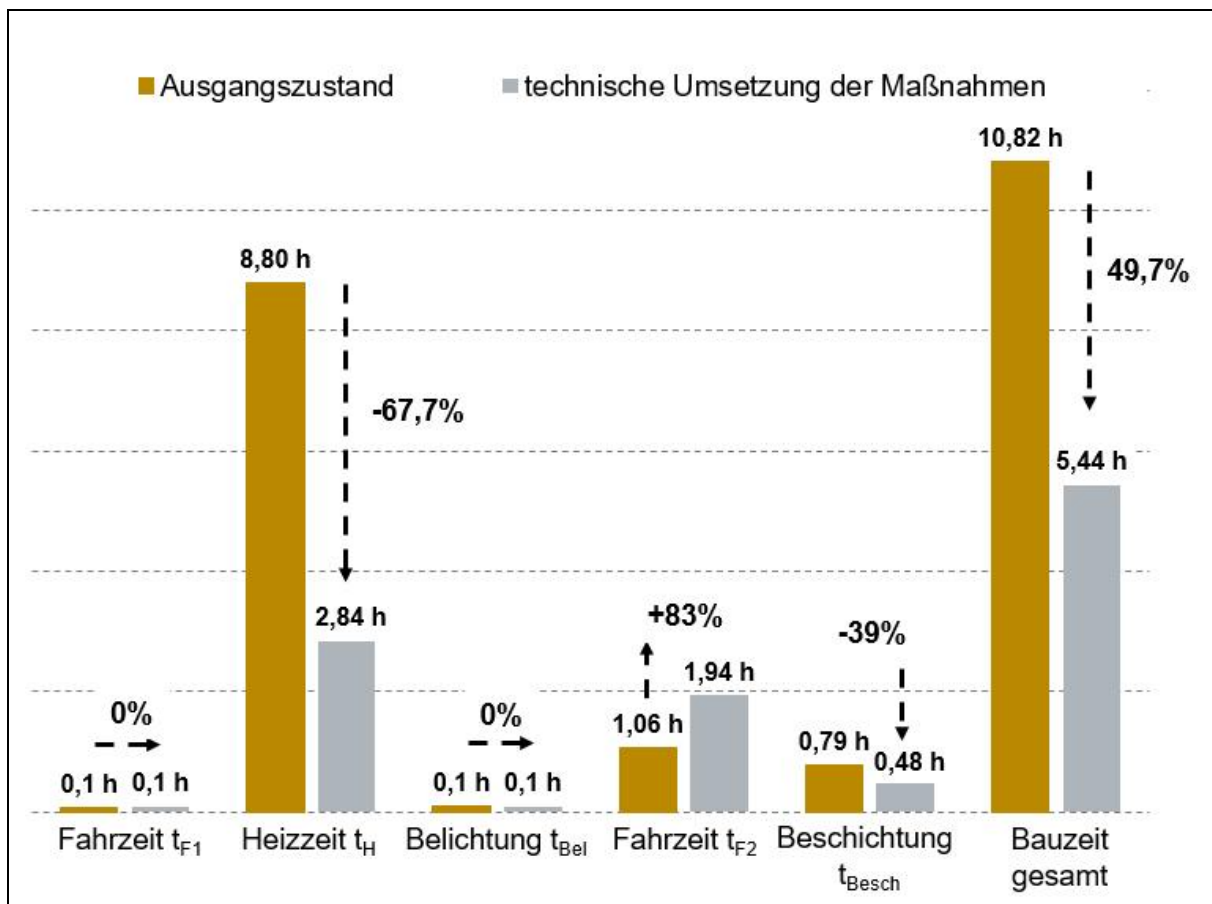


Abb. 4.9: Vergleich der Zeiten für die einzelnen Prozessschritte bei einer Substrattemperatur von  $T = 1.100 \text{ }^\circ\text{C}$  zwischen dem Ausgangszustand (braun) entsprechend Abschnitt 3.2.3 und dem Bauauftrag mit den realisierten technischen Maßnahmen (grau)

Die Fahrzeit  $t_{F2}$  als die Zeitdauer für die Bewegungen des HF-Induktors zwischen den einzelnen Zentren der Belichtungsbereiche und zwischen den jeweiligen Substratwürfeln ist ggü. dem Ausgangszustand aufgrund der Einführung der Heizstrategie sowie der Erhöhung der Anzahl der Belichtungsbereiche durch die Verringerung der Streifenbreite  $s_L$  von 1,06 h auf 1,94 h um 83 % angestiegen.

Die Beschichtungszeit  $t_{\text{Besch}}$  beinhaltet die Fahrzeit zwischen dem letzten Belichtungsbereich und der Ruheposition der Induktionseinheiten sowie die Wartezeit bis zum Erreichen der festgelegten Baufeldtemperatur für die Beschichtung sowie den Auftrag einer neuen Pulverschicht und ist ggü. dem Ausgangszustand mit 0,79 h um 39 % auf 0,48 h reduziert.

Die gesamte Bauzeit konnte mit der Einführung der technischen Maßnahmen um 49,7 % von 10,82 h auf 5,44 h gesenkt werden.

### 4.3.1 Bewertung der Zielerreichung

Durch die Einführung der technischen Maßnahmen konnten ggü. dem Ausgangszustand die Heizzeit  $t_{\text{H}}$  sowie die Beschichtungszeit  $t_{\text{Besch}}$  reduziert werden. Insbesondere zeigt die Heizzeit  $t_{\text{H}}$  durch die Veränderung der Geometrie des HF-Induktors, dessen Positionierung zum Belichtungsbereich und die Verkleinerung der Belichtungsbereiche ein erhebliches Reduktionspotenzial, während die Beschichtungszeit  $t_{\text{Besch}}$  als Indikator für die Prozessqualität einen effizienteren Energieeintrag repräsentiert.

Demgegenüber ist durch die veränderte Positionierung des HF-Induktors während der Heizphase und die erforderliche Rückfahrt zur jeweiligen Belichtungsposition wie auch durch die Erhöhung der Anzahl der Belichtungsbereiche eine signifikante Erhöhung der Fahrzeit  $t_{\text{F2}}$  um 83 % aufgetreten. Aufgrund des geringen Anteils der Fahrzeit  $t_{\text{F2}}$  an der gesamten Bauzeit wirkt sich die starke Erhöhung nicht erheblich auf die gesamte Bauzeit aus.

In Abschnitt 3.3 wurden Zielkenngrößen anhand der Ergebnisse des Ausgangszustands sowie Zielwerte definiert, die mit den Änderungen des beweglichen Heizsystems durch die Implementierung der technischen Maßnahmen erreicht werden müssen.

#### 1) Bauteilqualität

##### ➤ Rissbildung

*Die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge soll im Mittel um > 50 % ggü. dem Ausgangszustand mit 2,77 ( $\pm 0,44$  mm/mm<sup>2</sup>) reduziert werden.*

Der Mittelwert der ermittelten flächenbezogenen, akkumulierten Risslänge der Probekörper bei Anwendung der technischen Maßnahmen und einer reduzierten Streifenbreite  $s_{\text{L}}$  beträgt 2,28 mm/mm<sup>2</sup>.

##### **Ergebnis: Ziel nicht erreicht**

Reduktion des Mittelwerts der flächenbezogenen, akkumulierten Risslänge um etwa 18 % < 50 % (Zielwert).

### ➤ Porosität

*Der Mittelwert der Porosität soll entsprechend dem Ausgangszustand < 1 % beibehalten werden.*

Der Mittelwert der ermittelten Porosität der Probekörper nach Umsetzung der technischen Maßnahmen beträgt 1,15 %.

#### **Ergebnis: Ziel nicht erreicht**

Erhöhung des Mittelwerts der Porosität mit 1,15 % um 0,15 % ggü. dem Zielwert von 1 %.

## 2) Prozessqualität

### ➤ Beschichtungszeit

*Die Beschichtungszeit  $t_{\text{Besch}}$  als Indikator für die Prozessqualität soll ggü. dem Ausgangszustand mit  $t_{\text{Besch-Aus}} = 0,79 \text{ h}$  unverändert bleiben.*

Die Beschichtungszeit  $t_{\text{Besch-neu}}$  bei Anwendung der technischen Maßnahmen beträgt  $t_{\text{Besch-neu}} = 0,48 \text{ h}$

#### **Ergebnis: Ziel erreicht**

Die Prozessqualität konnte durch die Einführung der technischen Maßnahmen um etwa 39 % ggü. dem Zielwert von 0 % verbessert werden.

## 3) Heizprozessbedingte Zeit

*Die Summe der heizprozessbedingten Zeit (Fahrzeit  $t_{F1-Aus}$  + Heizzeit  $t_{H-Aus}$  + Fahrzeit  $t_{F2-Aus}$ ) des Ausgangszustands mit  $t_{F1-neu} + t_{H-neu} + t_{F2-neu} = 9,96 \text{ h}$  soll um 50 % reduziert werden*

Die heizprozessbedingte Zeit (Fahrzeit  $t_{F1-neu}$  + Heizzeit  $t_{H-neu}$  + Fahrzeit  $t_{F2-neu}$ ) bei Anwendung der technischen Maßnahmen beträgt  $t_{F1-neu} + t_{H-neu} + t_{F2-neu} = 4,88 \text{ h}$ .

#### **Ergebnis: Ziel erreicht**

Die heizprozessbedingte Zeit konnte durch die Einführung der technischen Maßnahmen um 51 % ggü. dem Ausgangszustand reduziert werden und trifft den festgelegten Zielwert von 50 %.

### 4.3.2 Diskussion der Ergebnisse

Die Einführung der technischen Maßnahmen und die damit bedingte Reduktion des Belichtungsbereichs, respektive der Streifenbreite  $s_L$ , erfüllen die festgelegten Ziele hinsichtlich der heizprozessbedingten Zeit und der verbesserten Prozessqualität, während die Zielerreichung für die Rissbildung und Porosität weit hinter den Vorgaben zurückbleibt.

#### Heizprozessbedingte Zeit und Prozessqualität

##### Ergebnis 1

*Die Prozessqualität sowie die heizprozessbedingte Zeit werden durch die Optimierung der Geometrie des HF-Induktors und dessen veränderte Positionierung ggü. dem Belichtungsbe- reich sowie die Verkürzung der Streifenbreite  $s_L$  um 50 % ggü. der Streifenbreite  $s_{LA}$  des Aus- gangszustands wesentlich verbessert.*

Die Reduktion des Abstands  $d_h$  zwischen den stromführenden Windungen und dem Zentrum des jeweiligen Belichtungsbereichs bewirkt eine erhebliche Senkung der Heizzeit  $t_H$  je Belich- tungsbereich durch die Reduktion des Anteils der Wärmeleitung an der gesamten Wärmeüber- tragung.

Zusätzlich führt die veränderte Positionierung des HF-Induktors zu einem lokal gezielteren Energieeintrag, der auch das Auftreten des Kanteneffekts am Rand des Probekörpers mini- miert und somit kürzere Beschichtungszeiten ermöglicht. Auch die Verkürzung der Streifen- breite  $s_L = 0,5 \cdot s_{LA}$  hat nach Mumtaz et al. [106] einen gezielteren Energieeintrag zur Folge und wirkt erhöhend auf das Temperaturniveau des jeweiligen Belichtungsbereichs während des Lasereingriffs.

Die durchgeführten Veränderungen verschieben das Prozessfenster für die Baubarkeit der Probekörper in Richtung kleinerer Volumenenergiedichten  $E_V$  (vgl.  $E_V$  für den Ausgangszu- stand sowie  $E_V$  nach Umsetzung der technischen Maßnahmen in Abschnitt 4.3). Demgegen- über trägt die veränderte Geometrie des HF-Induktors, insbesondere die horizontale Anord- nung der Windungen, zu einer Erhöhung der Heizrate im Probekörper sowie einer größeren Heizflächenüberlappung zwischen Windung und Bauteil bei. Der gewählte rechteckige Win- dungsquerschnitt verschiebt den Ort der maximalen Temperatur im Bauteil aufgrund der ver- änderten Wirbelstromverteilung in Richtung der Kanten der innenliegenden Windungen und somit näher zum Temperaturmessbereich des ROI-HF (s. Abb. 4.4).

Damit wird eine frühzeitige Erkennung der maximalen Temperaturen nahe der innenliegenden Windungen durch das ROI-HF ermöglicht, die zugleich identisch mit der Substrattemperatur sind. Dies vermindert lokale Temperaturüberhöhungen innerhalb des Belichtungsbereichs, die den Heizprozess unkontrollierbar gestalten und negativ auf die Prozessqualität und Rissbil- dung wirken, während die Heizzeit verkürzt wird.



### Porosität

#### Ergebnis 2:

*Der gezielt höhere Energieeintrag durch die technischen Maßnahmen und die Verkürzung der Streifenbreite  $s_L$  führt zur signifikanten Erhöhung der Porosität bei jeweils konstanter Volumenenergiedichte  $E_V$  ggü. dem Ausgangszustand.*

Die Porosität im Ausgangszustand beträgt etwa 0,40 ( $\pm 0,12$ ) %, sie steigt infolge der technischen Maßnahmen und der veränderten Streifenbreite  $s_L$  auf 1,15 ( $\pm 0,39$ ) % an. Die aufgebauten Probekörper unter Anwendung der technischen Maßnahmen zeigen unabhängig von der angewendeten Volumenenergiedichte  $E_V$  eine hohe Porosität an.

Durch die Einführung der Heizstrategie (s. Abschnitt 4.2) und die reduzierte Streifenbreite  $s_L$  wird in Abhängigkeit von der jeweiligen Substrattemperatur der gleiche Energieeintrag in kürzerer Zeit in ein kleineres Bauteilvolumen ggü. dem Ausgangszustand eingebracht und somit die Heizzeit  $t_H$  stark reduziert.

Dies hemmt den Wärmefluss in tiefere Bauteilschichten und führt somit zur Bildung erhöhter thermischer Gradienten zwischen dem Schmelzbad und bereits erstarrtem Material während der Belichtung, die die Erstarrungsgeschwindigkeit der Schmelze beschleunigen und die Nachspeisung erschweren.

Die Reduktion der Streifenbreite  $s_L$  führt nach Mumtaz et al. [106] beim PBF-LB-Prozess ohne Heizsystem zu einer Erhöhung des Temperaturniveaus im jeweiligen Belichtungsbereich. Der höhere Energieeintrag wirkt sich negativ auf die Porosität aus, wie es auch Adegoke et al. [25] durch die Erhöhung des Energieeintrags aufgrund eines reduzierten Hatchabstands  $h_S$  aufführen. Somit ist die höhere Porosität ggü. dem Ausgangszustand auch auf die veränderte Streifenbreite  $s_L$  zurückzuführen.

Aufgetretene Bindefehler konnten im Wesentlichen auf Prozessverunreinigungen zurückgeführt werden, die durch die Anordnung des Heizsystems oberhalb der Bauteilebene entstanden sind (s. metallografischer Schliff des Probekörpers, gebaut mit  $E_V = 46,88 \text{ J/mm}^3$  bei der Substrattemperatur von 1.000 °C in Abb. 4.8). Die PBF-LB-Parameter sowie eine unzureichende Substrattemperatur konnten als Entstehungsursache ausgeschlossen werden, deshalb waren Bindefehler nicht Inhalt der Untersuchungen.

### Rissbildung

#### Ergebnis 3:

*Der gezieltere Energieeintrag durch die Einführung der technischen Maßnahmen sowie die Reduktion des Schmelzvolumens durch die Verkürzung der Streifenbreite  $s_L$  wirken sich positiv auf die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge (FaR) ggü. der ermittelten FaR des Ausgangszustands aus.*

Der Mittelwert der flächenbezogenen, akkumulierten Risslänge (FaR) der Probekörper hat sich bei Anwendung der technischen Maßnahmen und einer reduzierten Streifenbreite  $s_L$  um 18 % ggü. dem Ausgangszustand reduziert. Insbesondere sinkt die Streuung der FaR von  $\pm 0,44 \text{ mm/mm}^2$  auf  $\pm 0,15 \text{ mm/mm}^2$ .

Die Verkleinerung des Belichtungsbereichs und die größere Heizflächenüberlappung durch die Änderung der Geometrie des HF-Induktors führen zu einem verbesserten Wärmehaushalt innerhalb des jeweiligen Belichtungsbereichs ggü. dem Ausgangszustand. Damit wird auch der Einfluss der Volumenenergiedichte  $E_V$  erheblich gesenkt, was anhand der reduzierten Streuung der FaR erkennbar ist. Die Verkürzung der Streifenbreite  $s_L$  senkt nach Stand der Technik die thermischen Spannungen innerhalb des Belichtungsbereichs [106] und hemmt somit die Rissbildung. Allerdings können die Untersuchungen nicht zeigen, wie sich die reduzierte Streifenbreite  $s_L$  quantitativ auf die ermittelten FaR auswirkt.

### **Ergebnis 4:**

*Die Einführung der Heizstrategie und die Reduktion des Belichtungsbereichs ermöglichen das stetige Erreichen der Substrattemperatur im Zentrum des Belichtungsbereichs, was die Rissbildung und deren Streuung ggü. dem Ausgangszustand reduziert.*

Die Erhöhung der Volumenenergiedichte  $E_V$  von  $E_V = 37,50 \text{ J/mm}^3$  auf  $E_V = 46,88 \text{ J/mm}^3$  bei einer Substrattemperatur von  $1.100 \text{ }^\circ\text{C}$  führt beim Ausgangszustand (s. Abschnitt 3.2.3) zur Zunahme der FaR von  $2,22 \text{ mm/mm}^2$  auf  $3,55 \text{ mm/mm}^2$ , während beim Heizsystem mit den realisierten technischen Maßnahmen die FaR von  $2,26 \text{ mm/mm}^2$  auf  $2,05 \text{ mm/mm}^2$  unwesentlich abnimmt.

Im Ausgangszustand teilt die Öffnung innerhalb des HF-Induktors den Belichtungsbereich in eine Wärmequelle und Wärmesenke ein. Die Randzonen des Belichtungsbereichs grenzen unmittelbar an die Windungen des HF-Induktors, die die Wärmequellen darstellen, während sich die Wärmesenke im Zentrum des Belichtungsbereichs befindet. Der Abstand  $d_h$  zwischen Wärmequelle und Wärmesenke auf der Bauteiloberfläche steuert die Heizzeit aufgrund der Wärmeleitung. Gleichzeitig wird mittels des Abstands  $d_h$  die Höhe der Substrattemperatur im Zentrum des Belichtungsbereichs durch die Einstellung eines konstanten Temperaturgradienten zwischen der Wärmequelle und Wärmesenke nach dem Erreichen des Gleichgewichtszustands begrenzt.

Das ROI-HF als Temperaturüberwachungsbereich erstreckt sich im Ausgangszustand über den gesamten Belichtungsbereich, dessen Randzonen miteingeschlossen sind (s. Abb. 3.1b). Damit ist das Erreichen der Substrattemperatur von  $1.100 \text{ }^\circ\text{C}$  im Belichtungsbereich zuverlässig möglich, aber wird auch regelmäßig in dessen Randzonen erzielt, die sich nahe an der Windung des HF-Induktors befinden.

Aufgrund des sich einstellenden Temperaturgradienten zwischen den Randzonen und dem Zentrum des Belichtungsbereichs liegt die Temperatur im Zentrum des Belichtungsbereichs regelmäßig unterhalb der Substrattemperatur von  $1.100 \text{ }^\circ\text{C}$ . Dies erhöht die thermische Spannungsbildung innerhalb des Belichtungsbereichs während der Belichtung, die aufgrund der Erhöhung der Volumenenergiedichte  $E_V$  von  $E_V = 37,50 \text{ J/mm}^3$  auf  $E_V = 46,88 \text{ J/mm}^3$  weiter ansteigt und somit negativ auf die Rissbildung wirkt.

Die Einführung der Heizstrategie vertauscht die Position der Wärmequellen und -senken im Belichtungsbereich und kehrt die Richtung des Temperaturgradienten ggü. dem Ausgangszustand um. Dabei werden die Windungen oberhalb des Zentrums des Belichtungsbereichs und die Öffnung des HF-Induktors, die die Wärmesenke darstellt, in die Randzonen des Belichtungsbereichs verschoben.

Die zusätzliche Reduktion des Belichtungsbereichs und die größere Heizflächenüberlappung begünstigen das regelmäßige Erreichen der Substrattemperatur von 1.100 °C im Zentrum des Belichtungsbereichs vor der Belichtung. Damit wirkt sich die Erhöhung der Volumenenergiedichte von  $E_V = 37,50 \text{ J/mm}^3$  auf  $E_V = 46,88 \text{ J/mm}^3$  nicht negativ auf die FaR aus. Die reduzierte Streuung der FaR ggü. dem Ausgangszustand zeigt, dass mit der Sicherstellung der Substrattemperatur von 1.100 °C unmittelbar vor der Belichtung der Einfluss der Volumenenergiedichte  $E_V$  auf die FaR abnimmt.

### **4.4 Einfluss der Variation der Substrattemperatur auf die Defektbildung bei festgelegten PBF-LB-Parametern**

Die Anwendung des beweglichen Heizsystems mit den implementierten technischen Maßnahmen (s. Abschnitt 3.4) erfordert die Bestimmung einer geeigneten Substrattemperatur zur Herstellung von defektfreien Probekörpern. Die Substrattemperatur wirkt sich direkt auf die heizkonzeptbedingte Bildung hoher Temperaturgradienten aus, die während der Abkühlphasen thermische Spannungen innerhalb des Belichtungsbereichs erzeugen und das aufgebaute Bauteilvolumen mechanisch vorbelasten. Des Weiteren hat die Substrattemperatur auch einen Einfluss auf die heizprozessbedingte Zeit und stellt somit auch ein Potenzial für die weitere Senkung der Prozesszeiten in Aussicht.

Die rissarme Verarbeitung von  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen kann durch einen angemessenen Temperaturbereich zwischen 950 °C und 1.200 °C, der vom  $\gamma'$ -Phasenanteil der jeweiligen Legierung abhängt, während des Schmelzvorgangs durch PBF-LB unterstützt werden [16, 19, 88].

Durch den effizienteren Energieeintrag in den jeweiligen Belichtungsbereich aufgrund der Einführung der beschriebenen technischen Maßnahmen sowie zum Schutz der Anlagenperipherie wird für die nachfolgende Studie eine Substrattemperatur von jeweils 950 °C, 1.000 °C und 1.100 °C gewählt.

Zusätzlich wird der Einfluss der Volumenenergiedichte  $E_V$  durch Variation der Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_s$  auf die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge (FaR) und Porosität bei einer veränderlichen Substrattemperatur untersucht. Damit wird die These, dass die PBF-LB-Parameter bei zunehmender Substrattemperatur an Einfluss auf die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge verlieren (s. Abschnitt 3.4), auch auf Richtigkeit bei der Anwendung des beweglichen Heizsystems untersucht. Diese These wurde bereits in Studien gestützt, u. a. durch Risse [16] an der Legierung IN738LC und unter Anwendung einer induktiven Bauplattformheizung.

#### **Festlegung der PBF-LB-Parameter**

Für die Bestimmung einer geeigneten Substrattemperatur werden PBF-LB-Parameter definiert, die sowohl reduzierte als auch höhere Energieeinträge für den Schmelzvorgang berücksichtigen. Diese Anforderung wird durch den zusätzlichen Energieeintrag des Heizsystems vorgegeben und erlaubt eine Aussage über die Tendenz der Wirkung der Höhe des Energieeintrags anhand der PBF-LB-Parameter auf die Defektbildung. Für alle Bauaufträge wird der jeweilige Parametersatz auf dem gleichen Substratwürfel aufgebaut, sodass der Einfluss der Packungsdichte auf die Defektbildung vernachlässigt werden kann.

Die folgenden Volumenenergiedichten  $E_V$  werden untersucht:

- $E_V = 30,88 \text{ J/mm}^3$  ( $P_L = 84 \%$ ,  $v_S = 100 \%$ ),
- $E_V = 37,50 \text{ J/mm}^3$  ( $P_L = 84 \%$ ,  $v_S = 82,4 \%$ ),
- $E_V = 41,67 \text{ J/mm}^3$  ( $P_L = 100 \%$ ,  $v_S = 88,2 \%$ )
- $E_V = 46,88 \text{ J/mm}^3$  ( $P_L = 60 \%$ ,  $v_S = 52,9 \%$ ).

Die jeweilige prozentuale Laserleistung  $P_L$  bzw. Scangeschwindigkeit  $v_S$  bezieht sich jeweils auf die max. Laserleistung  $P_L = 100 \%$  bei  $E_V = 41,67 \text{ J/mm}^3$  bzw. max. Scangeschwindigkeit  $v_S = 100 \%$  bei  $E_V = 30,88 \text{ J/mm}^3$ .

Dabei ist anzumerken, dass der Hatchabstand  $h_S$ , die Scanvektorenlänge  $v_L$  sowie die Schichtdicke  $l_z$  für alle Volumenenergiedichten  $E_V$  konstant und identisch gewählt wurden.

### **Metallografische Ergebnisse**

Abb. 4.10 zeigt die metallografischen Schliffe der Probekörper, die jeweils angewendete Volumenenergiedichte  $E_V$  in  $\text{J/mm}^3$  und die Substrattemperatur  $T$  in  $^\circ\text{C}$  sowie die ermittelte flächenbezogene, akkumulierte Risslänge (FaR) in  $\text{mm/mm}^2$  und die Porosität in Prozent. Für alle Probekörper entspricht die z-Achse der Aufbaurichtung. Dabei sind die Schliffbilder mit zunehmender Substrattemperatur  $T$  von oben nach unten und mit zunehmender Volumenenergiedichte  $E_V$  von links nach rechts angeordnet.

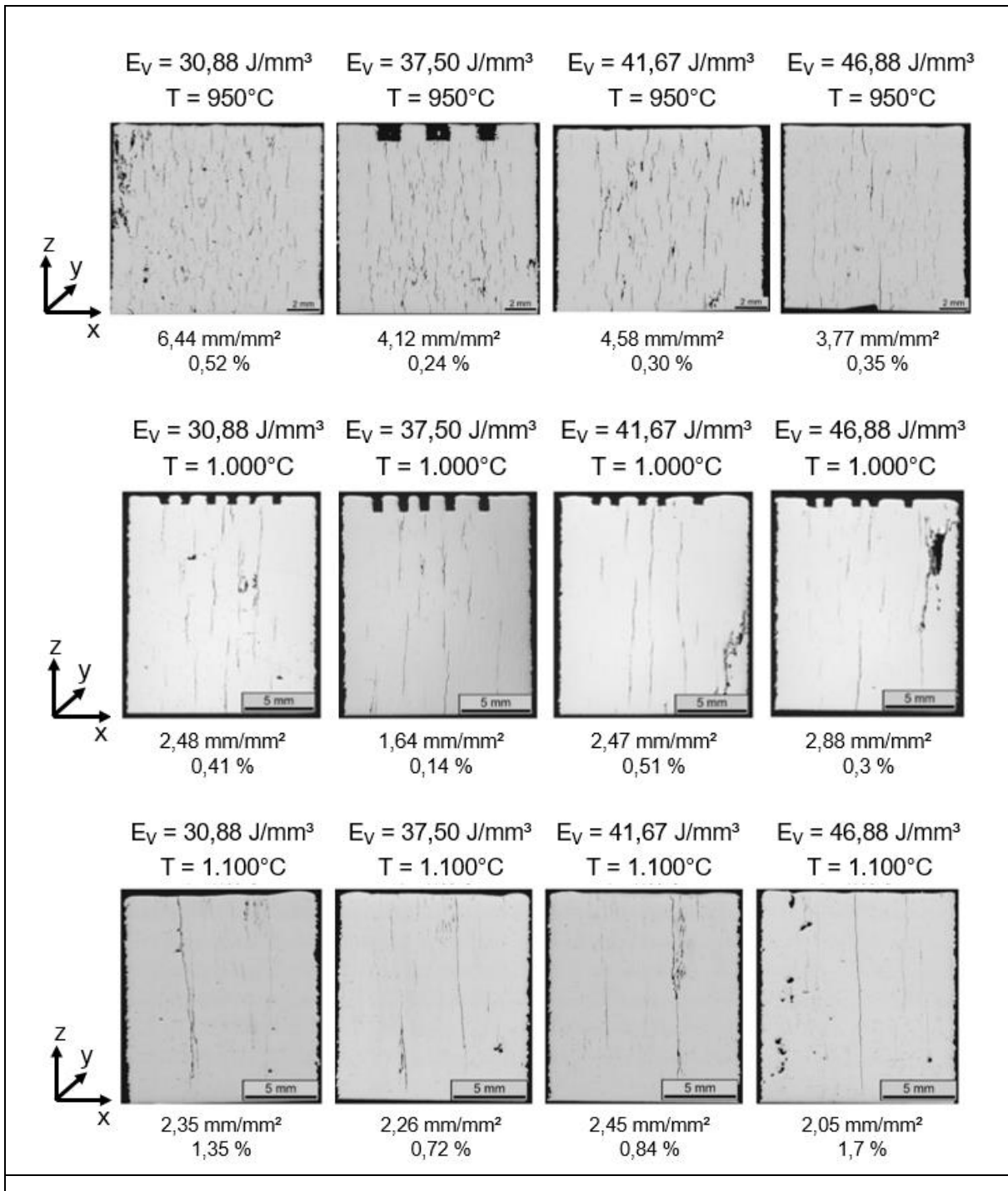


Abb. 4.10: Darstellung der metallografischen Schliffe (Längsschliffe) für die untersuchten Substrattemperaturen 950 °C, 1.000 °C, 1.100 °C (jeweils aufsteigend von oben nach unten) und Volumenenergiedichten  $E_V = 30,88 \text{ J/mm}^3$ ,  $E_V = 37,50 \text{ J/mm}^3$ ,  $E_V = 41,67 \text{ J/mm}^3$ ,  $E_V = 46,88 \text{ J/mm}^3$  (jeweils aufsteigend von links nach rechts). Unterhalb des jeweiligen Längsschliffs ist die FaR in mm<sup>2</sup>/mm<sup>2</sup> und die Porosität in Prozent angegeben. Für alle Schliffe entspricht die z-Richtung der Aufbaurichtung.

#### 4.4.1 Einfluss der Substrattemperatur auf die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge

Abb. 4.11 stellt die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge (FaR) in  $\text{mm}/\text{mm}^2$  auf der y-Achse in Abhängigkeit von der jeweils gewählten Volumenenergiedichte  $E_V$  (Quadrate) auf der x-Achse und der Substrattemperatur von  $950\text{ }^\circ\text{C}$  (blau),  $1.000\text{ }^\circ\text{C}$  (grau),  $1.100\text{ }^\circ\text{C}$  (rot) grafisch dar.

Die FaR befindet sich bei den vier ausgewählten Volumenenergiedichten und einer Substrattemperatur von  $950\text{ }^\circ\text{C}$  im Bereich von  $3,77\text{ mm}/\text{mm}^2$  bei  $E_V = 46,88\text{ J}/\text{mm}^3$  und  $6,44\text{ mm}/\text{mm}^2$  bei  $E_V = 30,88\text{ J}/\text{mm}^3$  (Quadrate blau, Abb. 4.11.).

Die FaR fällt mit zunehmender Volumenenergiedichte  $E_V$  ausgehend von  $E_V = 30,88\text{ J}/\text{mm}^3$  und  $6,44\text{ mm}/\text{mm}^2$  bis  $E_V = 37,50\text{ J}/\text{mm}^3$  auf  $4,12\text{ mm}/\text{mm}^2$  ab. Bei der weiteren Erhöhung der Volumenenergiedichte von  $E_V = 37,50\text{ J}/\text{mm}^3$  auf  $E_V = 41,67\text{ J}/\text{mm}^3$  steigt die FaR auf  $4,58\text{ mm}/\text{mm}^2$  an. Eine weitere Zunahme von  $E_V = 41,67\text{ J}/\text{mm}^3$  auf  $E_V = 46,88\text{ J}/\text{mm}^3$  reduziert die FaR auf  $3,77\text{ mm}/\text{mm}^2$ .

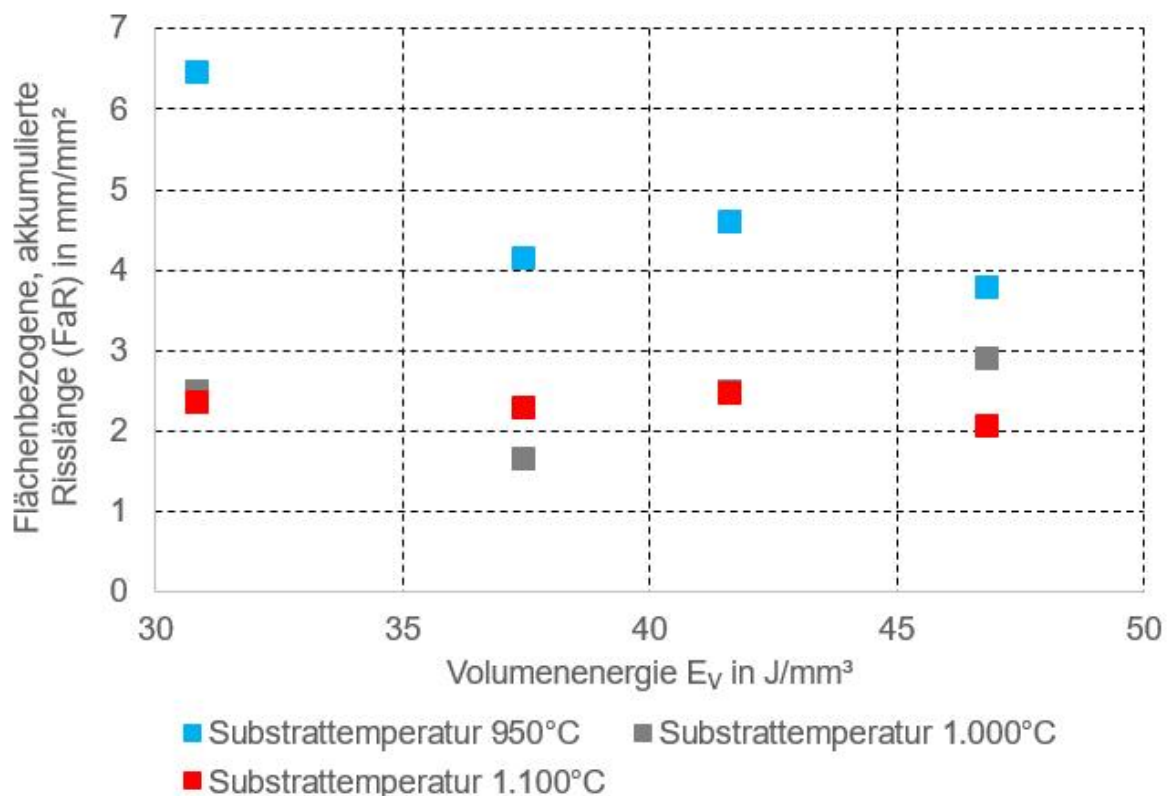


Abb. 4.11: Grafische Darstellung der flächenbezogenen, akkumulierten Risslänge (FaR) in  $\text{mm}/\text{mm}^2$  auf der y-Achse für die Substrattemperaturen  $950\text{ }^\circ\text{C}$  (blau),  $1.000\text{ }^\circ\text{C}$  (grau) und  $1.100\text{ }^\circ\text{C}$  (rot) jeweils bei den vier ausgewählten Volumenenergiedichten  $E_V$  (Quadrate) in  $\text{J}/\text{mm}^3$

Die FaR befindet sich bei den gewählten Volumenenergiedichten  $E_V$  und einer Substrattemperatur  $T = 1.000\text{ °C}$  im Bereich von  $1,64\text{ mm/mm}^2$  bei  $E_V = 37,50\text{ J/mm}^3$  und  $2,88\text{ mm/mm}^2$  bei  $E_V = 46,88\text{ J/mm}^3$  (graue Quadrate, Abb. 4.11).

Dabei steigt die FaR von  $1,64\text{ mm/mm}^2$  bei  $E_V = 37,50\text{ J/mm}^3$  auf  $2,47\text{ mm/mm}^2$  bei  $E_V = 41,67\text{ J/mm}^3$  an. Eine weitere Erhöhung der Volumenenergiedichte von  $E_V = 41,67\text{ J/mm}^3$  auf  $E_V = 46,88\text{ J/mm}^3$  führt zu einem weiteren Anstieg der FaR auf  $2,88\text{ mm/mm}^2$ . Ein Anstieg der FaR von  $1,64\text{ mm/mm}^2$  auf  $2,48\text{ mm/mm}^2$  ist auch bei der Reduktion der Volumenenergiedichte von  $E_V = 37,50\text{ J/mm}^3$  auf  $E_V = 30,88\text{ J/mm}^3$  festzustellen.

Die FaR befindet sich bei den vier untersuchten Volumenenergiedichten  $E_V$  und einer Substrattemperatur von  $T = 1.100\text{ °C}$  im Bereich von  $2,05\text{ mm/mm}^2$  bei  $E_V = 46,88\text{ J/mm}^3$  und  $2,45\text{ mm/mm}^2$  bei  $E_V = 41,67\text{ J/mm}^3$  (Quadrate rot, Abb. 4.11). Die Erhöhung der Volumenenergiedichte von  $E_V = 30,88\text{ J/mm}^3$  auf  $E_V = 37,50\text{ J/mm}^3$  reduziert die FaR von  $2,35\text{ mm/mm}^2$  auf  $2,26\text{ mm/mm}^2$ . Die weitere Erhöhung von  $E_V = 37,50\text{ J/mm}^3$  auf  $E_V = 41,67\text{ J/mm}^3$  führt zu einem Anstieg der FaR auf  $2,45\text{ mm/mm}^2$ . Die Zunahme der Volumenenergiedichte von  $E_V = 41,67\text{ J/mm}^3$  auf  $E_V = 46,88\text{ J/mm}^3$  bewirkt eine Reduktion der FaR auf  $2,05\text{ mm/mm}^2$ .

Für die Identifikation des Risstyps werden einzelne metallografische Schlässe detaillierter untersucht. Abb. 4.12a) zeigt beispielhaft den metallografischen Schliff aus Abb. 4.10 (Volumenenergiedichte  $E_V = 37,5\text{ J/mm}^3$ , Substrattemperatur  $T = 1.100\text{ °C}$ ) mit dem detaillierteren Bereich für die Rissuntersuchung (rot). Abb. 4.12b) detailliert die Rissstrukturen im metallografischen Schliff aus Abb. 4.12a) (rot). Abb. 4.12c) zeigt die  $\gamma$ -Matrix und  $\gamma'$ -Ausscheidungen im Bereich außerhalb des untersuchten Risses (s. Abb. 4.12a) bei einer Vergrößerung von  $10.000\times$ . Die  $\gamma'$ -Ausscheidungen sind nicht quantitativ erfasst. Die Aufbaurichtung des Probekörpers entspricht der z-Richtung.

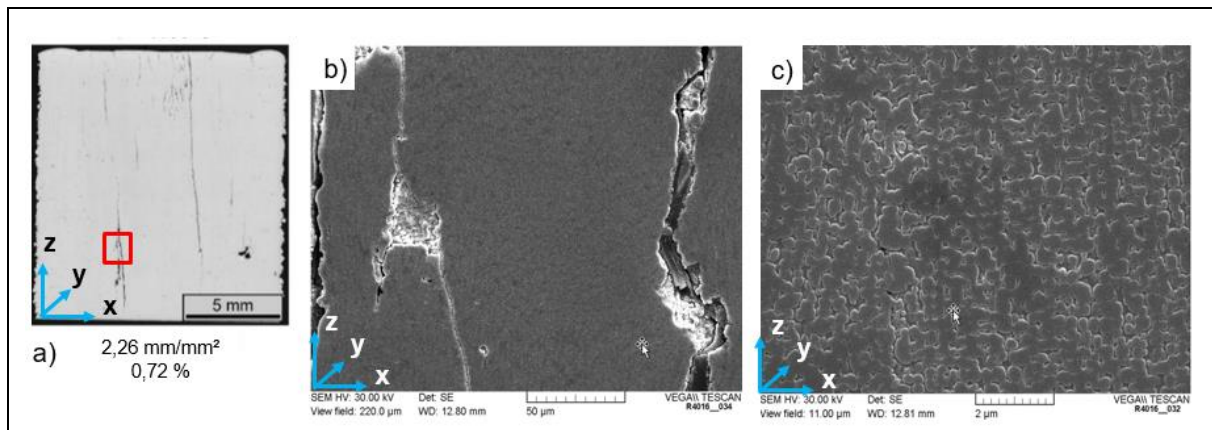


Abb. 4.12: Metallografischer Längsschliff aus Abb. 4.10 ( $E_V = 37,5\text{ J/mm}^3$ ,  $T = 1.100\text{ °C}$ ) mit a) dem untersuchten Riss (rot) und b) Detailansicht des rot markierten Risses aus a) mittels REM sowie c) Detailansicht der  $\gamma$ - und  $\gamma'$ -Ausscheidungen im rot markierten Bereich aus a) mit einer Vergrößerung von  $10.000\times$  mittels REM. Die Aufbaurichtung entspricht der z-Richtung.

#### 4.4.2 Einfluss der Substrattemperatur auf die Porosität

Abb. 4.13 stellt die Porosität in Prozent auf der y-Achse in Abhängigkeit von der jeweils gewählten Volumenenergiedichte  $E_V$  (Quadrate) auf der x-Achse und der Substrattemperatur von  $950\text{ °C}$  (blau),  $1.000\text{ °C}$  (grau),  $1.100\text{ °C}$  (rot) grafisch dar.

#### 4 Realisierung der technischen Maßnahmen an einfachen Bauteilgeometrien

Die Porosität befindet sich bei der Substrattemperatur von  $T = 950\text{ °C}$  im Bereich von 0,24 % bei  $E_V = 37,50\text{ J/mm}^3$  und 0,52 % bei  $E_V = 30,88\text{ J/mm}^3$  (Quadrate, blau, Abb. 4.13).

Die Zunahme der Volumenenergiedichte von  $E_V = 30,88\text{ J/mm}^3$  auf  $E_V = 37,50\text{ J/mm}^3$  bewirkt eine Reduktion der Porosität von 0,52 % auf 0,24 %. Eine weitere Erhöhung von  $E_V = 37,50\text{ J/mm}^3$  auf  $E_V = 41,67\text{ J/mm}^3$  führt zu einem Anstieg der Porosität auf 0,3 % und bis auf 0,35 % bei einer erneuten Zunahme auf  $E_V = 46,88\text{ J/mm}^3$ .

Die Porosität variiert bei der Substrattemperatur von  $T = 1.000\text{ °C}$  im Bereich von 0,14 % bei  $E_V = 37,50\text{ J/mm}^3$  und 0,51 % bei  $E_V = 41,67\text{ J/mm}^3$  (Quadrate, grau, Abb. 4.13).

Dabei fällt die Porosität ausgehend von 0,41 % bei  $E_V = 30,88\text{ J/mm}^3$  mit der Zunahme der Volumenenergiedichte auf 0,14 % bei  $E_V = 37,50\text{ J/mm}^3$  und steigt bei einer weiteren Zunahme der Volumenenergiedichte auf 0,51 % bei  $E_V = 41,67\text{ J/mm}^3$  an. Die Zunahme von  $E_V = 41,67\text{ J/mm}^3$  auf  $E_V = 46,88\text{ J/mm}^3$  reduziert die Porosität auf 0,3 %.

Die Porosität befindet sich bei der Substrattemperatur von  $T = 1.100\text{ °C}$  im Bereich von 0,72 % bei  $E_V = 37,50\text{ J/mm}^3$  und 1,7 % bei  $E_V = 46,88\text{ J/mm}^3$  (Quadrate, rot, Abb. 4.13).

Die Zunahme der Volumenenergie von  $E_V = 30,88\text{ J/mm}^3$  auf  $E_V = 37,50\text{ J/mm}^3$  bewirkt eine Reduktion der Porosität von 1,35 % auf 0,72 %. Eine weitere Erhöhung der Volumenenergiedichte von  $E_V = 37,50\text{ J/mm}^3$  auf  $E_V = 41,67\text{ J/mm}^3$  resultiert in einem Anstieg der Porosität auf 0,84 %, der sich bis auf 1,7 % bei  $E_V = 46,88\text{ J/mm}^3$  fortführt.

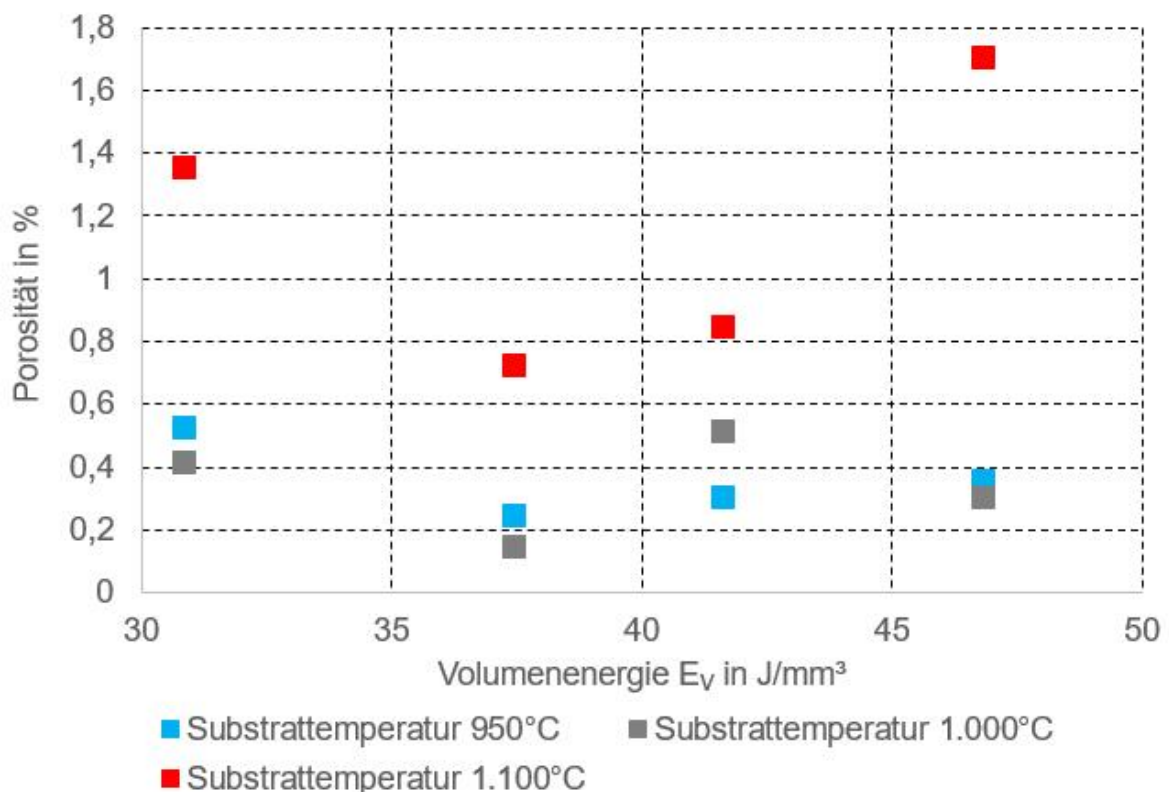


Abb. 4.13: Grafische Darstellung der Porosität in Prozent auf der y-Achse für die Substrattemperaturen 950 °C (blau), 1.000 °C (grau) und 1.100 °C (rot) jeweils bei den vier gewählten Volumenenergiedichten  $E_V$  (Quadrate) in  $\text{J/mm}^3$ .



### 4.4.3 Bestimmung der thermisch induzierten Spannungen im Belichtungsbereich der x-y-Bauteilebene

Die Einführung der Heizstrategie verändert die Positionierung der Induktionseinheiten während der Heizphase und hebt die Limitierung der tatsächlich erreichbaren Temperatur im betrachteten Zentrum des Belichtungsbereichs ggü. dem Ausgangszustand auf. Gleichzeitig führt die Reduktion des Anteils der Wärmeleitung am gesamten Wärmetransfer zu einer Verringerung der Heizzeit ggü. dem Ausgangszustand.

Allerdings entsteht durch die heizkonzeptbedingte Öffnung im HF-Induktor während der Heizphase ein inhomogenes Temperaturfeld innerhalb des Belichtungsbereichs, das unabhängig von der Anwendung der Heizstrategie bestehen bleibt. Zusätzlich führt die Rückfahrt des HF-Induktors von der Heiz- in die Belichtungsposition zur Abkühlung des Belichtungsbereichs aufgrund von Wärmestrahlung (s. Abschnitt 4.2).

Diese Abkühlung bewirkt eine Verstärkung der thermisch vorherrschenden Gradienten, die nach Formel (2.19) zeitlich abhängige thermische Spannungsfelder implizieren. Deren Größe hängt im Wesentlichen von der Abkühlzeit und den während der Heizphase eingestellten Temperaturdifferenzen zwischen dem Zentrum des Belichtungsbereichs und dessen Randzonen ab.

#### Klärung der thermischen Bedingungen für die Versuchsdurchführung

In Abschnitt 4.2 wurden qualitativ T-x-Kurven sowie die verschiedenen Temperaturdifferenzen zwischen dem Zentrum des Belichtungsbereichs und dessen Randzonen aufgetragen, die unterhalb des HF-Induktors sowohl im Ausgangszustand als auch bei der Anwendung der Heizstrategie vorliegen. Ein wesentliches Ergebnis der Analyse war die Erhöhung der Temperaturdifferenz zwischen dem Zentrum des Belichtungsbereichs und dessen Randzone bei Anwendung der Heizstrategie ggü. dem Ausgangszustand aufgrund der reduzierten Heizzeit. Die zusätzliche Abkühlphase während der Bewegung des HF-Induktors konnte diese Temperaturdifferenz nur geringfügig reduzieren und erzeugte gleichzeitig eine zeitliche Abhängigkeit der thermisch auftretenden Gradienten. Diese rufen wiederum zeitlich abhängige thermische Spannungen hervor, deren Größen und Verläufe von der Abkühldauer  $t$  beeinflusst werden. Somit kann nach Formel (2.19) und (2.20) die Ungleichung (4.2) zwischen der resultierenden zeitlich konstanten Spannungskurve des Ausgangszustands  $\sigma_{\text{th,res-Aus}}$  und der resultierenden Spannung-Abkühlzeit-Kurve  $\sigma_{\text{th,res-Heizstrategie}}$  bei Anwendung der Heizstrategie abgeleitet werden.

$$\sigma_{\text{th,res-Aus}} < \sigma_{\text{th,res-Heizstrategie}}(t) \quad (4.2)$$

Die quantitative Bestimmung der resultierenden Spannung-Abkühlzeit-Kurve  $\sigma_{\text{th,res-Heizstrategie}}$  erfordert eine kontinuierliche Temperaturmessung während der Abkühlphase sowie die Ermittlung der auftretenden Temperaturen direkt unterhalb der Windungen des HF-Induktors unmittelbar bei Beginn der Abkühlphase (s. Formel (2.19)). Beides kann aufgrund des kurzzeitig verdeckten Sichtfelds des ROI-HF durch die Position des HF-Induktors während der Heizphase sowie durch dessen Bewegung in die Belichtungsposition nicht explizit ermittelt werden (s. auch Abschnitt 4.2).

Eine Lösung ist die Ermittlung der resultierenden thermischen Spannung-Abkühlzeit-Kurve, die die auftretenden thermischen Gradienten im Ausgangszustand berücksichtigt, ergänzt um die Komponente der Abkühlzeit, die während der Anwendung der Heizstrategie durch die Bewegung des HF-Induktors auftritt.

Dies ermöglicht die Quantifizierung der resultierenden zeitlich abhängigen Spannung-Abkühlzeit-Kurve  $\sigma_{th,res-Aus+Abkühlung}$ , die nach Ungleichung (4.3) zwischen der resultierenden zeitlich konstanten Spannungskurve  $\sigma_{th,res-Aus}$  sowie der resultierenden zeitlich abhängigen Spannung-Abkühlzeit-Kurve  $\sigma_{th,res-Heizstrategie}$  aus Ungleichung (4.2) liegt.

$$\sigma_{th,res-Aus} < \sigma_{th,res-Aus+Abkühlung}(t) < \sigma_{th,res-Heizstrategie}(t) \quad (4.3)$$

Somit ist die Spannung-Abkühlzeit-Kurve  $\sigma_{th,res-Aus+Abkühlung}$  ggü. der real auftretenden Spannung-Abkühlzeit-Kurve  $\sigma_{th,res-Heizstrategie}$  konservativ und schätzt diese nach unten ab.

### Vorgehensweise für die Quantifizierung der thermischen Spannung-Abkühlzeit-Kurven

Für die Berechnung der thermischen Spannungsfelder innerhalb des Belichtungsbereichs werden Temperatur-Zeit-Kurven aus verschiedenen Zonen innerhalb des ROI-HF des Induktors V1.2A während der Abkühlphase ermittelt. Dabei befindet sich der HF-Induktor in der Heizposition, die gleichzeitig der Belichtungsposition entspricht und somit den Ausgangszustand repräsentiert. Anschließend werden aus den örtlich vorliegenden Differenzen der Temperatur-Zeit-Kurven von nebeneinanderliegenden Zonen jeweils in x- und y-Richtung zeitlich abhängige thermische Spannung-Abkühlzeit-Kurven bestimmt. Abschließend wird die Resultierende der thermischen Spannungen bei einer festgelegten Abkühlzeit  $t$  mit der Zugfestigkeit der Legierung MAR-M247<sup>®</sup> verglichen und prozentual ins Verhältnis gesetzt. Dies ermöglicht eine Aussage über die vorliegenden Eigenspannungen im aufgebauten Werkstoff unmittelbar vor der Belichtungsphase.

### Zuordnung der Messpunkte

Abb. 4.14 zeigt 18 ausgewählte Felder mit einer Größe von jeweils 10 x 10 Pixel. Diese Felder stellen die Temperaturmesspunkte innerhalb des ROI-HF in verschiedenen Positionen auf der Oberfläche des Substratwürfels dar, deren Gesamtheit zugleich den Belichtungsbereich repräsentiert. Dabei stellen die Messpunkte 11 – 16, 21 und 26 sowie 31 – 36 die Randzonen des Belichtungsbereichs und die Messpunkte 22 – 25 dessen Zentrum dar. Die x- sowie y-Richtung in Abb. 4.14 entsprechen der x- und y-Richtung im beweglichen Heizsystem nach Abb. 3.1.

Die erste Ziffer eines Messpunkts wird der jeweiligen x-Position (von unten nach oben) und die zweite Ziffer der jeweiligen y-Position (von rechts nach links) im Belichtungsbereich zugeordnet.

Durch die Bestimmung der thermischen Gradienten im Ausgangszustand befinden sich die zugeordneten Messfelder nach Abb. 4.14 in jeder Phase der Temperaturmessung in der gleichen Position im Bezug zum Belichtungsbereich. Aufgrund der Regelung des ROI-HF sowie des Lasereingriffs anhand des Zentrums des Belichtungsbereichs sind die Messpunkte 22 – 25 der Zielort für die Erreichung der notwendigen Substrattemperatur. Somit ist auch deren jeweiliger thermischer Spannungszustand unmittelbar vor der Belichtung von Interesse und muss ermittelt werden.

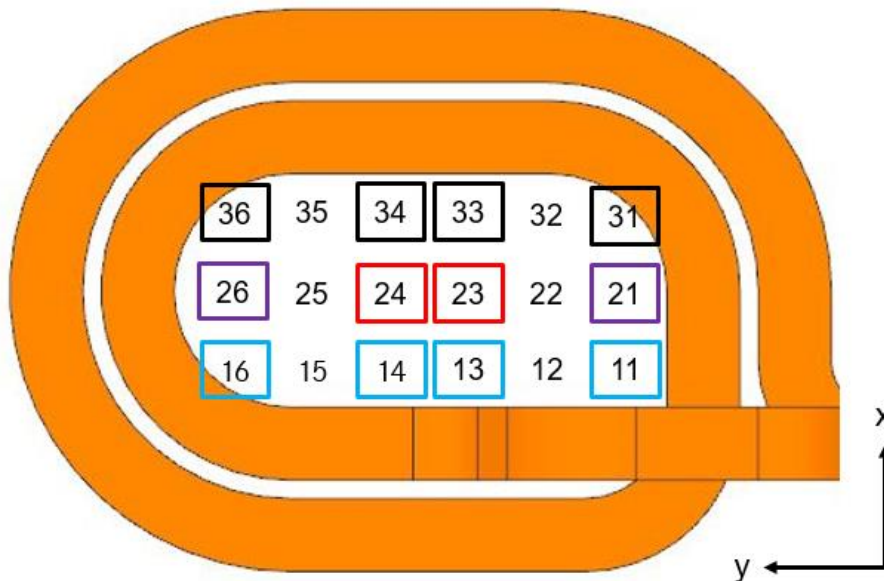


Abb. 4.14: Schematische Darstellung der Messfelder innerhalb des HF-Induktors V1.2A mit rechteckigem Windungsquerschnitt

### Versuchsdurchführung

Für die Ermittlung der Temperaturdifferenzen zwischen den einzelnen Messpunkten in x- sowie y-Richtung sowie von deren Abkühlraten wird jeweils die maximale Temperatur-Zeit-Kurve in jedem Messfeld (s. Abb. 4.14) während eines Heiz- und Abkühlversuchs auf der Oberfläche eines Substratwürfels unter Anwendung des Heizsystems aufgezeichnet. Zur Vereinfachung werden im weiteren Verlauf die Messfelder auch als Messpunkte bezeichnet. Dabei wird der ausgewählte HF-Induktor V1.2A zentral über einem Substratwürfel positioniert, sodass sich der HF-Induktor nicht über den Kanten des Substratwürfels befindet. Damit wird der Kanten effekt ausgeschlossen, der lokale Überhitzungen hervorruft und somit die Untersuchungsergebnisse verfälscht. Die Position des HF-Induktors bleibt entgegen der Heizstrategie während des gesamten Heiz- und Abkühlvorgangs unverändert. Dies ermöglicht die Aufzeichnung der Temperatur-Zeit-Kurven in jedem Messpunkt ohne Unterbrechung, sodass auch die Abkühlung innerhalb des jeweiligen Messfelds im Belichtungsbereich ohne eine reale Rückfahrt des HF-Induktors vollständig erfasst wird.

Anschließend wird der elektrische Strom mit 60 % des maximalen Stroms des HF-Generators eingeschaltet und nach dem Erreichen einer maximalen Temperatur von 1.150 °C in vereinzelten Messpunkten innerhalb des ROI-HF anhand der eingestellten Heizregelung gehalten. Das Abschalten des elektrischen Stroms führt zur unmittelbaren Abkühlung der Oberfläche des Substratwürfels.

Die Temperaturen in jedem Messpunkt werden in einem zeitlichen Abstand von 0,25 s aufgezeichnet. Das Ende der Heizphase erfolgt nach 53,5 s, während die Dauer der Haltephase 28,75 s beträgt. Nach der Haltephase beginnt zum Zeitpunkt 82,25 s die Abkühlphase, deren Ende sich bei 110,75 s befindet. Diese Zeiten sind für alle Messpunkte gleich.

Die ermittelten Temperatur-Zeit-Kurven der Abkühlphase beinhalten sowohl die Abkühlung durch Wärmestrahlung wie auch die unterschiedliche Abkühlung, die durch die lokale Temperaturverteilung aufgrund des horizontalen Abstands  $d_h$  bzw. der heizkonzeptbedingten Öffnung des HF-Induktors entsteht.

## 4 Realisierung der technischen Maßnahmen an einfachen Bauteilgeometrien

Die Temperaturen werden durch die installierte Infrarotkamera PI 1M der Firma Optris<sup>5</sup> GmbH aufgezeichnet, die im Temperaturbereich von 830 °C und 1.300 °C kalibriert ist und in diesem Temperaturbereich eine Genauigkeit von  $\pm 1$  % aufweist. [107]

### Temperatur-Zeit-Kurven für die Heiz- und Abkühlphase im Belichtungsbereich

Im Folgenden werden die Temperatur-Zeit-Kurven während der Heiz-, Halte- und Abkühlphase für die umrahmten Messpunkte (s. Abb. 4.14) dargestellt. Dabei befinden sich die blau (11 – 16), schwarz (31 – 36) und violett (12, 26) umrahmten Messpunkte jeweils an der Randzone des Belichtungsbereichs, nahe an der innenliegenden Windung des HF-Induktors, und die rot umrahmten Messpunkte (23, 24) im Zentrum des Belichtungsbereichs.

Abb. 4.15 zeigt die Temperatur-Zeit-Kurven der Messpunkte 14 (durchgezogen, blau), 24 (durchgezogen, rot), 34 (durchgezogen, schwarz) sowie der Messpunkte 16 (gestrichelt, blau), 26 (gestrichelt, violett), 36 (gestrichelt, schwarz).

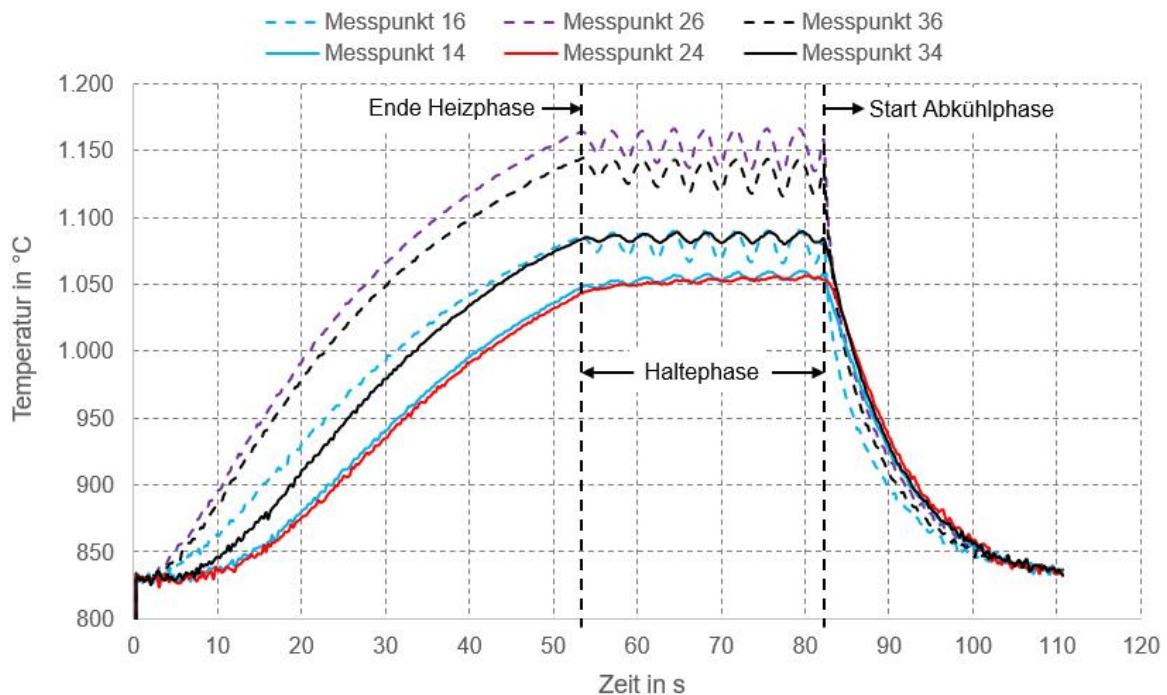


Abb. 4.15: Temperatur-Zeit-Kurven für die Messpunkte 14 (durchgezogen, blau), 24 (durchgezogen, rot), 34 (durchgezogen, schwarz) sowie die Messpunkte 16 (gestrichelt, blau), 26 (gestrichelt, violett), 36 (gestrichelt, schwarz) während der Heiz-, Halte- und Abkühlphase

Den maximalen Temperaturanstieg während der Heizphase verzeichnet Messpunkt 26 (gestrichelt, violett, Abb. 4.15) mit einer max. Haltetemperatur von etwa 1.160 °C beim Ende der Heizzeit von 53,5 s, gefolgt von Messpunkt 36 (gestrichelt, schwarz, Abb. 4.15) mit einer max. Haltetemperatur von etwa 1.145 °C. Aufgrund der eingestellten Leistungsregelung des Systems bei der max. Temperatur von 1.150 °C zeigen die Temperatur-Zeit-Kurven von bestimmten Messpunkten Schwingungen, die in die Leistungsbegrenzung laufen.

<sup>5</sup> Firma Optris GmbH mit Sitz in Berlin, Deutschland.

Die Temperaturen in den Messpunkten 16 (gestrichelt, blau) sowie 34 (durchgezogen, schwarz) befinden sich mit  $1.090\text{ °C}$  etwa  $70\text{ °C}$  unterhalb der maximalen Temperaturen. Die minimalen Temperaturen werden in den Messpunkten 14 (durchgezogen, blau) und 24 (durchgezogen, rot) ermittelt, die sich während der Haltephase bei nahezu konstanter Temperatur von etwa  $1.050\text{ °C}$  befinden.

Der HF-Generator wird nach einer Zeit von  $82,25\text{ s}$  ausgeschaltet und dies leitet die Abkühlphase ein. Nach einer Abkühlzeit von etwa  $5\text{ s}$  befindet sich die Temperatur in den Messpunkten 16, 26, 36 zwischen  $930\text{ °C}$  und  $960\text{ °C}$ , während die Temperatur in den Messpunkten 14, 24, 34 im Bereich von  $960\text{ °C}$  bis  $980\text{ °C}$  liegt.

Abb. 4.16 stellt die Temperatur-Zeit-Kurven der Messpunkte 11 (gestrichelt, blau), 21 (gestrichelt, violett), 31 (gestrichelt, schwarz) sowie die Messpunkte 13 (durchgezogen, blau), 23 (durchgezogen, rot), 33 (durchgezogen, schwarz) grafisch dar. Im Messpunkt 21 (gestrichelt, violett), der sich zentral am Biegeradius der innenliegenden Windung befindet, wird am Ende der Heizphase eine max. Temperatur von etwa  $1.145\text{ °C}$  gemessen. Zum gleichen Zeitpunkt beträgt in den Messpunkten 11 (gestrichelt, blau) sowie 31 (gestrichelt, schwarz) auf der gleichen y-Position wie bei Messpunkt 21 die Temperatur etwa  $1.090\text{ °C}$ , während die Temperatur im Messpunkt 31 (durchgezogen, schwarz) bei  $1.070\text{ °C}$  liegt.

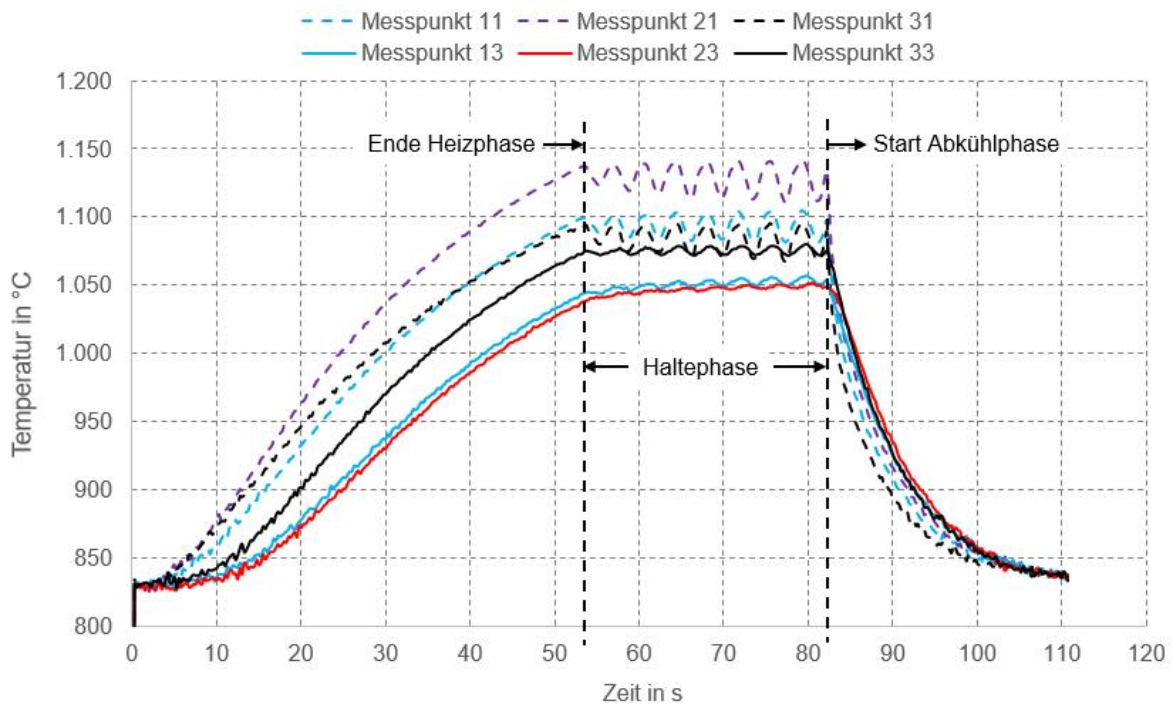


Abb. 4.16: Temperatur-Zeit-Kurven für die Messpunkte 13 (durchgezogen, blau), 23 (durchgezogen, rot), 33 (durchgezogen, schwarz) sowie die Messpunkte 11 (gestrichelt, blau), 21 (gestrichelt, violett), 31 (gestrichelt, schwarz) während der Heiz-, Halte- und Abkühlphase

Die min. Temperaturen stellen sich in den Messpunkten 13 (durchgezogen, blau) und 23 (durchgezogen, rot) nach Ende der Haltephase mit etwa  $1.050\text{ °C}$  ein.

Abb. 4.17 zeigt die min. Temperatur-Zeit-Kurven der Messpunkte 13 (durchgezogen, blau), 23 (durchgezogen, rot), 33 (durchgezogen, schwarz) sowie 14 (gestrichelt, blau), 24 (gestrichelt, rot) und 34 (gestrichelt, schwarz). Innerhalb der Heizzeit von 53,5 s erreicht der Messpunkt 34 die max. Temperatur von etwa 1.090 °C, während die Temperatur im Messpunkt 33 etwa 1.075 °C beträgt. Die Temperatur-Zeit-Kurven der weiteren Messpunkte zeigen einen ähnlichen Verlauf und liegen in einem Temperaturbereich von etwa 1.040 °C bis 1.050 °C. Die max. Differenz der Temperatur-Zeit-Kurven in den Messpunkten 13, 14, 23, 24, 33, 34 beträgt in der Haltephase 50 °C, sie ist bereits nach der Abkühlzeit von 2 s auf die Temperaturdifferenz von etwa 20 °C gesunken.

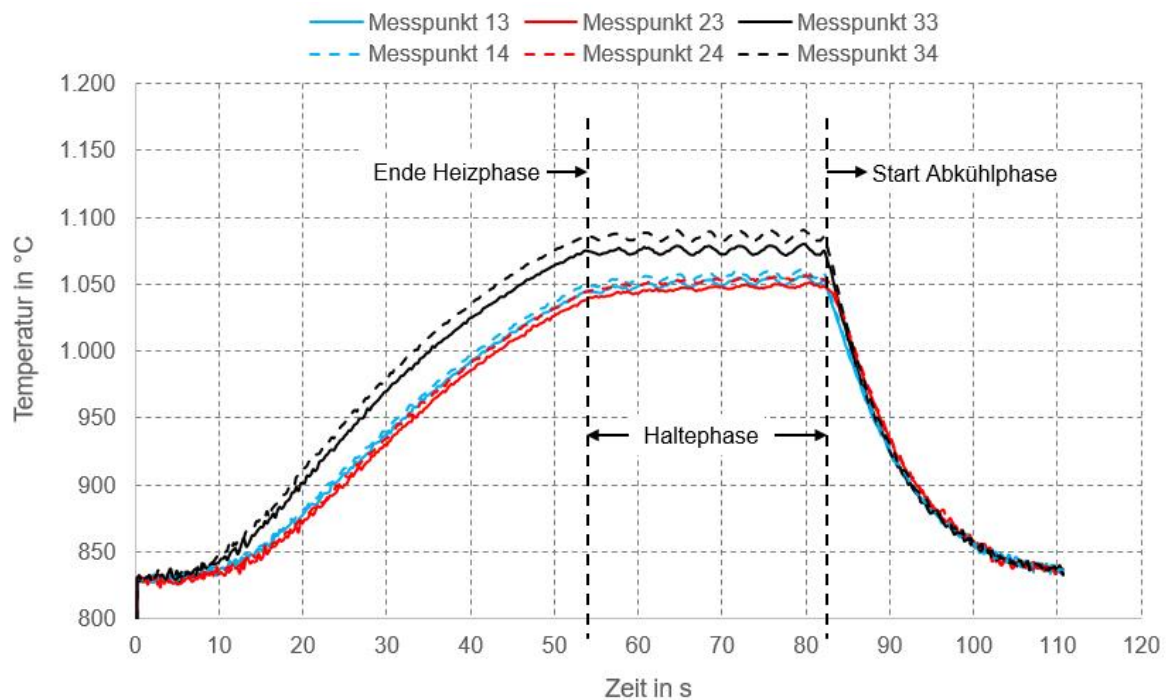


Abb. 4.17: Temperatur-Zeit-Kurven für die Messpunkte 13 (durchgezogen, blau), 23 (durchgezogen, rot), 33 (durchgezogen, schwarz) sowie die Messpunkte 14 (gestrichelt, blau), 24 (gestrichelt, rot), 34 (gestrichelt, schwarz) während der Heiz-, Halte- und Abkühlphase

### Diskussion der Ergebnisse der Temperatur-Zeit-Kurven

Die Ergebnisse zeigen, dass ausgehend von den Messpunkten, die sich an innenliegenden Windungen als Ort der Wärmequellen befinden, v. a. von dem zentral gelegenen Messpunkt 21 und Messpunkt 26 im jeweiligen Biegeradius, der Wärmefluss startet. Dabei reduziert die Krümmung der Windung den gegenseitigen Abstand der Wirbelstromeinträge in das Bauteil und verdichtet somit den Wirbelstrom in diesem Bauteilbereich.

Anschließend bewegt sich der Wärmefluss zum Zentrum des Belichtungsbereichs (Messpunkte 23, 24). Somit bildet sich aufgrund der heizkonzeptbedingten Öffnung des HF-Induktors stets ein Temperaturgradient zwischen der Wärmesenke, die dem Zentrum des Belichtungsbereichs entspricht, und den Wärmequellen, die sich in den Randzonen des Belichtungsbereichs befinden, aus.

Insbesondere weisen die Messpunkte, die an der innenliegenden Windung entlang der y-Richtung bei  $x = 3$  positioniert sind, eine Veränderung in ihren Temperaturdifferenzen auf (vgl. Temperatur in Messpunkt 34 mit Temperatur in Messpunkt 36 nach Abb. 4.15 bzw. Temperatur im Messpunkt 31 mit Temperatur im Messpunkt 33 nach Abb. 4.16). Die Einstellung dieser unterschiedlichen Temperaturgradienten ist auf das Größenverhältnis Breite  $B$  / Länge  $L < 1$  der Innenabmessung der Öffnung des HF-Induktors zurückzuführen. Damit befinden sich die Messpunkte 13, 14 bzw. 33, 34 näher an den zentralen Messpunkten 23, 24 als die Messpunkte 11, 16 bzw. 31, 36. Der kürzere Abstand in x-Richtung führt aufgrund der bestehenden Stetigkeit des Temperaturfelds im Belichtungsbereich zur Kompensation der Temperaturgradienten zwischen der Randzone des Belichtungsbereichs und dessen Zentrum.

Die Messpunkte 13, 14 bzw. 33, 34 stellen ggü. den Messpunkten 23, 24 aufgrund ihrer höheren Temperatur und näheren Position zum Heizbereich HF weiterhin jeweils eine Wärmequelle dar. Weiterhin zeigt sich beim Erreichen der Haltephase zwischen den Messpunkten 16 und 36 eine Temperaturdifferenz von etwa  $60\text{ °C}$ , während die Temperaturdifferenz in den Messpunkten 11 und 31 etwa  $10\text{ °C}$  beträgt. Dies lässt sich nicht auf die asymmetrische Verteilung der Krümmungsradien der innenliegenden Windung im Messpunkt 16 und 36 ggü. Messpunkt 11 und 31 zurückführen.

Demgegenüber stellt sich ein unterschiedlicher vertikaler Abstand der innenliegenden Windung in diesen beiden Messpunkten ein. Dies kann durch die Fertigung sowie die mechanische Fixierung des HF-Induktors entstehen, wenn die Windungen nicht gleichmäßig in der x-y-Ebene ausgerichtet sind. Des Weiteren wirkt auf die Elektronen in der stromdurchflossenen Windung die Lorentz-Kraft, die die Windungen des HF-Induktors zur Bauteiloberfläche zieht. Die reduzierte Biegesteifigkeit des HF-Induktors im Bereich der Messpunkte 16, 26, 36 ggü. der Biegesteifigkeit im Bereich der mechanischen Fixierung des HF-Induktors bei den Messpunkten 11, 21, 31 führt zur Bildung eines ungleichmäßigen vertikalen Abstands.

Des Weiteren zeigen die Messpunkte, die eine Temperaturerhöhung aufgrund von Wärmeleitung erfahren, ggü. den umgebenden Messpunkten, die nahe am Heizbereich HF liegen, einen zeitlich langsameren Temperaturanstieg. Diese zeitliche Komponente führt zu einer stetigen Erhöhung des Temperaturniveaus des jeweiligen Bauteilvolumens in alle Raumrichtungen, v. a. auch in die Bauteiltiefe (z-Richtung), was während der Abkühlung als Wärmereservoir die Abkühlung der oberhalb liegenden Messpunkte verlangsamt.

### **Thermisch induzierte Spannungen im Belichtungsbereich durch Bildung von Temperaturgradienten**

Die ermittelten Temperatur-Zeit-Kurven für die Messpunkte in Abb. 4.14 zeigen, dass unmittelbar vor dem Start der Abkühlphase unterschiedlich hohe Temperaturdifferenzen zwischen den einzelnen Messpunkten in Abhängigkeit von der jeweiligen Position im Belichtungsbereich bzw. zum HF-Induktor vorliegen.

Diese Positionsabhängigkeit der Temperaturdifferenzen  $\Delta T$  erfordert die Bestimmung der jeweiligen Differenz  $\Delta T_x$  bzw.  $\Delta T_y$  sowohl in x- als auch y-Richtung zwischen den einzelnen Messpunkten, jeweils unabhängig voneinander.

Dabei werden die Temperaturdifferenzen vom Start der Abkühlphase bei  $t = 82,25\text{ s}$  (s. Abb. 4.15 bis Abb. 4.17) bis deren Ende bei  $t = 110,75\text{ s}$  bestimmt und erhalten durch die Abkühlung, bedingt durch die Heizstrategie eine zeitliche Abhängigkeit. Für die weiteren Untersuchungen wird der Startzeitpunkt mit  $t_A = 0\text{ s}$  und der Endzeitpunkt mit  $t_E = 28,5\text{ s}$  festgelegt.

Die Spannung-Abkühlzeit-Kurven werden in den Messpunkten 22 – 25 bestimmt. Diese stellen das Zentrum des Belichtungsbereichs dar, an dem die Regelung des ROI-HF sowie des Lasereingriffs stattfindet.

Die Zuordnung der Messpunktpaare zu den Messpunkten 22 – 25 für die Bildung der jeweiligen Temperaturdifferenz  $\Delta T_x$  in x- bzw.  $\Delta T_y$  in y-Richtung wird anhand Abb. 4.14 wie folgt vorgenommen:

- x-Richtung Messpunkt 22: 12, 32 / y-Richtung Messpunkt 22: 21, 23
- x-Richtung Messpunkt 23: 13, 33 / y-Richtung Messpunkt 23: 22, 24
- x-Richtung Messpunkt 24: 14, 34 / y-Richtung Messpunkt 24: 23, 25
- x-Richtung Messpunkt 25: 15, 35 / y-Richtung Messpunkt 25: 24, 26

Die thermischen Spannung-Abkühlzeit-Kurven zwischen dem jeweiligen Messpunktpaar werden in x- bzw. in y-Richtung zum gleichen Zeitpunkt  $t$  mit  $t_A = 0 \text{ s} \leq t \leq 28,5 \text{ s} = t_E$  anhand Formel (4.4) bestimmt. Der Längenausdehnungskoeffizient  $\alpha_l$  sowie der temperaturabhängige E-Modul sind aus Anhang 8.5 entnommen. Für die Bestimmung des E-Moduls wird die jeweils höchste Temperatur  $T_{\max}$  der betrachteten Messpunktpaarung zum Zeitpunkt  $t$  verwendet.

$$\sigma_{\text{th},i-x/y}(t) = \alpha_l \cdot E(T_{\max}(t)) \cdot (\min T_{i-x/y}(t) - \max T_{i-x/y}(t)) \quad (4.4)$$

Dabei wird jeweils die Differenz der minimalen und maximalen Temperatur zwischen dem jeweiligen Messpunktpaar in x- bzw. y-Richtung gebildet. Damit herrscht im jeweiligen Messpunkt  $i$  mit  $22 \leq i \leq 25$  zum Zeitpunkt  $t_A = 0 \text{ s}$  (Beginn Abkühlphase) aufgrund der vorhergehenden Aufheizphase eine Druckspannung (negatives Vorzeichen).

Die Ergebnisse der Spannungskurven für die Messpunkte  $i$  mit  $22 \leq i \leq 25$  werden für jeden Zeitpunkt  $t$  mit  $t_A = 0 \text{ s} \leq t \leq 28,5 \text{ s} = t_E$  in ein Spannung-Abkühlzeit-Diagramm eingetragen.

### Bestimmung der Zugspannungen für die Abkühlphase

Die Zugspannungen im jeweiligen Messpunkt  $i$  mit  $22 \leq i \leq 25$  sowie in x- bzw. y-Richtung werden aus dem jeweiligen zeitlichen Druckspannungsabfall ermittelt. Formel (4.5) stellt die Berechnung der Zugspannung  $\sigma_{\text{th,Zug},i-x/y}$  für die Abkühldauer  $t$  und für jeden Messpunkt  $i$  jeweils in x- bzw. y-Richtung dar. Die Zugspannungen werden durch Differenzbildung zu jedem Zeitpunkt  $t$  mit  $0,25 \text{ s} \leq t \leq t_E = 28,5 \text{ s}$  bestimmt, ausgehend von der Spannung zum Zeitpunkt  $t_A = 0 \text{ s}$ .

$$\sigma_{\text{th,Zug},i-x/y}(t) = \sigma_{\text{th},i-x/y}(t) - \sigma_{\text{th},i-x/y}(t_A) \quad (4.5)$$

Die Überlagerung der Zugspannungen  $\sigma_{\text{th,Zug},i-x}(t)$  in x- und  $\sigma_{\text{th,Zug},i-y}(t)$  in y-Richtung für jeden Messpunkt  $i$  und Zeitdauer  $t$  berechnet sich nach Formel (4.6), abgeleitet aus Formel (2.20). Die Resultierende  $\sigma_{\text{th,Zug},i-\text{res}}$  bildet die zeitlich veränderliche Zugspannung für den jeweiligen Messpunkt  $i$  innerhalb des Belichtungsbereichs in der x-y-Bauteilebene ab.

$$\sigma_{\text{th,Zug},i-\text{res}}(t) = \sqrt{(\sigma_{\text{th,Zug},i-x}(t))^2 + (\sigma_{\text{th,Zug},i-y}(t))^2} \quad (4.6)$$



### Thermisch induzierte Spannung-Abkühlzeit-Kurven entlang der x-Richtung des Belichtungsbereichs

Abb. 4.18 stellt die Spannung-Abkühlzeit-Kurven  $\sigma_{th,i-x}(t)$  der Messpunkte  $i_1 = 22$  (grau),  $i_2 = 23$  (schwarz),  $i_3 = 24$  (orange) sowie  $i_4 = 25$  (rot) in x-Richtung dar.

In allen Messpunkten befindet sich zum Zeitpunkt  $t_A = 0$  s der Abkühlphase eine Druckspannung aufgrund der vorhergehenden Heizphase. Die maximale Druckspannung von etwa  $\sigma_{th,24-x}(t_A) = -93$  MPa bildet sich im Messpunkt  $i_3 = 24$ , gefolgt von  $\sigma_{th,23-x}(t_A) = -80$  MPa in Messpunkt  $i_2 = 23$  aus. Die Messpunkte  $i_2 = 23$  und  $i_3 = 24$  weisen auch den maximalen Druckspannungsabfall der betrachteten Messpunkte 22 – 25 unmittelbar nach Beginn der Abkühlphase mit  $t > 0$  s auf, der maximale Zugspannungen hervorruft. Nach einer Abkühlzeit von  $t = 3,75$  s befinden sich die Spannungen in den Messpunkten  $i_2 = 23$  und  $i_3 = 24$  an dem jeweiligen Minimum und konvergieren mit zunehmender Abkühlzeit  $t$  gegen null.

Die Messpunkte  $i_1 = 22$  und  $i_4 = 25$  weisen zu Beginn ebenfalls eine Druckspannung auf, deren Verlauf mit zunehmender Abkühlzeit ggü. derjenigen der Messpunkte  $i_2 = 23$  und  $i_3 = 24$  abflacht.

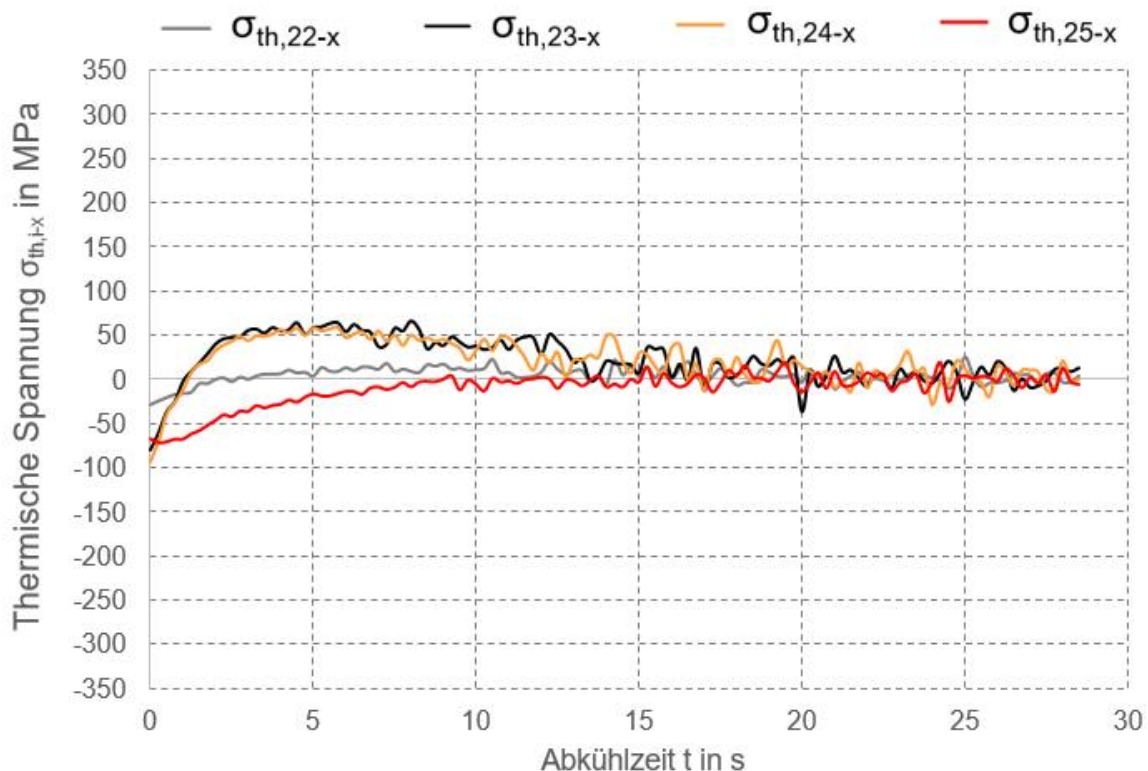


Abb. 4.18: Thermische Spannung-Abkühlzeit-Kurven  $\sigma_{th,i-x}(t)$  für die Messpunkte  $i_1 = 22$  (grau),  $i_2 = 23$  (schwarz),  $i_3 = 24$  (orange) sowie  $i_4 = 25$  (rot) in x-Richtung. Die Messpunkte sind entlang der positiven y-Achse angeordnet (s. Abb. 4.14)

### Thermisch induzierte Spannung-Abkühlzeit-Kurven entlang der y-Richtung des Belichtungsbereichs

Abb. 4.19 zeigt die Spannung-Abkühlzeit-Kurven  $\sigma_{th,i-y}(t)$  der Messpunkte  $i_1 = 22$  (grau),  $i_2 = 23$  (schwarz),  $i_3 = 24$  (orange) sowie  $i_4 = 25$  (rot) in y-Richtung.

In den Messpunkten  $i_1 = 22$  und  $i_4 = 25$  befinden sich zu Beginn der Abkühlung Druckspannungen bis zu  $\sigma_{th,y}(t_A) = -258$  MPa, die nach einer Abkühlzeit von etwa  $t = 1,25$  s bereits vollständig durch die Bildung von Zugspannungen abgebaut werden. Nach einer weiteren Abkühlzeit von  $t = 3$  s erreicht die Zugspannung im Messpunkt 22 das Minimum mit  $\sigma_{th,22-y}(t = 4,25 \text{ s}) = +63$  MPa und im Messpunkt  $i_4 = 25$  etwa  $\sigma_{th,25-y}(t = 4,25 \text{ s}) = +52$  MPa. Die Messpunkte  $i_2 = 23$  und  $i_3 = 24$  weisen eine maximale Druckspannung von etwa  $\sigma_{th,y}(t_A) = -76$  MPa auf. Deren Druckspannungsabfall verläuft ggü. derjenigen der Messpunkte  $i_1 = 22$  und  $i_4 = 25$  flacher.

Alle thermischen Spannung-Abkühlzeit-Kurven konvergieren mit zunehmender Abkühlzeit  $t$  gegen null.

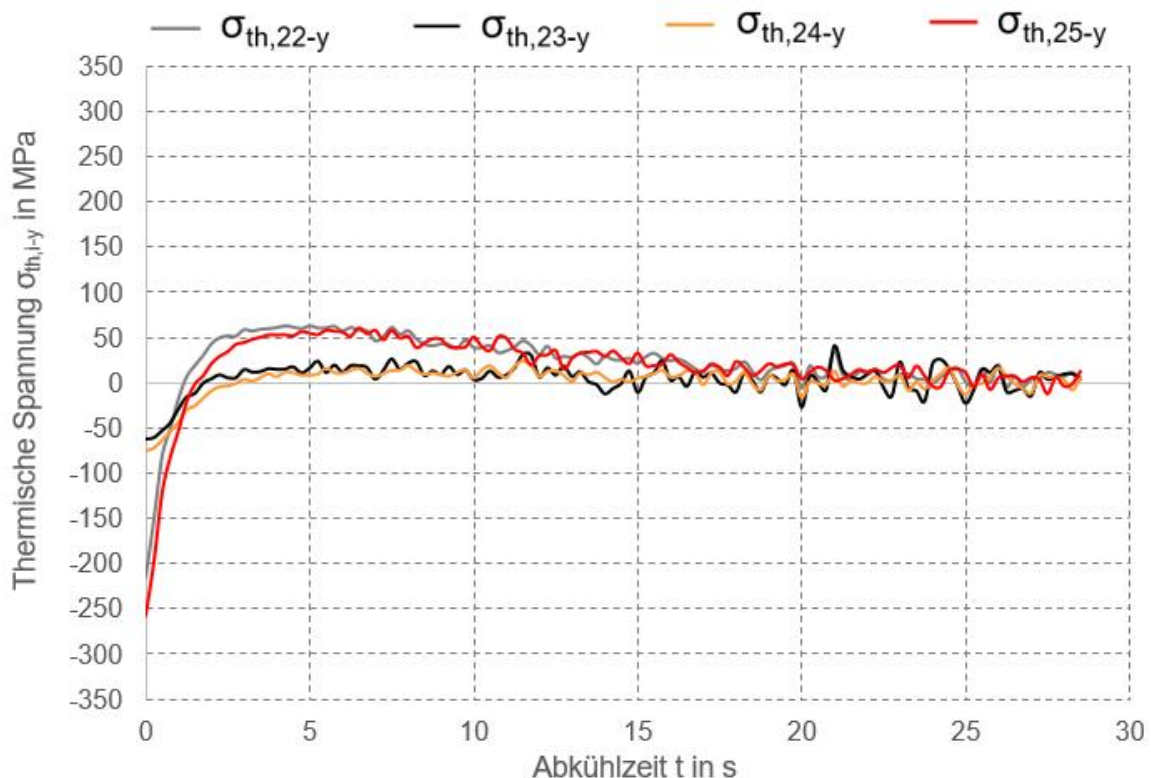


Abb. 4.19: Thermische Spannung-Abkühlzeit-Kurven  $\sigma_{th,i-y}(t)$  für die Messpunkte  $i_1 = 22$  (grau),  $i_2 = 23$  (schwarz),  $i_3 = 24$  (orange) sowie  $i_4 = 25$  (rot) in y-Richtung. Die Messpunkte sind entlang der positiven y-Achse angeordnet (s. Abb. 4.14)

### Überlagerung der thermisch induzierten Spannungen der x- und y-Richtung des Belichtungsbereichs

Die Überlagerung der berechneten Spannungen  $\sigma_{th,Zug,i-x/y}(t)$  (s. Formel (4.5)) ergibt die Resultierende  $\sigma_{th,Zug,i-res}(t)$  nach Formel (4.6) für den jeweiligen Messpunkt  $i$  mit  $22 \leq i \leq 25$ .

Abb. 4.20 stellt die resultierenden Spannungen  $\sigma_{th,Zug,i-res}(t)$  für jeden Messpunkt  $i_1 = 22$  (grau),  $i_2 = 23$  (schwarz),  $i_3 = 24$  (orange) sowie  $i_4 = 25$  (rot) für die Abkühldauer von  $0,25 \text{ s} \leq t \leq t_E = 28,5 \text{ s}$ , jeweils in Zeitschritten von  $\Delta t = 0,25 \text{ s}$ , grafisch dar.

Alle Resultierenden  $\sigma_{th,Zug,i-res}$  zeigen einen Anstieg der Zugspannung, die sich zwischen  $3,5 \text{ s} \leq t \leq 5 \text{ s}$  auf einem konstanten Niveau stabilisiert. Im Messpunkt  $i_2 = 23$  sowie  $i_3 = 24$  betragen die maximal resultierenden Zugspannungen  $\sigma_{th,Zug,23-res}(t) = +165 \text{ MPa}$  und  $\sigma_{th,Zug,24-res}(t) = +173 \text{ MPa}$  jeweils bei einer Abkühldauer von  $t = 4,25 \text{ s}$ .

Die maximal resultierende Spannung  $\sigma_{th,Zug,i-res}(t)$  herrscht zu jedem Zeitpunkt  $t$  im Messpunkt  $i_4 = 25$ . Dessen Maximum beträgt  $\sigma_{th,Zug,25-res}(t = 4,5 \text{ s}) = +317 \text{ MPa}$ . Der Messpunkt  $i_1 = 22$  weist zu Beginn der Abkühlphase eine ähnlich hohe thermische Spannung wie Messpunkt  $i_4 = 25$  auf, aber erreicht das Maximum bereits nach  $t = 4 \text{ s}$  mit  $\sigma_{th,Zug,22-res}(t) = +280 \text{ MPa}$ .

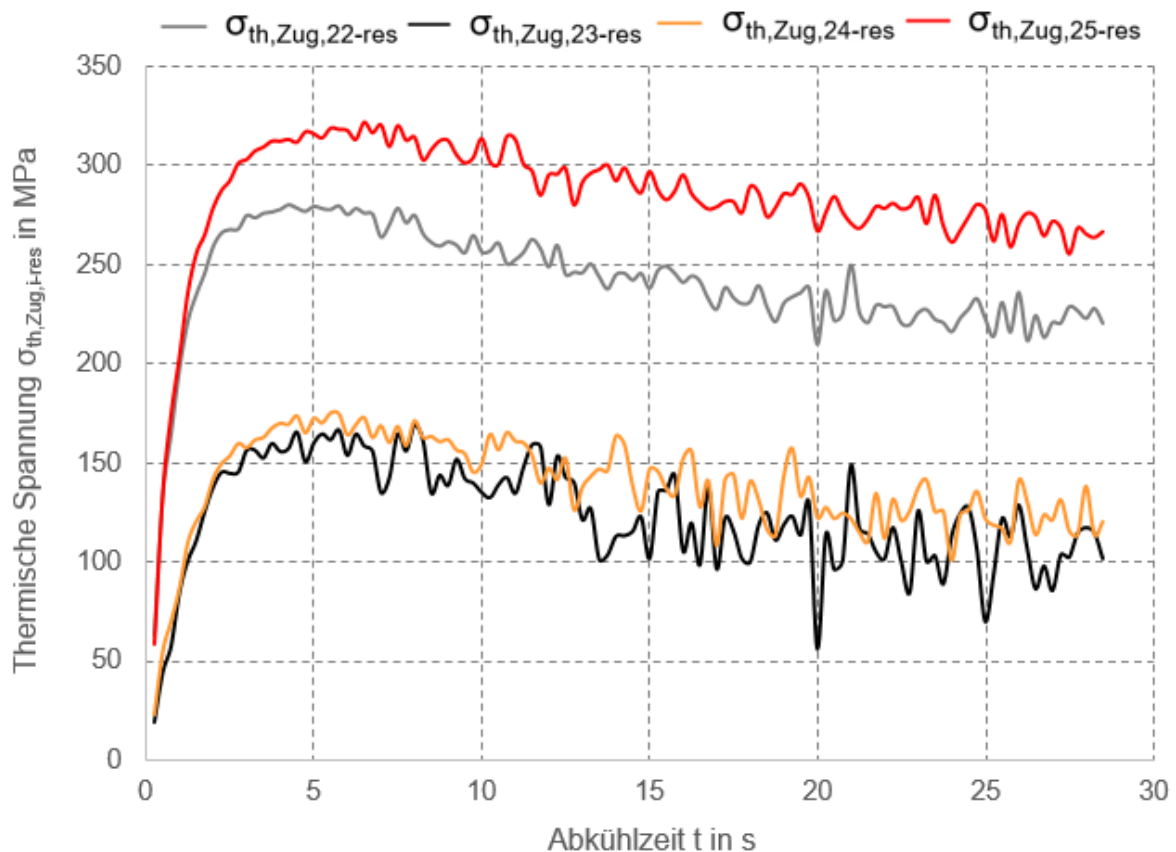


Abb. 4.20: Resultierende Spannungen  $\sigma_{th,Zug,i-res}(t)$  für den definierten Zeitbereich der Abkühlphase von  $0,25 \text{ s} \leq t \leq t_E = 28,5 \text{ s}$ , jeweils in Zeitschritten von  $0,25 \text{ s}$  für die Messpunkte  $i_1 = 22$  (grau),  $i_2 = 23$  (schwarz),  $i_3 = 24$  (orange) sowie  $i_4 = 25$  (rot)

## 4 Realisierung der technischen Maßnahmen an einfachen Bauteilgeometrien

Die Abkühldauer des Belichtungsbereichs während der Fahrt des HF-Induktors von der Heiz- in die Belichtungsposition aufgrund der Heizstrategie wird mit  $t = 0,5$  s abgeschätzt. Somit bilden sich nach Abb. 4.20 in den Messpunkten  $i$  mit  $22 \leq i \leq 25$  folgende Zugspannungen aus:

Messpunkt $i_1 = 22$	$\sigma_{th,Zug,22-res}(t = 0,5 \text{ s}) = +165 \text{ MPa}$
Messpunkt $i_2 = 23$	$\sigma_{th,Zug,23-res}(t = 0,5 \text{ s}) = +58 \text{ MPa}$
Messpunkt $i_3 = 24$	$\sigma_{th,Zug,24-res}(t = 0,5 \text{ s}) = +70 \text{ MPa}$
Messpunkt $i_4 = 25$	$\sigma_{th,Zug,25-res}(t = 0,5 \text{ s}) = +175 \text{ MPa}$

### Vergleich der ermittelten resultierenden thermischen Spannungen mit der Zugfestigkeit des Referenzwerkstoffs MAR-M247®

Die thermisch induzierten Zugspannungen, die durch die Abkühldauer von  $t = 0,5$  s entstehen, müssen vom festen Grundmaterial ertragen werden können, ohne eine Rissbildung herbeizuführen. Dabei wird der mechanische Kennwert der Zugfestigkeit nach Anhang 8.5 für einen polykristallin gegossenen MAR-M247® nach Kaufman [108] verwendet. Dieser Kennwert ist temperaturabhängig und muss somit an den jeweiligen Abkühlzeitpunkt  $t$  angepasst werden. Für  $t = 0,5$  s beträgt nach Abb. 4.15, Abb. 4.16 und Abb. 4.17 je nach Messpunkt die Temperatur  $> 1.075$  °C. Kaufman [108] gibt die Zugfestigkeit bei der maximalen Temperatur von  $1.038$  °C mit etwa  $\sigma_{Zug} = 395$  MPa an.

Tabelle 7 stellt den jeweiligen prozentualen Anteil der thermisch induzierten Spannungen an der Zugfestigkeit  $\sigma_{Zug} = 395$  MPa bei  $T = 1.038$  °C, jeweils abhängig vom Messpunkt  $i$  sowie von der Abkühldauer  $t = 0,5$  s, dar.

Tabelle 7: Prozentualer Vergleich zwischen den erzeugten resultierenden thermischen Spannungen  $\sigma_{th,Zug,i-res}(t = 0,5 \text{ s})$  je Messpunkt  $i$  mit der Zugfestigkeit  $\sigma_{Zug}$  des Referenzwerkstoffs von  $\sigma_{Zug} = 395$  MPa.

Messpunkt $i$	Abkühlzeit $t$ in s	Vergleich von $\sigma_{th,i-res}(t)$ und der Zugfestigkeit des Referenzwerkstoffs mit $\sigma_{Zug} = 395$ MPa in %
<b>22</b>	$t = 0,5$	42
<b>23</b>	$t = 0,5$	15
<b>24</b>	$t = 0,5$	18
<b>25</b>	$t = 0,5$	44

Die max. Vergleichswerte treten in den Messpunkten  $i_1 = 22$  und  $i_4 = 25$  auf, die sich jeweils in der Nähe des Biegeradius des HF-Induktors und somit direkt an der innenliegenden Windung befinden. Dabei beträgt der prozentuale Anteil der thermischen Spannungen  $\sigma_{th,Zug,i-res}(t = 0,5 \text{ s})$  bei einer Abkühldauer von  $t = 0,5$  s zwischen 15 % bis 44 % der Zugfestigkeit des ausgewählten Referenzwerkstoffs MAR-M247® nach Kaufman [108].

### Diskussion der Ergebnisse der Spannung-Abkühlzeit-Kurven

Die Untersuchungen zeigen, dass thermische Zugspannungen  $\sigma_{\text{th,Zug},i\text{-res}}(t)$  innerhalb des Belichtungsbereichs vor der Belichtung auftreten. Dabei bestätigen die Ergebnisse, dass Messpunkte, die einen langsamen Druckspannungsabfall zeigen, durch Wärmeleitung erwärmt wurden sowie eine homogenere Temperaturverteilung durch umgebende Wärmereservoirs und verringerte Prozesstemperaturen aufweisen. Dagegen hat eine rapide Energiezufuhr durch die elektromagnetische Induktion und die höheren Prozesstemperaturen auch eine höhere Abkühlrate zur Folge.

Dieser Zusammenhang wird anhand der Stärke des Abfalls der Druckspannungen in den Messpunkten  $i_2 = 23$  und  $i_3 = 24$  ggü. den Messpunkten  $i_1 = 22$  und  $i_4 = 25$  deutlich. Die Abkühlung der Messpunkte  $i_2 = 23$  und  $i_3 = 24$  wird durch die Wärmereservoirs in den umliegenden Bauteilvolumina unmittelbar nach dem Start der Abkühlphase reduziert. Dagegen weisen die Messpunkte  $i_1 = 22$  und  $i_4 = 25$  aufgrund der Lage zu den innenliegenden Windungen höhere Prozesstemperaturen und somit auch erhöhte Abkühlraten auf, die durch umliegende Bauteilvolumina nicht kompensiert werden können.

Der prozentuale Vergleich der thermischen Zugspannungen  $\sigma_{\text{th,Zug},i\text{-res}}(t)$  mit der Zugfestigkeit von polykristallin gegossenem MAR-M247<sup>®</sup> als Referenzwerkstoff zeigt, dass nach einer Abkühlzeit von  $t = 0,5$  s bereits vor der Belichtungsphase die thermisch erzeugte Eigenspannung max. 44 % der Zugfestigkeit des Referenzwerkstoffs MAR-M247<sup>®</sup> beträgt. Dabei ist der quantifizierte Wert  $\sigma_{\text{th,Zug},i\text{-res}}$  mit  $22 \leq i \leq 25$  nach Ungleichung (4.3) jeweils eine untere Grenze für die real auftretende prozentuale Zugspannung im gleichen Messpunkt  $i$ . Somit liegt der wahre Wert der Zugspannungen in den jeweiligen Messpunkten  $i$  höher als die ermittelten Zugspannungen.

Dies kann unter Berücksichtigung weiterer Spannungen bspw. durch thermische Spannungsgradienten in z-Richtung aufgrund der kürzeren Heizzeiten sowie durch den lokalen Lasereingriff zur lokalen Spannungsüberhöhung führen und somit die Zugfestigkeit des Referenzwerkstoffs überschreiten. Zusätzlich kann die Zugfestigkeit des Werkstoffs durch inhomogene Phasen wie bspw. Segregationen lokal und durch die Einstellung einer Vorzugsrichtung des Gefüges in Aufbaurichtung aufgrund der vorherrschenden thermischen Bedingungen geschwächt sein.

### 4.4.4 Diskussion der Ergebnisse

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Untersuchungen aus Abschnitt 4.4 und deren Einfluss auf die Porosität und Rissbildung diskutiert.

#### **Ergebnis 1:**

*Die Porosität steigt mit der Zunahme der Substrattemperatur  $T > 1.000\text{ °C}$  bei konstanter Volumenenergiedichte  $E_V$  erheblich an.*

Im kalten PBF-LB ohne Anwendung eines Heizsystems und unabhängig von der jeweiligen Legierung wird eine erhöhte Porosität durch die Zunahme des Energieeintrags durch eine erhöhte Laserleistung  $P_L$  bei konstanter Scangeschwindigkeit  $v_S$  festgestellt. Dabei ruft ein erhöhter Energieeintrag ein tieferes Schmelzbad und somit Schmelzkavitäten hervor, die aufgrund der auftretenden Turbulenzen zur Porenbildung führen (sog. Tiefschweißeffekt) [57] (s. auch Abschnitt 2.2.3).

Den Einfluss eines höheren Energieeintrags auf die Porosität aufgrund einer hohen Laserleistung  $P_L$  und eines reduzierten Hatchabstands  $h_S$  im kalten PBF-LB bestätigten auch Adegoke et al. [25] anhand der Legierung M247LC. Beide Veränderungen führen zur Anhebung des Energieeintrags in das Substrat.

Die Einstellung einer Substrattemperatur im Probekörper durch ein Heizsystem gleicht den thermischen Gradienten zwischen bereits erstarrten und schmelzflüssigen Bereichen innerhalb des Schmelzbadvolumens partiell aus, reduziert die Erstarrungsgeschwindigkeit der Schmelze und unterdrückt somit die Porenbildung. Damit wird die Nachspeisung von interdendritischen Zwischenräumen ermöglicht [57]. Dieser Zusammenhang ist u. a. auch durch Mertens et al. [83] anhand der Nickelbasislegierung Hastelloy X belegt.

Die durchgeführte Untersuchung bestätigt die positive Wirkung der Substrattemperatur bis  $T = 1.000\text{ °C}$  auf die Porosität bei konstanter Volumenenergiedichte  $E_V$ . Dabei zeigen der Mittelwert sowie die Standardabweichung der Porosität bei der Substrattemperatur von  $T = 950\text{ °C}$  mit  $0,35 (\pm 0,10)\%$  und  $T = 1.000\text{ °C}$  mit  $0,34 (\pm 0,14)\%$  bei den gewählten Parameterkombinationen einen ähnlichen Wert (s. Abb. 4.13).

Ein weiterer Temperaturanstieg auf  $T = 1.100\text{ °C}$  führt unabhängig von der jeweiligen Volumenenergiedichte  $E_V$  zur Zunahme der Porosität. Dabei betragen der Mittelwert sowie die Standardabweichung der Porosität bei den gewählten Volumenenergiedichten etwa  $1,15 (\pm 0,39)\%$ . Die Zunahme der Porosität bei erhöhtem Energieeintrag bestätigt auch Risse [16] in seinen Untersuchungen bei einer Substrattemperatur von  $T = 1.100\text{ °C}$  anhand der  $\gamma'$ -ausscheidungshärtenden Nickelbasis-Superlegierung IN738LC.

Der Anstieg der Porosität bei  $E_V = 46,88\text{ J/mm}^3$  um den Faktor 2 – 2,5 ggü. dem gemessenen Minimum der Porosität von  $0,72\%$  bei  $E_V = 37,50\text{ J/mm}^3$  ist in dem hohen Energieeintrag durch die reduzierte Scangeschwindigkeit  $v_S = 52,9\%$  begründet. Die erhöhte Bildung von Porosität bei der minimalen Volumenenergiedichte  $E_V = 30,88\text{ J/mm}^3$  ( $P_L = 84\%$ ,  $v_S = 100\%$ ) lässt sich nicht auf den hohen Energieeintrag der Volumenenergiedichte  $E_V$  und der Substrattemperatur zurückführen.

Die Volumenenergiedichte  $E_V = 30,88 \text{ J/mm}^3$  stellt einen Grenzbereich zwischen der Bildung von sphärischen Poren und Bindefehlern dar, die bei der Auswertung des metallografischen Schlicfs in diesem Grenzbereich kaum von sphärischen Poren zu unterscheiden sind, wodurch eine höhere Porosität ermittelt wird.

Diese Vermutung wird durch den Vergleich der Volumenenergiedichten  $E_V = 30,88 \text{ J/mm}^3$  ( $P_L = 84 \%$ ,  $v_S = 100 \%$ ) und  $E_V = 41,67 \text{ J/mm}^3$  ( $P_L = 100 \%$ ,  $v_S = 88,2 \%$ ) ggü.  $E_V = 37,50 \text{ J/mm}^3$  ( $P_L = 84 \%$ ,  $v_S = 82,4 \%$ ) untermauert. Dabei erfolgt beim Übergang von  $E_V = 37,50 \text{ J/mm}^3$  auf  $E_V = 41,67 \text{ J/mm}^3$  ein Anstieg der Laserleistung  $P_L$  um 16 % und der Scangeschwindigkeit  $v_S$  um 5,8 %, während sich die Porosität um 0,12 % auf 0,84 % leicht erhöht. Die höhere Laserleistung  $P_L$  konnte den reduzierten Energieeintrag durch die gestiegene Scangeschwindigkeit  $v_S$  kompensieren und somit den Einfluss auf die Porosität nahezu konstant halten. Demgegenüber ist bei einem Vergleich zwischen  $E_V = 37,50 \text{ J/mm}^3$  und  $E_V = 30,88 \text{ J/mm}^3$  kein Anstieg der Laserleistung  $P_L$ , aber ein wesentlicher Anstieg der Scangeschwindigkeit  $v_S$  um 17,6 % festzustellen, die die Porosität um 0,98 % auf 1,7 % erhöht.

Eine optimale Parameterkombination für eine möglichst geringe Porosität beim Vorliegen der Substrattemperatur von  $T = 1.100 \text{ °C}$  befindet sich zwischen dem Minimum von  $E_V = 30,88 \text{ J/mm}^3$  ( $P_L = 84 \%$ ,  $v_S = 82,4 \%$ ) und dem Maximum  $E_V = 46,88 \text{ J/mm}^3$  ( $P_L = 60 \%$ ,  $v_S = 52,9 \%$ ) der untersuchten Volumenenergiedichten.

### Rissbildung

#### Ergebnis 2:

*Die Zunahme der Substrattemperatur reduziert den Einfluss der Volumenenergiedichte  $E_V$  bzw. der Parameterkombination von Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_S$  auf die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge (FaR) bei Berücksichtigung der realisierten technischen Maßnahmen.*

Innerhalb der Substrattemperatur von  $T = 950 \text{ °C}$  beträgt die Streubreite der FaR zwischen allen untersuchten Volumenenergiedichten  $E_V$  etwa  $\pm 1,03 \text{ mm/mm}^2$ , während bei der Substrattemperatur von  $T = 1.000 \text{ °C}$  die Streuung der FaR auf  $\pm 0,52 \text{ mm/mm}^2$  zurückgeht. Die gesamte Streuung der FaR sinkt bei der Substrattemperatur von  $T = 1.100 \text{ °C}$  zwischen den festgelegten Volumenenergiedichten  $E_V$  weiter auf  $\pm 0,15 \text{ mm/mm}^2$ .

Die Messfehler, die bei der metallografischen Untersuchung anhand des Lichtmikroskops auftreten können, beeinträchtigen die ermittelte Streuung unwesentlich (s. Abschnitt 3.2.2).

Die stetige Reduktion der gesamten Streuung der FaR bei zunehmender Substrattemperatur zeigt, dass der Einfluss des Energieeintrags durch die jeweilige Volumenenergiedichte  $E_V$  auf die Rissbildung abnimmt.

Der Energieeintrag durch das Heizsystem zum Erreichen der geforderten Substrattemperatur erhöht den Wärmeinhalt des jeweiligen Bauteilvolumens vor, während und nach dem Energieeintrag  $E_V$  durch den Fertigungslaser. D. h., hohe Substrattemperaturen führen zu einem hohen Energieeintrag durch das Heizsystem und somit zu reduzierten thermischen Gradienten während der Belichtung. Dies gleicht den Einfluss der unterschiedlichen Energieeinträge  $E_V$  auf den Wärmeeintrag im betrachteten Schmelzvolumen aus und reduziert den Einfluss auf die Rissbildung bei hohen Substrattemperaturen.

Diese These wurde bereits beim Konzept des Heißrissvermeidungsansatzes, u. a. aufgrund der Untersuchungen von Risse [16] anhand der Legierung IN738LC, angenommen.

Damit konnten die Einflüsse der Laserleistung  $P_L$  sowie Scangeschwindigkeit  $v_S$  auf den Wärmehaushalt im Belichtungsbereich vernachlässigt werden, um den Fokus der Untersuchungen auf den HF-Induktor zu beschränken (s. Abschnitt 3.4).

### **Ergebnis 3:**

*Die flächenbezogene, akkumulierte Risslänge (FaR) sinkt mit der Zunahme der Substrattemperatur von  $T = 950\text{ °C}$  auf  $T = 1.000\text{ °C}$  erheblich, während die abnehmende Einflussnahme der Parameterkombination von Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_S$  bei  $T = 1.100\text{ °C}$  die weitere Reduktion der Rissbildung einschränkt.*

Die Untersuchung zeigt einen positiven Einfluss der Substrattemperatur auf die FaR der Legierung, insbesondere beim Anstieg der Temperatur von  $T = 950\text{ °C}$  auf  $T = 1.000\text{ °C}$ , der auch unabhängig von der Wahl der eingesetzten Parameterkombination zwischen Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_S$  ist (s. Abb. 4.11).

Die Ergebnisse von Hagedorn et al. [88] sowie Risse [16], die Probekörper aus den Legierungen MAR M-247 und IN738LC unter Einsatz eines globalen, induktiven Heizkonzepts herstellten, konnten auch mit den vorherrschenden thermischen Bedingungen des beweglichen, lokalen Heizsystems teilweise bestätigt werden.

Ein weiterer Anstieg der Substrattemperatur von  $T = 1.000\text{ °C}$  auf  $T = 1.100\text{ °C}$  zeigt keinen eindeutigen Einfluss auf die FaR. Während bei der Volumenenergiedichte  $E_V = 46,88\text{ J/mm}^3$  und  $T = 1.100\text{ °C}$  die FaR  $2,05\text{ mm/mm}^2$  beträgt und unterhalb der FaR mit  $2,88\text{ mm/mm}^2$  bei  $T = 1.000\text{ °C}$  liegt, beträgt das Minimum der FaR aus dem gesamten Versuchsumfang  $1,64\text{ mm/mm}^2$  und ist bei  $E_V = 37,50\text{ °C}$  und  $T = 1.000\text{ °C}$  aufgetreten.

Außer bei der Volumenenergiedichte von  $E_V = 37,5\text{ J/mm}^3$  und  $E_V = 46,88\text{ J/mm}^3$  befinden sich die Messwerte der FaR mit  $2,48\text{ mm/mm}^2$  bzw.  $2,47\text{ mm/mm}^2$  bei  $T = 1.000\text{ °C}$  und mit  $2,35\text{ mm/mm}^2$  bzw.  $2,45\text{ mm/mm}^2$  bei  $T = 1.100\text{ °C}$  sowie den jeweils identischen Volumenenergiedichten  $E_V$  in einem sehr schmalen Streuband.

Der abnehmende Einfluss der Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_S$  bei Substrattemperaturen  $T > 1.000\text{ °C}$  weist darauf hin, dass die verwendeten Parameterbereiche auf höhere Substrattemperaturen angepasst werden müssen. Außerdem sind weitere Schlüsselparameter, wie der Hatchabstand  $h_S$ , die Schichtdicke  $l_z$  sowie die Streifenbreite  $s_L$ , zu berücksichtigen, die den Wärmehaushalt innerhalb des Bauteilvolumens beeinflussen und die Unterdrückung der Rissbildung bei Substrattemperaturen  $T > 1.000\text{ °C}$  weiter unterstützen.

### **Ergebnis 4:**

*Die resultierenden thermischen Zugspannungen innerhalb des Belichtungsbereichs der x-y-Bauteilebene können durch die Einführung der Heizstrategie und eine Abkühldauer von  $t = 0,5\text{ s}$  bis zu 44 % der maximal belastbaren Zugspannung des Werkstoffs MAR-M247® beitragen.*

Die Einführung der Heizstrategie zur Sicherstellung des regelmäßigen Erreichens der Substrattemperatur im Zentrum des Belichtungsbereichs führt während der Bewegung des HF-Induktors von der Heiz- in die Belichtungsposition zu einer Abkühlphase unmittelbar vor der Belichtung durch den Fertigungslaser. Dabei beträgt die zeitliche Dauer dieser Abkühlphase etwa  $t = 0,5\text{ s}$  und ist im Wesentlichen abhängig von dem eingestellten Offset  $d_h$ , der Position des Belichtungsbereichs in der Bauteilfläche sowie von der eingestellten Temperaturdifferenz innerhalb des Belichtungsbereichs.



Die maximal resultierenden thermischen Zugspannungen im Zentrum des Belichtungsbereichs unmittelbar vor der Belichtungsphase befinden sich jeweils an der innenliegenden Windung im Biegeradius des HF-Induktors und betragen bei einer Substrattemperatur von  $T = 1.100\text{ °C}$  bis zu  $175\text{ MPa}$ .

Die durchschnittliche Zugfestigkeit von polykristallin gegossenem MAR-M247<sup>®</sup> beträgt bei einer Temperatur von  $T = 1.038\text{ °C}$  nach Kaufman [108] etwa  $395\text{ MPa}$ . Dieser Vergleichswert wurde ausgewählt, da in der Literatur für die verwendete Pulverlegierung Pearl Micro 247LC sowie dessen Derivat CM247LC keine validen Zugfestigkeitskennwerte bei Temperaturen bis  $T = 1.100\text{ °C}$  vorliegen.

Der Vergleich zeigt, dass bereits  $44\%$  der maximal zulässigen Zugfestigkeit des Referenzwerkstoffs MAR-M247<sup>®</sup> durch die thermisch erzeugten Eigenspannungen aufgrund der thermischen Gradienten und der Wärmeabstrahlung belastet werden.

Dabei ist anzumerken, dass die ermittelten thermischen Zugspannungen untere Grenzen darstellen und die realen Zugspannungen somit höher sind.

### **Ergebnis 5:**

*Die Einführung der Heizstrategie stellt neben der reduzierten Einflussnahme der Parameterkombination von Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_S$  ein zusätzliches Hindernis für die weitere Reduktion der Rissbildung dar.*

Das wesentliche Ziel des Heißrissvermeidungsansatzes ist die Reduktion thermischer Spannungen im Belichtungsbereich während und nach der Belichtung. Dabei dient die Einstellung einer geeigneten Substrattemperatur im Belichtungsbereich in Kombination mit einer optimalen Parameterkombination zwischen Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_S$  im Wesentlichen dem Ausgleich des lokalisierten Energieeintrags durch den Fertigungslaser (s. Ergebnis 3).

Allerdings können mit dem verwendeten Heizkonzept sowie der eingeführten Heizstrategie zeitlich veränderliche Temperaturgradienten durch kürzere Heizzeiten und auftretende Abkühlphasen vor der Belichtung erzeugt werden, die dem Ziel des Heißrissvermeidungsansatzes entgegenwirken.

Im Ausgangszustand entsteht aufgrund der heizkonzeptbedingten Öffnung des HF-Induktors nach der Heizzeit  $t_{H1}$  ein zeitlich konstanter Temperaturgradient  $\Delta T_1$  innerhalb des Belichtungsbereichs. Die gleiche Position des HF-Induktors zwischen der Heiz- und Belichtungsphase verändert diesen Temperaturgradienten  $\Delta T_1$  nicht. Im Vergleich hierzu wird bei der Anwendung der Heizstrategie aufgrund der kürzeren Heizzeit  $t_{H2} < t_{H1}$  ein höherer Temperaturgradient  $\Delta T_2$  innerhalb des Belichtungsbereichs eingestellt. Die Bewegung des HF-Induktors von der Heiz- in die Belichtungsposition führt zur Abkühlung des Belichtungsbereichs, die etwa  $t = 0,5\text{ s}$  dauert. Diese Abkühlung senkt den Temperaturgradienten  $\Delta T_2$  auf  $\Delta T_3$ , der auch oberhalb des Temperaturgradienten  $\Delta T_1$  des Ausgangszustands liegt und aufgrund der Abkühlung eine zeitliche Komponente enthält. Somit ergibt sich hinsichtlich der Größe der jeweiligen Temperaturgradienten für den Ausgangszustand und bei Einführung der Heizstrategie mit einer Abkühldauer von  $t = 0,5\text{ s}$  die folgende Einordnung:  $\Delta T_1 < \Delta T_3 < \Delta T_2$ .

Der zeitlich abhängige Temperaturgradient  $\Delta T_3$  führt nach Ergebnis 4 zu lokalen Zugspannungen, die abhängig von der jeweiligen Messposition innerhalb des Belichtungsbereichs bis zu  $44\%$  der maximal zulässigen Zugfestigkeit der Legierung MAR-M247<sup>®</sup> betragen.

Die Überlagerung dieser thermischen Zugspannungen innerhalb der x-y-Bauteilebene kann je nach Konstitution der Mikrostruktur die zulässige Zugfestigkeit des Werkstoffs lokal überschreiten und Rissbildung hervorrufen. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die thermische Spannungsbildung in z-Richtung aufgrund der elektromagnetischen Induktion sowie der Lasereindringtiefe in den bisherigen Berechnungen nicht quantitativ miteinbezogen wurde.

Eine weitere Erhöhung der Substrattemperatur mit  $T > 1.100\text{ °C}$  im Zentrum des Belichtungsbereichs würde zu einem Anstieg des Temperaturgradienten bei gleicher Abkühldauer  $t = 0,5\text{ s}$  führen. Damit wird der Anteil der thermischen Zugspannungen an der maximal zulässigen Zugfestigkeit des Werkstoffs weiter erhöht ( $> 44\%$ , s. Ergebnis 4), sodass die höhere Substrattemperatur keinen positiven Effekt auf die Heißrissbildung nehmen kann. Dies limitiert neben dem reduzierten Einfluss der Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_S$  mit zunehmender Substrattemperatur (s. Ergebnis 3) die weitere Unterdrückung der Heißrissbildung durch das bewegliche Heizsystem mit angewendeter Heizstrategie (vgl. Ergebnisse in Abschnitt 4.4.1).

Nach der Belichtung ist der Verlauf der thermischen Gradienten sowohl im Ausgangszustand als auch bei der Anwendung der Heizstrategie gleich. Durch den kontinuierlichen und lokalen Heizprozess aufeinanderfolgender Belichtungsbereiche innerhalb eines Belichtungsstreifens findet stets eine Abkühlung des vorhergehenden Belichtungsbereichs statt. Dabei steuert der Anteil der Überdeckung des Belichtungsbereichs durch den HF- bzw. MF-Induktor die Dauer der Abkühlung und die Größe der Abkühlrate. Im Wesentlichen wird die Überdeckung durch die Induktionseinheiten anhand der Größe des Belichtungsbereichs, dessen Lage innerhalb der Bauteilfläche, Rotationswinkel sowie von den Abmessungen der Induktionseinheiten beeinflusst. Eine Optimierung der Steuerung der Abkühlung nach der Belichtung erfordert grundlegende Veränderungen am beweglichen, lokalen Heizansatz.

### **Ergebnis 6:**

*In den Probekörpern treten vornehmlich Erstarrungsrisse sowie Rissbildung durch Strain Age auf. Dabei bilden sich bereits durch die thermischen Heiz- und Abkühlzyklen während des Bauprozesses  $\gamma'$ -Ausscheidungen.*

Die Rissbildung setzt neben einer mikrostrukturellen Inhomogenität im Gefüge stets das Auftreten lokaler Spannungen voraus [13, 23, 77, 109]. Im Folgenden werden die ermittelten Rissarten der untersuchten Probekörper nach Abb. 4.10 sowie die Ursachen der Entstehung lokaler Spannungen beschrieben.

### **Bildung von Erstarrungsrisen**

Die REM-Untersuchung in ausgewählten Probekörpern, hergestellt mit der Legierung Pearl® Micro 247LC, weist auffällige Erstarrungsstrukturen in der Rissoberfläche auf (s. Abb. 4.12b). Diese sind nach Carter [77] und Grodzki [109] auf einen nahezu vollständigen Erstarrungsprozess zurückzuführen, der die Nachspeisung vorhandener Flüssiganteile verhindert. Ein Vergleich der Strukturen in Abb. 4.12b) mit den Untersuchungen und der Bilddokumentation von Reed et al. [110], die anhand der Legierung CM247LC durchgeführt wurden, zeigt das Vorhandensein von Dendritenstrukturen auf. Diese sind nach Kou [52] typisch für Erstarrungsrisse. Auch Carter [77] schließt anhand der gezackten bzw. zerklüfteten Form der Risse entsprechend Abb. 4.12b) auf das Vorliegen von Erstarrungsrisen.

Die Bildung von Erstarrungsrissen wird auf die unzureichende Kontrolle der hohen Abkühlraten innerhalb des Belichtungsbereichs unmittelbar vor und nach dem Belichtungsvorgang zurückgeführt.

Die Bildung und Höhe der lokalen Spannungen vor der Belichtung sind in Ergebnis 4 dargestellt.

Zusätzlich ist die Nachwärmung des Belichtungsbereichs durch die Induktionseinheiten stark abhängig von der Größe des belichteten Bauteilbereichs und von der Lage des nächsten anzufahrenden Belichtungsbereichs (s. Ergebnis 5). Somit zeigen die Untersuchungen auch eine Abhängigkeit der Nachwärmung von der Bauteilgeometrie.

Damit erfolgt die Nachwärmung durch den HF- sowie MF-Induktor unregelmäßig und lässt sich nicht kontrollieren. Dies behindert die Nachspeisung vorhandener Flüssiganteile während des Erstarrungsprozesses.

### **Bildung von Strain-Age-Rissen**

Des Weiteren sind in den Probekörpern Makrorisse sichtbar, die sich teilweise über die gesamte Aufbaurichtung der Probekörper erstrecken und auf Rissbildung durch Strain Age hinweisen. Dieser Risstyp entsteht nach DuPont et al. [13] immer während der Bildung von  $\gamma'$ -Ausscheidungen bei gleichzeitig vorliegenden lokal hohen Spannungen.

Die Untersuchungen an den Probekörpern zeigen, dass  $\gamma'$ -Ausscheidungen in hohem Maße vorliegen (s. Abb. 4.12c). Dies ist auf die lokale In-situ-Wärmebehandlung in den einzelnen Belichtungsbereichen zurückzuführen. Dabei sind die Heizzyklen zeitlich hintereinander gelagert und durchlaufen regelmäßig den Temperaturbereich des  $\gamma'$ -Ausscheidungsgebiets zwischen  $850\text{ °C} < T < 1.160\text{ °C}$  [13, 29, 30].

### **Bildung lokaler Spannungen**

Die Einstellung der Substrattemperatur reduziert im Wesentlichen die thermischen Gradienten, die durch den Energieeintrag des Fertigungslasers in Form der Volumenenergiedichte  $E_V$  auftreten können (s. Ergebnis 2).

Allerdings zeigten die Untersuchungen, dass Eigenspannungen durch die Interaktion zwischen dem PBF-LB-Prozess und dem beweglichen, lokalen Heizsystem hervorgerufen werden, die unmittelbar vor und nach dem Belichtungsvorgang im betrachteten Bauteilvolumen vorliegen. Neben den quantitativ ermittelten Eigenspannungen in der x-y-Bauteilebene (s. Ergebnis 4) ruft der lokale Heiz- und Abkühlprozess innerhalb eines Belichtungsstreifens die Bildung thermischer Gradienten zwischen zwei aufeinanderfolgenden Belichtungsbereichen hervor. Während ein Belichtungsbereich innerhalb des gleichen Belichtungsstreifens durch die Induktionseinheiten vorgewärmt wird, befindet sich der vorhergehende Belichtungsbereich bereits in der Abkühlphase. Dabei kann der HF- sowie MF-Induktor, abhängig von dessen Abmessungen, Bauteilgeometrie und -abmessungen sowie der Position des Belichtungsstreifens innerhalb der Bauteilgeometrie, nur einen Teil des vorhergehenden Belichtungsbereichs überdecken und dort eine kontrollierte Abkühlung sicherstellen.

Diese Teilüberdeckung erhöht die Entstehung thermischer Gradienten innerhalb dieses abkühlenden Belichtungsbereichs und führt zur Bildung lokaler Spannungen.

Des Weiteren führt das Größenverhältnis zwischen den Abmessungen des HF-Induktors und der Stirnfläche des Probekörpers zu Überschneidungen der Windungen des HF-Induktors mit den Bauteilkanten. Der generierte Kanteneffekt führt zur signifikanten Erhöhung der Temperaturen in den Randbereichen des Probekörpers ggü. dessen Zentrum und bedingt weitere lokale Spannungen innerhalb der x-y-Bauteilebene (s. Anhang 8.4).

### **Ergebnis 7:**

*In den Randbereichen des Probekörpers wird bei der Zunahme der Substrattemperatur  $T \geq 1.000 \text{ }^\circ\text{C}$  aufgrund der thermischen Randbedingungen die Rissbildung unterdrückt.*

Die metallografischen Untersuchungen am Längsschliff zeigen in der Bauteilmitte der Probekörper erhöhte Rissbildung auf, während in randnahen Bauteilbereichen die Rissbildung nahezu vollständig unterdrückt werden konnte (s. Abb. 4.10).

Nach Helmer [22] bewirken die Unterschiede der thermischen Bedingungen zwischen Bauteilrand und -mitte eine Veränderung der Ausrichtung der Körner. Die Wärmeverhältnisse am Bauteilrand führen dort zur Ausbildung eines polykristallinen Gefüges mit einer gleichachsigen Ausrichtung der Körner, während sich in der Bauteilmitte aufgrund des Wärmeflusses in Aufbauichtung eine gerichtete Kornstruktur ausbildet. Nach Stand der Technik werden entstehende Spannungen gleichmäßiger auf einem polykristallinen Gefüge ggü. einer gerichteten Kornstruktur verteilt [22].

Die thermischen Bedingungen im Randbereich des Probekörpers werden insbesondere durch die nach Zhang et al. [97] beschriebene Isolationswirkung des leicht verdichteten Metallpulvers bewirkt. Dies weist einen gehemmten Wärmeübergang auf, der zum Wärmestau an den Bauteilrändern führt und dort den Wärmehaushalt lokal stabilisiert.

Des Weiteren führt die angewandte Streifenbelichtung an den Randbereichen des Probekörpers zur Verkürzung der Scanvektorlänge, die nach Mumtaz et al. [106] aufgrund einer schnelleren Wiederkehrzeit des Lasers bereits erstarrtes Material wiedererwärmt und somit den Wärmeeintrag dort erhöht.

Diese thermischen Zustände reduzieren den Temperaturgradienten der Schmelze in den randnahen Bauteilbereichen und ermöglichen bei gleichbleibender Erstarrungsgeschwindigkeit der Schmelze die Entstehung eines polykristallinen Gefüges (s. Abb. 2.1).

Demgegenüber findet im Zentrum des Probekörpers bis zu einer bestimmten Bauhöhe bzw. Schichtanzahl eine starke Wärmeleitung zwischen der Oberfläche des Probekörpers und der Bauplatte statt. Dieser Wärmefluss steuert die Richtung des Kornwachstums vermehrt in Aufbauichtung. Die Ausbildung der Vorzugsrichtung der Körner in z-Richtung sowie die quantitativ ermittelten lokalen Spannungen (s. Ergebnis 4) in der x-y-Bauteilebene aufgrund der Bewegung der Induktionseinheiten zwischen der jeweiligen Heiz- und Belichtungsposition bewirken die Rissbildung in der Bauteilmitte.

Nach Erreichen einer bestimmten Bauteilhöhe hemmt die geringe Wärmeleitfähigkeit des aufgebauten Werkstoffs die Wärmeleitung zur Bauplatte. Damit wird ein Wärmestau in der Bauteilmitte erzeugt, der dort eine gleichachsige Ausrichtung der Körner entsprechend dem Bauteilrand ermöglicht [22]. Zusätzlich hemmt der Wärmestau die heizkonzeptbedingte Abkühlung in den oberflächennahen Bauteilbereichen und senkt die thermischen Spannungen im Probekörper. Beides mindert die Rissbildung in der Mitte des Probekörpers.

Allerdings führt die bereits bestehende mechanische Schwächung des aufgebauten Werkstoffs durch aufgetretene Rissbildung in geringeren Bauhöhen zur Reduktion der maximal zulässigen Zugfestigkeit. Somit können auch die abgeschwächten Spannungsfelder in der x-y-Bauteilebene nach dem Eintreten eines Wärmestaus stets eine weitere Rissbildung initiieren.

### 5 Übertragung auf eine komplexe Bauteilgeometrie

Im vorangegangenen Kapitel wurden die Auswirkungen der eingeführten technischen Maßnahmen zur Verbesserung des Heizprozesses auf die definierten Zielkenngrößen wie auch die Einflussnahme einer veränderlichen Substrattemperatur, speziell auf die Bauteilqualität durchgeführt. Diese Untersuchungen fanden an einer einfachen, kubischen Probengeometrie statt. Ein wesentlicher Vorteil des beweglichen Heizsystems ggü. bisherigen Heizansätzen ist die lokale Positionierung oberhalb jedes Bauteilbereichs im Baufeld, unabhängig von der jeweiligen Bauteilgeometrie. Die geometrieabhängige Erwärmung des Heizsystems ist auch Voraussetzung für die rissfreie Verarbeitung von Bauteilen aus  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierungen mit PBF-LB, um dessen Benefit hinsichtlich der Herstellung funktionaler Bauteile nicht einzuschränken.

Im Ishikawa-Diagramm (s. Abb. 3.9) wird der veränderlichen Volumenanhäufung zwischen dünnen und dicken Strukturen innerhalb einer Bauteilgeometrie ein Einfluss auf den Wärmehaushalt eines Bauteils beigemessen.

#### 5.1 Auswahl einer geeigneten Referenzgeometrie

Legierungen mit einem hohen  $\gamma'$ -Phasenanteil werden in der Niederdruckturbine eines Flugzeugtriebwerks oder einer stationären Gasturbine eingesetzt, in der kurzzeitig Betriebstemperaturen bis 1.000 °C herrschen. Typische Bauteile für diesen Bereich des Triebwerks sind insbesondere statische Bauteile wie Segmente des Turbinenzwischengehäuses sowie Leitkränze mit Schaufelstrukturen, die sowohl polykristallin als auch gerichtet erstarrt eingesetzt werden. Des Weiteren ist eine Anforderung an die Referenzgeometrie, auch den Einfluss der Volumenanhäufung durch das Wechselspiel zwischen dünnen und dicken Strukturen abzubilden.

Die Auswahl einer Schaufelgeometrie liegt als Teilsegment in einem Leitkranz vor und weist neben einem filigran gewölbten Schaufelblatt auch zwei seitlich angebrachte Stützstrukturen auf, die ggü. dem Schaufelblatt ein höheres Volumen besitzen. Diese Dünn-dick-Strukturen werden miteinander und auch über eine Grundplatte, die eine dicke Bauteilstruktur darstellt, angebunden.

Abb. 5.1a) stellt die dritte Stufe eines Leitschaufelsegments für eine stationäre Gasturbine mit inneren Kühlpassagen dar [111].

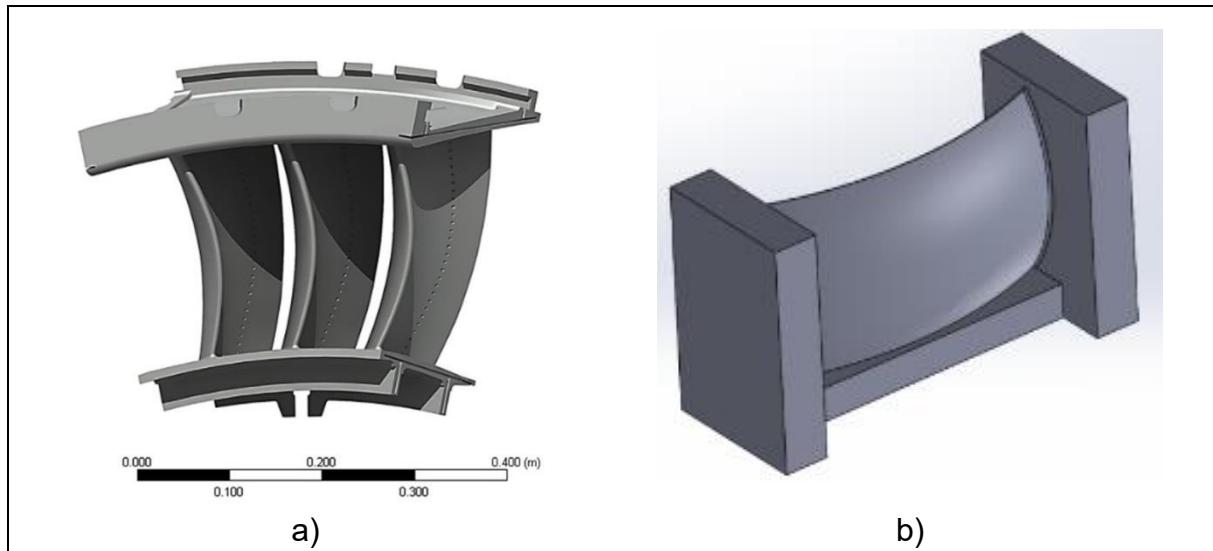


Abb. 5.1: Darstellung a) eines Leitschaufelsegments mit drei Schaufelgeometrien aus einer stationären Gasturbine mit inneren Kühlpassagen, entnommen aus [111], sowie b) die Vorderansicht der ausgewählten Schaufelgeometrie zur Herstellung mittels beweglichen Heizsystems und PBF-LB-Prozess

Diese filigranen, internen Bauteilstrukturen sind eine Besonderheit, für die sich die Anwendung des PBF-LB hervorragend eignet. Abb. 5.1b) zeigt in Anlehnung an das Leitschaufelsegment die Schaufelgeometrie, die anhand des PBF-LB und des beweglichen Heizsystems erstellt wird.

### 5.2 Erstellung der Schaufelgeometrie und Ergebnisdarstellung

Prozessparameter, die anhand von Probengeometrien mit gleichmäßigem Volumen entwickelt sind, können bei der Übertragung auf eine Schaufelgeometrie mit veränderlichem Volumen den Wärmehaushalt im Bauteil stark verändern. Dies kann nicht nur Auswirkungen auf die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens haben, sondern auch die Bauteilqualität beeinflussen.

Die ausgewählte Schaufelgeometrie wird aus der Legierung Pearl<sup>®</sup> Micro 247LC hergestellt und auf einem Inconel<sup>®</sup>718-Substrat aufgebaut. Die Schaufelgeometrie besteht aus 500 Schichten mit jeweils einer Schichtdicke von  $l_z = 40 \mu\text{m}$ . Die festgelegte Parameterkombination in Form der Volumenenergiedichte  $E_V$  beträgt  $E_V = 50 \text{ J/mm}^3$ , während die Substrattemperatur mit  $1.050 \text{ C}$  gewählt wird.

Abb. 5.2a) zeigt die gebaute Schaufelgeometrie mit der Kennzeichnung des Schaufelblatts, der Grundplatte sowie der seitlichen Stützstruktur. Des Weiteren werden die Schliffebene S1 und S2 dargestellt, die für die metallografische Untersuchung definiert werden. Schliff S1 (Abb. 5.2b) befindet sich in der y-z-Ebene und somit parallel zur Aufbaurichtung. Schliff S2 (Abb. 5.2c) liegt in der x-y-Ebene und präsentiert den Schliff parallel zur Aufbaurichtung. Beide Schliffe wurden anhand der Rasterelektronenmikroskopie (REM) detaillierter untersucht, um potenziell vorhandene Risse klassifizieren zu können.

## 5 Übertragung auf eine komplexe Bauteilgeometrie

Der Schliff S1 zeigt eine Häufung von Rissen durch die Grundplatte der Schaufelgeometrie. Im Schaufelblatt selbst sind keine Risse ersichtlic. Der Anbindefehler (s. gelber Pfeil in Abb. 5.2c), nahe an der Grundplatte, ist nicht Gegenstand der Untersuchung. Die maximal gemessene Risslänge beträgt etwa 873  $\mu\text{m}$  (gelb umkreist in Abb. 5.2b). Eine detaillierte Ansicht des Risses mit einer 3.000-fachen Vergrößerung ist in Abb. 5.2d) dargestellt.

Abb. 5.2c) zeigt die Rissanhäufung im Schliff S2, wobei die Risse durch die gesamte seitliche Stützstruktur verlaufen und feine Risse zu einem Netzwerk verbunden werden. Im Übergangsbereich zwischen der Schaufel- und Stützstruktur sind keine Risse sichtbar.

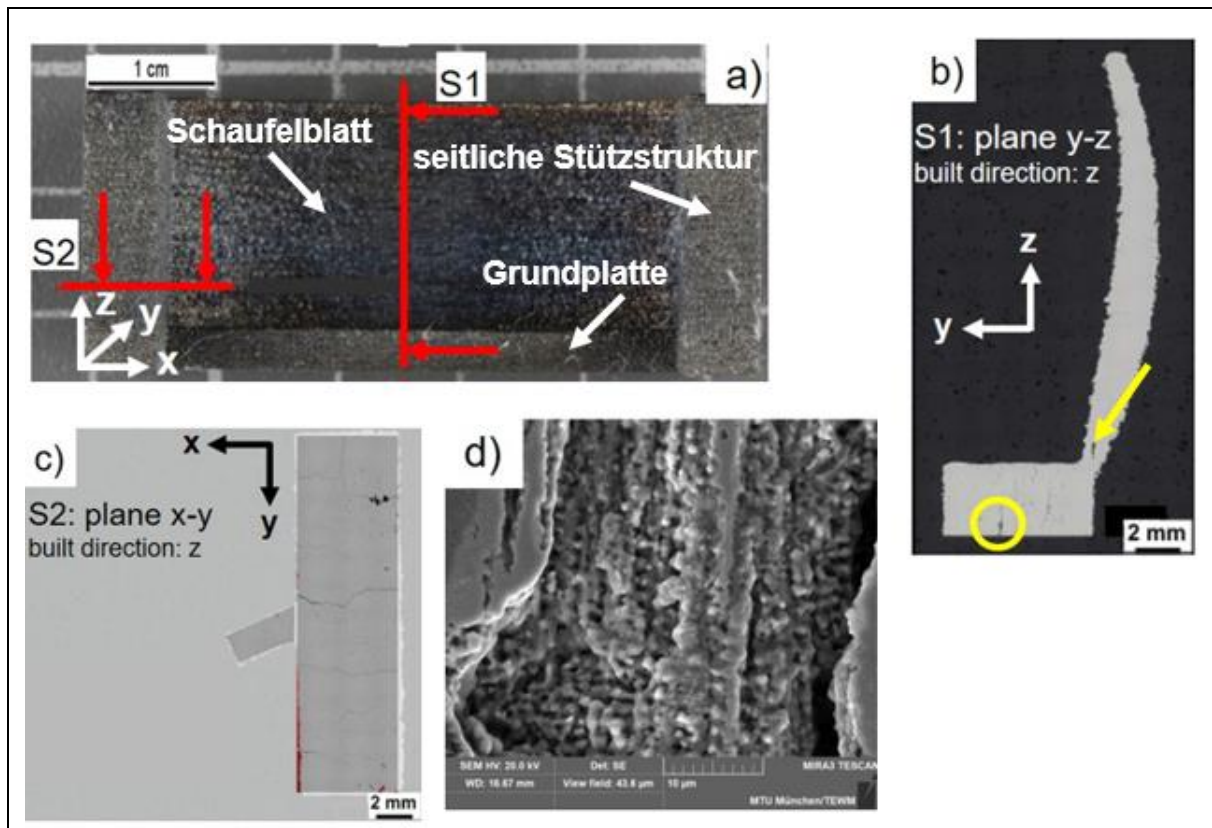


Abb. 5.2: Schaufelgeometrie im Zustand wie gebaut, a) schematische Lage der Schliffe S1 (y-z-Ebene) und S2 (x-y-Ebene), b) metallografischer Schliff S1, c) metallografischer Schliff S2 und d) Vergrößerung des markierten Risses in Schliff S1. Für alle Abbildungen a) – d) ist die Aufbaurichtung die z-Richtung.

Abb. 5.3a) zeigt den Bereich im Schliff S1 (rot), der zur  $y$ - und  $y'$ -Prüfung herangezogen wurde. In Abb. 5.3b) sind die Phasenverteilung des rot markierten Bereichs aus Abb. 5.3a) mit einer Vergrößerung von 20.000x und in Abb. 5.3c) die auftretenden Phasen des markierten Bereichs aus Abb. 5.3b) mit einer Vergrößerung von 50.000x dargestellt.



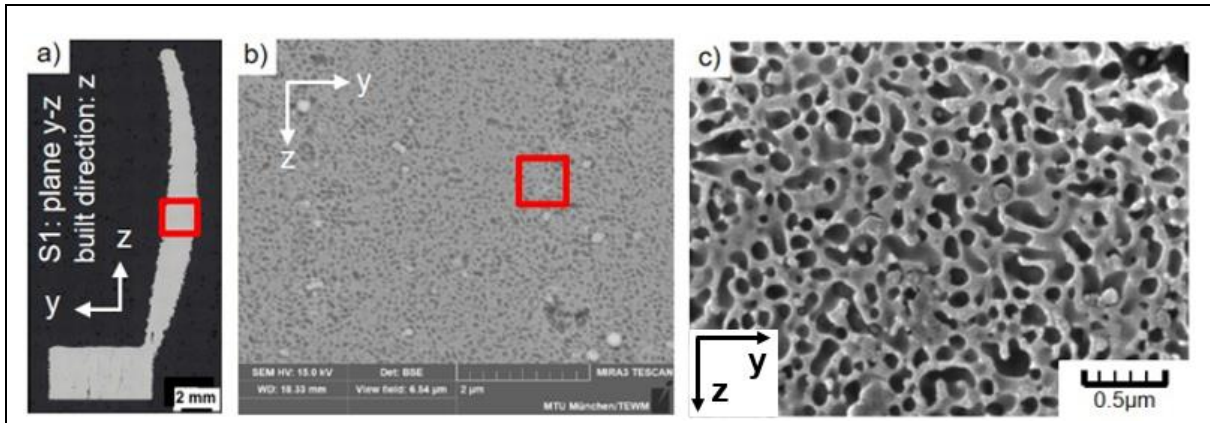


Abb. 5.3: Schliff S1 mit a) dem Bereich (rot) der  $\gamma$ - und  $\gamma'$ -Prüfung, b)  $\gamma$ - und  $\gamma'$ -Phasenverteilung mit einer Vergrößerung von 20.000x und c) hochaufgelöste Aufnahme eines lokalen Bereichs aus b) mit einer Vergrößerung von 50.000x. Für alle Abbildungen a) – c) ist die Aufbaurichtung die z-Richtung.

Der prozentuale Flächenanteil der  $\gamma'$ -Ausscheidungen wurde anhand von drei verschiedenen Positionen innerhalb des rot markierten Bereichs des Schliffes S1 (s. Abb. 5.3a) mit durchschnittlich  $49,1 (\pm 2,65) \%$  bestimmt. Dabei beträgt die gemittelte Größe der  $\gamma'$ -Ausscheidungen etwa  $0,16 (\pm 0,11) \mu\text{m}$ . Zum Vergleich ist der prozentuale Flächenanteil der  $\gamma'$ -Ausscheidungen an drei verschiedenen Positionen innerhalb des Schliffs S2 in der seitlichen Stützstruktur mit durchschnittlich  $51,3 (\pm 4,11) \%$  bestimmt. Die gemittelte Größe der  $\gamma'$ -Ausscheidungen beträgt dort etwa  $0,40 (\pm 0,26) \mu\text{m}$ .

### 5.3 Diskussion anhand der untersuchten Schaufelgeometrie

Die Rissbildung setzt neben einer mikrostrukturellen Inhomogenität im Bauteilgefüge stets das Auftreten lokaler Spannungen voraus [13, 23, 77]. Im Folgenden werden die ermittelten Rissarten der untersuchten Proben nach Abschnitt 5.2 sowie die Ursache der Entstehung lokaler Spannungen in der Testgeometrie des Schaufelsegments beschrieben.

#### Erstarrungsrisse

Die REM-Untersuchung (Abb. 5.2d) des Schliffs S1 (Abb. 5.2b) identifiziert auffällige Erstarrungsstrukturen in der Rissoberfläche. Diese sind nach Carter [77] und Grodzki [109] auf einen nahezu vollständigen Erstarrungsprozess zurückzuführen, der die Nachspeisung vorhandener Flüssiganteile verhindert. Ein Vergleich der Strukturen in Abb. 4.12b) mit den Untersuchungen und der Bilddokumentation von Reed et al. [110], die anhand der Legierung CM247LC durchgeführt wurden, zeigt das Vorhandensein von Dendritenstrukturen und einer zerklüfteten Rissoberfläche auf. Diese weisen nach Kou [52] sowie Carter [77] auf einen Erstarrungsrisse hin.

#### Rissbildung durch Strain Age

Die Rissbildung durch Strain Age setzt nach DuPont et al. [13] die Bildung  $\gamma'$ -Ausscheidungen bei gleichzeitigem Vorhandensein von lokal hohen Spannungen voraus. Die Untersuchungen zeigen einen hohen Anteil von  $\gamma'$ -Ausscheidungen.

Diese entstehen durch das wiederkehrende Durchlaufen des  $\gamma'$ -Ausscheidungsgebiets, das nach Álvarez Tejedor et al. [29] und Smashey et al. [30] zwischen 850 °C und 1.160 °C liegt. Dabei sind die Interaktion des lokalen Heizens bis zur erforderlichen Temperatur, die Positionierung des Induktors, der Energieeintrag durch den Laser sowie die heizkonzeptbezogene lokale Abkühlung während der Bewegung der Induktoren verantwortlich.

Die gebildeten  $\gamma'$ -Ausscheidungen, gemessen an drei verschiedenen Stellen im betrachteten Schaufelsegment, wiesen eine Durchschnittsgröße von 0,16  $\mu\text{m}$  auf. In der seitlichen Stützstruktur wurde eine Vergrößerung der  $\gamma'$ -Ausscheidungen mit einer mittleren Größe von 0,40  $\mu\text{m}$  ermittelt.

Die Größe der  $\gamma'$ -Ausscheidungen wird nach Wangyao et al. [91] u. a. durch die Dauer der In-situ-Wärmebehandlung bestimmt. Diese hängt im eingesetzten System zwischen PBF-LB und beweglicher, lokaler Heizung im Wesentlichen von der Anzahl und Zeitdauer der Heizvorgänge vor dem jeweiligen Belichtungsvorgang ab. Während die Zeitdauer des jeweiligen Heizvorgangs von der vorliegenden Bauteiltemperatur gesteuert wird, bewirkt die Größe und somit die Anzahl der Prozesszonen innerhalb eines Belichtungstreifens die Belichtungshäufigkeit und hierdurch die Anzahl der Heizvorgänge.

Die Größe und somit auch die Anzahl der Prozesszonen innerhalb eines Belichtungstreifens wird durch das Verhältnis der Größe des jeweiligen Belichtungsbereichs zur Größe und Form der Öffnung des HF-Induktors eingestellt. Diese Einflussgrößen sind während des jeweiligen Bauauftrags fest vorgegeben und unabänderlich.

Dabei führen bei der dünnen Schaufelstruktur diese Einflussgrößen zur Bildung einer Prozesszone innerhalb eines Streifens der Streifenbelichtung, die über die Öffnung innerhalb des HF-Induktors belichtet wird. Die deutlich größere Belichtungsfläche in der seitlichen Stützstruktur bildet innerhalb des gleichen Streifens mehrere Prozesszonen aus, die somit auch eine größere Anzahl an Heizvorgängen bedingen und somit die Zeitdauer der In-situ-Wärmebehandlung ggü. der Schaufelstruktur erhöhen. Dies ermöglicht das weitere Wachstum der  $\gamma'$ -Ausscheidungen (vgl. die durchschnittliche Größe der ermittelten  $\gamma'$ -Ausscheidungen im Schaufelsegment mit 0,16  $\mu\text{m}$  ggü. 0,40  $\mu\text{m}$  in der seitlichen Stützstruktur).

Zum Vergleich wurden in der Untersuchung von Hagedorn et al. [88]  $\gamma'$ -Ausscheidungen mit einer Größe von etwa 1  $\mu\text{m}$  bei einer Temperatur von 1.200 °C festgestellt. In der Studie von Hagedorn et al. [88] wurde ein globaler Heizansatz ausgewählt, der das Wachstum der  $\gamma'$ -Phase bis zu 1  $\mu\text{m}$  auf die stetige Wärmezufuhr zurückführte. Dabei entspricht die In-situ-Wärmebehandlungsdauer derjenigen des gesamten Bauauftrags.

Jeder Heizvorgang führt aufgrund des beweglichen, lokalen Heizansatzes stets auch zu einem Abkühlvorgang der Prozesszone, unmittelbar nach deren Belichtung durch den Fertigungslaser. Dabei stellt jeder Abkühlvorgang ein Risiko für die Bildung thermischer Gradienten dar, die zu lokalen Spannungen führen.

Des Weiteren führt die Ausrichtung der Gefügekörner innerhalb des betrachteten Raumvolumens zur Richtungsabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften, die durch die Anzahl der Gefügekörner mit der gleichen Ausrichtung verstärkt wird. Die Kornausrichtung wird über die Richtung des Wärmefflusses bestimmt, der abhängig von den thermischen Bedingungen beim PBF-LB vornehmlich in Aufbaurichtung (z-Richtung) stattfindet [22, 23]. Deshalb liegen im Zentrum dicker Bauteilstrukturen meist alle Körner in einer langgestreckten Form in z-Richtung [001] vor [22], während ausschließlich im Randbereich dieser dicken Bauteilstrukturen aufgrund der Isolierwirkung des Metallpulvers eine höhere Anzahl von Körnern detektiert werden,

die in [111] ausgerichtet sind (s. Ergebnis 7, Abschnitt 4.4.4). Demgegenüber weist das filigrane Schaufelblatt aufgrund der großen Isolierfläche des umgebenden Metallpulvers im Verhältnis zum umgebenden Bauteilvolumen ggü. der Stützstruktur eine höhere Anzahl an Körnern mit der Ausrichtung [111] auf. Dies bewirkt ggü. den dicken Bauteilstrukturen isotropere mechanische Eigenschaften der Mikrostruktur und deren verbesserte Fähigkeit thermische Spannungen abzubauen.

### **Lokale Spannungen aufgrund der Anwendung des beweglichen, lokalen Heizsystems**

Lokale Spannungen treten bei der Anwendung des lokalen Heizsystems während des Heizvorgangs durch die Größe des Innenbereichs des HF-Induktors in der x-y-Bauteilebene sowie die kurzzeitige Abkühlung, bedingt durch die Heizstrategie innerhalb des Belichtungsbereichs, auf (s. Abschnitt 4.4.3).

Des Weiteren erzeugt das lokale Heizkonzept aufgrund der Bewegung der Induktoren zur nächsten Prozesszone stets zwischen zwei aufeinanderfolgenden Prozesszonen thermische Gradienten. Deren Kompensation durch den MF-Induktor konnte im Rahmen der Untersuchungen nicht quantifiziert werden, da das Sichtfeld der IR-Kamera durch die schnelle Positionierung der Induktoren verdeckt wird.

Abschließend führt auch der Energieeintrag durch den Fertigungslaser während der Belichtung zur Erhöhung des Eigenspannungsanteils [77], der allerdings aufgrund der eingestellten Substrattemperatur ggü. dem kalten PBF-LB-Prozess stark reduziert wird [23, 74].

### **Lokale Spannungen aufgrund der Bauteilgeometrie**

Des Weiteren führt die Bauteilgeometrie nach DuPont et al. [13] zu einer veränderten Einstellung thermischer Gradienten, die lokal die Eigenspannungen erhöht.

Die veränderliche Bauteilgeometrie ruft während des Heizvorgangs lokal induktionsimmanente Effekte hervor, die durch das Verhältnis der Größe und Position der Induktoren zu den Bauteilabmessungen zu erhöhten thermischen Gradienten innerhalb des Bauteilvolumens und somit auch zu lokal unterschiedlichen Abkühlraten führen [25]. Diese inhomogene Temperaturverteilung wird durch die PBF-LB-Belichtungsstrategie in Kombination mit der veränderlichen Bauteilgeometrie unterstützt.

Im Gegensatz zur Grundplatte oder zur seitlichen Stützstruktur konnten innerhalb des Schaufelblatts keine Risse festgestellt werden (vgl. Abb. 5.2b und Abb. 5.2c).

Diese Bauteilgeometrie ermöglicht eine stabilere Temperaturkontrolle des beweglichen, lokalen Heizsystems aufgrund des verbesserten Verhältnisses zwischen der effektiven beheizten Fläche und dem darunterliegenden Bauteilvolumen. Zusätzlich wird durch Zhang et al. [97] dem umgebenden Metallpulver eine Isolationswirkung zugeschrieben, das eine hohe Homogenität der Bauteiltemperatur aufrechterhält. Somit werden thermische Gradienten zu umliegenden Bauteilbereichen im Schaufelsegment ggü. der seitlichen Stützstruktur reduziert.

Zusammenfassend hängt die Rissbildung vom betrachteten Volumen des jeweiligen Bauteilbereichs ab. Dabei muss zwischen Bereichen mit einem großen Volumen, die eine starke Tendenz zur Rissbildung aufweisen, und zwischen rissfreien filigranen Bauteilbereichen unterschieden werden.

### 6 Zusammenfassung und Ausblick

Die Arbeit untersucht die defektarme Verarbeitbarkeit der heißrissanfälligen  $\gamma'$ -ausscheidungsverfestigten Nickelbasis-Superlegierung Pearl<sup>®</sup> Micro 247LC unter Anwendbarkeit eines beweglichen Heizsystems basierend auf elektromagnetischer Induktion, die in einer EOS-M290-Anlage integriert ist. Im Vordergrund steht die Optimierung des Wärmehaushalts einfacher Probekörper durch einen effizienteren Energieeintrag des Heizsystems aufgrund von ermittelten und technisch einzuführenden Maßnahmen, die den Heizprozess beschleunigen und die Bauteilqualität verbessern. Dabei spielt die Wirkung der einzustellenden Substrattemperatur in Kombination mit den PBF-LB-Parametern Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_s$  eine erhebliche Rolle, die an einfachen Probekörpern untersucht werden. Abschließend werden die Einflüsse einer komplexen Bauteilgeometrie mit einer Dünn-dick-Struktur auf die Rissbildung untersucht.

#### **Steuerung des Wärmehaushalts als Stellhebel für die Bauteil- und Prozessqualität**

Die Festlegung der Zielkenngrößen Bauteil- und Prozessqualität sowie die heizprozessbedingte Zeit ermöglichten die Bewertung der Kombination des Heizsystems mit dem PBF-LB-Prozess anhand erster Versuche und zeigten das Potenzial von Verbesserungsmaßnahmen auf, die ggü. den ersten Versuchsergebnissen entsprechend bewertet wurden. Dabei konnte für die Reduktion der Rissbildung sowie die Optimierung der Prozesszeiten des angewendeten Heizsystems die Steuerung des Wärmehaushalts des jeweiligen Bauteilvolumens als maßgeblicher Stellhebel identifiziert werden. Dies erforderte die Unterscheidung des jeweiligen Wirkbereichs aufgrund des lokalen und globalen Heizcharakters des beweglichen Heizsystems. Der Fokus lag heizkonzeptbedingt auf dem Belichtungsbereich und dessen Zentrum, in dem regelmäßig thermische Veränderungen aufgrund der zyklischen Heiz-, Belichtungs- und Abkühlvorgänge auftreten und den Wärmehaushalt destabilisieren können. Eine wesentliche Einflussgröße, die auf den Wärmehaushalt des Belichtungsbereichs wirkte, stellten der HF-Induktor und dessen Positionierung während der Heizphase dar.

#### **Optimierung des HF-Induktors für einen effizienteren Energieeintrag**

Die Konzeptionierung der Einflussgrößen ermöglichte die Realisierung der technischen Maßnahmen am Heizsystem. Anschließend wurden Untersuchungen an einfachen Probekörpern durchgeführt, um die technischen Maßnahmen anhand der festgelegten Zielkenngrößen ggü. den ersten Versuchsergebnissen zu bewerten. Dabei konnte die heizprozessbedingte Zeit um über 50 % reduziert und die Prozessqualität verbessert werden, während die Porosität durch den effizienteren Energieeintrag um 0,2 % auf 1,2 % anstieg. Die Rissbildung konnte ggü. den ersten Versuchen um 18 % auf 2,28 mm/mm<sup>2</sup> reduziert werden. Allerdings wurde das Streuband der flächenbezogenen, akkumulierten Risslänge von  $\pm 0,44$  mm/mm<sup>2</sup> auf  $\pm 0,15$  mm/mm<sup>2</sup> gesenkt.

### **Einflüsse der Substrattemperatur und der realisierten Maßnahmen auf das bewegliche, induktive Heizsystem**

Die Untersuchungen am beweglichen Heizsystem zeigten, dass eine zunehmende Substrattemperatur positiv auf die Rissbildung wirkte, während sich die Porosität ab 1.000 °C stetig erhöhte. Dieses gegensätzliche Verhalten der Poren- ggü. Rissbildung stellt eine Hürde dar, die bei der Auswahl einer geeigneten Substrattemperatur berücksichtigt werden muss. Des Weiteren konnte festgestellt werden, dass bei einer Substrattemperatur von 1.100 °C der Einfluss der Volumenenergiedichte auf die Rissbildung abnimmt.

Das Konzept des beweglichen, lokalen Heizsystems erhöht die thermischen Spannungen innerhalb des Belichtungsbereichs vor der Belichtung aufgrund der erforderlichen Öffnung des HF-Induktors. Diese erzeugt hohe Temperaturdifferenzen, deren Lage durch die Einführung einer verbesserten Positionierung des HF-Induktors nur verschoben, aber nicht verhindert werden konnte. Die Heizstrategie, die die Temperaturdifferenzen aufgrund der Öffnung des HF-Induktors reduzieren sollte, brachte zusätzliche Abkühlphasen zwischen dem Heiz- und Belichtungsvorgang ein. Dies führte bei einer angenommenen Dauer der Fahrzeit des HF-Induktors zwischen der Heiz- und Belichtungsposition von 0,5 s zu einer resultierenden thermischen Spannung von bis zu 44 % der Zugfestigkeit des Referenzwerkstoffs MAR-M247® in der x-y-Bauteilebene.

Des Weiteren bewirkte die Reduktion des Anteils der Wärmeleitung am Wärmetransfer aufgrund der Umsetzung der technischen Maßnahmen eine erhebliche Senkung der Heizzeit, die auch zur Bildung hoher thermischer Gradienten innerhalb der Aufbaurichtung führte. Diese entstehenden thermischen Spannungen waren nicht Gegenstand der Untersuchungen und wurden nicht experimentell quantifiziert.

Die vorliegenden Spannungsfelder sowie der abnehmende Einfluss der Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_s$  bei einer Substrattemperatur von 1.100 °C beschränkten auch die weitere Reduktion der ermittelten flächenbezogenen, akkumulierten Risslängen. Diese Erkenntnis zeigt, dass bei Substrattemperaturen  $T \geq 1.100$  °C die gewählte PBF-LB-Parameterkombination von Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_s$  um weitere Parameter, wie bspw. Hatchabstand  $h_s$ , Schichtdicke  $l_z$  sowie die Streifenbreite  $s_L$ , ergänzt werden muss.

### **Einfluss der Bauteilgeometrie, insbesondere von Dünn-dick-Strukturen, auf die Rissbildung**

Eine weitere Einflussgröße zur Steuerung des Wärmehaushalts besteht in der Bauteilgeometrie, die sich während des Schichtaufbaus auch verändern kann. Insbesondere zeigen veränderliche Bauteilvolumina unterhalb des Induktors signifikante Auswirkungen auf dessen Energieeintrag in das jeweilige Bauteilvolumen und somit auch auf die Rissbildung.

Für die Untersuchung des Einflusses der Bauteilgeometrie auf die Rissbildung wurde ein Leitschaufelsegment ausgewählt, das durch ein filigranes Schaufelblatt mit seitlichen Stützstrukturen und einer Grundplatte wechselnde Dünn-dick-Strukturen repräsentiert.

Dabei konnte festgestellt werden, dass im filigranen Schaufelblatt keine Rissbildung auftrat, während in den seitlichen Stützstrukturen sowie der Grundplatte eine Häufung von Rissen vorhanden war. Das filigrane Schaufelblatt weist ggü. der seitlichen Stützstruktur aufgrund des verbesserten Verhältnisses zwischen der effektiven beheizten Fläche und dem darunterliegenden Bauteilvolumen und der damit einhergehenden verbesserten Isolationswirkung des umgebenden Metallpulvers reduzierte Abkühlraten auf.

Zusätzlich führt die kleinere Bauteilfläche des Schaufelblatts zu reduzierten Scanvektoren ggü. denen in der seitlichen Stützstruktur, die den erhöhten Wärmeeintrag im belichteten Bauteilvolumen weiter verbessern bzw. aufrechterhalten. Diese geometrieabhängigen Bedingungen unterstützen die Homogenisierung der thermischen Gradienten zwischen der Prozesszone und den umliegenden Bauteilbereichen.

Des Weiteren bestätigten die Untersuchungen am Leitschaufelsegment, dass bereits während des Heiz- und Belichtungsprozesses ein hoher Anteil an ausgeschiedenen  $\gamma'$ -Phasen vorliegt. Dabei variiert deren Größe durch die Anzahl und Dauer der In-situ-Wärmebehandlung, die wiederum von der Größe der Heiz- und Belichtungsfläche der jeweiligen Bauteilstruktur innerhalb des gleichen Belichtungsstreifens abhängt. Die wesentlich größere Heizfläche der seitlichen Stützstruktur und der Grundplatte generiert ggü. dem dünneren Schaufelsegment eine höhere Anzahl von Heiz- und Belichtungszyklen und bedingt somit auch längere Heizzeiten innerhalb des gleichen Belichtungsstreifens. Der Mittelwert der  $\gamma'$ -Ausscheidungen lag in der seitlichen Stützstruktur bei  $0,40 \mu\text{m}$ , während der Mittelwert der  $\gamma'$ -Ausscheidungen im Schaufelsegment  $0,16 \mu\text{m}$  betrug.

### **Ausblick**

Die Herausforderungen für die weitere Anwendung des Heizsystems bestehen in der Reduktion der thermischen Spannungsfelder innerhalb des Belichtungsbereichs vor und nach dem jeweiligen Schmelzvorgang sowie in der weiteren Adaption der PBF-LB-Parameter.

Dabei können die thermischen Spannungsfelder in Aufbaurichtung mit der Erzeugung eines Wärmestaus direkt zu Beginn des Bauprozesses durch eine Bauplattformheizung abgebaut werden, die mit der Zunahme der Bauteilhöhe kontinuierlich die Leistung und somit den Energieeintrag reduziert.

Demgegenüber müssen die thermischen Spannungsfelder innerhalb der x-y-Bauteilebene durch eine zusätzliche Wärmequelle, bspw. durch einen Wärmestrahler, gesenkt werden, der die thermischen Gradienten des beweglichen, induktiven Heizsystems kompensiert. Dies erfordert die grundlegende Überarbeitung des Heizkonzepts, da durch die Positionierung der Induktionseinheiten oberhalb der Baufeldebene der Zugang des Wärmestrahlers zum zuletzt belichteten Bauteilbereich erschwert wird.

Eine Alternative zur Kompensation der thermischen Spannungen in den oberflächennahen Bereichen ist die Überarbeitung des MF-Induktors und von dessen Funktionsweise der Vor- und Nachwärmung hinsichtlich einer örtlich kontrollierten Abkühlung.

Die bisherigen Abmessungen des MF-Induktors, insbesondere dessen Breite, werden durch die Abmessungen des HF-Induktors sowie durch den Beschichtungsprozess beschränkt. Dies limitiert die Nachwärmfunktion des MF-Induktors in Bezug auf den zuletzt belichteten Bauteilbereich erheblich, da die Abstände zwischen zwei aufeinanderfolgenden Belichtungsbereichen von der vorliegenden Bauteilgeometrie abhängen. Reduzierte Abstände zwischen zwei aufeinanderfolgenden Belichtungsbereichen, die kleiner sind als die Breite des MF-Induktors, erfahren durch diesen keine Nachwärmung. Deshalb werden die zuletzt belichteten Bereiche partiell durch den HF-Induktor erwärmt, der durch die lokal hohen Heizraten auch höhere Abkühlraten zwischen mehreren Belichtungsbereichen hervorruft und die Spannungsbildung begünstigt.

Außerdem müssen weitere PBF-LB-Parameter identifiziert und in die bestehende Parameterkombination von Laserleistung  $P_L$  und Scangeschwindigkeit  $v_S$  zur Verbesserung des lokalen Wärmeeintrags des jeweiligen Schmelzbereichs integriert werden.

Dabei sind u. a. der Hatchabstand  $h_S$  und die Streifenbreite  $s_L$  zwei geeignete Parameter. Allerdings sollte auch die Schichtdicke  $l_z$  nicht als unantastbar gelten, um ggf. weitere Rissbildung zu ermöglichen.

## 7 Literaturverzeichnis

- [1] T. Buehrke und M. Meyer, „Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrtforschung e.V.“, September 2017. [Online].  
[https://elib.dlr.de/51462/1/Klimawirkungen\\_des\\_Luftverkehrs\\_DLR\\_0907\\_D E.pdf](https://elib.dlr.de/51462/1/Klimawirkungen_des_Luftverkehrs_DLR_0907_D E.pdf). [Zugriff am 24 April 2021].
- [2] P. Jansohn, *Modern gas turbine systems*, Cambridge: Woodhead Publishing Limited, 2013.
- [3] A. Mouritz, *Introduction to aerospace materials*, London: Elsevier Verlag, 2013.
- [4] H. J. Maier, T. Niendorf und R. Bürgel, *Handbuch Hochtemperatur-Werkstofftechnik*, München: Springer Vieweg Verlag, 2015.
- [5] Donachie, *Superalloys - A technical guide*, London: ASM International, 2008.
- [6] B. Langefeld, M. Moehrle, C. Balzer und P. Schildbach, „Advancements in metal 3D printing - Beyond powder bed – Additive manufacturing on the brink of industrialization,“ May 2017. [Online].  
[https://www.rolandberger.com/publications/publication\\_pdf/Roland\\_Berger\\_Additive\\_Manufacturing.pdf](https://www.rolandberger.com/publications/publication_pdf/Roland_Berger_Additive_Manufacturing.pdf). [Zugriff am 19 September 2022].
- [7] D. Denis, „Aeroreport,“ MTU Aero Engines AG, 06 2019. [Online].  
<https://aeroreport.de/de/aviation/additive-fertigung-schicht-fuer-schicht-zum-bauteil>. [Zugriff am 03 10 2020].
- [8] I. Gibson, D. Rosen und B. Stucker , *Additive Manufacturing Technologies*, New York: Springer Verlag, 2010.
- [9] A. Gebhardt, *Additive Manufacturing: 3D- Drucken für Prototyping - Tooling - Produktion*, München: Carl Hanser Verlag, 2016.
- [10] W. Meiners, *Direktes Selektives Laser Sintern einkomponentiger metallischer Werkstoffe*, Aachen: Shaker Verlag, 1999.
- [11] P. Scallan, „4 - Material evaluation and process selection,“ in *Process Planning - The Design/ Manufacture Interface*, Burlington, Butterworth, Heinemann, 2003, pp. 109-170. <https://doi.org/10.1016/B978-0-7506-5129-5.X5000-4>.
- [12] R. Reed, *The Superalloys Fundamental and Applications*, Cambridge: Cambridge University Press, 2006.
- [13] J. DuPont , J. Lippold und S. Kiser , *Welding metallurgy and weldability of Nickel- Base Alloys*, New Jersey: John Wiley & Sons, 2009.
- [14] A. Szczotok und K. Rodak, „Microstructural studies of carbides in MAR-M247 nickel-based superalloy,“ *Materials Science and Engineering, Vol. 35*, pp. 1-11, 2006. <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1757-899X/35/1/012006/pdf>.



- 
- [15] E. Payton , T. Wynn und M. Mills, „Experimental measurement of the kinetics of gamma prime dissolution during supersolvus heat treatment of powder metallurgical Ni-based disk superalloys,“ *Journal of Material Science*, Vol. 47, p. 7305–7311, July 2012. <https://doi.org/10.1007/s10853-012-6684-8>.
- [16] J. Risse, *Additive Manufacturing of Nickel-Base Superalloy IN738LC by Laser Powder Bed Fusion*, Aachen: Dissertation, 2019. <http://publications.rwth-aachen.de/record/764478>.
- [17] A. T. Egbewande, R. A. Buckson und O. A. Ojo, „Analysis of laser beam weldability of Inconel 738 superalloy,“ *Materials Characterization*, Vol. 61, pp. 569 - 574, February 2010. <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2010.02.016>.
- [18] B. Wahlmann, F. Galgon, A. Stark, S. Gayer, N. Schell, P. Staron und C. Körner, „Growth and coarsening kinetics of gamma prime precipitates in CMSX-4 under simulated additive manufacturing conditions,“ *Acta Materialia*, Vol. 180, pp. 84-96, August 2019. <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2019.08.049>.
- [19] G. Bidron , A. Doghri, T. Malot , F. Fournier-dit-Chabert, M. Thomas und P. Peyre, „Reduction of the hot cracking sensitivity of CM-247LC superalloy processed by laser cladding using induction preheating,“ *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 277, March 2020. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2019.116461>.
- [20] A. K. Heckl, *Auswirkungen von Rhenium und Ruthenium auf die Mikrostruktur und Hochtemperaturfestigkeit von Nickel-Basis Superlegierungen unter Berücksichtigung der Phasenstabilität*, Erlangen, 2011. urn:nbn:de:bvb:29-opus-27908.
- [21] P. R. Sahm, I. Egry und T. Volkman, *Schmelze, Erstarrung, Grenzflächen - Eine Einführung in die Physik und Technologie flüssiger und fester Metalle*, Wiesbaden : Vieweg, 1999.
- [22] H. Helmer, *Additive Fertigung durch Selektives Elektronenstrahlschmelzen der Nickelbasis- Superlegierung IN718: Prozessfenster, Mikrostruktur und mechanische Eigenschaften*, Erlangen-Nürnberg: Open Access, 2016. urn:nbn:de:bvb:29-opus4-82290.
- [23] G. J. Schlick, *Selektives Laserstrahlschmelzen von schwer schweißbaren Nickelbasis-Superlegierungen*, Würzburg: Dissertation, 2016.
- [24] W. Kurz und D. Fisher , *Fundamentals of Solidification*, Switzerland: Trans Tech Publications, 1984.
- [25] O. Adegoke, J. Andersson, H. Brodin und R. Pederson, „Influence of Laser Powder Bed Fusion Process Parameters on Voids, Cracks, Microhardness of Nickel-Based Superalloy 247LC,“ *Material*, pp. 1-23, August 2020. <https://doi.org/10.3390/ma13173770>.
-

- [26] J. R. Davis, ASM Speciality Handbook: Nickel, Cobalt, and their Alloys, Materials Park, Ohio: ASM International, 2000.
- [27] S. Wee, J. Do, K. Kim, C. Lee, C. Seok, B.-G. Goi, Y. Choi und W. Kim, „MDPI,“ 7 August 2020. [Online]. Available: <https://www.mdpi.com/2076-3417/10/16/5476>. [Zugriff am 25 April 2021].
- [28] S. Guth, Schädigung und Lebensdauer von Nickelbasislegierungen unter thermisch-mechanischer Ermüdungsbeanspruchung bei verschiedenen Phasenlagen, Karlsruhe: KIT Scientific Publishing, 2015. DOI: 10.5445/KSP/1000049869.
- [29] T. Álvarez Tejedor, E. Generación, R. Singh und P. Pilidis, „Maintenance and repair of gas turbine components,“ in *Modern gas turbine systems - High efficiency, low emission, fuel flexible power generation*, Cambridge, Jansohn P., Woodhead Publishing, 2013, pp. 565-631.
- [30] R. Smashey , T. Kelly , J. Snyder und R. Sheranko , „Welding of Nickel-base superalloys having nil- ductility range“. USA Patent US5897801, 27 April 1999.
- [31] R. Stevens und P. Flewitt, „The effects of  $\gamma'$  precipitate coarsening during isothermal aging and creep of the nickel-base superalloy IN-738,“ *Materials Science and Engineering*, pp. 237-247, March 1979. [https://doi.org/10.1016/0025-5416\(79\)90157-5](https://doi.org/10.1016/0025-5416(79)90157-5).
- [32] J. S. Van Sluytman und T. M. Pollock, „Optimal precipitate shapes in nickel-base  $\gamma$ - $\gamma'$  alloys,“ *Acta Materialia*, Vol. 60, Issue 4, pp. 1771-1783, February 2012. <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2011.12.008>.
- [33] R. Oruganti, A. Shukla, S. Nalawade, S. Sarkar, K. G. V. Sivakumar, T. Vishwanath, S. Sondhi, A. Wessman, D. Wei, A. Powell, K. Bain, J. Schaeffer, A. Peck, M. Arnett, G. Shastry und F. Mastroma, „A Microstructure-Based Model for Creep of Gamma Prime Strengthened Nickel-Based Superalloys,“ *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 141, Issue 1, pp. 1-5, July 2018. [https://www.researchgate.net/publication/326523281\\_A\\_Microstructure-Based\\_Model\\_for\\_Creep\\_of\\_Gamma\\_Prime\\_Strengthened\\_Nickel-Based\\_Superalloys](https://www.researchgate.net/publication/326523281_A_Microstructure-Based_Model_for_Creep_of_Gamma_Prime_Strengthened_Nickel-Based_Superalloys).
- [34] M. Perrut , P. Caron , M. Thomas und A. Couret , „High temperature materials for aerospace applications: Ni-based superalloys and  $\gamma$ - TiAl alloys,“ *Comptes Rendus Physique*, pp. 657-671, December 2018. <https://doi.org/10.1016/j.crhy.2018.10.002>.
- [35] R. Baldan, R. L. Pereirada Rocha, R. B. Tomasiello, C. A. Nunes, A. Matosda , S. Costa, M. J. Ribeiro Barboza, G. C. Coelho und R. Rosenthal, „Solutioning and Aging of MAR-M247 Nickel-Based Superalloy,“ *Journal of Materials Engineering and Performance*, April 2013. DOI: 10.1007/s11665-013-0565-4.

- 
- [36] D. Caillard, „Yield-stress anomalies and high-temperature mechanical properties of intermetallics and disordered alloys,“ *Materials Science and Engineering: A, Vol. 319–321*, p. 74–83, December 2001. [https://doi.org/10.1016/S0921-5093\(00\)02017-7](https://doi.org/10.1016/S0921-5093(00)02017-7).
- [37] M. Prager und C. Shira, „Welding of Precipitation-Hardening Nickel-Base Alloys,“ *Materials Science*, 1968.
- [38] F. Hanning und J. Andersson, „A Review of Strain Age Cracking in Nickel Based Superalloys,“ in *Conference Proceedings of the 7th International Swedish Production Symposium*, Lund, Schweden, 2016. urn:nbn:se:hv:diva-10250.
- [39] T. J. Garosshen, T. D. Tillman und G. P. McCarthy, „Effects of B, C, and Zr on the structure and properties of a P/M nickel base superalloy,“ *Metallurgical Transactions A, Vol. 18*, pp. 69-77, January 1987. <https://doi.org/10.1007/BF02646223>.
- [40] ISO/ASTM International, „ISO/ASTM 52900:2015(E) - Standard Terminology for Additive Manufacturing - General Principles - Terminology,“ ISO/ASTM International, West Conshohocken, Pennsylvania, USA, 2016.
- [41] V. Seyda, *Werkstoff- und Prozessverhalten von Metallpulvern in der laseradditiven Fertigung*, Darmstadt: Springer Vieweg, 2018. <https://doi.org/10.1007/978-3-662-58233-6>.
- [42] M. Kahnert, „Scanstrategien zur verbesserten Prozessführung beim Elektronenstrahlschmelzen (EBM),“ Fakultät für Maschinenwesen TU München, München, 2014. <https://mediatum.ub.tum.de/doc/1171971/document.pdf>.
- [43] T. Wohlers und O. Diegel, „Design for Additive Manufacturing presents opportunities for software developments,“ *METAL AM - THE MAGAZINE FOR THE METAL ADDITIVE MANUFACTURING INDUSTRY*, Bd. Volume 4, Nr. No. 2, pp. 121-125, 2018. <https://www.metal-am.com/articles/design-for-3d-printing-presents-opportunities-for-software-developments/>.
- [44] A. Ladewig, *Optische Tomographie - Online Prozessüberwachung für das selektive Laserschmelzen*, München: Shaker Verlag, 2019.
- [45] Y. M. Arisoy, L. E. Criales, T. Özel, B. Lane, S. Moylan und A. Donmez, „Influence of scan strategy and process parameters on microstructure and its optimization in additively manufactured nickel alloy 625 via laser powder bed fusion,“ *The International Journal Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 90, p. 1393–1417, September 2016. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-9429-z>.
- [46] K. Artzt, T. Mishurova, P.-P. Bauer, J. Gussone, P. Barriobero-Vila, S. Evsevleev, G. Bruno, G. Requena und J. Haubrich, „Pandora’s Box– Influence of Contour Parameters on Roughness and Subsurface Residual Stresses in Laser Powder Bed Fusion of Ti-6Al-4V,“ *Materials*, Vol. 13, Issue 15, pp. 1-24, July 2020. <https://doi.org/10.3390/ma13153348>.
-

- [47] H. Shipley, D. McDonnell, M. Culleton, R. Coull, R. Lupoi, G. O'Donnell und D. Trimble, „Optimisation of process parameters to address fundamental challenges during selective laser melting of Ti-6Al-4V: A review,“ *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 128, pp. 1-20, January 2018. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2018.01.003>.
- [48] R. Poprawe, *Lasertechnik für die Fertigung*, Berlin: Springer-Verlag, 2005.
- [49] M. Wolf, *Zur Phänomenologie der Heißrissbildung beim Schweißen und Entwicklung aussagekräftiger Prüfverfahren*, Berlin: Dissertation, 2006.
- [50] T. Boellinghaus und H. Herold, *Hot Cracking Phenomena in Welds*, Berlin: Springer Verlag, 2005.
- [51] Deutscher Verband für Schweißtechnik e.V., „Heißrissprüfverfahren Merkblatt DVS1004-1: Grundlagen,“ DVS Verband, Düsseldorf, 1996.
- [52] S. Kou, „Solidification and Liquation Cracking - Issues in Welding,“ *The Journal of The Minerals, Metals & Materials Society (TMS)*, Vol. 55, p. 37–42, June 2003. <https://doi.org/10.1007/s11837-003-0137-4>.
- [53] F. Hanning, J. Andersson und S. Gurdit, „The Effect of Grain Size on the Susceptibility Towards Strain Age Cracking of Wrought Haynes282®,“ *Advances in Transdisciplinary Engineering*, Vol. 13, pp. 407-416, 2020. DOI:10.3233/ATDE200178.
- [54] B. Hemsworth, *High Temperature cracking of nickel chromium austenitic steels*, United Kingdom: ProQuest LLC, 1970. <http://shura.shu.ac.uk/id/eprint/19782>.
- [55] A. J. Ramirez und J. C. Lippold, „High temperature behavior of Ni- base weld metal - Part I: Ductility and microstructural characterization,“ *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 380, Issues 1-2, pp. 259-271, August 2004. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2004.03.074>.
- [56] N. E. Nissley und J. C. Lippold, „Ductility- Dip Cracking Susceptibility of Nickel- based weld metals - Part 1: Strain- to- Fracture Testing,“ *Welding Journal*, Vol. 87, pp. 257-264, October 2008. [https://app.aws.org/wj/supplement/WJ\\_2008\\_10\\_s257.pdf](https://app.aws.org/wj/supplement/WJ_2008_10_s257.pdf).
- [57] M. Saunders, „How process parameters drive successful metal AM part production,“ *METAL AM - THE MAGAZINE FOR THE METAL ADDITIVE MANUFACTURING INDUSTRY*, Bd. Volume 4, Nr. No. 2, pp. 127-135, 2018. <https://www.metal-am.com/articles/70927-2/>.
- [58] W. Demtröder, *Experimentalphysik 2 - Elektrizität und Optik*, Wiesbaden: Springer Spektrum Verlag, 2017.
- [59] H. Herwig und A. Moschallski, *Wärmeübertragung, Physikalische Grundlagen - Illustrierende Beispiele- Übungsaufgaben mit Musterlösungen*, München: Springer Vieweg Verlag, 2014.

- 
- [60] V. Rudnev und G. Totten , Induction Heating and Heat Treatment - ASM Handbook Volume 4C, Ohio: ASM International, 2014.
- [61] H. Baehr und K. Stephan , Wärme- und Stoffübertragung, Wiesbaden: Springer Vieweg, 2016.
- [62] P. von Böckh und T. Wetzel , Wärmeübertragung - Grundlagen und Praxis, Wiesbaden: Springer Vieweg Verlag, 2014.
- [63] J. Lienhard IV und J. Lienhard V, A Heat Transfer Textbook, Cambridge: Phlogiston Press, 2017. <http://www.mie.uth.gr/labs/lte/grk/pubs/ahtt.pdf>.
- [64] E. Hornbogen , H. Warlimont und B. Skrotzki , Metall, Struktur und Eigenschaften der Metalle und Legierungen, Wiesbaden: Springer Vieweg Verlag, 2019.
- [65] R. Matzdorf, „Universität Kassel: Magnetfelder - bewegte Ladungen, Vorlesungsskript Experimentalphysik II - Oberflächenphysik,“ [Online]. <https://www.uni-kassel.de/fb10/fileadmin/datas/fb10/physik/oberflaechenphysik/exp2/Lehre/ExpPhysII/Magnetfelder.pdf>. [Zugriff am 30 Juli 2021].
- [66] G. Brown , C. Hoyler und R. Bierwirth , Theory and Application of Radio-Frequency Heating, New York: D. Van Nostrand Company, 1947.
- [67] K. Müller, „Universität Heidelberg, Physikalisches Institut - Maxwell für die Hosentasche,“ 2013. [Online]. <https://www.physi.uni-heidelberg.de/~kmueller/physik/kursstufe/Maxwelltheorie.pdf>. [Zugriff am 30 Juli 2021].
- [68] J. Vrana, *Grundlagen und Anwendungen der aktiven Thermographie mit elektromagnetischer Anregung, Induktions- und Konduktionsthermographie*, Saarbrücken: Dissertation, 2008.
- [69] B. Nopper, *Numerische Simulation zur Optimierung der induktiven Bauteilerwärmung während der Fertigung unter Berücksichtigung der Fertigungsbedingungen*, Regensburg, 2011.
- [70] D.-J. Griffiths, *Elektrodynamik - Eine Einführung*, Pearson Verlag, 2018.
- [71] S. Zinn und S. L. Semiatin, *Elements of induction heating- Design, Control, and Applications*, Ohio: EPRI - Electric Power Research Institute and ASM International, 1988.
- [72] M. Košek, M. Truhlář und A. Richter, „Skin effect in conductor of rectangular cross section,“ *Przeglad Elektrotechniczny*, pp. 23-25, January 2012. <https://core.ac.uk/download/295587863.pdf>.
- [73] R. Bürgel, *Festigkeitslehre und Werkstoffmechanik, Band 1*, Wiesbaden: Vieweg Verlag, 1. Auflage, 2005.

- [74] R. Engeli, *Selective laser melting & heat treatment of  $\gamma'$ - strengthened Ni-base superalloys for high temperature applications*, Zürich, 2016. <https://doi.org/10.3929/ethz-b-000000074>.
- [75] N. Richards und M. Chaturvedi , „Effect of minor elements on weldability of nickel base superalloys,“ *International Materials Reviews*, Vol. 45, Issue 3, pp. 109-129, November 2000. <https://doi.org/10.1179/095066000101528331>.
- [76] X. Huang , M. Chaturvedi, N. Richards und J. Jackman , „The effect of grain boundary segregation of boron in cast alloy 718 on HAZ microfissuring,“ *Acta Materialia*, Vol. 45, Issue 8, pp. 3095-3107, August 1997. [https://doi.org/10.1016/S1359-6454\(97\)00017-7](https://doi.org/10.1016/S1359-6454(97)00017-7).
- [77] L. Carter, *Selective Laser Melting of Nickel Superalloys for high Temperature Applications*, Birmingham: PhD, 2013. <https://etheses.bham.ac.uk/id/eprint/4410/2/Carter13PhD.pdf>.
- [78] F. Liu , G. Yang und R. Kirchheim , „Overall effects of initial melt undercooling, solute segregation and grain boundary energy on the grain size of as-solidified Ni-based alloys,“ *Journal of Crystal Growth*, Vol. 264, Issues 1-3, pp. 392-399, March 2004. <https://doi.org/10.1016/j.jcrysgro.2003.12.057>.
- [79] K. Kempen , L. Thijs , B. Vrancken , S. Bols , J. Van Humbeeck und J.-P. Kruth, „LOWERING THERMAL GRADIENTS IN SELECTIVE LASER MELTING BY PRE-HEATING THE BASEPLATE,“ in *Solid Freeform Fabrication Symposium Proceedings*, Austin, Texas, 2013. [https://kuleuven.limo.libis.be/discovery/search?query=any,contains,lirias1748401&tab=LIRIAS&search\\_scope=lirias\\_profile&vid=32KUL\\_KUL:Lirias&foolmeffull=1](https://kuleuven.limo.libis.be/discovery/search?query=any,contains,lirias1748401&tab=LIRIAS&search_scope=lirias_profile&vid=32KUL_KUL:Lirias&foolmeffull=1).
- [80] A. Al-Akel , A. Abdelatif und F. Abo Gharbia , „Effect of preheating on hot cracking susceptibility of welded austenitic stainless steels,“ in *The 6th Saudi Engineering Conference*, Dhahran, 2002. <https://faculty.kfupm.edu.sa/COE/sadiq/proceedings/SEC2002/vol5/P243.pdf>.
- [81] M. Foster , K. Updegrove , C. Thurston und D. Lovelace, „Laser welding superalloy articles“. USA Patent US6054672, 25 April 2000.
- [82] F. Goodwater , L. Huynh , D. Kang , L. Hon, J. Lizotte und B. Doyle, „Interactive Laser welding at elevated temperatures of superalloy articles“. USA Patent US5554837, 10 September 1996.
- [83] R. Mertens , S. Dadbakhsh , J. Van Humbeeck und J.-P. Kruth, „Application of base plate preheating during selective laser melting,“ *Procedia CIRP*, Vol. 74, pp. 5-11, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.08.002>.
- [84] H.-E. Huang und C.-H. Koo, „Characteristics and Mechanical Properties of Polycrystalline CM 247 LC Superalloy Casting,“ *Materials Transactions*, Vol. 45, No. 2, pp. 562-568, 2004. <https://doi.org/10.2320/matertrans.45.562>.

- 
- [85] A. Haider, M. Le, H. Ghadbeigi und K. Mumtaz, „In-situ residual stress reduction, martensitic decomposition and mechanical properties enhancement through high temperature powder bed pre-heating of Selective Laser Melted Ti6Al4V,“ *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 695, pp. 211-220, May 2017. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2017.04.033>.
- [86] A. J. Torroba, O. Koeser, L. Calba, L. Maestro, E. Carreño-Morelli, M. Rahimian, S. Milenkovic, I. Sabirov und J. Llorca, „Investment casting of nozzle guide vanes from nickel-based superalloys: part I - thermal calibration and porosity prediction,“ *Integrating Materials and Manufacturing Innovation* 3, pp. 344-368, November 2014. <https://files.core.ac.uk/pdf/2612/81554145.pdf>.
- [87] M. Zielinska, M. Yavorska, M. Poreba und J. Sieniawski, „Thermal properties of cast nickel based superalloys,“ *Archives of Materials Science and Engineering*, Vol. 44, Issue 1, pp. 35-38, July 2010. [https://www.researchgate.net/publication/50302351\\_Thermal\\_properties\\_of\\_cast\\_nickel\\_based\\_superalloys](https://www.researchgate.net/publication/50302351_Thermal_properties_of_cast_nickel_based_superalloys).
- [88] Y.-C. Hagedorn , J. Risse, W. Meiners, N. Pirch und K. Wissenbach, „Processing of nickel based superalloys MAR M-247 by means of High Temperature Selective Laser Melting (HT-SLM),“ *High Value Manufacturing Advanced Research in*, pp. 291-295, Oktober 2013.
- [89] S. Uddin , L. Murr , C. Terrazas , P. Morton, D. Roberson und R. Wicker, „Processing and characterization of crack free aluminum 6061 using high-temperature heating in laser powder bed fusion additive manufacturing,“ *Additive Manufacturing*, Vol. 22, pp. 405-415, August 2018. <https://doi.org/10.1016/j.addma.2018.05.047>.
- [90] Y.-C. Hagedorn, Additive Manufacturing of High Performance Oxide Ceramics via Selective Laser Melting, Aachen: Logos-Verlag, 2013. <http://publications.rwth-aachen.de/record/229055>.
- [91] P. Wangyao, N. Chuankrerkkul, S. Polsilapa, P. Sopon und W. Homkrajai, „Gamma Prime Phase Stability after Long-Term Thermal Exposure in Cast Nickel Based Superalloy, IN-738,“ *Chiang Mai Journal of Science*, pp. 312-319, 2009.
- [92] Z. Shi , J. Li und S. Liu , „Effect of long term aging on microstructure and stress rupture properties of a nickel based single crystal superalloy,“ *Progress in Natural Science: Materials International*, Vol. 22, Issue 5, pp. 426-432, October 2012. <https://doi.org/10.1016/j.pnsc.2012.10.004>.
- [93] P. Wangyao , P. Suvanchai , N. Chuankrerkkul , V. Krongtong und W. Homkrajai, „Microstructural Analysis after Reheat Treatments and Long-Term Heating in Cast Nickel Base Superalloy, GTD-111,“ *High Temperature Materials and Processes*, Vol. 29, No. 4, pp. 277-285, 2010. DOI:10.1515/HTMP.2010.29.4.277.
-

- [94] A. Jakimov , U. Retze und H. Hanrieder , „Mehrfach-Spulenordnung für eine Vorrichtung zur generativen Herstellung von Bauteilen und entsprechendes Herstellverfahren“. Deutschland Patent DE102012206122 (A1), 2013.
- [95] M. Volgger, „www.univie.ac.at/mikroskopie,“ 29 Februar 2008. [Online]. Available: <https://www.univie.ac.at/mikroskopie/pdf/Lichtmikroskopie.pdf>. [Zugriff am 22 April 2022].
- [96] Ł. Rakoczy, O. Milkovič, B. Rutk, R. Cygan, M. Grudzień-Rakoczy, F. Kromka und A. Zielińska-Lipiec, „Characterization of  $\gamma'$  Precipitates in Cast Ni-Based Superalloy and Their Behaviour at High-Homologous Temperatures Studied by TEM and in Situ XRD,“ *Materials*, Vol. 13, pp. 1-14, May 2020. <https://doi.org/10.3390/ma13102397>.
- [97] S. Zhang, B. Lane, J. Whiting und K. Chou, „On thermal properties of metallic powder in laser powder bed fusion additive manufacturing,“ *Journal of Manufacturing Processes*, Vol. 47, p. 382–392, November 2019. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.09.012>.
- [98] M. Adam, „Hochschule Düsseldorf, Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik,“ 3 Oktober 2017. [Online]. [https://zies.hs-duesseldorf.de/Lehre/Lehrveranstaltungen/Versuchsplanung%20und%20Auswertung/Documents/0\\_DoE\\_Vorlesung\\_Skript\\_aktuell.pdf](https://zies.hs-duesseldorf.de/Lehre/Lehrveranstaltungen/Versuchsplanung%20und%20Auswertung/Documents/0_DoE_Vorlesung_Skript_aktuell.pdf). [Zugriff am 9 Mai 2021].
- [99] J. T. Sehart, *Möglichkeiten und Grenzen bei der generativen Herstellung metallischer Bauteile durch das Strahlschmelzverfahren*, Duisburg-Essen: Dissertation, 2010.
- [100] H. Brüggemann und P. Bremer, *Grundlagen Qualitätsmanagement - Von den Werkzeugen über Methoden zum TQM*, Wiesbaden: Springer Vieweg, 2019.
- [101] G. M. Benes und P. E. Groh, *Grundlagen des Qualitätsmanagements*, München: Carl Hanser Verlag, 2011.
- [102] P. Fubin, G. Lei, Y. Yubo und B. Qiangsheng, „Effects of geometrical parameters on the performance of Rogowski coil for current measuring,“ in *IEEE PES Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference (APPEEC)*, Xian, China, 2016. <https://www.riccardofontanini.it/projects/rogowski/pdf/tipologiecoils.pdf>.
- [103] Alloy Wire International, „Alloy Wire International - Technisches Datenblatt AWS 013 Rev. 2,“ [Online]. Available: [www.alloywire.de/wp-content/uploads/2016/09/AW-DE-Technische-Datenblätter-Inconel-718\\_Rev-2.pdf](http://www.alloywire.de/wp-content/uploads/2016/09/AW-DE-Technische-Datenblätter-Inconel-718_Rev-2.pdf). [Zugriff am 3 Juni 2021].
- [104] Sensortherm GmbH, „<https://www.sensortherm.de/de/>,“ [Online]. Available: [https://www.sensortherm.de/userfiles/file/datenblaetter/de/Sensortherm-Datenblatt\\_MetisVision\\_MV05\\_MV09.pdf](https://www.sensortherm.de/userfiles/file/datenblaetter/de/Sensortherm-Datenblatt_MetisVision_MV05_MV09.pdf). [Zugriff am 30 Juli 2021].



- 
- [105] Sensortherm GmbH,  
„manualslib,“ [Online].<https://www.manualslib.de/products/Sensortherm-Metis-Ms09-1000602.html>. [Zugriff am 30 Juli 2021].
- [106] K. Mumtaz, H. Ali und H. Ghadbeigi, „Effect of scanning strategies on residual stress and mechanical properties of Selective Laser Melted Ti6Al4V,“ *Materials Science & Engineering: A, Vol. 712*, pp. 175-187, January 2018. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2017.11.103>.
- [107] Optris GmbH, „Optris GmbH,“ Optris GmbH, August 2018. [Online]. Available: <https://www.optris.de/infrarotkamera-optris-pi-1m>. [Zugriff am 29 Juni 2022].
- [108] M. Kaufman, „The Minerals, Metals & Materials Society,“ 1984. [Online]. [https://www.tms.org/superalloys/10.7449/1984/Superalloys\\_1984\\_43\\_52.pdf](https://www.tms.org/superalloys/10.7449/1984/Superalloys_1984_43_52.pdf). [Zugriff am 2 Juli 2021].
- [109] J. Grodzki, *Auswirkungen der Elemente B, Zr und C auf die Korngrenzenrissbildung einer gerichtet erstarrten Nickelbasis-Superlegierung*, Erlangen: FAU University Press, 2017. urn:nbn:de:bvb:29-opus4-90811.
- [110] Y. T. Tang, C. Panwisawas, J. N. Ghoussoub, Y. Gong, J. W. Clark, A. A. Németh, D. G. McCartney und R. C. Reed, „Alloys-by-design: Application to new superalloys for additive manufacturing,“ *Acta Materialia, Vol. 202*, pp. 417-436, January 2021. <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2020.09.023>.
- [111] H. Chung, H.-. S. Sohn, J. S. Park, K. M. Kim und H. H. Cho, „Thermo-structural analysis of cracks on gas turbine vane segment having multiple airfoils,“ *Energy, Vol. 118*, pp. 1275-1285, January 2017. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2016.11.005>.
- [112] K. A. Brindley, „Thermomechanical Fatigue of MAR-M247: Extension of a Unified Constitutive and Life Model to Higher Temperatures,“ Georgia, 2014. <https://doi.org/10.1115/1.4029908>.
- [113] H. Sehitoglu und D. A. Boismier, „Thermo-Mechanical Fatigue of Mar-M247: Part 2—Life Prediction,“ *Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 112, Issue 1*, pp. 80-89, January 1990. <https://doi.org/10.1115/1.2903191>.

## 8 Anhang

Im Anhang werden sämtliche Berechnungen sowie weiterführende Untersuchungen und Studien hinsichtlich des eingesetzten Heizsystems zur Verfügung gestellt, die eine Ergänzung und Erklärung bieten.

### 8.1 Herleitung des magnetischen H-Felds eines halbumendlichen Körpers

Die Größe des magnetischen Felds eines elektrischen Leiters, das in das zu erwärmende Bauteil eindringt, beeinflusst maßgeblich dessen Aufheizvorgang und somit die Bewertung eines Heizsystems, das auf elektromagnetischer Induktion beruht.

Vrana [68] leitet in seiner Dissertation das magnetische H-Feld aus der Diffusionsgleichung für magnetische Felder ab. Zur Lösung dieser Differentialgleichung werden Randbedingungen definiert. Dazu wird bei dem betrachteten Bauteil von einem halbumendlichen Körper ausgegangen. Durch den schichtweisen Aufbau nimmt die Bauteilhöhe stetig zu, sodass diese die Skintiefe  $s$  mit zunehmender Schichtanzahl übersteigt. Nach Vrana [68] und Formel (8.1) oszilliert das magnetische H-Feld in einem halbumendlichen Körper sowohl örtlich als auch zeitlich.

$$H(x, z, t) = \frac{I}{\pi} \cdot \frac{u}{u^2 + x^2} \cdot e^{-\frac{z}{s}} \cdot \cos\left(\frac{z}{s} + \omega \cdot t\right) \quad (8.1)$$

Allerdings ist für die Bestimmung des örtlichen Verhaltens der Heizleistung sowie der Heizrate ausschließlich der örtliche Anteil des magnetischen H-Felds von Interesse. Deshalb wird zur Vereinfachung der zeitliche Anteil mit  $t = 0$  vernachlässigt. Damit ergibt sich das skalare magnetische H-Feld nach Formel (8.2).

$$H(x, z) = \frac{I}{\pi} \cdot \frac{u}{u^2 + x^2} \cdot e^{-\frac{z}{s}} \cdot \cos\left(\frac{z}{s}\right) \quad (8.2)$$

$$u = \sqrt{(h + a)^2 - a^2}$$

$h$ : vertikaler Abstand Windung - Bauteiloberfläche

$a$ : Radius der kreisförmigen Windung

$x$ : betrachtete Bauteillänge quer zur Windung

$s$ : Skintiefe

$z$ : betrachtete Bauteiltiefe

## 8.2 Herleitung der Berechnung der Heizrate

Die Heizrate ist formelmäßig in der Literatur von Brown, Hoyer und Bierwirth [66] angegeben. Zur Vollständigkeit wird diese Formel aus Formel (8.2) des magnetischen Felds nach Vrana [68] abgeleitet und entsprechend dem eingesetzten Koordinatensystem nach Abbildung 8.1 angepasst.

Abbildung 8.1 stellt einen halbusendlichen Leiter über einem halbusendlichen Körper dar. Die x-Koordinate beschreibt den Bereich des Bauteils quer zur Windung in Form einer horizontalen Linie.

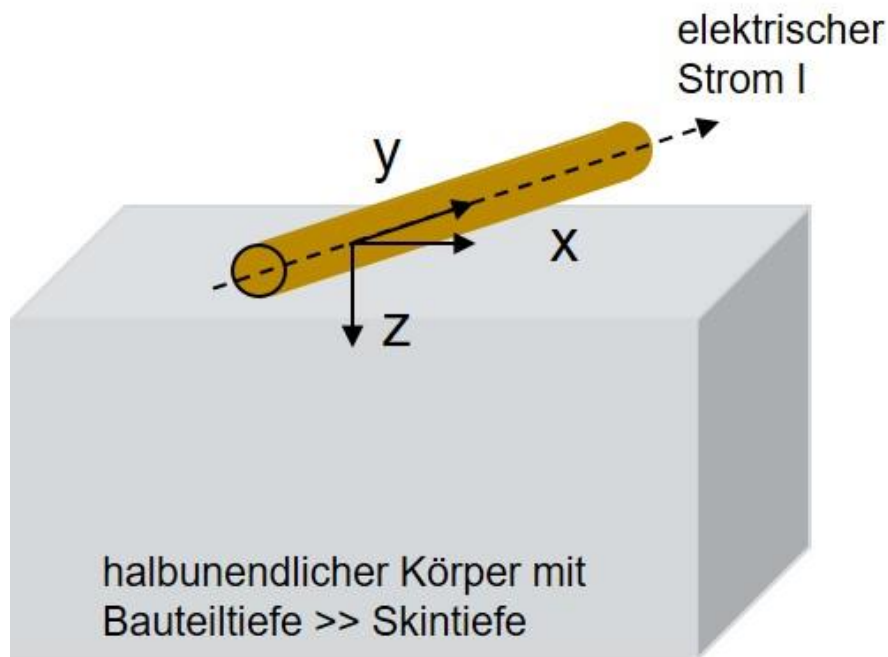


Abbildung 8.1: Schematische Darstellung eines halbusendlichen Körpers mit einer unendlich langen kreisförmigen Windung mit einem infinitesimal kleinen Durchmesser sowie deren Ausrichtung im Raum anhand der Koordinatenachsen

Die Richtung des skalaren magnetischen H-Felds hängt vom elektrischen Stromfluss innerhalb der Windung ab. Nach Abbildung 8.1 fließt der Strom in der Windung in y-Richtung und ruft somit auf ein beliebiges Bauteilvolumenelement entsprechend der Drei-Finger-Regel ein magnetisches H-Feld in negative x-Richtung auf. Das magnetische H-Feld nach Formel (8.2) wird entlang der Windungslänge (y-Richtung) als konstant angenommen.

$$\mathbf{H} = \begin{pmatrix} -H_x \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\frac{I}{\pi} \cdot \frac{u}{u^2 + x^2} \cdot e^{-\frac{z}{s}} \cdot \cos\left(\frac{z}{s}\right) \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}$$

$$\mathbf{j} = \text{rot } \mathbf{H} = \nabla \times \mathbf{H} = \begin{pmatrix} \frac{\partial H_z}{\partial y} - \frac{\partial H_y}{\partial z} \\ \frac{\partial H_x}{\partial z} - \frac{\partial H_z}{\partial x} \\ \frac{\partial H_y}{\partial x} - \frac{\partial H_x}{\partial y} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ \frac{I}{\pi \cdot s} \cdot \frac{u}{u^2 + x^2} \cdot e^{-\frac{z}{s}} \cdot \left( \cos\left(\frac{z}{s}\right) + \sin\left(\frac{z}{s}\right) \right) \\ 0 \end{pmatrix}$$

Die Wirkung des magnetischen H-Felds auf das Bauteilvolumenelement führt zu einem Stromfluss in diesem Volumenelement in y-Richtung, das der Richtung des elektrischen Stroms in der Windung entgegengesetzt ist. Anhand Formel (2.11) wird die Heizleistung aus der Stromdichte  $\mathbf{j}$  in Abhängigkeit der Raumrichtungen wie folgt berechnet:

Für die Heizleistung in das Bauteilinnere mit  $z \geq 0$  gilt:

$$P_y = j_y^2 \cdot \rho_{el} \cdot V = \frac{I^2}{\pi^2 \cdot s^2} \cdot \frac{u^2}{(u^2 + x^2)^2} \cdot e^{-\frac{2 \cdot z}{s}} \cdot \left( \cos\left(\frac{z}{s}\right) + \sin\left(\frac{z}{s}\right) \right)^2 \cdot \rho_{el} \cdot V$$

Für  $0 \leq z < \infty$  gilt:

$$0 \leq \left( \cos\left(\frac{z}{s}\right) + \sin\left(\frac{z}{s}\right) \right)^2 \leq 2$$

Somit schwingt die die maximale Heizleistung  $P$  zwischen 0 und 2. Der Bereich der Heizleistung kann wie folgt festgelegt werden:

$$0 \leq P_y \leq \frac{2 \cdot I^2}{\pi^2 \cdot s^2} \cdot \frac{u^2}{(u^2 + x^2)^2} \cdot e^{-\frac{2 \cdot z}{s}} \cdot \rho_{el} \cdot V$$

Die Heizrate, hervorgerufen durch die Heizleistung  $P$ , kann entsprechend Formel (2.15) ebenfalls in einen minimalen und maximalen Wirkungsbereich eingeteilt werden.

$$0 \leq \frac{\Delta T_y}{\Delta \tau} = \frac{P_y}{c_p \cdot \rho_D \cdot V} \leq \frac{2 \cdot \rho_{el} \cdot I^2}{\pi^2 \cdot s^2 \cdot c_p \cdot \rho_D} \cdot \frac{u^2}{(u^2 + x^2)^2} \cdot e^{-\frac{2 \cdot z}{s}}$$

Für die Heizrate direkt auf der Bauteiloberfläche mit  $z = 0$  ergibt sich somit die folgende Gleichung unterhalb einer stromführenden Windung.

$$\frac{\Delta T_y}{\Delta \tau} = \frac{2 \cdot \rho_{el} \cdot I^2}{\pi^2 \cdot s^2 \cdot c_p \cdot \rho_D} \cdot \frac{u^2}{(u^2 + x^2)^2} \quad (8.3)$$

### 8.3 Versuchsdaten der Charakterisierung der HF-Induktoren

Tabelle 8 bis Tabelle 32 stellen die Heizzeiten sowie die Temperaturmesswerte je Bereich innerhalb der IR-Kamera MetisVision MV09 der Fa. Sensortherm GmbH [104] sowie der jeweiligen Temperaturmesswert des Pyrometers Metis MS09 der Fa. Sensortherm GmbH [105] dar (s. Versuchsdurchführung in Abschnitt 4.1.2). Dabei befindet sich in jeder Tabelle ein getesteter HF-Induktor in Abhängigkeit eines elektrischen Primärstroms von 60 % bis 100 %. Die Temperaturmesswerte sowie die Heizzeit im Bereich B4 wurden bereits im Abschnitt 4.1.2 verwendet, um die jeweilige Heizrate nach Formel (2.18) zu bestimmen. Abb. 8.2 zeigt die Momentaufnahme der Temperaturmesspunkte innerhalb des HF-Induktors anhand der IR-Kamera MetisVision MV09 nach dem Erreichen der finalen Temperatur im Pyrometer. Die Temperaturen sind in Tabelle 8 bis Tabelle 32 eingetragen.

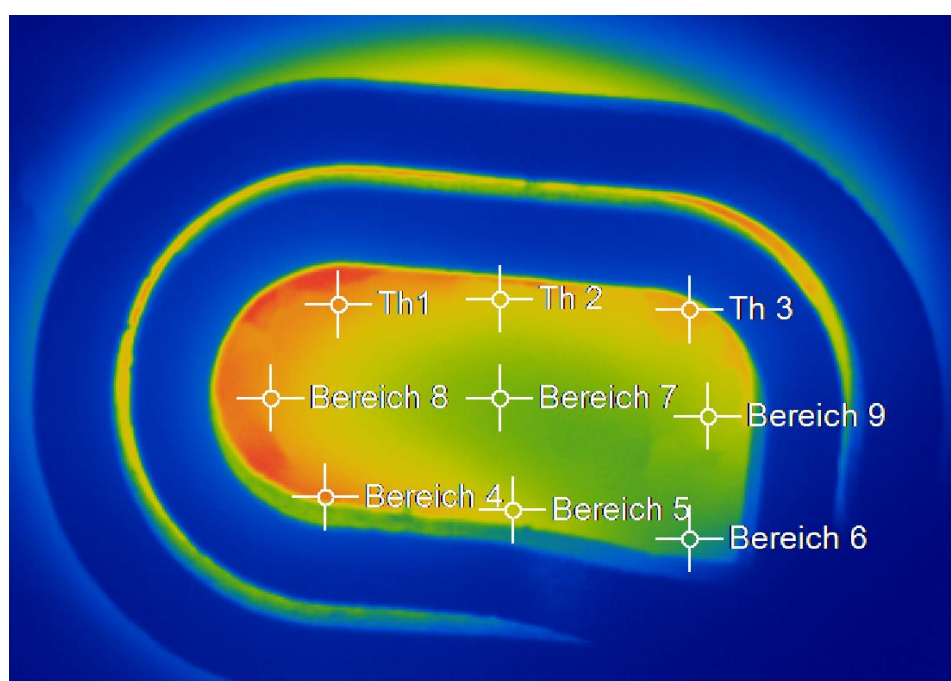


Abb. 8.2: Anordnung der Temperaturmesspunkte der IR-Kamera MetisVision MV09

Tabelle 8: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V1.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 60 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

		HF-Induktor V1.2A – 60 %									
		Bereiche in °C									
Zeit [s]	Nr.	Th1	Th2	Th3	B4	B5	B6	B7	B8	B9	Pyrometer
256,2	1	916	865	865	910	834	729	782	912	781	901
259,4	2	957	907	912	950	874	761	829	953	820	900
191,6	3	943	890	892	938	855	749	808	934	803	900

Tabelle 9: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V1.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 70 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V1.2A – 70 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyrometer</b>
45,1	1	968	899	903	964	852	747	775	964	793	907
46,8	2	983	914	912	977	862	759	788	974	803	905
46,3	3	977	907	911	972	858	757	782	968	801	906

Tabelle 10: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V1.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 80 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V1.2A – 80 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyrometer</b>
23,1	1	1.006	917	927	1.006	861	771	746	1.002	797	906
22,6	2	1.001	911	924	998	856	767	738	1.002	793	901
22,7	3	1.003	915	925	1.006	858	768	741	998	796	903

Tabelle 11: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V1.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 90 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V1.2A – 90 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyrometer</b>
14,6	1	1.039	923	948	1.047	869	787	709	1.039	801	901
14,5	2	1.036	923	948	1.049	864	789	707	1.041	798	889
14,4	3	1.037	923	947	1.043	861	788	701	1.037	798	901

Tabelle 12: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V1.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 100 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V1.2A – 100 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyrome- ter</b>
11,0	1	1.086	952	995	1.109	899	828	707	1.098	825	930
10,8	2	1.083	939	985	1.103	891	823	701	1.087	819	916
10,5	3	1.078	927	981	1.098	882	819	692	1.079	810	885

Tabelle 13: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 60 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V3.2A – 60 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyrome- ter</b>
131,9	2	851	758	745	827	722	672	721	854	702	830
134,4	3	844	750	739	819	718	666	714	849	697	830

Tabelle 14: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 70 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V3.2A – 70 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyrome- ter</b>
70,8	2	971	882	900	953	827	710	782	958	765	900
70,5	3	966	873	898	951	826	713	780	953	766	900

Tabelle 15: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 80 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V3.2A – 80 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyrome- ter</b>
30,5	2	1.000	878	918	988	830	722	752	992	758	903
30,2	3	1.000	882	923	989	828	720	751	992	760	899

Tabelle 16: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 90 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V3.2A – 90 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyrome- ter</b>
18,9	2	1.044	898	955	1.039	843	744	737	1.045	768	890
17,9	3	1.021	883	945	1.032	830	732	723	1.020	753	899

Tabelle 17: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 100 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V3.2A – 100 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyrome- ter</b>
12,3	2	1.052	897	961	1.080	839	751	705	1.061	751	918
12,0	3	1.041	892	956	1.068	832	749	696	1.059	746	912



Tabelle 18: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2B bei einem elektrischen Primärstrom von 60 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

HF-Induktor V3.2B – 60 %											
Bereiche in °C											
Zeit [s]	Nr.	Th1	Th2	Th3	B4	B5	B6	B7	B8	B9	Pyrometer
235,1	3	837	789	801	840	767	675	738	840	735	901

Tabelle 19: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2B bei einem elektrischen Primärstrom von 70 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

HF-Induktor V3.2B – 70 %											
Bereiche in °C											
Zeit [s]	Nr.	Th1	Th2	Th3	B4	B5	B6	B7	B8	B9	Pyrometer
47,0	1	835	760	795	848	747	659	692	842	719	901
41,4	2	812	741	780	822	728	642	671	821	699	905

Tabelle 20: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2B bei einem elektrischen Primärstrom von 80 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

HF-Induktor V3.2B – 80 %											
Bereiche in °C											
Zeit [s]	Nr.	Th1	Th2	Th3	B4	B5	B6	B7	B8	B9	Pyrometer
19,1	1	783	687	762	819	691	623	600	809	676	906
17,6	2	770	678	756	807	683	616	592	798	664	883

Tabelle 21: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2B bei einem elektrischen Primärstrom von 90 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

HF-Induktor V3.2B – 90 %											
Bereiche in °C											
Zeit [s]	Nr.	Th1	Th2	Th3	B4	B5	B6	B7	B8	B9	Pyrometer
11,0	2	767	654	762	825	678	626	578	809	673	904

Tabelle 22: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2B bei einem elektrischen Primärstrom von 100 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V3.2B – 100 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyrometer</b>
7,2	2	743	626	748	822	665	620	573	800	660	906
7,4	3	748	630	753	830	672	622	576	804	664	915

Tabelle 23: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V2.2 bei einem elektrischen Primärstrom von 60 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V2.2 – 60 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyrometer</b>
121,9	2	814	736	764	771	715	683	694	781	734	800
120,8	3	817	735	763	775	712	683	695	782	735	801

Tabelle 24: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V2.2 bei einem elektrischen Primärstrom von 70 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V2.2 – 70 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyrometer</b>
81,9	2	967	869	906	921	840	805	816	930	868	901
84,1	3	968	870	904	921	841	805	814	928	867	900

Tabelle 25: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V2.2 bei einem elektrischen Primärstrom von 80 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V2.2 – 80 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyrome- ter</b>
32,9	1	1.004	876	933	952	844	826	802	961	893	898
31,6	3	1.003	871	927	946	841	825	802	962	891	898

Tabelle 26: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V2.2 bei einem elektrischen Primärstrom von 90 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V2.2 – 90 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyrome- ter</b>
19,2	2	1.038	880	960	987	850	856	792	1.003	922	900
19,2	3	1.036	880	958	985	848	856	786	1.001	920	900

Tabelle 27: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V2.2 bei einem elektrischen Primärstrom von 100 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V2.2 – 100 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyrome- ter</b>
12,9	2	1.063	876	985	1.012	848	887	768	1.028	943	896
13,2	3	1.069	883	991	1.018	854	890	778	1.038	955	905

Tabelle 28: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V0 bei einem elektrischen Primärstrom von 60 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V0 – 60 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyro- meter</b>
147,6	1	649	614	629	651	626	559	521	616	500	760
98,3	2	655	617	633	655	621	562	522	618	498	761
98,7	3	649	609	624	644	613	545	515	612	490	761

Tabelle 29: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V0 bei einem elektrischen Primärstrom von 70 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V0 – 70 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyro- meter</b>
126,5	1	802	763	774	807	770	674	652	772	610	820
138,0	2	802	768	773	805	769	673	653	767	612	820
153,8	3	800	766	767	803	770	672	652	768	609	820

Tabelle 30: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V0 bei einem elektrischen Primärstrom von 80 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V0 – 80 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyro- meter</b>
101,0	1	907	860	862	918	869	735	724	870	669	899
102,6	3	903	856	860	917	863	728	720	865	665	900

Tabelle 31: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V0 bei einem elektrischen Primärstrom von 90 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V0 – 90 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyro- meter</b>
44,1	1	927	854	876	945	881	745	684	882	649	896
44,3	2	931	854	880	946	881	749	689	880	650	898
44,3	3	933	853	882	947	879	748	688	887	650	898

Tabelle 32: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V0 bei einem elektrischen Primärstrom von 100 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer

<b>HF-Induktor V0 – 100 %</b>											
<b>Bereiche in °C</b>											
<b>Zeit [s]</b>	<b>Nr.</b>	<b>Th1</b>	<b>Th2</b>	<b>Th3</b>	<b>B4</b>	<b>B5</b>	<b>B6</b>	<b>B7</b>	<b>B8</b>	<b>B9</b>	<b>Pyro- meter</b>
26,1	1	958	849	908	988	898	771	659	898	640	903
26,3	2	959	848	906	988	901	770	658	903	640	899
26,6	3	963	853	912	992	905	773	663	905	645	906

## 8.4 Exemplarisches Heiz- und Abkühlverhalten einfacher Probekörper bei 1.100 °C

Die Untersuchungen an einfachen Probekörpern zeigen, dass die Höhe der Substrattemperatur sowie die Positionierung des HF-Induktors und der Heizflächenüberlappung als Größenverhältnis zwischen HF-Induktor und Bauteilfläche einen Einfluss auf die Überhitzung der Probekörper und der damit einhergehenden Temperaturverteilung hat.

Die Abb. 8.3 zeigt die thermografische Aufnahme des Bauauftrags aus Abschnitt 4.4 bei einer Substrattemperatur von 1.100 °C und einer Bauteilhöhe von 2 mm.

Die Kanten des Probekörpers weisen lokale Temperaturerhöhungen bis 1.120 °C auf (gelbe Pfeile, Abb. 8.3), während in der Bauteilmitte die Temperaturen bei 960 °C liegen.

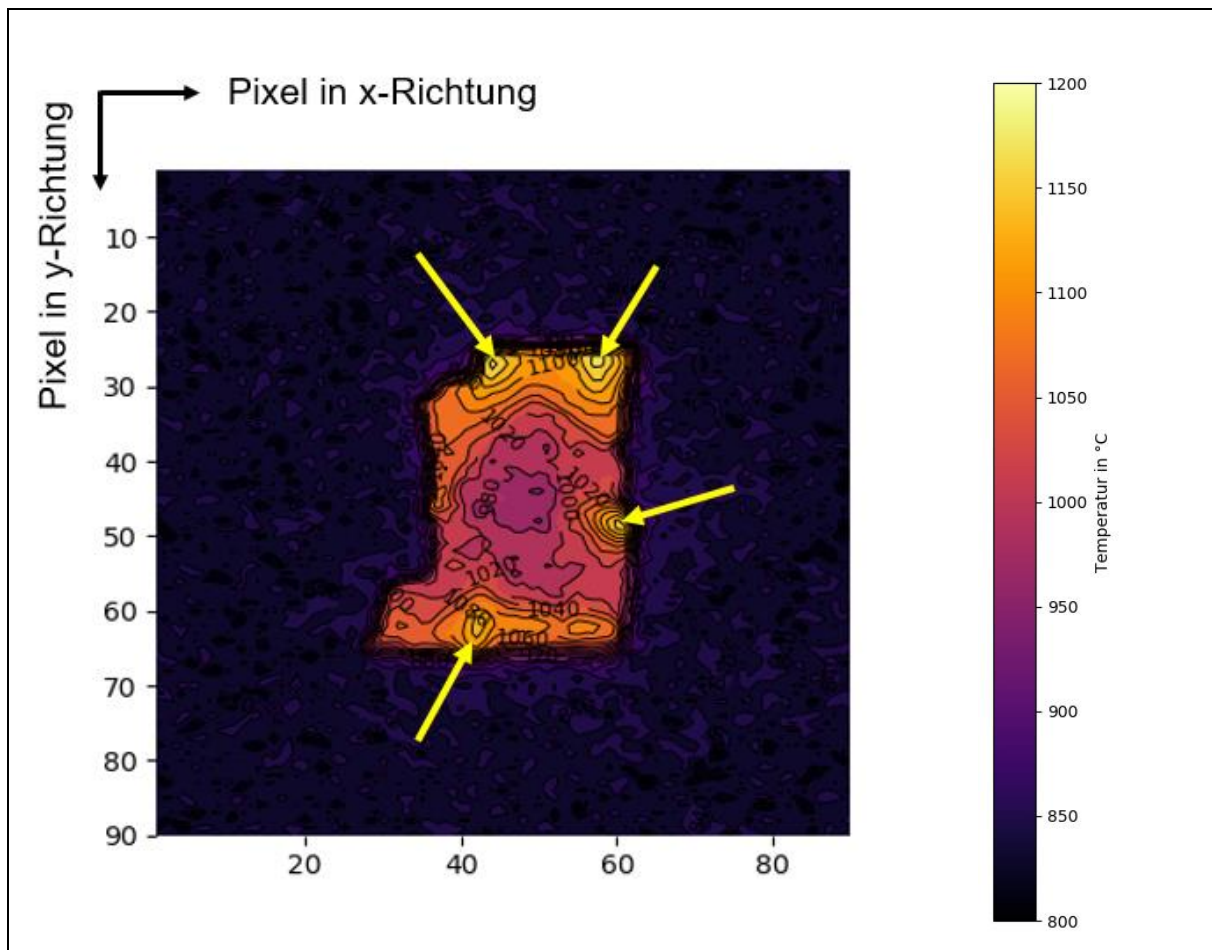


Abb. 8.3: Heizphase des 1. Probekörpers bei einer Bauteilhöhe von 2 mm und Substrattemperatur von 1.100 °C

Der thermische Gradient innerhalb der sichtbaren Bauteiloberfläche beträgt somit während der Heizphase etwa 160 °C und befindet sich somit lokal oberhalb der Temperaturgradienten entsprechend der Untersuchungen in Abschnitt 4.4.3.

Daraus resultieren nach Formel (2.19) und (2.20) thermische Zugspannungen, die oberhalb der ermittelten Zugspannungen nach Abschnitt 4.4.3 liegen, die bereits 44 % der maximal zulässigen Zugfestigkeit der Legierung MAR-M247<sup>®</sup> betragen.

Somit kann gezeigt werden, dass der Kanteneffekt durch eine ungeeignete Positionierung des HF-Induktors oberhalb von Bauteilkanten bzw. ein ungeeignetes Größenverhältnis zwischen HF-Induktor und Bauteilfläche ggü. der Anwendung der Heizstrategie erhöhte Zugspannungen bedingen.

## 8.5 Materialkenndaten für den Vergleich der Höhe der thermisch induzierten Spannungen

### Materialdaten für die Bestimmung der thermischen Spannung

Für die Berechnung thermisch induzierter Spannung werden der Längenausdehnungskoeffizient  $\alpha_l$  sowie der Elastizitätsmodul E der verwendeten Legierung benötigt. Aufgrund der fehlenden Daten der spezifischen Legierung Pearl<sup>®</sup> Micro 247LC werden die der Legierung MAR-M247<sup>®</sup> von Brindley [112] und Sehitoglu et. al. [113] verwendet (s. Tabelle 33). Dabei sind diese Materialkenndaten isotrop und somit für alle Raumrichtungen x, y, z identisch.

Tabelle 33: Materialeigenschaften von MAR-M247<sup>®</sup> aus [112] und [113]

Längenausdehnungskoeffizient $\alpha_l$	$1,885 \cdot 10^{-5} [1/^\circ\text{C}]$
E-Modul	$253900 - 107,8 \cdot T [\text{MPa}]$

Für einen prozentualen Vergleich der Größe der thermisch induzierten Spannungen nach Abschnitt 4.4.3 wird die Zugfestigkeit für die gegossene, polykristalline Legierung MAR-M247<sup>®</sup> in Abhängigkeit der Temperatur nach Kaufmann [108] verwendet. Abb. 8.4 stellt die jeweils durchschnittlich berechnete Zugfestigkeit (Dreiecke, blau) bei den Temperaturen 649 °C, 760 °C, 871 °C, 982 °C sowie 1.038 °C dar.

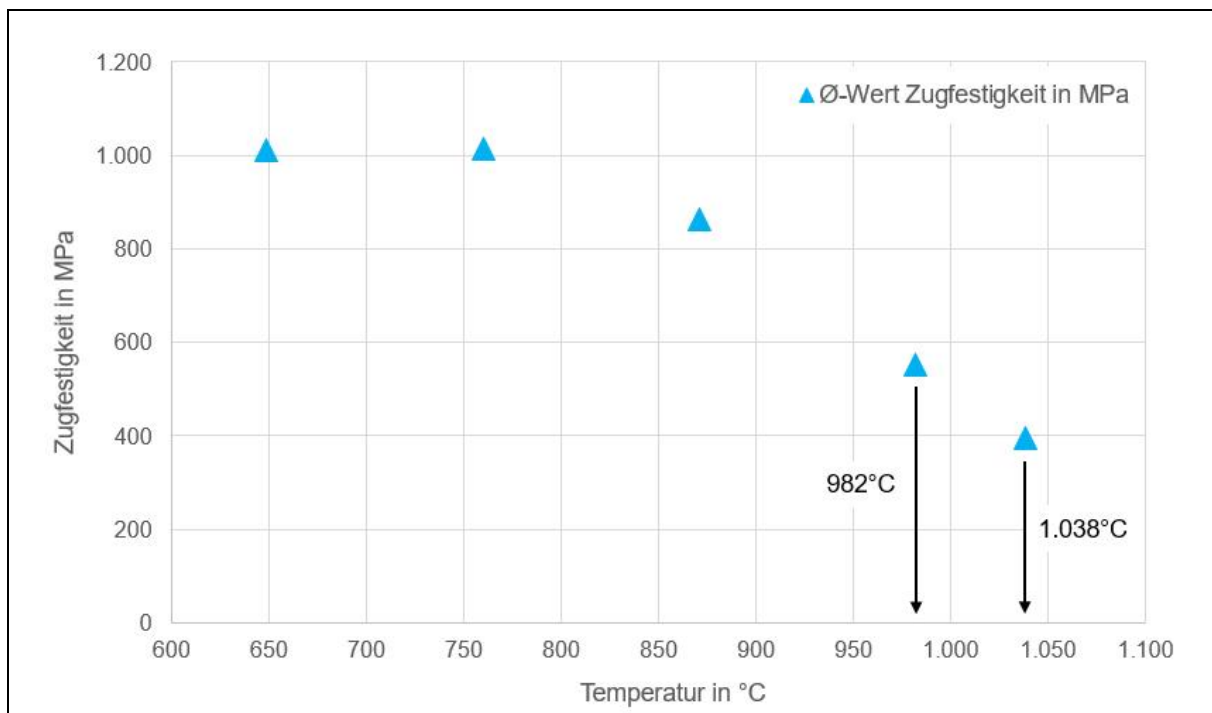


Abb. 8.4: Grafische Darstellung der durchschnittlichen Zugfestigkeit von verschiedenen gegossenen, polykristallinen Testproben aus MAR-M247<sup>®</sup> nach Kaufmann [108]



## 9 Abbildungsverzeichnis

Abb 2.1: Darstellung der Erstarrungsmorphologie und Feinheit der Mikrostruktur in Abhängigkeit des Temperaturgradienten $G$ und der Erstarrungsfrontgeschwindigkeit $v$ [20].....	4
Abb 2.2: Funktionsprinzip und Prozessschritte des pulverbettbasierten Laserschmelzverfahrens (PBF-LB).....	8
Abb 2.3: Schematische Darstellung der Streifenbelichtung in Anlehnung an Ladewig [44].....	9
Abb 2.4: Schematische Darstellung eines Prozessfensters in Abhängigkeit der Laserleistung und Scangeschwindigkeit sowie der Defektbildung in Anlehnung an Saunders [57] .....	14
Abb 3.1: Schematische Darstellung a) des realisierten Kreuzspulenkonzepts oberhalb des Bau-raums mit den jeweils linear verfahrbaren HF- und MF-Induktor sowie b) die Detaillierung der verschiedenen Temperaturüberwachungsbereiche ROI-MF 1 (Bereich B) und ROI-MF 2 (Bereich H) des MF-Induktors, dessen Heizbereich MF (Bereich A) sowie der Belichtungsbereich (Bereich E) und dessen Zentrum (Bereich F) innerhalb dem ROI-HF (Bereich G) und der Heizbereich des HF- Induktors (Bereich C) und dessen Zentrum (Bereich D).....	29
Abb 3.2: Schematische Darstellung des Prozessablaufs zwischen Heiz-, Belichtungs- und.....	32
Abb 3.3: Schematische Darstellung der verwendeten HF- und MF-Induktoren, jeweils mit deren Bezeichnung der Länge und Breite der Innen- und Außenabmessungen sowie den jeweiligen Koordinatenachsen entsprechend Abb 3.1a .....	33
Abb 3.4: Schematische Darstellung der Schlitze zur Messung der flächenbezogenen, akkumulierten Risslänge und Porosität. Die z-Richtung entspricht der Aufbaurichtung. ....	34
Abb 3.5: Schematische Darstellung der Substratwürfel.....	36
Abb 3.6: Metallografische Schlifffbilder der hergestellten Probekörper des Ausgangszustandes bei einer Substrattemperatur von 1.100 °C und vier verschiedenen Volumenenergiedichtedichten $E_V$ . ....	38
Abb 3.7: Darstellung der zeitlichen und prozentualen Anteile der einzelnen Prozessschritte aus Tabelle 2 in Bezug zur Bauzeit des Ausgangszustands .....	39
Abb 3.8: Gegenseitige Wirkung der definierten Zielkenngrößen auf den Wärmehaushalt des Bauteils und die Einteilung in einen lokalen sowie globalen Wärmeentstehungsort, ausgehend vom jeweiligen Belichtungsbereich mit den Einflussgrößen des beweglichen Heizsystems mit PBF-LB.....	42
Abb 3.9: Ishikawa-Diagramm der veränderlichen maschinellen und methodischen Einflussgrößen auf die Zielkenngrößen, die Auswirkungen auf den Wärmehaushalt des Zentrums des.....	47

Abb 4.1: Schematische Darstellung von zwei möglichen Ausführungen des Innenbereichs des HF-Induktors mit identischer Breite der Innenabmessung in x-Richtung bei a) kreisförmiger und b) rechteckig-ovaler Form. Die Form des Innenbereichs wird durch die Geometrie des Heizbereichs bzw. der Windung (schwarze Umrandung) festgelegt und bildet auch die Form des ROI-HF (gelb) ab, der die Temperatur innerhalb des rechteckigen Belichtungsbereichs (grau) und dessen Zentrum (violett gestrichelt) überwacht..... 57

Abb 4.2: Beispielhafte Darstellung der Temperaturmesspunkte 1 bis 9 innerhalb des HF-Induktors V1.2A durch die IR-Kamera MV09..... 61

Abb 4.3: Grafische Darstellung der prozentualen Mittelwerte der Heizraten für jeden ausgewählten HF-Induktor (V0-Dreieck schwarz, V1.2-Raute braun, V3.2A-Quadrat blau, V3.2B-Quadrat hohl, V2.2-Kreis schwarz) im Messpunkt 4 im Vergleich zur max. ermittelten Heizrate des HF-Induktors V1.2A für jeden elektrischen Primärstrom entsprechend dem max. elektrischen Strom, der durch die HF-Generatoreinheit bereitgestellt wird..... 63

Abb 4.4: Schematische Darstellung der Auswirkung des Proximity-Effekts bei der Temperaturmessung a) eines kreisförmigen (V2.2) ggü. b) einem rechteckigen Querschnitt (V1.2A) ..... 64

Abb 4.5: Schematische Darstellung a) des Ausgangszustands (s. Abb 3.1), in dem das Zentrum des Belichtungsbereichs ( $x_B, y_B$ ) sowie der der Öffnung des HF-Induktors ( $x_{In}, y_{In}$ ) identisch mit dem des ROI-HF sind und b) den implementierten Offset beispielhaft in x-Richtung dargestellt, in dem das Zentrum des Belichtungsbereichs ( $x_B, y_B$ ) und das des ROI-HF identisch sind und vom Zentrum der Öffnung des HF-Induktors ( $x_{In}, y_{In}$ ) um die Position des Offsets ( $d_h, 0$ ) verschoben sind. .... 66

Abb 4.6: Schematische Darstellung der Heizphase im a) Ausgangszustand, in dem die Position des Zentrums (schwarz gestrichelt) des Belichtungsbereichs (dunkelblau gestrichelt) identisch zum Zentrum der Öffnung des HF-Induktors sowie des ROI-HF ist und die T-x-Kurve (rot) mit den min. und max. Temperaturen  $T_{min-1}$  und  $T_{max-1}$  sowie deren Differenz  $\Delta T_1$  und Richtung (rote Pfeile), ausgehend von der Randzone des Belichtungsbereichs zu dessen Zentrum und b) Einführung der Heizstrategie, in dem das Zentrum (schwarz gestrichelt) des Belichtungsbereichs (blau gestrichelt) unterhalb des linken Windungspaares liegt und deckungsgleich mit dem ROI-HF und nicht deckungsgleich zu der Öffnung des HF-Induktors ist sowie die min. und max. Temperaturen  $T_{min-2}$  und  $T_{max-2}$  im Zentrum des Heizbereichs HF und deren Differenz  $\Delta T_2$  und Richtung (rote Pfeile), ausgehend von der Randzone des Belichtungsbereichs zu dessen Zentrum. Die T-x-Kurven verdeutlichen die Auswirkungen der verschiedenen Positionierungen des HF-Induktors zum Belichtungsbereich und sind nicht maßstabsgetreu. .... 68

Abb 4.7: Schematische Darstellung der Heizphase im a) Ausgangszustand, in dem die Position des Zentrums (schwarz gestrichelt) des Belichtungsbereichs (dunkelblau gestrichelt) identisch zum Zentrum der Öffnung des HF-Induktors sowie des ROI-HF ist und die T-x-Kurve (blau) mit den min. und max. Temperaturen $T_{\min-1}$ und $T_{\max-1}$ sowie deren Differenz $\Delta T_1$ und Richtung (blaue Pfeile), ausgehend von der Randzone des Belichtungsbereichs zu dessen Zentrum und b) Position identisch zu a) nach der Rückfahrt des HF-Induktors in die Belichtungsposition bilden sich die min. und max. Temperaturen $T_{\min-3}$ und $T_{\max-3}$ unterhalb des HF-Induktors aus, deren Differenz $\Delta T_3$ und Richtung (blaue Pfeile), ausgehend von der Randzone des Belichtungsbereichs zu dessen Zentrum. Die T-x-Kurven verdeutlichen die Auswirkungen der verschiedenen Positionierungen des HF-Induktors zum Belichtungsbereich und sind nicht maßstabsgetreu. ....	70
Abb 4.8: Metallografische Ergebnisse der Probekörper, die zur Ermittlung der flächenbezogenen, akkumulierten Risslänge in mm/mm <sup>2</sup> und Porosität in Prozent mit den umgesetzten technischen Maßnahmen bei der Substrattemperatur von 1.100 °C, einer reduzierten Streifenbreite $s_L = 0,5 \cdot s_{LA}$ und den PBF-LB-Parametern $E_V = 30,88 \text{ J/mm}^3$ , $E_V = 37,5 \text{ J/mm}^3$ , $E_V = 41,67 \text{ J/mm}^3$ , $E_V = 46,88 \text{ J/mm}^3$ hergestellt wurden. Die Aufbaurichtung der Probekörper entspricht der z-Richtung. ....	72
Abb 4.9: Vergleich der Zeiten für die einzelnen Prozessschritte bei einer Substrattemperatur von $T = 1.100 \text{ °C}$ zwischen dem Ausgangszustand (braun) und des Bauauftrags mit den realisierten technischen Maßnahmen (grau). ....	73
Abb 4.10: Darstellung der metallografischen Schliffe (Längsschliffe) für die untersuchten Substrattemperaturen 950 °C, 1.000 °C, 1.100 °C (jeweils aufsteigend von oben nach unten) und Volumenenergiedichten $E_V = 30,88 \text{ J/mm}^3$ , $E_V = 37,50 \text{ J/mm}^3$ , $E_V = 41,67 \text{ J/mm}^3$ , $E_V = 46,88 \text{ J/mm}^3$ (jeweils aufsteigend von links nach rechts). Für alle Schliffe entspricht die z-Richtung der Aufbaurichtung. ....	81
Abb 4.11: Grafische Darstellung der flächenbezogenen, akkumulierten Risslänge (FaR) auf der y-Achse für die Substrattemperaturen 950 °C (blau), 1.000 °C (grau) und 1.100 °C (rot) bei den jeweils vier ausgewählten Volumenenergiedichten $E_V$ (Quadrate) .....	82
Abb 4.12: Metallografischer Längsschliff aus Abb 4.10 ( $E_V = 37,5 \text{ J/mm}^3$ , $T = 1.100 \text{ °C}$ ) mit a) dem untersuchten Riss (rot) und b) Detailansicht des rot markierten Risses aus a) mittels REM sowie c) Detailansicht der $\gamma$ - und $\gamma'$ -Ausscheidungen im rot markierten Bereich aus a) mit einer Vergrößerung von 10.000x mittels REM. Die Aufbaurichtung entspricht der z-Richtung. ....	83
Abb 4.13: Grafische Darstellung der Porosität auf der y-Achse für die Substrattemperaturen 950 °C (blau), 1.000 °C (grau) und 1.100 °C (rot) bei den jeweils vier gewählten Volumenenergiedichten $E_V$ (Quadrate) .....	84
Abb 4.14: Schematische Darstellung aller Messpunkte innerhalb des .....	87

Abb 4.15: Temperatur-Zeit-Kurven für die Messpunkte 14 (durchgezogen, blau), 24 (durchgezogen, rot), 34 (durchgezogen, schwarz) sowie die Messpunkte 16 (gestrichelt, blau), 26 (gestrichelt, violett), 36 (gestrichelt, schwarz) während der Heiz-, Halte- und Abkühlphase. ....	88
Abb 4.16: Temperatur-Zeit-Kurven für die Messpunkte 13 (durchgezogen, blau), 23 (durchgezogen, rot), 33 (durchgezogen, schwarz) sowie die Messpunkte 11 (gestrichelt, blau), 21 (gestrichelt, violett), 31 (gestrichelt, schwarz) während der Heiz-, Halte- und Abkühlphase. ....	89
Abb 4.17: Temperatur-Zeit-Kurven für die Messpunkte 13 (durchgezogen, blau), 23 (durchgezogen, rot), 33 (durchgezogen, schwarz) sowie die Messpunkte 14 (gestrichelt, blau), 24 (gestrichelt, rot), 34 (gestrichelt, schwarz) während der Heiz-, Halte- und Abkühlphase. ....	90
Abb 4.18: Thermische Spannung-Abkühlzeit-Kurven $\sigma_{th,i-x-max}(t)$ für die Messpunkte $i_1 = 22$ (grau), $i_2 = 23$ (schwarz), $i_3 = 24$ (orange) sowie $i_4 = 25$ (rot) in x-Richtung, die entlang der positiven y-Achse angeordnet sind (s. Abb 4.14 ). ....	93
Abb 4.19: Thermische Spannung-Abkühlzeit-Kurven $\sigma_{th,i-y-max}(\Delta t)$ für die Messpunkte $i_1 = 22$ (grau), $i_2 = 23$ (schwarz), $i_3 = 24$ (orange) sowie $i_4 = 25$ (rot) in y-Richtung, die entlang der positiven y-Achse angeordnet sind (s. Abb 4.14 ). ....	94
Abb 4.20: Resultierende Spannungen $\sigma_{th,Zug,i-res}(t)$ für den definierten Zeitbereich der Abkühlphase von $\Delta t - t_A = 0,25 \text{ s} < t < t_E = 28,5 \text{ s}$ , jeweils in Zeitschritten von 0,25 s für die Messpunkte $i_1 = 22$ (grau), $i_2 = 23$ (schwarz), $i_3 = 24$ (orange) sowie $i_4 = 25$ (rot). ....	95
Abb 5.1: Darstellung a) eines Leitschaukelsegments mit drei Schaukelgeometrien aus einer stationären Gasturbine mit inneren Kühlpassagen, entnommen aus [111] sowie b) die Vorderansicht der ausgewählten Schaukelgeometrie zur Herstellung mittels beweglichem Heizsystem und PBF-LB-Prozess. ....	107
Abb 5.2: Schaukelgeometrie im Zustand wie gebaut, a) schematische Lage der Schlitze S1 (y-z-Ebene) und S2 (x-y-Ebene), b) metallografischer Schliff S1, c) metallografischer Schliff S2. ....	108
Abb 5.3: Schliff S1 mit a) dem Bereich (rot) der $\gamma$ - und $\gamma'$ - Prüfung, b) $\gamma$ - und $\gamma'$ - Phasenverteilung mit einer Vergrößerung von 20.000x und c) hochaufgelöste Aufnahme eines lokalen Bereichs aus b) mit einer Vergrößerung von 50.000x. Für alle Abbildungen a) – c) ist die Aufbaurichtung die z-Richtung. ....	109
Abbildung 8.1: Schematische Darstellung eines halbunendlichen Körpers mit einer unendlich langen kreisförmigen Windung mit einem infinitesimal kleinen Durchmesser sowie deren Ausrichtung im Raum anhand der Koordinatenachsen. ....	127
Abb 8.2: Anordnung der Temperaturmesspunkte der. ....	129
Abb 8.3: Heizphase des 1. Probekörpers bei einer Bauteilhöhe von 2 mm und Substrattemperatur von 1.100 °C. ....	138
Abb 8.4: Grafische Darstellung der durchschnittlichen Zugfestigkeit von verschiedenen gegossenen, polykristallinen Testproben aus MAR-M247®. ....	140

## 10 Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Chemische Zusammensetzung von konventionell gegossenem Inconel 738 <sup>®</sup> LC, Inconel 713 <sup>®</sup> LC sowie MAR-M247 <sup>®</sup> und der Legierung CM247LC für den gerichtet erstarrten Gießprozess in wt.-%; Anteil Nickel wird nicht gesondert angegeben (MAR-M247, CM247LC, Inconel 738 <sup>®</sup> LC, Inconel 713 <sup>®</sup> LC; alle chemischen Zusammensetzungen aus [27]).....	5
Tabelle 2: Daten des Bauauftrags, charakterisiert als Ausgangszustand des beweglichen, lokalen Heizsystems .....	36
Tabelle 3: Konzeptionelle Umsetzung der Einflussgrößen und Randbedingungen auf die Geometrie des HF-Induktors ohne Windungsquerschnitt .....	55
Tabelle 4: Ausgewählte Geometrien für geeignete HF-Induktoren entsprechend Tabelle 3.....	59
Tabelle 5: Geometrie des HF-Induktors V0 aus dem Ausgangszustand nach Abb. 3.3 .....	59
Tabelle 6: Prozentualer Durchschnitt und Standardabweichung der Heizraten jedes HF-Induktors im Messpunkt Bereich 4 im Vergleich zur max. Heizrate des HF-Induktors V1.2A bei einem elektrischen Primärstrom I von 100 % des max. elektrischen Stroms des HF-Generators.....	62
Tabelle 7: Prozentualer Vergleich zwischen den erzeugten resultierenden thermischen Spannungen $\sigma_{th,Zug,i-res}(t = 0,5 s)$ je Messpunkt i mit der Zugfestigkeit $\sigma_{Zug}$ des Referenzwerkstoffs von $\sigma_{Zug} = 395 MPa$ .....	96
Tabelle 8: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V1.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 60 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	129
Tabelle 9: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V1.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 70 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	130
Tabelle 10: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V1.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 80 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	130
Tabelle 11: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V1.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 90 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	130

Tabelle 12: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V1.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 100 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	131
Tabelle 13: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 60 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	131
Tabelle 14: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 70 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	131
Tabelle 15: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 80 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	132
Tabelle 16: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 90 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	132
Tabelle 17: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2A bei einem elektrischen Primärstrom von 100 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	132
Tabelle 18: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2B bei einem elektrischen Primärstrom von 60 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	133
Tabelle 19: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2B bei einem elektrischen Primärstrom von 70 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	133
Tabelle 20: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2B bei einem elektrischen Primärstrom von 80 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	133
Tabelle 21: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2B bei einem elektrischen Primärstrom von 90 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	133

---

Tabelle 22: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V3.2B bei einem elektrischen Primärstrom von 100 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	134
Tabelle 23: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V2.2 bei einem elektrischen Primärstrom von 60 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer.....	134
Tabelle 24: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V2.2 bei einem elektrischen Primärstrom von 70 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer.....	134
Tabelle 25: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V2.2 bei einem elektrischen Primärstrom von 80 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer.....	135
Tabelle 26: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V2.2 bei einem elektrischen Primärstrom von 90 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer.....	135
Tabelle 27: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V2.2 bei einem elektrischen Primärstrom von 100 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer .....	135
Tabelle 28: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V0 bei einem elektrischen Primärstrom von 60 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer.....	136
Tabelle 29: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V0 bei einem elektrischen Primärstrom von 70 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer.....	136
Tabelle 30: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V0 bei einem elektrischen Primärstrom von 80 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer.....	136
Tabelle 31: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V0 bei einem elektrischen Primärstrom von 90 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer.....	137
Tabelle 32: Temperaturmesswerte der Messpunkte Th 1 – Th 3 und Bereich (B) B4 – B9 für den HF-Induktor V0 bei einem elektrischen Primärstrom von 100 % sowie Abstand 1,5 mm, aufgenommen durch IR-Kamera (s. Abb. 8.2) und Pyrometer.....	137
Tabelle 33: Materialeigenschaften von MAR-M247® aus [112] und [113].....	140

## 11 Publikationsverzeichnis und Vorträge

### Publikationen

- 1 M. Rudolf, S. Edelhäuser, M. Leuterer, M. Goldammer, Investigation of the influence of geometry variation on crack formation and crack controlling by a movable heating system during laser powder bed fusion, Industrial Paper, 12<sup>th</sup> CIRP Conference on Photonic Technologies [LANE 2022]  
Available:  
<https://www.lane-conference.org/app/download/13222295149/Investigation+of+the+influence+of+geometry+variation+on+crack+formation+and+crack+controlling+by+a+movable+heating+system+during+laser+powder+bed+fusion.pdf?t=1663056055>
- 2 M. Rudolf, S. Edelhäuser, M. Leuterer, M. Goldammer, S. Kleszczynski, G. Witt, Positionierbares induktives Vorheizsystem für die rissarme Bauteilherstellung mit additiver Fertigung, Manuskript für Tagungsband, Thermografie-Kolloquium 2022 des DGZfP e.V.  
Verfügbar unter: <https://www.dgzfp.de/Portals/thermo2022/bb/7.pdf>
- 3 M. Rudolf, S. Edelhäuser, M. Leuterer, M. Goldammer, S. Kleszczynski, G. Witt, Investigation of the Influence of the Substrate Temperature Variation on Crack Formation by an Implemented Movable Local Heating System in the Laser Powder Bed Fusion Process, Fraunhofer Digital Direct Manufacturing Conference 2023 [DDMC2023]

### Vorträge

- 1 M. Rudolf, Investigation of the influence of geometry variation on crack formation and crack controlling by a movable heating system during laser powder bed fusion, 12<sup>th</sup> CIRP Conference on Photonic Technologies, 2022
- 2 M. Rudolf, Positionierbares induktives Vorheizsystem für die rissarme Bauteilherstellung mit additiver Fertigung in: DGZfP Thermografie-Kolloquium, 2022
- 3 M. Rudolf, Investigation of the Influence of the Substrate Temperature Variation on Crack Formation by an Implemented Movable Local Heating System in the Laser Powder Bed Fusion Process, Fraunhofer Digital Direct Manufacturing Conference 2023

### Lebenslauf

Der Lebenslauf ist in der Online-Version aus Gründen des Datenschutzes nicht enthalten.



# DuEPublico

Duisburg-Essen Publications online

UNIVERSITÄT  
DUISBURG  
ESSEN

*Offen im Denken*

ub | universitäts  
bibliothek

Diese Dissertation wird via DuEPublico, dem Dokumenten- und Publikationsserver der Universität Duisburg-Essen, zur Verfügung gestellt und liegt auch als Print-Version vor.

**DOI:** 10.17185/duepublico/78432

**URN:** urn:nbn:de:hbz:465-20230605-102511-9

Alle Rechte vorbehalten.