

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

Lehrstuhl für Betriebswissenschaften und Montagetechnik

**Leichtbau von Stirnzahnrädern
aus Einsatzstahl
mittels Laserstrahlschmelzen**

Tobias Kamps

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Prof. Dr. Markus Zimmermann.

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart
2. Prof. Dr.-Ing. Karsten Stahl

Die Dissertation wurde am 15.02.2018 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 30.09.2018 angenommen.

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand neben meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Fraunhofer-Einrichtung für Gießerei, Composite und Verarbeitungstechnik IGCV in Augsburg, am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) der Technischen Universität München sowie als Gastwissenschaftler am Laboratory for Manufacturing and Productivity (LMP) des Massachusetts Institute of Technology (MIT) in Cambridge, MA, USA. Ich möchte mich bei allen herzlich bedanken, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart möchte ich für die Betreuung dieser Arbeit, Herrn Prof. Dr.-Ing. Karsten Stahl für die Übernahme des Korreferats und Herrn Prof. Dr.-Ing. Markus Zimmermann für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes danken.

Zusätzlich möchte ich mich sehr herzlich bei den Kollegen am IGCV und am *iwb* für die wertvollen Diskussionen und Ratschläge bedanken. Darüber hinaus möchte ich mich bei den Kollegen der Forschungsstelle für Zahnräder und Getriebbau FZG der Technischen Universität München für die vertrauensvolle und kollegiale Zusammenarbeit bedanken. Herrn Prof. Timothy G. Gutowski möchte ich zusätzlich für einen wertvollen Austausch und kollegiale Diskussion der Forschungsergebnisse während meines Gastaufenthaltes in der letzten Phase meiner Dissertation danken.

Nicht zuletzt möchte ich mich bei meinen Studierenden Manuel Biedermann, Johannes Casper, Andreas Fehle, Maximilian Freitag, Melanie Gralow, Michael Heinisch, Leon Lipp, Thomas Martin, Tobias Remitschka, Patrick Siegemund, Lukas Stacheder, Fabio Stöckeler und Karl Wallner bedanken, die durch ihre vertrauensvolle und gewissenhafte Arbeit zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Für die kritische Durchsicht der Arbeit möchte ich meinen Kollegen Max Lutter-Günther, Fabian Bayerlein und Johannes Graf danken.

Ein besonderer Dank gilt meinen Eltern, meiner Familie und meinen Freunden für die stetige Unterstützung, unerschöpfliche Geduld und liebevolle Aufmunterung.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	ix
Verzeichnis der Formelzeichen	xi
Definitionen	xviii
1 Einleitung	1
1.1 Motivation.....	1
1.2 Zielsetzung	3
1.3 Vorgehensweise.....	4
2 Grundlagen und Stand der Technik	7
2.1 Leichtbaustrategien.....	7
2.2 Grundlagen der Verzahnungstechnik	9
2.2.1 Getriebefunktion und Wirkungsgrad	9
2.2.2 Mechanische Belastung von geradverzahnten Stirnzahnrädern	10
2.2.3 Zahnradschmierung.....	12
2.2.4 Tragfähigkeit und Zahnradversagen	13
2.3 Konventionelle Zahnradfertigung	15
2.3.1 Bestehende Prozessketten	15
2.3.2 Wärmebehandlung von Einsatzstahl.....	16
2.3.3 Zahnradverzug beim Einsatzhärten	20
2.4 Bestehende Leichtbauansätze bei Zahnrädern	21
2.5 Prozesskette des Laserstrahlschmelzens (LBM).....	23
2.5.1 Verfahrensprinzip des LBM.....	23

2.5.2	Prozessentwicklung für das LBM	25
2.5.3	Verarbeitung von Einsatzstahl mittels LBM	27
2.5.4	Geometrieabweichungen entlang der LBM-Prozesskette	27
2.6	Systematische Leichtbaugestaltung für das LBM	30
2.7	Das Gestaltungstheorem „ <i>Constructal Theory</i> “	33
2.7.1	Gestaltungsregeln für Fluidströmungen	34
2.7.2	Gestaltungsregeln für mechanische Spannungsflüsse.....	39
2.8	Fazit und Handlungsbedarf	40
3	Herstellung laserstrahlgeschmolzener Zahnräder	43
3.1	Anforderungen an die Stirnzahradherstellung.....	43
3.2	Verwendete Messmethoden.....	45
3.3	Verwendete Anlagentechnik	46
3.4	Werkstoff 16MnCr5	47
3.5	Verarbeitung von 16MnCr5 mittels LBM.....	49
3.5.1	Versuchsplanung	49
3.5.2	Stell- und Steuergrößen	52
3.5.3	Versuchsvorbereitung und Durchführung	53
3.5.4	Schmelzbadstabilität und Supportparameter	55
3.5.5	Basisparameter für die Schraffur	57
3.5.6	Fertigungsparameter für die Schraffur	59
3.5.7	Geometrieabweichungen	61
3.6	Wärmebehandlung	66
3.6.1	Versuchsplanung	66
3.6.2	Versuchsvorbereitung und Durchführung	67

3.6.3	Werkstoffverhalten beim Spannungsarmglühen	68
3.6.4	Werkstoffverhalten beim Einsatzhärten.....	70
3.6.5	Einstellung des Härtetiefenverlaufs beim Einsatzhärten	72
3.7	Hartfeinbearbeitung	74
3.7.1	Geometrieabweichung entlang der Prozesskette	74
3.7.2	Verzahnungsqualität nach Profilschleifen.....	79
3.8	Fazit	80
4	Materialeigenschaften laserstrahlgeschmolzener Zahnräder.....	83
4.1	Anforderungen an die Materialeigenschaften	83
4.2	Verwendete Messmethoden	84
4.3	Versuchsplanung	85
4.4	Legierungszusammensetzung entlang der Prozesskette	86
4.4.1	Versuchsaufbau und Prüfgeometrie	86
4.4.2	Versuchsergebnisse und Diskussion	86
4.5	Eigenspannungen und Restaustenitgehalt.....	87
4.5.1	Versuchsaufbau und Prüfgeometrie	88
4.5.2	Versuchsergebnisse und Diskussion	88
4.6	Zugfestigkeit	90
4.6.1	Versuchsaufbau und Prüfgeometrie	91
4.6.2	Versuchsergebnisse und Diskussion	91
4.7	Zahnfußtragfähigkeit	93
4.7.1	Versuchsaufbau und Prüfgeometrie	93
4.7.2	Versuchsergebnisse und Diskussion	97
4.8	Zahnfußtragfähigkeit unter strukturmechanischer Schwächung des Zahns.....	98

4.8.1	Versuchsaufbau und Prüfgeometrie	99
4.8.2	Versuchsergebnisse und Diskussion	99
4.9	Fazit.....	100
5	Leichtbaugestaltung laserstrahlgeschmolzener Zahnräder	103
5.1	Anforderungen an eine Auslegungsmethodik	103
5.1.1	Bauteilspezifische Anforderungen	103
5.1.2	Anwenderspezifische Anforderungen	105
5.2	Auslegungsmethodik für die Leichtbaugestaltung von LBM- Stirnzahnrädern	106
5.2.1	Rahmenbedingungen	107
5.2.2	Voraussetzungen der Methodik	109
5.2.3	Konstruktion des Kanalsystems	111
5.2.4	Konstruktion des Zahnradkörpers	117
5.2.5	Festigkeitsnachweis und Feinauslegung des Zahnrads	122
5.3	Fazit.....	131
6	Leichtbauökonomie.....	133
6.1	Analyse der Herstellungskosten	133
6.2	Kosteneffizienter Leichtbau mittels LBM	138
6.3	Fazit.....	139
7	Diskussion.....	141
8	Zusammenfassung und Ausblick	147
8.1	Zusammenfassung.....	147
8.2	Ausblick auf weitere Forschungsaktivitäten	150

9	Literaturverzeichnis.....	153
10	Anhang	173
10.1	Fertigungszeichnung der Referenzverzahnung.....	173
10.2	Kreativitäts- und Gestaltungsmethodik zur bionischen Bauteilauslegung für die additive Fertigung.....	174
10.3	Detaillierte Auslegungsmethodik für Anwender zur Leichtbaugestaltung von Stirnzahnrädern	177
11	Studienarbeiten	181

Abkürzungsverzeichnis

°C	Grad Celsius
3-D	Drei-dimensional
a	Jahr
abs.	absolut
AM	Additive Manufacturing
ASTM	American Society for Testing and Materials
CAD	Computer Aided Design
CAE	Computer Aided Engineering
CHD	Case Hardening Depth
d	Tag
DFAM	Design For Additive Manufacturing
D _{xy}	Korndurchmesser der Verteilung bei xy % Durchgang in der Siebanalyse
EDX	Energiedispersive Röntgenspektroskopie
EOS	Firma Electro Optical Systems GmbH
FEM	Finite-Elemente-Methode
FVA	Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V.
FZG	Lehrstuhl für Maschinenelemente - Forschungsstelle für Zahnräder und Getriebebau
geh.	gehärtet
h	Stunde
HRC	Härteprüfung nach Rockwell
HV	Härteprüfung nach Vickers
i. S. d.	im Sinne der
ICP-OES	optische Emmissionsspektroskopie mit induktiv gekoppeltem Plasma
ISO	International Organization for Standardization

Abkürzungsverzeichnis

ISO/TC	International Organization for Standardization / Technical Committee
LBM	Laser Beam Melting
Ma.-%	Massenprozent
min	Minute
PAO	Polyalphaolefine
rel.	relativ
REM	Rasterelektronenmikroskop
RFA	Röntgenfluoreszenzanalyse
s	Sekunde
SLI	Slice Layer Interface
STL	Standard Tessellation Language
TGM	Temperature Gradient Mechanism
TUM	Technische Universität München
VDI	Verein Deutscher Ingenieure e. V.
Vol.-%	Volumenprozent
WB	Wärmenachbehandelt (spannungsarmgeglüht)

Verzeichnis der Formelzeichen

Große lateinische Buchstaben

Symbol	Einheit	Bedeutung
A_{c3}	°C	Temperaturniveau der vollständigen Austenitisierung
AM	-	Abkühlmedium (Index K für das Aufkohlen, Index H für das Härten, Index A für das Anlassen)
B	-	Anzahl der Bifurkationsstufen
C	-	Anzahl der Lastspiele
D_e	mm	Kanaldurchmesser an Kanalabschnitt e
D_{max}	mm	Größter Kanaldurchmesser des Systems
D_{min}	mm	Kleinster Kanaldurchmesser des Systems
D_{XY}	µm	Korndurchmesser der Verteilung bei xy % Durchgang in der Siebanalyse
E_F	J/mm ²	Flächenenergieeintrag
E_S	J/mm	Streckenenergieeintrag
E_V	J/mm ³	Volumenenergieeintrag
F_N	kN	Zahnradnormalkraft
F_O		Oberkraft
F_{Pn}	kN	Pulsatornormalkraft
F_T	kN	Tangentialkraft
HD	-	Haltedauer (Index K für das Aufkohlen, Index H für das Härten, Index A für das Anlassen)
H_M	mm	Ist-Wert der Zahnradbreite
H_Z	mm	Ist-Wert der Zahnbreite
IT	-	ISO-Toleranz (Grundtoleranzgrad)
K_{Fa}		Stirnfaktor

Verzeichnis der Formelzeichen

$K_{F\beta}$		Breitenfaktor
K_{Drehen}	€	Kosten für das Drehen
$K_{Drehen,LBM}$	€	Kosten für das Drehen des LBM-Zahnrad
$K_{Härten}$	€	Kosten für das Härten
$K_{Härten,LBM}$	€	Kosten für das Härten des LBM-Zahnrad
K_{LBM}	€	Kosten für das Laserstrahlschmelzen
$K_{LBM,ges}$	€	Summe der Kosten für die Prozesskette des Laserstrahlschmelzens
$K_{Prozessschritt}$	€	Kosten für den jeweiligen Prozessschritts
$K_{Schleifen}$	€	Kosten für das Schleifen
$K_{Schleifen,LBM}$	€	Kosten für das Schleifen des LBM-Zahnrad
K_{Spanen}	€	Summe der Kosten für die Prozesskette des Spanens
$K_{Trennen}$	€	Kosten für das Trennen
$K_{Wälzfräsen}$	€	Kosten für das Wälzfräsen
LF	-	Lastfall
l_{sv}	µm	Scanvektorlänge
M	-	Drehmoment
M_i	-	Stellgröße
MSS	€/h	Maschinenstundensatz
N	-	Anzahl der Abnehmer eines Massenstroms
P	-	Zahnradleistung
P_{ab}	W	Abtriebsleistung
P_{an}	W	Antriebsleistung
P_e	-	Anzahl der Austrittspunkte, die von Kanalabschnitt e versorgt werden
P_L	W	Laserleistung (Index K für die Kontur, Index H für die Schraffur)

Verzeichnis der Formelzeichen

$P_{L,nenn}$	W	Nennlaserleistung
P_V	W	Verlustleistung
Q	-	Quelle eines Massenstroms, z. B. Kühlschmiermittel
Re	-	Reynoldszahl
R	1/(mm·s)	Widerstand der Kanalstruktur
R_a	μm	Mittenrauwert
R_e	N/mm ²	Streckgrenze
$R_{p0,2}$	N/mm ²	Streckgrenze
R_z	μm	Gemittelte Rautiefe
S_F	-	Sicherheitsfaktor der Zahnfußtragfähigkeit
S_H	-	Sicherheitsfaktor der Grübchentragfähigkeit
S_P	-	Sicherheit gegen plastische Verformung
S_V	-	Sveltness-Zahl
T	°C	Temperatur (Index K für das Aufkohlen, Index H für das Härten, Index A für das Anlassen)
T_k	-	Divisor (Teiler) zur Aufteilung einer Bifurkationsstufe k
T_{max}	°C	maximale Arbeitstemperatur
T_S	°C	Schmelzpunkt
T_{VT}	°C	Vorheiztemperatur
V	mm ³	Volumen der Kanalstruktur
VA	K/s	Abkühlgeschwindigkeit (Index K für das Aufkohlen, Index H für das Härten, Index A für das Anlassen)
VT	K/s	Aufheizgeschwindigkeit
V_{th}	cm ³ /h	theoretische Verfestigungsrate
W	W	Pumpleistung
Y_F	-	Formfaktor

Verzeichnis der Formelzeichen

Y_{Fa}	-	Formfaktor
Y_{NT}	-	Lebensdauerfaktor für Zahnfußbeanspruchung
Y_{RrelT}	-	Faktor zur Berücksichtigung der Oberfläche
Y_S	-	Spannungskorrekturfaktor im Laufversuch
Y_{Sa}		Spannungskorrekturfaktor zur Fußrundung
Y_{ST}	-	Spannungskorrekturfaktor für den Pulsatorversuch
Y_X	-	Größenfaktor
Y_β	-	Schrägenfaktor
Y_ϵ	-	Überdeckungsfaktor
$Y_{\delta relT}$	-	relative Stützziffer
Z_E	N^{-2}/mm	Elastizitätsfaktor
Z_H	-	Zonenfaktor
Z_ϵ	-	Überdeckungsfaktor

Kleine lateinische Buchstaben

Symbol	Einheit	Bedeutung
z	-	Zähnezahl
x	-	Profilverschiebungsfaktor
d_f	mm	Fußkreisdurchmesser
d_o	mm	Teilkreisdurchmesser
d_w	mm	Wälzkreisdurchmesser
d_b	mm	Grundkreisdurchmesser
d_a	mm	Kopfkreisdurchmesser
d_{sh}	mm	Wellendurchmesser
d_j	mm	Durchmesser des Zahnkranzes
m	mm	Modul
a	mm	Achsabstand

Verzeichnis der Formelzeichen

b	mm	Zahnbreite
c	-	Kopfspielfaktor
i	-	Übersetzung
n_{an}	1/s	Antriebsdrehzahl
n_{ab}	1/s	Abtriebsdrehzahl
p_e	mm	Eingriffsteilung
g_a	mm	Eingriffsstrecke
\dot{m}	kg/min	Massenstrom
\dot{m}_e	kg/min	Massenstrom an Kanalabschnitt e
n_0	-	Anzahl der Primärkanäle
u	m/s	Fluidgeschwindigkeit
h_{SK}	μm	Spurbreitenkompensation
rH	%	Relative Luftfeuchtigkeit
z_E	-	Zähnezahl der Einspannung
$f_{1\%/50\%}$	-	Umrechnungsfaktor von $\sigma_{F0,50\%}$ in $\sigma_{Flim, Versuch}$
p_F	N/mm ²	Fugendruck der Presspassung
t_e	mm	Strebendicke am Kanalabschnitt e
$d_{gehärtet}$	mm	Durchmesser der einsatzgehärteten Randschicht
d_{duktil}	mm	Durchmesser des duktilen Kerns
b_N	mm	Breite der Nabe
b_S	mm	Breite der Streben
$b_{2,eff}$	mm	Effektive Breite des Zahnkontakts am Rad
v_S	mm/s	Scangeschwindigkeit (Index K für die Kontur, Index H für die Schraffur)
h_S	μm	Scanlinienabstand
d_F	μm	Fokusbildungsdurchmesser
f_z	μm	Fokusposition
l_z	μm	Schichtdicke

Verzeichnis der Formelzeichen

h_{SS}	μm	Scanvektorabstand
$v_{S,max}$	mm/s	maximale Scangeschwindigkeit
x_k	-	Störgröße
z_j	-	Steuergröße
y	-	Wirkung der Funktion f

Griechische Buchstaben

Symbol	Einheit	Bedeutung
α	$^\circ$	Eingriffswinkel
α_{wt}	$^\circ$	Betriebseingriffswinkel
β	$^\circ$	Schrägungswinkel
γ_v	$^\circ$	Bifurkationswinkel
ΔF	kN	Schwingbreite der Pulsatorkraft
ΔH_v	kJ/g	spezifische Verdampfungsenthalpie
Δp	bar	Druckunterschied des externen Aggregats
ε_α	-	Profilüberdeckung
ζ	-	Zielfunktion
η	%	Wirkungsgrad
ν	-	Index für eine Bifurkation
ν_M	-	Querdehnzahl
ν_{XY}	mm/s	Kinematische Viskosität bei XY °C
ρ_f	mm	Fußkrümmungsradius
ρ_M	kg/dm^3	Dichte
ρ_{rel}	%	relativen Bauteildichte
ρ_{xy}	kg/m^3	Dichte bei xy °C
σ_{ES}	N/mm^2	Eigenspannung
σ_{ESmax}	N/mm^2	Maximalwert der Eigenspannungen

Verzeichnis der Formelzeichen

σ_F	N/mm ²	Zahnfußspannung
$\sigma_{F,lim}$	N/mm ²	Zahnfuß-Dauerfestigkeit (Biegenennspannung)
$\sigma_{Flim,Versuch}$	N/mm ²	Umrechnung der Versuchsergebnisse in σ_{Flim} vergleichbare Form
$\sigma_{F\infty,50\%,Pulsator}$	N/mm ²	Im Pulsatorversuch dauerhaft ertragene σ_{FO} (für 50 % Ausfallwahrscheinlichkeit)
σ_{FG}	N/mm ²	Zahnfuß-Grenzfestigkeit
σ_{FO}	N/mm ²	Zahnfuß-Nennspannung
σ_H	N/mm ²	Zahnflankenpressung
$\sigma_{H,lim}$	N/mm ²	Grübchendauerfestigkeit
σ_{HG}	N/mm ²	Grübchengrenzfestigkeit
σ_{Lokal}	N/mm ²	Lokal vorliegende Spannung
$\sigma_{Referenz}$	N/mm ²	Referenzspannung
σ_V	N/mm ²	Vergleichsspannung
φ	°	Überhangwinkel
φ_v	°	Erster Außenwinkel an einer Bifurkation
ψ_v	°	Zweiter Außenwinkel an einer Bifurkation
ω	1/s	Winkelgeschwindigkeit
ω_{ab}	1/s	Abtriebswinkelgeschwindigkeit
ω_{an}	1/s	Antriebswinkelgeschwindigkeit

Definitionen

Begriff	Bedeutung
<i>Leichtbau</i>	Absichtserklärung: Auslegung von Bauteilen unter gegebenem thermomechanischem Lastkollektiv und Verwendung minimaler Massen, ohne eine zulässige Beanspruchung zu übersteigen (KLEIN 2009)
<i>Leichtbaustrategie</i>	Bestreben zur Verwirklichung einzelner Gesichtspunkte des Leichtbaus aus Fertigung, Stoff und Form (KLEIN 2009)
<i>Leichtbaukonzept</i>	Konstruktive Umsetzung der Leichtbaustrategien anhand eines konkreten Produktes unter gegebenen Rahmenbedingungen, z. B. Strukturleichtbau durch bionische Formgebung oder Funktionsleichtbau durch eine integrierte Kühlschmierung (KLEIN 2009)
<i>Einsatzstahl</i>	Stahllegierung mit einem Kohlenstoffgehalt von 0,15 bis 0,25 Ma.-%, dessen Randschicht auf 0,7 bis 1 Ma.-% aufgekocht und martensitisch umgewandelt wird, somit ein gradiertes Gefüge mit großer Schwing- und Wälzfestigkeit sowie Zähigkeit aufweist (GROSCH 2010)
<i>Konventionelle Fertigung</i>	Sammelbegriff für in DIN 8580 als Einzelprozessschritte aufgeführte Fertigungstechnologien als Abgrenzung zur in VDI 3405 definierten Prozesstechnologie Additive Fertigung
<i>Zielgrößen</i>	Aspekte einer Versuchsumgebung, die untersucht werden sollen, z. B.: Tragfähigkeit des Zahnrads (SIEBERTZ ET AL. 2010)
<i>Stellgrößen</i>	Aspekte in einer Versuchsumgebung, die verändert werden, um den Effekt auf abhängige Variable zu messen, z. B. Fertigungsparameter bei der Zahnradherstellung (SIEBERTZ ET AL. 2010)
<i>Störgrößen</i>	Randbedingungen in einer Versuchsumgebung, die potentiell Einfluss auf die beobachteten Effekte haben und während den Untersuchungen nicht verändert werden, z. B. Anlagentechnik (SIEBERTZ ET AL. 2010)

1 Einleitung

1.1 Motivation

Bei der Erfüllung der Maschinenaufgabe ist das Getriebe als zentraler Kern bei der Leistungsübertragung und -übersetzung im Fokus (NIEMANN & WINTER 2003). Essenziell sind ein großer Wirkungsgrad bei der Leistungsübertragung und gleichzeitig eine große Leistungsdichte der Getriebeelemente (STAHL 2014). Stirnzahnräder sind dabei ein zentrales Element vieler Getriebe (NIEMANN & WINTER 2003). Sie werden sowohl rotatorisch als auch in mobilen Anwendungen translatorisch bewegt, was den Nutzen des Leichtbaus verstärkt (HENNING & MOELLER 2011). Nach STAHL (2014) besteht für Stirnzahnräder deshalb ein klarer Trend zu mehr Funktionalität bei weniger Masse, wonach stetig nach neuartigen Leichtbaukonzepten gesucht wird. Diese Aussage ist trotz bestehender Wirkungsgrade bei Stirnradverzahnungen von teilweise 99 % gültig (FRÜHE 2012).

Erstens können durch eine Reduktion der zu beschleunigenden Massen und der Trägheitsmomente in Stirnradgetrieben irreversible Energieverluste verringert werden (FRIEDRICH 2013). Zweitens lassen sich Unwuchten reduzieren, was nach VDI 2726 zu einer Steigerung der Lebensdauer der eingesetzten Lagerungen beitragen kann. Drittens resultiert ein Sekundär-Leichtbaupotenzial, da umliegende Getriebekomponenten wie Lager und Wellen in ihrer Dimensionierung angepasst werden können (STAHL 2014). Neben der Massenreduktion kann der Funktionsleichtbau zur systematischen Reduktion von Energieverlusten eingesetzt werden, um einzelne Verlustfaktoren zu verkleinern. Als Beispiel kann hier eine Minimalmengenschmierung zur Verkleinerung der lastunabhängigen Verluste genannt werden (OTTO, M. 2009).

Beim Leichtbau werden unter vorgegebenen technischen Randbedingungen geforderte Funktionen durch ein System minimaler Massen unter Ausschöpfung der wirtschaftlichen Möglichkeiten der eingesetzten Fertigungstechnologie realisiert (KLEIN 2009). Dabei ist der Konstrukteur bemüht, die Grenzen der Tragfähigkeit der Zahnräder auszunutzen, um ein kleines und kompaktes Getriebe mit großem Wirkungsgrad zu erhalten. Eine Betrachtung auf System-, Komponenten- sowie Werkstoff- und Verfahrensebene ist somit unabdingbar (STAHL 2014).

Die System- und Komponentenebene geben die Anwendung und die betrachteten Komponenten des Leichtbaukonzeptes vor. Somit werden die Rahmenbedingun-

Einleitung

gen wie Laststufen, Drehzahlen, Kühlungsanforderungen und Einbausituation definiert. Auf Werkstoffebene werden in der Verzahnungstechnik primär Einsatzstähle wie 16MnCr5 verwendet (STEUTZGER 2004). Diese Werkstoffe erfüllen in einsatzgehärtetem Zustand die Anforderung an eine große Randhärte bei gleichzeitiger Zähigkeit in besonderem Maße. Schließlich folgt die Verfahrensebene mit der gezielten Auswahl des Herstellungsverfahrens. Ein z. B. von KAUSCH (2013) verfolgter Ansatz der Verfahrensebene, der den Leichtbau in Komponenten- und Werkstoffebene ermöglicht, ist ein gezielter Einsatz des Laserstrahlschmelzens (engl. Laser Beam Melting – LBM). Als industriell weit verbreitetes additives Verfahren bietet LBM aufgrund seiner schichtweisen Bauteilherstellung eine große Formgebungsfreiheit, die gezielt für den Leichtbau genutzt werden kann (WOHLERS 2016). Zudem bietet das Verfahren grundsätzlich die Möglichkeit, Stahllegierungen zu verarbeiten (MEINERS 1999, ZÄH 2006).

Somit besteht auch für die Zahnradfertigung aus Einsatzstahl ein großes Leichtbaupotenzial durch einen gezielten Einsatz des LBM und durch die Nutzung der resultierenden Formgebungsfreiheit. Hierbei sind eine geeignete Prozesskette, die resultierenden Materialeigenschaften, die lohnenswerten Leichtbaukonzepte sowie das wirtschaftliche Potenzial zu erforschen. Eine Zusammenfassung der oben beschriebenen Motivation dieser Arbeit ist in Abbildung 1-1 dargestellt.

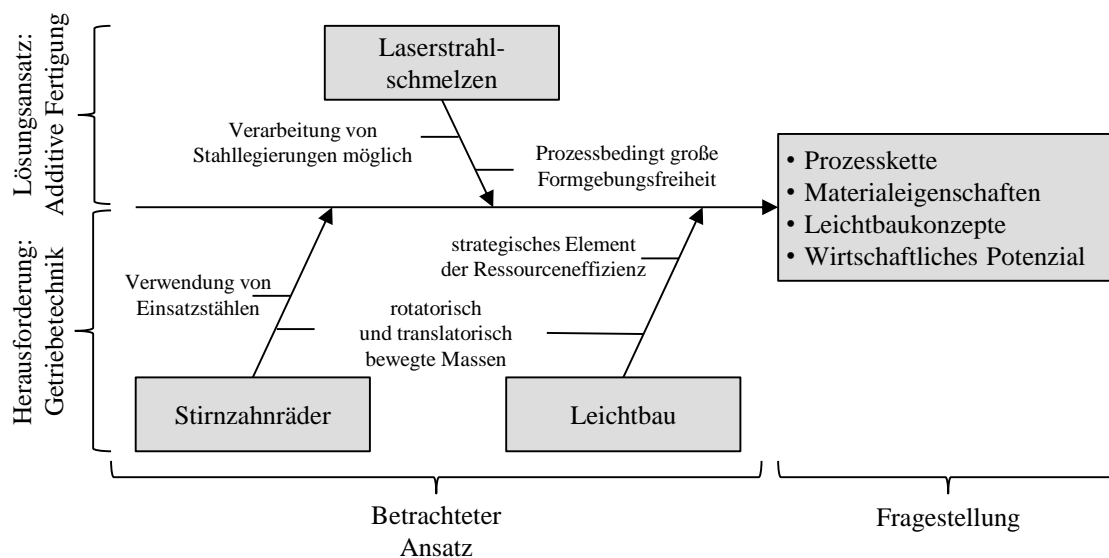


Abbildung 1-1: Motivation der Arbeit und resultierende Fragestellung

1.2 Zielsetzung

Die Zielsetzung dieser Arbeit ist der Leichtbau in der Zahradfertigung mittels Laserstrahlschmelzen von Einsatzstahl. Die Arbeit orientiert sich dabei an vier Kernfragestellungen, die systematisch durch Experimente und Simulationen bearbeitet und beantwortet werden. Die Kernfragestellungen (siehe Abbildung 1-2) orientieren sich an der Prozesskette des Laserstrahlschmelzens von Stirnzahnradern, der Nutzung der Formgebungsfreiheit auf Produktentwicklungsebene und der Ermittlung des wirtschaftlichen Potenzials.





Leichtbau in der Zahradfertigung mittels Laserstrahlschmelzen von Einsatzstahl	
Teilgebiete	Kernfragestellungen der Dissertation
Prozesskette	Wie ist eine <u>Prozesskette</u> für das rissfreie und porenarme Laserstrahlschmelzen von Einsatzstahl am Beispiel 16MnCr5 zu gestalten? 
	Welche mechanischen <u>Materialeigenschaften</u> resultieren für 16MnCr5? 
Produkt	Welche <u>Auslegungsmethodik</u> ermöglicht eine anwenderorientierte Übertragung der Leichtbaukonzepte am Beispiel des Struktur- und Funktionsleichtbaus? 
Wirtschaftliches Potenzial	Wie ist die <u>Leichtbauökonomie</u> des LBM zu bewerten? 

Abbildung 1-2: Zielerreichung durch systematische Betrachtung der Prozess- und Produktebene unter der systematischen Beantwortung von Forschungsfragen

Erstens soll eine Prozesskette um den Kernprozess LBM zur Verarbeitung von Einsatzstahl zu einsatzgehärteten und hartfeinbearbeiteten Zahnrädern entwickelt werden. Diese wird am Beispiel des Werkstoffs 16MnCr5 repräsentativ erarbeitet. Zweitens soll dazu evaluiert werden, welche mechanischen Materialeigenschaften aus diesem Prozess für Einsatzstahl am Beispiel Zugfestigkeit und Zahnfußtragfähigkeit resultieren. Der VDI E.V. (2014) betont, dass die additive Fertigung und damit auch das LBM ein Umdenken in der Konstruktion erfordert, um das Potential der Formgebungsfreiheit auszuschöpfen. Dies kann durch die Bereitstellung einer Auslegungsmethodik gezielt unterstützt werden. Deshalb soll drittens im Zuge der Produktentwicklung eine Auslegungsmethodik erarbeitet werden, die dem Anwender eine systematische Nutzung des Leichtbaus mittels LBM ermöglicht. Die Methodik wird dabei am Beispiel der weit verbreiteten Leichtbaukonzepte des Struktur- und Funktionsleichtbaus erarbeitet. Das wirtschaftliche Potenzial soll abschließend unter Betrachtung der Leichtbauökonomie

in der Herstellungsphase analysiert werden. Die Fragestellungen werden im Folgenden systematisch beantwortet.

1.3 Vorgehensweise

Die Vorgehensweise kann wie die Kernfragestellungen der Arbeit in Prozess- und Produktentwicklung sowie in die Analyse des wirtschaftlichen Potenzials untergliedert werden. Die Beantwortung der Forschungsfragen findet anhand eines Referenzverzahnungspaars statt. Dazu wird eine Stirnradpaarung des Typs FZG-PT-C herangezogen, die in Tabelle 1-1 geometrisch spezifiziert ist (OTTO, H.-P. 2009). In Anhang 10.1 ist eine Fertigungszeichnung des Ritzels und des Rads abgebildet. Diese Referenzgeometrien werden an geeigneten Stellen um weitere Probekörper ergänzt. Für die Definition der einzelnen geometrischen Größen in Tabelle 1-1 wird auf NIEMANN & WINTER (2003) und FELTEN (1999) verwiesen.

Tabelle 1-1: Geometrische Größen und Fertigungszeichnung der FZG-Typ-PT-C-Verzahnung (OTTO 2009)

Geometrische Größen	Einheit	Ritzel	Rad
Zähnezahl z	-	16	24
Profilverschiebungsfaktor x	-	0,1818	0,1716
Fußkreisdurchmesser d_f	mm	62,39	98,29
Teilkreisdurchmesser d_o	mm	72	108
Wälzkreisdurchmesser d_w	mm	73,2	109,8
Grundkreisdurchmesser d_b	mm	67,66	101,49
Kopfkreisdurchmesser d_a	mm	82,64	118,64
Wellendurchmesser d_{sh}	mm	40	30
Modul m	mm		4,5
Achsabstand a	mm		91,5
Zahnbreite b	mm		14
Kopfspielfaktor c	-		0,25
Eingriffswinkel α	°		20
Betriebseingriffswinkel α_{wt}	°		22,4
Schrägungswinkel β	°		0
Profilüberdeckung ε_α	-		1,47

Eine Zusammenfassung der Vorgehensweise und eine Referenz zu den einzelnen Kapiteln dieser Arbeit sind in Abbildung 1-3 dargestellt. Im **ersten Schritt** findet die Prozesskettenentwicklung statt, die aus Vorverzahnung, Wärmebehandlung und Hartfeinbearbeitung besteht. Die Vorverzahnung wird durch das LBM des Verzahnungskörpers vorgenommen. Dazu wird eine Methodik erarbeitet, um den Referenzwerkstoff 16MnCr5 für das Laserstrahlschmelzen auf einer LBM-Anlage des Typs EOS M270 zu qualifizieren. Anschließend werden für den strahlgeschmolzenen Werkstoff geeignete Wärmebehandlungsparameter für das

Spannungsarmglühen und das Einsatzhärten ermittelt. Schließlich wird ein Aufmaßmodell für die Hartfeinbearbeitung abgeleitet, das die aus der Prozesskette resultierenden Geometrieabweichungen kompensiert. Auf Basis der Untersuchungen wird eine Referenz-Prozesskette definiert, die für die Herstellung von Proben und Zahnrädern in den folgenden Experimenten verwendet wird.

Prozess- kette	Prozesskettenentwicklung (Kapitel 3)		
	Laserstrahlschmelzen (Vorverzahnung)	Wärmebehandlung	Hartfeinbearbeitung
	Materialqualifizierung (Kapitel 4)		
	Zugfestigkeit	Zahnfußtragfähigkeit	Mikrostruktur
Produkt	Auslegungsmethodik (Kapitel 5)		
	Strukturleichtbau anhand kraftflussgerechter Formgebung	Funktionsleichtbau anhand integrierter Kühlschmierung	
Wirtschaft- liches Potenzial	Leichtbauökonomie (Kapitel 6)		
	Kostenanalyse	Kosteneffizienter Leichtbau mittels LBM	

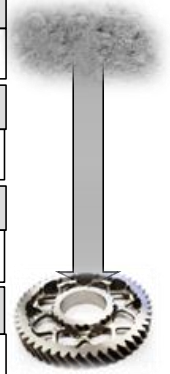


Abbildung 1-3: Vorgehensweise zur Beantwortung der Forschungsfragen im Rahmen der vorliegenden Arbeit

Im **zweiten Schritt** wird eine Charakterisierung der resultierenden Materialeigenschaften in Form von Gefügeeigenschaften und mechanischer Kennwerte vorgenommen. Hierzu wird eine Analyse der Legierungszusammensetzung entlang der Prozesskette durchgeführt, um einen Einblick in die Gefügeänderungen zu erhalten. Ebenfalls werden Messungen der Eigenspannungen und des Restaustenitgehalts zur Bestimmung der Wirkung auf die Zahnradfestigkeit durchgeführt. Dazu werden statische Untersuchungen zur Zugfestigkeit an Proben vorgenommen, die an unterschiedlichen Stellen entlang der Prozesskette entnommen werden. Parallel findet ein Vergleich zu konventionell verarbeitetem Material statt. Ergänzend finden dynamische Untersuchungen zur Zahnfußtragfähigkeit statt.

Im **dritten Schritt** wird eine Auslegungsmethodik für strahlgeschmolzene Zahnräder zur Implementierung beispielhafter Leichtbaukonzepte vorgestellt. Die Konzepte umfassen den Strukturleichtbau anhand einer kraftflussgerechten Formgebung und den Funktionsleichtbau anhand einer integrierten Kühlschmierung.

Die wirtschaftliche Relevanz der Leichtbaukonzepte wird durch die Leichtbauökonomie des jeweiligen Ansatzes bestimmt (KLEIN 2009). Deshalb umfasst der **vierte Schritt** eine Analyse der Leichtbauökonomie anhand eines Produktionsszenarios, indem die Kostenzusammensetzung entlang der Prozesskette be-

leuchtet wird. Parallel wird der Vergleich einer Prozesskette zur spanenden Herstellung der Verzahnung vorgenommen.

Somit können die Vorgehensweise der Arbeit einem experimentellen und kreativ-synthetischen Typus wissenschaftstheoretisch zugeordnet werden. In Anlehnung an KUBLEK (1977), POPPER (1967) und ULRICH (1976) wird dabei ein heuristischer Bezugsrahmen der Arbeit durch eine kritische Reflexion und Abstraktion von systematischen Experimenten und Simulationen geschaffen. Daraus werden präskriptive Methodiken zur allgemeinen Anwendung im Geltungsbereich des heuristischen Bezugsrahmens abgeleitet.

2 Grundlagen und Stand der Technik

Unter Verwendung der Grundlagen und des Standes der Technik zum LBM, zum Leichtbau und zur Zahnradfertigung wird systematisch der Handlungsbedarf abgeleitet. Eine Zusammenfassung des Kapitels 2 ist in Abbildung 2-1 dargestellt. Dort werden die einzelnen Themenbereiche jeweils untergliedert, wie beispielsweise die Zahnradfertigung in die Grundlagen der Verzahnungstechnik und der konventionellen Zahnradfertigung unterteilt wird.

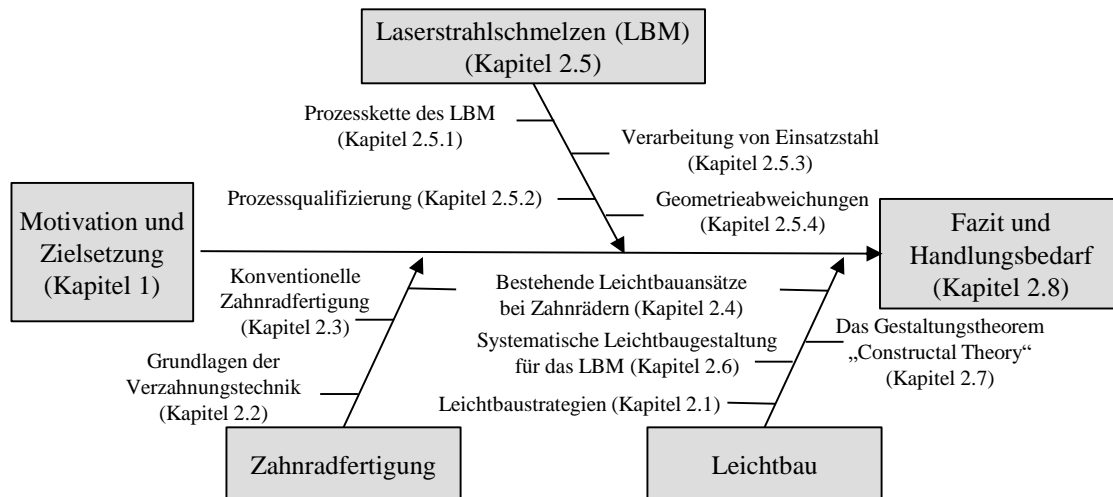


Abbildung 2-1: Strukturierung der Grundlagen und des Standes der Technik zur Einführung zum Handlungsbedarf

2.1 Leichtbaustrategien

Leichtbau wird von KLEIN (2009) als Willenserklärung definiert, eine minimale Bauteilmasse bei gleichzeitiger Erfüllung der Bauteilanforderungen (mechanisch, thermisch, dynamisch etc.) zu erreichen. Diesem Bestreben stehen als Systemgrenze die Restriktionen wie Werkstoffkennwerte, Rahmenbedingungen durch Bauraum und Anwendung oder die geforderten Anforderungen an das Bauteil und die Funktion entgegen.

Um Leichtbau systematisch betreiben zu können, ist eine Kategorisierung der im Leichtbau verwendeten Begriffe essenziell. Dazu sind in der Literatur abweichende Bezeichnungen sowie unterschiedliche Auffassungen zur Einteilung, Begriffsbildung und Methoden zu finden (FRIEDRICH 2013). Deshalb wird an dieser Stelle eine Einteilung des Leichtbaubegriffs und der zur Zielerreichung verfolgten Leichtbaustrategien vorgenommen.

Dazu wird der Begriff **Leichtbautrinität**, die in Abbildung 2-2 schematisiert ist, in Anlehnung an die Aufteilung in FRIEDRICH (2013) eingeführt.

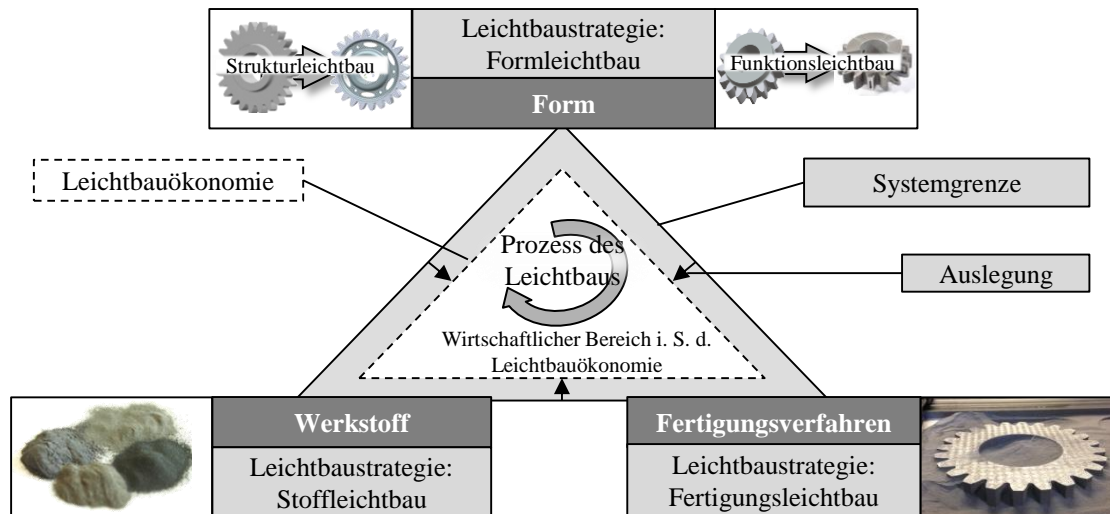


Abbildung 2-2: Schema der Leichtbautrinität bei der strategischen Vorgehensweise beim Leichtbau

Dieser stellt eine ganzheitliche Betrachtung der drei trennbaren Gesichtspunkte *Werkstoff*, *Fertigungsverfahren* und *Form* dar. Darunter werden die **Leichtbastrategien** subsumiert, welche das Bestreben zur Verwirklichung einzelner Gesichtspunkte des Leichtbaus beschreiben. Die Trinität spannt dabei den Lösungsraum des Leichtbaus auf. In dieser Trinität findet die *Auslegung* unter gegebenen *Anforderungen* und *Rahmenbedingungen* statt. Aufwand und Nutzen müssen stets in einem derartigen Verhältnis zueinanderstehen, dass Leichtbaumaßnahmen wirtschaftlich lohnend sind. Eine Betrachtung der Fertigungsprozesskette in Verbindung mit der Produktnutzungsphase ist deshalb unabdingbar, um die im Begriff **Leichtbauökonomie** zusammengefassten wirtschaftlichen Rahmenbedingungen für die Konzeptentwicklung zu bilden. Die Leichtbastrategien werden nach KLEIN (2009) und in Anlehnung an Friedrich (2013) unterteilt in:

- **Stoffleichtbau** – Verwendung von Werkstoffen mit einem großen Verhältnis der Festigkeit zur Dichte oder Masse (spezifische Festigkeit) bei der Bauteilkonstruktion
- **Fertigungsleichtbau** – Ausschöpfung technologischer Möglichkeiten der Fertigungstechnologie, um die Bauteilfunktion und -gestalt bei geringstem Materialeinsatz und minimalen Verbindungsstellen zu realisieren; Unterscheidung zwischen *Integral-* (Erfassung mehrerer Funktionen mit einem Bauteil) und *Differenzialbauweise* (Separation einer Funktion auf mehrere Bauteile), die vornehmlich durch die verwendete Prozesskette der verknüpften Fertigungstechnologien vorgegeben wird

- **Formleichtbau** – Anpassung der Geometrie eines Bauteils an die gegebenen Anforderungen, um im Bauteil durch eine der thermischen und mechanischen Belastungsverteilung angenäherte Formgebung eine reduzierte Bauteilmasse zu erzielen; darunter werden sowohl der *Strukturleichtbau* als auch der *Funktionsleichtbau* (auch bekannt als Funktionsintegration) subsumiert.

2.2 Grundlagen der Verzahnungstechnik

Als Maschinenelement werden Zahnräder in Getrieben eingesetzt, um eine Drehbewegung durch die sich jeweils im Eingriff befindenden Zähne formschlüssig zu übertragen (DECKER 2009). Abhängig von der Orientierung der Zahnradachsen zueinander bestehen verschiedene Radkörperformen. Die vorliegende Arbeit fokussiert die Radkörperform Stirnrad. Für einen ausführlichen Überblick über geometrische Grundlagen, Radkörperformen, Getriebearten und Verzahnungsprofile wird auf die Werke von NIEMANN & WINTER (2003), DECKER (2009) und SCHLECHT (2010) verwiesen. Im Folgenden wird auf die für diese Arbeit relevanten Grundlagen der Getriebefunktion und des Wirkungsgrads, der mechanischen Belastung von Zahnrädern, der Zahnradschmierung sowie der Tragfähigkeit und des Zahnradversagens eingegangen.

2.2.1 Getriebefunktion und Wirkungsgrad

Getriebe dienen der Wandlung von Drehmomenten und Drehgeschwindigkeiten einer Leistungsquelle auf der Eingangsseite, sodass sie den Anforderungen der Anwendung auf der Ausgangsseite genügen (HABERHAUER 2003). Dies ist schematisch in Abbildung 2-3 skizziert.

Die Übersetzung i berechnet sich nach NIEMANN & WINTER (2003) zu

$$i = \frac{n_{an}}{n_{ab}} = \frac{\omega_{an}}{\omega_{ab}} \quad (2-1)$$

mit der Antriebs- n_{an} und Abtriebsdrehzahl n_{ab} sowie der Antriebs- ω_{an} und der Abtriebswinkelgeschwindigkeit ω_{ab} . Die Berechnung der Zahnradleistung P ergibt sich nach NIEMANN & WINTER (2003) zu

$$P = M \cdot \omega. \quad (2-2)$$

Dabei steht M für das Drehmoment und ω für die Winkelgeschwindigkeit.

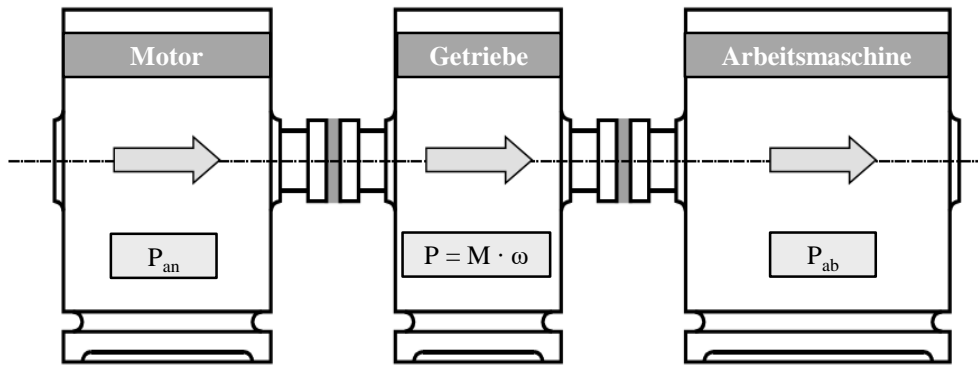


Abbildung 2-3: Aufgabe von Getrieben (IDELBERGER 2006)

Das Verhältnis des Abtriebsdrehmoments M_{ab} und des Antriebsdrehmoments M_{an} ergibt sich folglich aus dem Produkt der Übersetzung i und des Wirkungsgrads η

$$\frac{M_{ab}}{M_{an}} = \frac{P_{ab}/\omega_{ab}}{P_{an}/\omega_{an}} = \frac{P_{ab}}{P_{an}} \cdot \frac{\omega_{an}}{\omega_{ab}} = \eta \cdot \frac{\omega_{ab} \cdot i}{\omega_{ab}} = \eta \cdot i. \quad (2-3)$$

Der Wirkungsgrad η von Getrieben berechnet sich nach NIEMANN & WINTER (2003) zu

$$\eta = \frac{P_{ab}}{P_{an}} = \frac{P_{an} - P_V}{P_{an}} \quad (2-4)$$

mit der Antriebsleistung P_{an} und der Abtriebsleistung P_{ab} . Letztere ergibt sich zu

$$P_{ab} = P_{an} - P_V, \quad (2-5)$$

wobei P_V für die Verlustleistung steht (NIEMANN & WINTER 2003).

2.2.2 Mechanische Belastung von geradverzahnten Stirnzahnrädern

Bei der Übertragung einer Drehbewegung wirken Kontaktkräfte zwischen den Zähnen, die sich im Eingriff befinden (DECKER 2009). Die berührenden Zahnflanken drücken mit einer Zahnnormalkraft mit einer Wirkrichtung senkrecht zur Kontaktfläche F_N aufeinander. Dazu werden nach SCHLECHT (2009) Wälzpunkte (A bis E) definiert. Ein reines Abrollen der Zähne erfolgt nur am Wälzpunkt C , während bei den übrigen Wälzpunkten zudem ein Gleiten der Zahnflanken stattfindet. Hieraus resultieren unterschiedliche Belastungen und die Eingriffstypen entlang der Wälzstrecke, die in Abbildung 2-4 dargestellt sind.

Die Zähne unterliegen nach SCHLECHT (2009) im Betriebszustand einer dynamischen Beanspruchung. Diese resultiert im Zahnkontakt zu einer kurzzeitigen, schwellenden Belastung an den Flanken. Hierbei hängt die Beanspruchung des

Zahns maßgeblich von der Zahnnormalkraft F_N ab, welche sich aus dem anliegenden Moment ergibt.

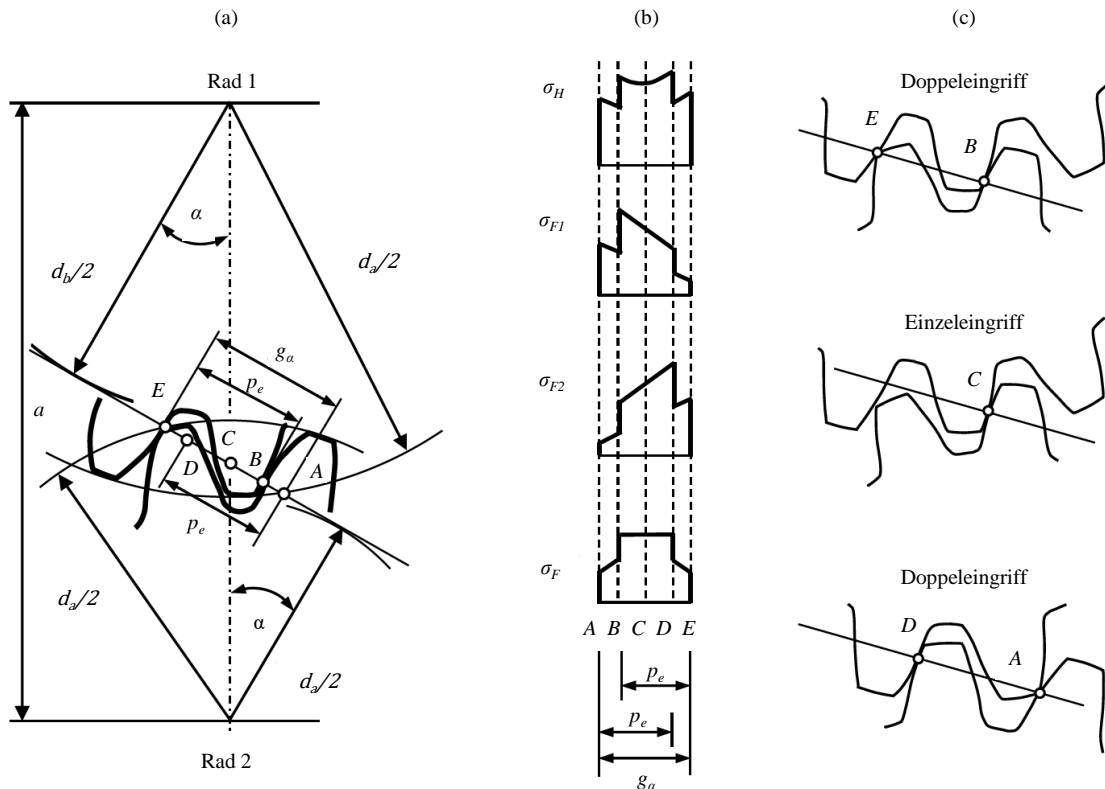


Abbildung 2-4: Belastungen am Zahn in Abhängigkeit der Wälzpunkte A bis E in Anlehnung an SCHLECHT (2009): (a) Stirnradpaarung im Eingriff, (b) resultierende Zahnflankenpressung σ_H und Zahnfußspannung σ_F , (c) Einzel- und Doppeleingriff

Die Berührungspunkte zweier Evolventen befinden sich auf der Eingriffslinie. Die Lage der Eingriffslinie wird von dem Achsabstand a bzw. dem Betriebseingriffswinkel α_{wt} definiert. Die Kopfkreisradien $d_{a1}/2$ und $d_{a2}/2$ begrenzen die möglichen Kontaktpunkte zweier Zahnflanken. Dieser Zwischenbereich wird anhand der Wälzpunkte A und E charakterisiert, der als Eingriffsstrecke g_a definiert ist. Abhängig von einem Einzeleingriff oder einem Doppeleingriff sind ein oder zwei Zahnpaare im Kontakt. Auf Basis der Punkte A und E werden mit Hilfe der Eingriffsteilung p_e die Berührungspunkte B und D als Übergang zwischen Einzeleingriff und Doppeleingriff ermittelt. Beide Eingriffsformen wechseln während eines Wälzvorgangs ab. Der Angriffspunkt der Zahnnormalkraft F_N ist durch den Berührungspunkt zweier Flanken festgelegt. Dieser bewegt sich während des Eingriffs eines Zahnpaars auf der Eingriffsstrecke g_a . Der Richtungsvektor steht am jeweiligen Kontaktpunkt normal zur Zahnflanke. Der Betrag der Kraft variiert über die Eingriffsstrecke. (DECKER 2009)

Somit führt die Variation der Zahnnormalkraft F_N nach SCHLECHT (2009) zu unterschiedlichen mechanischen Spannungen am Zahn. Bei einem Einzel- oder Doppelingriff teilt sich die zu übertragende Last auf ein bzw. zwei Zahnpaare auf. Aufgrund der variierenden Eingriffsform und die Kontaktbedingungen an den Berührungspunkten A , B , D , und E liegen folglich Sprünge in den Spannungsverläufen vor. Am Kontaktpunkt bewirkt die Zahnnormalkraft F_N eine Zahnflankenpressung bzw. Hertzsche Pressung σ_H .

Neben der Zahnflankenpressung hat die Zahnnormalkraft F_N eine Biegespannung im Fußbereich des Zahns zur Folge, welche als Zahnfußspannung σ_F bezeichnet wird. Einen Maximalwert erreicht diese Spannung, wenn die Zahnnormalkraft F_N am äußeren Einzeleingriffspunkt angreift. Für das Rad 1 ist dies der Punkt B und für das Rad 2 der Punkt D . In diesem Fall wird die anliegende Last bei maximalem Hebelarm von einem einzigen Zahnradpaar getragen.

2.2.3 Zahnrad Schmierung

Die Schmierung von Zahnradern erfüllt ein komplexes Aufgabengebiet. Dieses Aufgabengebiet kann in die Hauptaufgabe der Bildung eines trennenden Schmierfilms und der Abführung der thermischen Energie sowie in weitere Nebenaufgaben unterteilt werden (siehe Abbildung 2-5). Grundsätzlich existieren unterschiedliche Arten der Schmierung, wobei die Tauchschmierung und die Einspritzschmierung zwei weit verbreitete Prinzipien darstellen (OTTO, H.-P. 2009).

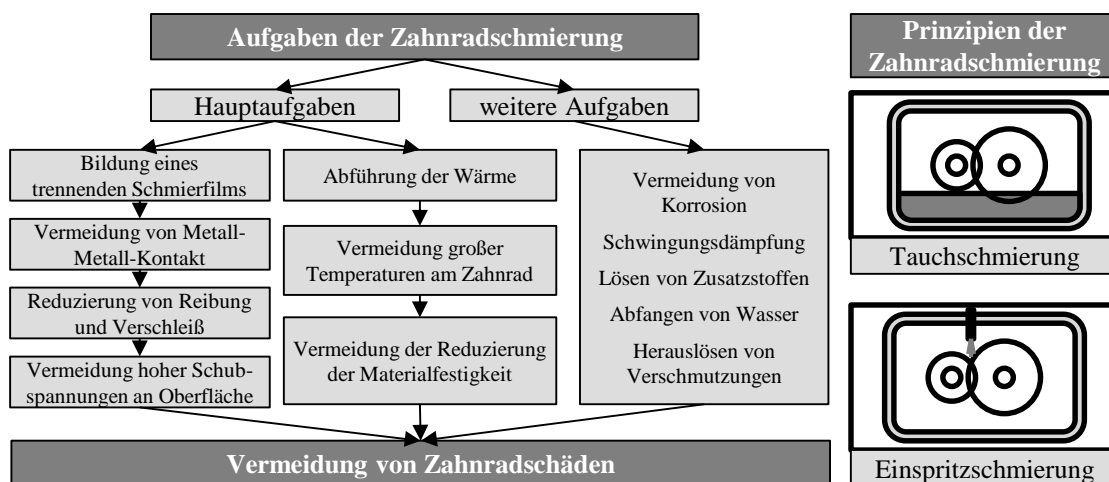


Abbildung 2-5: Aufgaben von Zahnrad Schmierung und Schmierungsprinzipien in Anlehnung an OTTO, H.-P. (2009)

Bei der Tauchschmierung werden die Zahnräder geschmiert, indem sie mit einer vordefinierten Eintauchtiefe in ein Ölbad im Getriebekasten eintauchen, oder sich mit einem solchen Rad im Eingriff befinden. Die Tauchschmierung ist eine einfache, sichere und kostengünstige Schmiermethode. Ein Nachteil sind Planschverluste, die durch die Rotation des Zahnrads im Öl entstehen. (NIEMANN & WINTER 2004)

Diese Verluste können durch eine Verwendung der Einspritzschmierung vermieden werden. Durch eine Düse wird dabei das Öl auf den Eingriff der Zahnradpaarung gepumpt, wobei die Einspritzmenge gesteuert werden kann. Die Einspritzposition und -richtung beeinflusst die Schmier- und Kühlwirkung genauso wie die Drehrichtung der Zahnräder. Letzteres gilt ebenfalls für die Tauchschmierung. (NIEMANN & WINTER 2004)

Abschätzungen zeigen, dass bei einer Tauchschmierung circa 5 % des Schmiermittels für die Ausbildung einer Mindestschmierfilmdicke notwendig sind, während 95 % der Kühlung dienen (OTTO, H.-P. 2009). Somit sollte ein Konzept zur Kühlschmierung verfolgt werden, das mit einer kleinen Menge an Kühlschmierstoff auch eine ausreichende Kühlung erzielen kann.

2.2.4 Tragfähigkeit und Zahnradversagen

Die Norm ISO 6336 definiert eine Reihe von Auslegungskriterien, die häufig auftretende Schadensfälle eines Zahnrads abdecken. Die für diese Arbeit relevanten Schadensfälle umfassen den Zahnfußbruch, die Grübchenbildung und die plastische Verformung. Dazu ist eine allgemeine Berechnung der Sicherheit gegen plastische Verformung relevant (DECKER 2009).

Zahnbruch

Nach HABERHAUER (2003) ist ein Zahnfußbruch entweder die Folge einer kurzzeitigen großen Überlastung (Gewaltbruch) oder eines längeren Betriebs oberhalb der Dauerfestigkeit (Ermüdungsbruch). Der Zahnfußbruch findet am Zahnfuß statt. Für die Bewertung der Zahnfußtragfähigkeit wird ein Sicherheitsfaktor S_F berechnet, der je nach Schadensausmaß im Versagensfall S_{Fmin} gewählt werden kann. Er berechnet sich zu

$$S_F = \frac{\sigma_{FG}}{\sigma_F} . \quad (2-6)$$

Dabei ist σ_F die rechnerische Zahnfußspannung und σ_{FG} die Zahnfußgrenzfestigkeit. Ausschlaggebend für die Zahnfußgrenzfestigkeit ist nach DIN 3990 die

jeweils vorliegende Zahnfußbiegenennspannung $\sigma_{F, lim}$ unter Betrachtung weiterer Korrekturfaktoren. Die Faktoren umfassen Geometriefaktoren (Größenfaktor Y_X und relative Stützziffer $Y_{\delta relT}$, Spannungskorrekturfaktor Y_{ST}), einen Lebensdauerfaktor für Zahnfußbeanspruchung Y_{NT} und einen Faktor zur Berücksichtigung der Oberfläche Y_{RrelT} . Die Zahnfußspannung σ_F wird für einen Festigkeitsnachweis mit der Zahnfußgrenzfestigkeit σ_{FG} verglichen und somit die Sicherheit gegen Zahnfußbruch S_F berechnet.

Grübchenbildung

Die Grübchenbildung ist nach HABERHAUER (2003) sowie NIEMANN & WINTER (2003) ein Ermüdungsschaden an den Zahnflanken. Zunächst entstehen an der Oberfläche Anrisse, welche in Gleitrichtung (vom Wälzkreis zum Zahnfuß bzw. Zahnkopf) verformt werden. Die Grübchentragfähigkeit hängt von der zulässigen Flankenpressung bzw. Hertzschen Pressung im Kontakt zweier Zahnflanken ab. Die Grübchenbildung äußert sich in der Ausbildung grubchenartiger Vertiefungen an der Flankenoberfläche. Diese zerstören die Flanke und sind somit Ursache für Geräusch und Dauerbruch. Zur Abschätzung der Grübchentragfähigkeit wird der Sicherheitsfaktor S_H mit

$$S_H = \frac{\sigma_{HG}}{\sigma_H} \quad (2-7)$$

herangezogen. Dabei ist σ_{HG} die Grübchengrenzfestigkeit und σ_H die Flankenpressung, die hauptsächlich durch die Hertzsche Pressung bestimmt wird.

Plastische Verformung

Eine plastische Verformung tritt auf, sobald eine Belastung die Fließgrenze überschreitet und somit irreversible Verformungen induziert (DECKER 2009). Dies ist aufgrund des resultierenden Funktionsverlustes und des Bauteilversagens zu vermeiden.

Ein Mittel zur Ermittlung der Sicherheit gegen plastische Verformung sind Vergleichsspannungen. Während für spröde Werkstoffe die Normalspannungshypothese geeignet ist, wird für zähe Werkstoffe die Gestaltänderungsenergie-Hypothese (auch von-Mises-Hypothese genannt) empfohlen. Die sich ergebende Vergleichsspannung σ_V ist eine fiktive einachsige Spannung, deren Materialbeanspruchung gleich derjenigen des realen mehrachsigen Spannungszustands ist. Diese kann beispielsweise durch höherwertige simulationsgestützte Berechnungsmethoden wie der Finite-Elemente-Methode (FEM) ermittelt werden. Dadurch können die aus der Werkstoffprüfung ermittelten allgemeinen Festig-

keitskennwerte wie die Streckgrenze R_e als Versagenskriterium verwendet werden, wobei sich die Sicherheit gegen plastische Verformung S_P mit

$$S_P = \frac{R_e}{\sigma_V} \quad (2-8)$$

ergibt (DECKER & KABUS 2014).

In Summe ergibt die Überprüfung der Sicherheiten gegen Zahnfußbruch, gegen Grübchenbildung und gegen plastische Verformung die Basis für die Tragfähigkeitsnachweise der vorliegenden Arbeit.

2.3 Konventionelle Zahnradfertigung

Die Verzahnungstechnologie bietet eine Vielzahl an Verfahren, die zur Herstellung von Zahnradern herangezogen werden können. Deshalb wird an dieser Stelle repräsentativ ein Verfahrensüberblick anhand des Werkstoffs Einsatzstahl gegeben. Für weiterreichende Grundlagen sei auf FELTEN (1999), SCHLECHT (2010) und NEUGEBAUER (2012) verwiesen.

2.3.1 Bestehende Prozessketten

Für Einsatzstähle gliedert sich die prinzipielle Prozesskette in die **Vorverzahnung**, die **Wärmebehandlung** und die **Hartfeinbearbeitung**. Bei der Vorverzahnung findet die Herstellung eines endkonturnahen Rohlings statt. Dazu kommen Verfahren wie Wälzfräsen oder Sintern in Frage. Die Wärmebehandlung wird im Anschluss daran für eine gezielte Gefügeeinstellung oder Härtung genutzt. Beispiele sind hier das Randschichthärten, Nitrieren oder Einsatzhärten. Dazu kann je nach Anwendungsfall eine ergänzende Bearbeitung im weichen Zustand (Weichfeinbearbeitung) mit Prozessen wie Fräsen oder Drehen sinnvoll sein. Abschließend findet die Endbearbeitung auf das Sollmaß im Hartfeinbearbeitungsschritt statt. Hier können z. B. Verfahren wie Wälzschälen oder Formschleifen genutzt werden. Eine Übersicht ist in Abbildung 2-6 dargestellt.

An unterschiedlichen Stellen entlang der Prozesskette kann ein Reinigungs- oder Verfestigungsstrahlen eingesetzt werden. Ziel kann hier die Reinigung der Bauteiloberfläche oder auch eine Kaltverfestigung der Randschicht sein (STENICO 2007). Ein Strahlvorgang bringt dazu - je nach Verfahren, Wahl der Parameter und Strahlmittel - Druckeigenspannungen in das Bauteil ein, was die Dauerfestigkeit des Zahnrad vergrößern kann (STENICO 2007).

Bei der Entscheidung für ein bestimmtes Fertigungsverfahren spielt eine Vielzahl von Kriterien eine Rolle (BAUSCH 2010). Am Ende des Auswahlverfahrens wird eine robuste, einfache und flexible Prozesskette angestrebt, die möglichst kostengünstig das gewünschte Zahnrad in geforderter Qualität und Stückzahl bzw. Losgröße liefert.

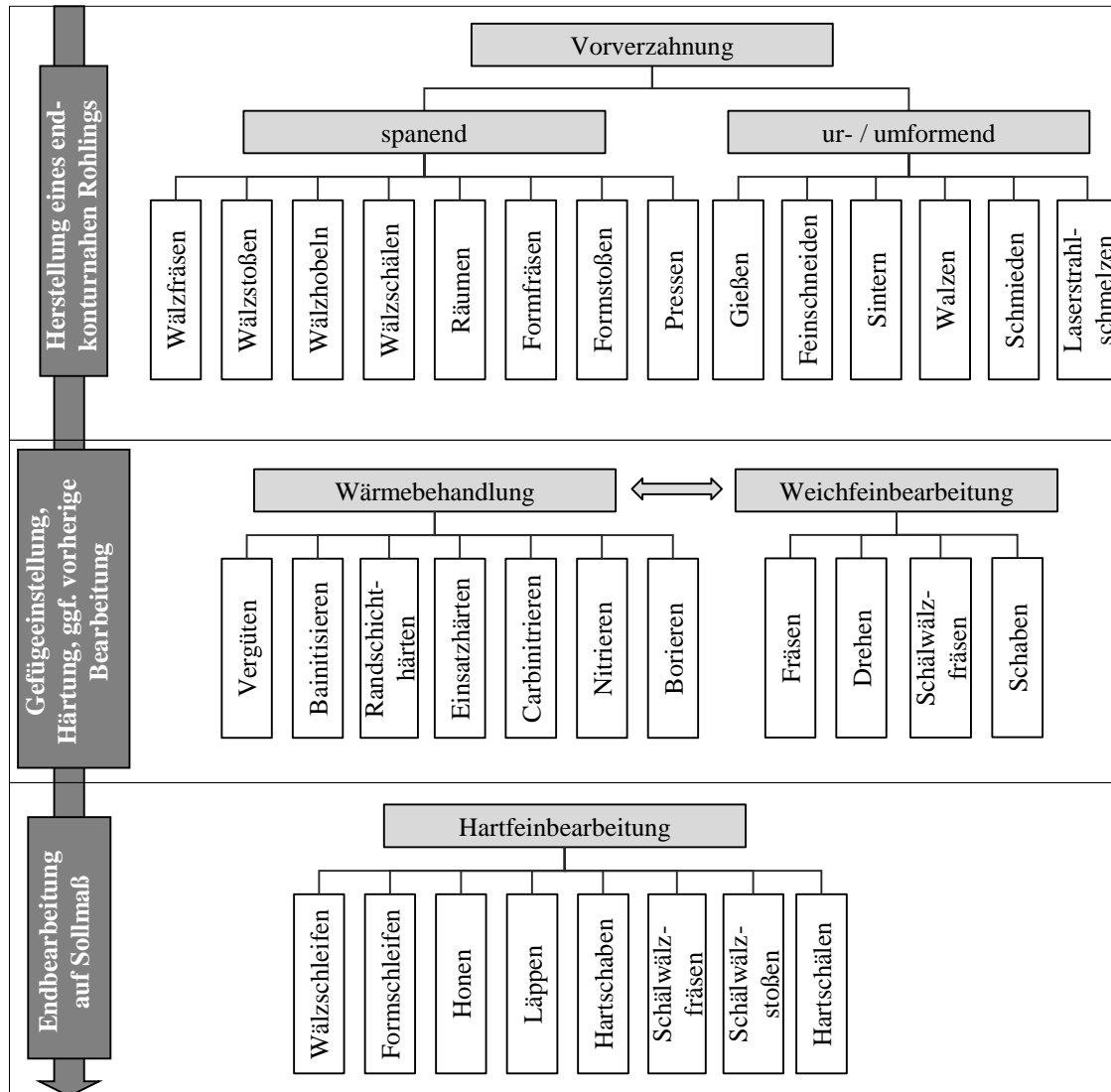


Abbildung 2-6: Prozessvarianten bei der Verzahnungstechnik als Literaturzusammenfassung (FELTEN 1999, KAMPS & REINHART 2014A, KAMPS & REINHART 2014B, NEUGEBAUER 2012, SCHLECHT 2010)

2.3.2 Wärmebehandlung von Einsatzstahl

Einsatzstahl ist definiert als Stahllegierung mit einem Kohlenstoffgehalt von üblicherweise 0,15 bis 0,25 Ma.-%, dessen Randschicht auf 0,7 bis 1 Ma.-% aufgekohlt und martensitisch umgewandelt wird (GROSCH 2010). Somit weist der Werkstoff ein gradiertes Gefüge mit einem harten Randgefüge und einem wei-

chen Kerngefüge auf. Die harte Randschicht zusammen mit den in der martensitischen Umwandlung entstandenen Druckeigenstressungen resultiert in einer großen Schwing- und Wälzfestigkeit (GROSCH 2010). Dazu steigt der Widerstand gegenüber abrasivem und adhäsivem Verschleiß (SCHLECHT 2010). Das weiche Kerngefüge stützt das spröde Verhalten der harten Randschicht, was die Bauteilzähigkeit aufrechterhält (GROSCH 2010).

Die **Wärmebehandlung** ist definiert nach der DIN EN 10052 als ein Vorgang, in dessen Verlauf ein Werkstück gezielt Temperatur-Zeit-Folgen und/oder chemischen Einwirkungen ausgesetzt wird, um ihm Eigenschaften zu verleihen, die für seine Weiterverarbeitung oder Verwendung erforderlich sind. Die übergeordnete Einteilung erfolgt darin in Glüh- und Härteverfahren. Folgend werden die Glüh- und Härteverfahren näher erläutert, die im späteren Verlauf angewendet werden.

Glühverfahren reduzieren Fehlorderungen im Atomgitter und bauen Seigerungen im Gefüge ab. Das **Spannungsarmglühen** wird zur Spannungsrelaxation durch Kriechen und der Fließgrenzenminderung relativ zum Elastizitätsmodul durch eine gezielte Glühbehandlung verfolgt (RADAJ 2002). Dazu werden die Parameter Glühzeit und -temperatur vorgegeben. Bei Einsatzstahl findet dies meist vor der Weichbearbeitung bei einer Temperatur von 600 bis 650 °C statt (GROSCH 2010). Die Glühzeit richtet sich meist nach dem Bauteilvolumen (SCHLECHT 2010).

Das **Einsatzhärten** ist ein Verfahren zur Wärmebehandlung mit dem Ziel der Steigerung der Härte des Randgefüges. Dazu wird ein gradiertes Gefügebau eingestellt, indem die chemische Zusammensetzung des Gefüges gezielt durch das Einbringen von Kohlenstoff verändert wird (GROSCH 2010, SCHLECHT 2010).

Der Einsatzhärteprozess kann nach FELTEN (1999) prinzipiell in drei Prozessschritte unterteilt werden, das Aufkohlen (Index K), das Härten (Index H) und das Anlassen (Index A) (siehe Abbildung 2-7.a). Im Aufkohlprozess wird mit Hilfe eines kohlenstoffabgebenden Mediums (Kohlungsmittel) und der Zufuhr thermischer Energie (Temperatur T , Haltedauer HD , Abkühlgeschwindigkeit VA , Abkühlmedium AM) eine Kohlenstoffverlaufskurve entlang der Randschicht eingestellt. Für das Aufkohlen existieren unterschiedliche Verfahren, die anhand des Aggregatzustands des Kohlungsmittels kategorisiert werden können: Pulveraufkohlen (feste Kohlungsmittel), Salzbadlaufkohlen (flüssiges Kohlungsmittel), Gas- und Plasmaaufkohlen (gasförmiges Kohlungsmittel). Beim Härten werden durch eine definierte Aufheiz-, Halte- und Abschreckdauer die Härteverlaufskurve und Eigenspannungsverteilung entlang der Randschicht eingestellt. Ein anschließendes Anlassen wird zur Einstellung der Härte, der Verbesserung

der Duktilität und Zähigkeit, der Reduktion der Eigenspannungen, der Reduktion der Rissgefahr (z. B. bei der Hartfeinbearbeitung) und der Abnahme des Restaustenitgehalts verwendet.

Das im Aufkohlen eingestellte Kohlenstoff-Tiefenprofil (siehe Abbildung 2-7.b) resultiert beim Härten in einem Verlauf, der charakterisiert wird durch die Größen Einsatzhärtungstiefe (Case Hardening Depth: CHD) und Kernhärte. Die CHD ist definitionsgemäß die Tiefe im Härtetiefenprofil, bei der die Grenzhärte einer bestimmten Härte (beispielsweise von 550 HV1) unterschritten wird (FELTEN 1999).

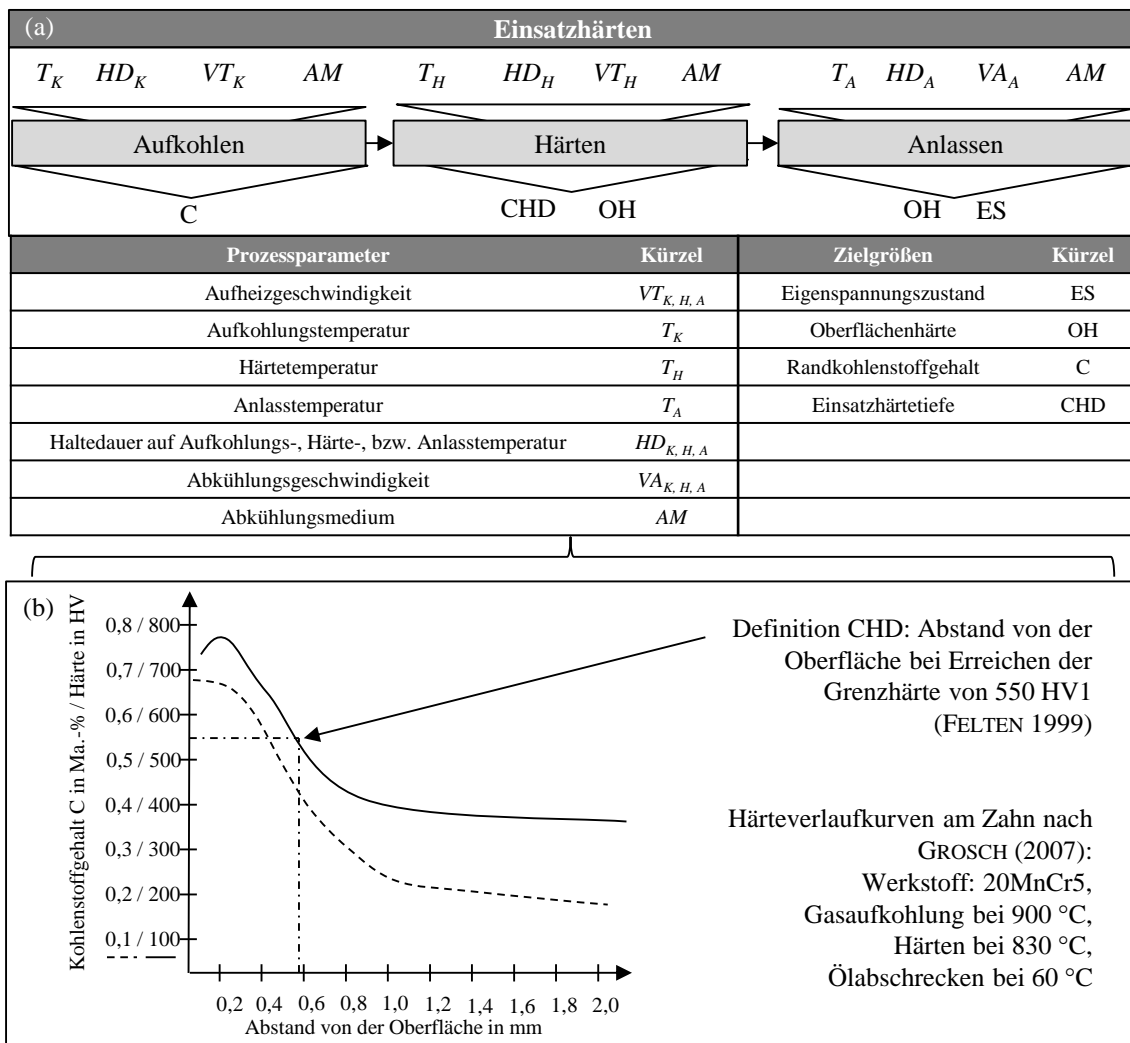


Abbildung 2-7: Prozessschritt, Prozessparameter und resultierende Bauteil- und Gefügeeigenschaften beim Einsatzhärten, in Anlehnung an ECKSTEIN (1977) und GROSCH (2010)

Die Härteverlaufskurve und der Eigenspannungszustand sind geometrieabhängige Größen. Die Aufkohlungszone folgt allgemein der Werkstückkontur. Bei konkaven Konturen (z. B. im Zahnfuß) muss aufgrund eines kleinen Oberflä-

chen-Volumen-Verhältnisses mit kleineren Aufkohlungstiefen als bei konvexen gerechnet werden (FELTEN 1999). Scharf gekerbte oder dünnwandige Strukturen werden je nach verwendeten Prozessparametern durchgekühlt und durchgehärtet. Dies kann in einer lokalen geringen Zähigkeit resultieren (FELTEN 1999), was besonders bei der Auslegung filigraner Leichtbaustrukturen zu beachten ist.

Das Einsatzhärten kann prinzipiell in unterschiedlichen Varianten durchgeführt werden: das Direkthärten, das Einfachhärten, das Härten nach isothermischer Umwandlung und das Doppelhärten. Der dazugehörige Prozessablauf ist in Abbildung 2-8 zusammengefasst, wobei jeweils das Temperaturniveau der vollständigen Austenitisierung (Ac_3) mit Ac_3 -Kern für den Kernbereich und Ac_3 -Rand für den Randbereich des Stirnrads qualitativ angegeben ist. Für Vor- und Nachteile sowie Anwendungsgebiete wird auf FELTEN (1999) verwiesen.

Im Rahmen dieser Arbeit wird aufgrund der besseren Eignung für den Labormaßstab mit festem Kohlungsmittel und des resultierenden feinen Härtinggefüges durch die zweimalige Umwandlung von α - γ - bzw. γ - α -Gefüge das Einfachhärten verwendet. Das Einfachhärten wird nach dem Aufkohlen in festen Kohlungsmitteln oder bei partiell einsatzgehärteten Teilen verwendet (GROSCH 2010).

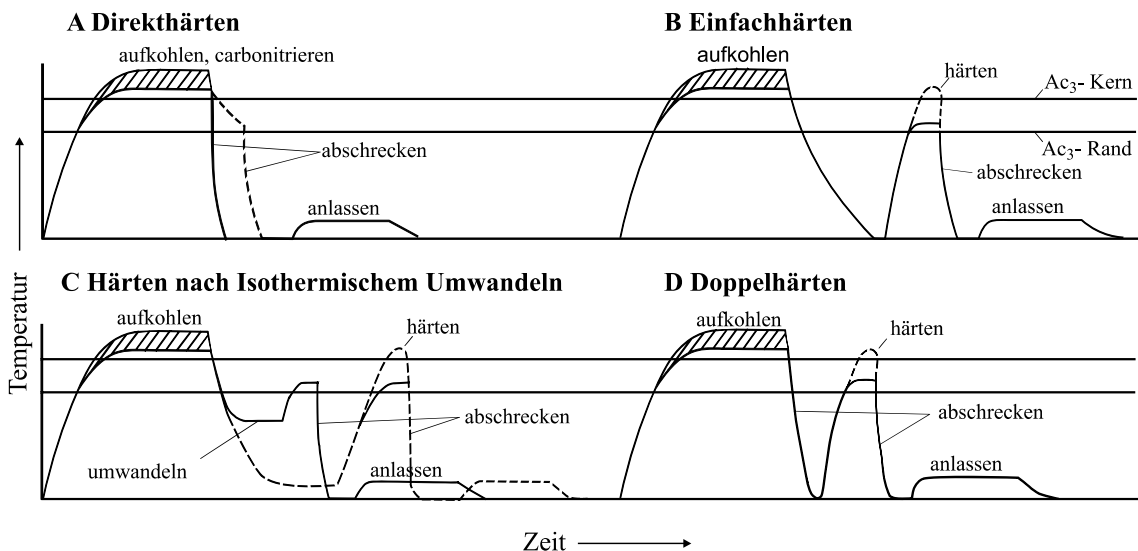


Abbildung 2-8: Prozessvarianten beim Einsatzhärten nach DIN 17022-3

Der Ablauf des Einsatzhärtens und die gewählten Parameter sind für das Erreichen der Anforderungen an den Restaustenitgehalt, den Randkohlenstoffgehalt, die Einhärtungstiefe, die Oberflächenhärte, die Randoxidation und die Gefügezustände maßgeblich (GROSCH 2010).

2.3.3 Zahnradverzug beim Einsatzhärten

Im Rahmen dieser Arbeit wird der Verzug unter Bezug auf den Fachausschuss 15 „Maß- und Formänderung infolge von Wärmebehandlung“ der Arbeitsgemeinschaft Wärmebehandlung und Werkstofftechnik e. V. (AWT) definiert. Dieser bezeichnet Verzug als „jede Maß- und Formänderung (Winkel- und Krümmungsänderung) eines Werkstückes gegenüber dem Ausgangszustand infolge einer Wärmebehandlung“ (HEEB 2011). Diese Definition wird für die vorliegende Arbeit angepasst, sodass Verzug als jede Maß- und Formänderung (Winkel- und Krümmungsänderung) eines Werkstückes gegenüber dem Ausgangszustand infolge eines Fertigungsprozesses oder einer Wärmebehandlung verstanden wird. Verzug wird unter anderem durch Eigenspannungen hervorgerufen, die nach Prozessschritten wie der Wärmebehandlung im Werkstück verbleiben (RADAJ 2002).

Umwandelnde Werkstoffe wie Einsatzstähle erfahren bei der Einsatzhärtung eine Volumenänderung, die sowohl durch thermisches Schrumpfen aufgrund Temperaturunterschied bei Erwärmung und Abkühlung als auch durch Umwandlung einer Phase in eine zweite mit anderem spezifischen Volumen hervorgerufen werden kann. Diese Volumenänderung führt zu Temperatur- und Umwandlungsspannungen. Erreichen die Spannungen die Streckgrenze des Stahls, wird eine plastische Verformung induziert. Zusätzlich werden die bei Raumtemperatur elastischen Eigenspannungen bei Erwärmung teilweise plastisch abgebaut. Der Eigenspannungszustand am Ende der Härtung ist abhängig von der Abkühlgeschwindigkeit, der Härbarkeit, der Aufkohlungstiefe, dem Rand- und Kernkohlenstoffgehalt. Der Verzug des Werkstücks ist geometrieabhängig. Große Querschnittsunterschiede und scharfe Kanten sowie Asymmetrien begünstigen den Bauteilverzug. (GROSCH 2010)

In Summe ergibt sich der Verzug aus der Wechselwirkung der Eigenspannungen, des Gefüges, der chemischen Zusammensetzungen, der Geometrie und der Temperaturhistorie. In Vorarbeiten wird nachgewiesen, dass der Verzug eine Systemeigenschaft der gesamten Prozesskette ist. (HOFFMANN ET AL. 2002)

In der industriellen Anwendung wird Verzug deshalb oftmals mit einem phänomenologischen Ansatz begegnet (KOHLEHOFF 2013). Die Geometrieabweichungen werden vorgehalten, was voraussetzt, dass das Verzugsverhalten des Werkstücks entlang der Prozesskette bekannt ist. Dies setzt zeitintensive Vorserien mit statistisch relevanter Anzahl an Werkstücken und anschließender messtechnischer Analyse voraus. Dieser Aufwand ist tendenziell für große Lose wirtschaftlich.

Das ermittelte Verzugsverhalten besitzt dazu eine Gültigkeit für die gewählten Komponenten und die Prozesskette. Über Ursachen und Mechanismen entlang der Prozesskette sind keine Erkenntnisse erforderlich. (ZOCH & LÜBBEN 2008A, ZOCH & LÜBBEN 2008B)

2.4 Bestehende Leichtbauansätze bei Zahnrädern

Beim Leichtbau werden unter vorgegebenen technischen Randbedingungen geforderte Funktionen durch ein System minimaler Massen realisiert (KLEIN 2009). Der Leichtbau wird gemäß der Kategorisierung aus Kapitel 2.1 in Stoff-, Form- und Fertigungsleichtbau gegliedert. Im Folgenden wird ein Überblick über den Stand der Forschung des Leichtbaus bei Stirnzahnrädern anhand dieser drei Kategorien dargelegt:

Beim **Stoffleichtbau** ist in den letzten Jahren die Entwicklung auf dem Gebiet der Verzahnungstechnik im Wesentlichen durch eine Leistungssteigerung der Verzahnung anhand innovativer Wärmebehandlungskonzepte und anhand der Verwendung höherfester Werkstoffe geprägt (KUCHARZEWSKI 2010). Ergänzend kann bei Getriebesegmenten mit kleiner Belastung eine Substitution von eisenbasierten Werkstoffen durch technische Kunststoffe wie z. B. PEEK, PPA oder Verbundbauweisen vorgenommen werden (BUTZ & REINERT 2012, HUFENBACH 2004). So ist eine Ausführung einer Zahnradpaarung aus Kunststoff oder einer Kombination aus Metall und Kunststoff möglich. Durch eine Kunststoffausführung der Zahnradpaarung oder des im Vergleich zum Ritzel weniger belasteten Rads kann eine Massenreduktion realisiert werden. Nachteilig an der Verwendung von Kunststoffen können die beschränkte mechanische und thermische Beanspruchbarkeit oder vergleichsweise große Werkstoff- und Fügekosten sein (BUTZ & REINERT 2012). Darüber hinaus weisen Zahnräder aus faserverstärktem Kunststoff ein anisotropes Materialverhalten auf (HUFENBACH 2004).

Beim **Formleichtbau** ist bei Stirnrädern beispielsweise der hochbelastete Zahnkranz aus Vollmaterial dargestellt, während der wenig belastete Zahngrundkörper Materialausparungen aufweist. Weit verbreitet im Formleichtbau sind Zahnräder mit einem Radkörper mit rotationssymmetrischen (OTTO, M. 2009) oder rotationsasymmetrischen Aussparungen (MERZ 2013), wie z. B. Verjüngungen oder Bohrungen. Ebenfalls existieren Ansätze zur simulationsbasierten rechnergestützten Auslegung (HEISELBETZ & MÜLLER 2009). Aufgrund fertigungstechnischer Restriktionen entsprechen diese Strukturen meist nicht dem Kraftfluss, wodurch eine Einschränkung der Radkörpertragfähigkeit, des Verformungsver-

haltens und des dynamischen Verhaltens gegenüber einer kraftflussgerechten Auslegung resultiert.

Neben der Formverbesserung des Zahngrundkörpers kann auch der hochbelastete Zahnfuß Objekt der Formverbesserung sein. Als Beispiel können hier Schutzrecht EP2005032B1 und Schutzrecht DE102008045318B3 genannt werden. In diesen Arbeiten wird die Form des Zahnfußes derart - beispielsweise gemäß der Vorgehensweise aus (MATTHECK 2006B) - angepasst, dass Spannungskonzentrationen vermieden werden und eine größere Festigkeit erreicht wird. Somit besteht eine oft nicht berücksichtigte Möglichkeit zur Optimierung von Zahnrädern in der Wahl des richtigen Verzahnungswerkzeuges. Damit kann die Zahnfußform beeinflusst werden und somit die Zahnfußspannung reduziert und eine größere Zahnfußtragfähigkeit erzielt werden. Diese kann zur weiteren Reduzierung der Masse und der Verlustleistung P_V genutzt werden. (FRÜHE 2012)

Beim **Fertigungsleichtbau** werden schließlich Fertigungstechnologien verwendet, die eine optimale Ausnutzung von Stoff- und Formleichtbau erlauben. Dabei sind unterschiedliche Bauweisen möglich:

In der *Differenzialbauweise* kann ein dünner, hochfester Zahnkranz auf einen Leichtbauradkörper gefügt werden. Beispielsweise werden beim Multimaterial-Gesenkschmieden Zahnradsegmente aus verschiedenen metallbasierten Werkstoffen hergestellt und in einem Schmiedeprozess zu einem Zahnrad verbunden. Dadurch kann eine Massereduktion erreicht werden. (KOSCH 2012) Ebenfalls ist die Herstellung von Zahnrädern mit einem hochfesten metallbasierten Zahnkranz und einem Radkörper aus Kunststoff oder einem Metall-Epoxidharzschaum nach aktuellem Stand der Technik möglich. Der Metall-Epoxidharzschaum kann zur Festigkeitssteigerung zusätzlich mit Additiven ergänzt werden. Diese Bauweise verbessert die Dämpfungseigenschaften des Zahnrades (HELLMANN & HESSE 2007). Ebenfalls ist ein Paketieren von Blechbauteilen als Grundkörper und ein anschließendes Fügen mit dem Zahnkranz möglich. Auf diese Weise sind komplexe Geometrien realisierbar, die dem Kraftfluss angenähert werden können. Nachteilig an einer Differenzialbauweise ist z. B. der zusätzliche Fügeaufwand. (INDUSTRIEVERBAND MASSIVUMFORMUNG E. V. 2016)

Unter der *Integralbauweise* sind Ansätze zu subsumieren, bei denen aus einem Verzahnungskörper definiert Material entfernt wird, um Masseersparnisse zu realisieren. Unter Verwendung spanender oder abtragender Fertigungsverfahren können Zahnkörpersegmente nach den Prinzipien des Leichtbaus angepasst werden. Beispielsweise kann hier gemäß Schutzrecht DE 10 2006 060 791 A1 eine Bearbeitung des Zahngrundkörpers mittels Erosion genannt werden. Dabei wer-

den in einem der Verzahnungskörperherstellung, Härtung und Hartfeinbearbeitung nachgelagerten Prozessschritt Aussparungen in den Zahngrundkörper eingebracht. Eine Integralbauweise ermöglicht eine Fertigung ohne Fügeprozesse, welche die Festigkeit der Verbindungsstellen negativ beeinflussen können. In vielen Fällen ist die Formgebungsfreiheit in der Integralbauweise im Vergleich zur Differenzialbauweise fertigungsbedingt kleiner, was die Möglichkeiten des Formleichtbaus reduziert. (OTTO, M. 2009, SCHULZ ET AL. 2004)

Als Fazit ist festzuhalten, dass eine große Bandbreite an Ansätzen im Form-, Stoff- und Fertigungsleichtbau bei Stirnzahnrädern existiert. Je nach Komplexität und Bauweise des Bauteils wird der Fertigungsaufwand gesteigert. Dieser kann bei der Differenzialbauweise aufgrund aufwendiger Fügeprozesse vergrößert werden. Bestehende Ansätze zur Integralbauweise weisen fertigungsbedingt Einschränkungen hinsichtlich der erzielbaren Bauteilkomplexität und somit im Formleichtbau auf. Ein Ansatz, der die Vorteile der Integralbauweise nach den Prinzipien des Form- und Stoffleichtbaus in einem Fertigungsverfahren ermöglicht, bietet somit ein großes Potenzial. Im Rahmen dieser Arbeit wird dieser Ansatz durch die Verwendung des Laserstrahlschmelzens verfolgt.

2.5 Prozesskette des Laserstrahlschmelzens (LBM)

Die Prozesskette des Laserstrahlschmelzens (LBM - engl.: Laser Beam Melting) wird im Folgenden erläutert. Anschließend wird ein Prozessmodell als Grundlage für das Prozessverständnis bei der Materialqualifizierung für das LBM aufgezeigt. Danach werden Vorarbeiten zur Verarbeitung von Einsatzstahl aufgearbeitet und abschließend die Verzugsmechanismen beim LBM erläutert.

2.5.1 Verfahrensprinzip des LBM

Die Basis zur Kombination von Stoff-, Form- und Fertigungsleichtbau ist durch die Verwendung des LBM gegeben. Dieses additive Fertigungsverfahren bietet die Möglichkeit, komplexe Geometrien aus pulverförmigem Ausgangsmaterial herzustellen. Das Bauteil wird dabei schichtweise gefertigt, wodurch integrale Strukturen aus metallischen Werkstoffen hergestellt werden können.

Durch die werkzeuglose Fertigung von Bauteilen mittels LBM ist eine schnelle, flexible und direkte Herstellung aus den 3-D-CAD-Daten möglich. Die dazu notwendigen Prozessketten können nach VDI 3405 in drei Kategorien aufgeteilt werden: Pre-Prozess, In-Prozess und Post-Prozess. Eine graphische Abfolge des

Pre-Prozesses, des In-Prozesses und des Post-Prozesses ist in Abbildung 2-9 gezeigt.

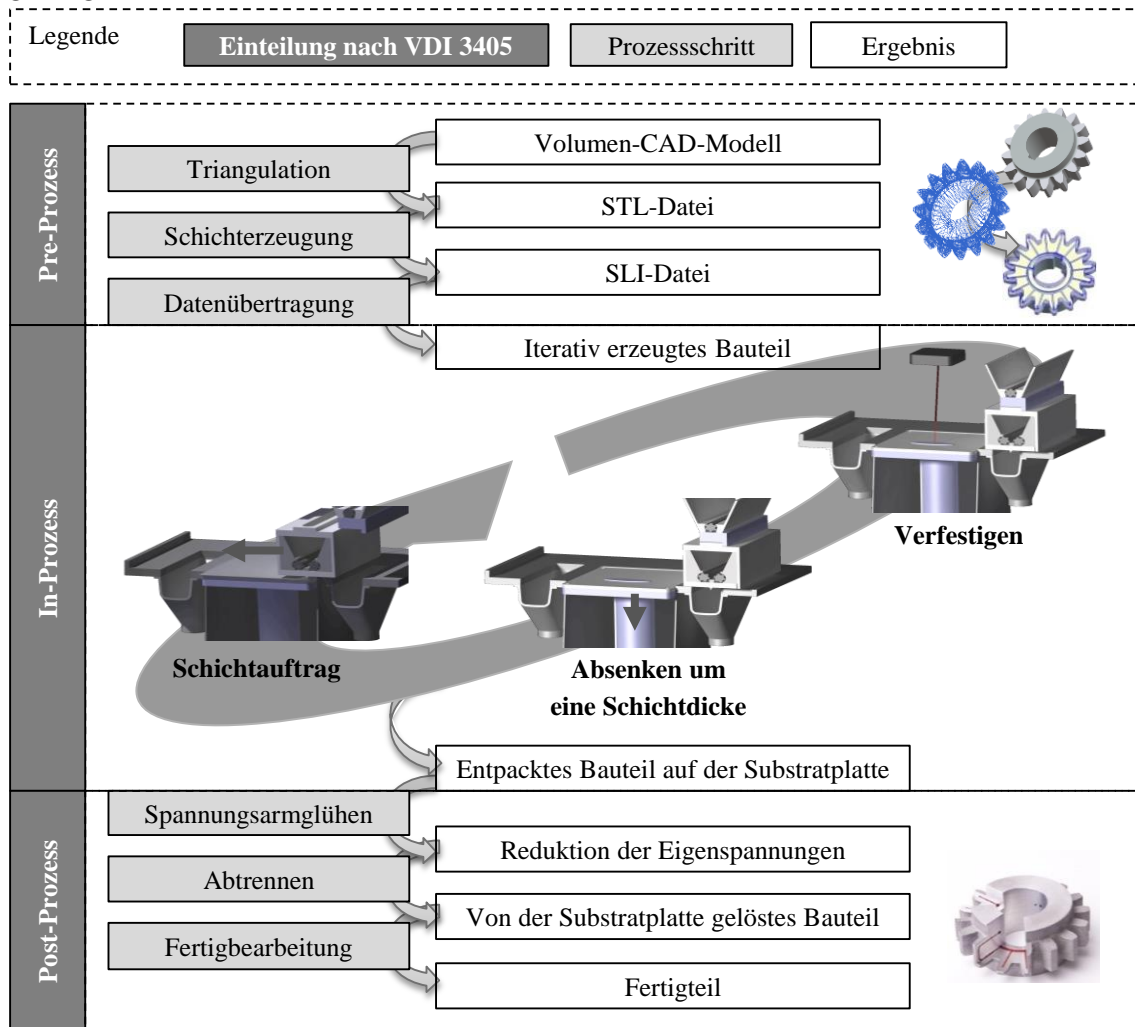


Abbildung 2-9: Prozessabfolge des Pre-Prozesses, des In-Prozesses und des Post-Prozesses nach VDI 3405 beim LBM

Der **Pre-Prozess** beinhaltet die Vorbereitung der Daten, die dann der LBM-Anlage als Fertigungsinformation dient. Gemäß ZÄH (2006) wird als Ausgangsbasis ein 3-D-CAD-Volumenmodell des zu fertigenden Bauteils verwendet. Durch Triangulation wird eine Bauteilbeschreibung in das STL-Format (Standard Tessellation Language) übersetzt. In der anschließenden Prozessvorbereitung wird das Bauteil virtuell im Rahmen des sogenannten Slice-Prozesses in einzelne Schichten mit definierter Dicke zerlegt.

Beim **In-Prozess**, hier speziell dem LBM-Prozess, wird anschließend das Bauteil gemäß dem zuvor erstellten Modell aus einem Pulverbett generiert. Dabei wird auf eine Bauteilplattform eine Schicht des Pulvers aufgetragen und die jeweilige Querschnittsfläche des Bauteils mittels Laserstrahl verfestigt. Nach Abschluss der Belichtung wird die Bauteilplattform abgesenkt und neues Pulver aufgetra-

gen. Dieser Prozess wird wiederholt, bis das Bauteil vollständig hergestellt ist. In den meisten Fällen folgen im **Post-Prozess** ein Spannungsarmglühen des Teils auf der Substratplatte, ein mechanisches Trennen von der Substratplatte (Sägen, Erodieren etc.), eine thermische Nachbehandlung (Härten etc.) und eine mechanische Nachbearbeitung (z. B. Schleifen) von Funktionsflächen (VDI 3405).

Prinzipiell ist die Gestaltung der Prozesskette anwendungsabhängig. Die um den Kernprozess LBM orientierte Prozesskette wird für den einzelnen Anwendungsfall entwickelt, wobei unterschiedliche Verfahren aus der DIN 8580 herangezogen werden können. Dazu gehören neben der Qualifizierung neuer Materialien für den LBM-Prozess auch eine Erprobung vor- und nachgelagerter Prozessschritte wie das Spannungsarmglühen, das Härten oder die mechanische Nachbearbeitung (LAKOMIEC 2014).

2.5.2 Prozessentwicklung für das LBM

Ziel der Prozessentwicklung ist eine rissfreie Verarbeitung des gewünschten Werkstoffs mit einer relativen Bauteildichte von $\rho_{rel} > 99,5 \%$ gemäß VDI 3405 Blatt 2 unter Vermeidung von Delamination oder ungewollten Änderungen in der chemischen Zusammensetzung bzw. der physikalischen Eigenschaften des resultierenden Werkstoffs. Das LBM ist bei der Bauteilherstellung als Kernprozess der Prozesskette zu betrachten. Generell weist der LBM-Prozess konkrete Einflussgrößen auf, die für eine rissfreie Materialverarbeitung mit einer kleinen Restporosität ρ_{rel} materialspezifisch angepasst werden müssen. Dies spielt bei der Prozessentwicklung für Materialien, deren Verarbeitung mittels LBM bislang nicht dem Stand der Technik entsprechen, eine große Rolle.

Zur Prozessentwicklung wird vorwiegend ein anlagenspezifisches Modell mit den Einflussgrößen auf den Prozess und das Material aufgestellt (EISEN 2009, MEINERS 1999). Anschließend kann auf Basis dessen ein Versuchsplan aufgestellt werden. Eine allgemeine Aufstellung der Einflussgrößen auf den LBM-Prozess ist beispielsweise in SEHRT (2010) zu finden. Daneben sind weitere Einflussgrößen, wie die Materialeigenschaften des Werkstoffs (z. B. Legierungszusammensetzung, Schmelzpunkt und spezifische Verdampfungsenthalpie) und die Pulvereigenschaften, sowie die konkrete Anlagentechnik relevant.

Kern des Versuchsplans ist meist eine gezielte und materialspezifische Beeinflussung des Energieeintrags zum riss- und porenfreien Aufschmelzen und Verfestigen des Pulvers. Dazu wird das komplexe Parametersystem in Parameterteilsysteme zerlegt, sodass eine örtliche Qualität in den Teilsystemen beschrieben

und untersucht werden kann. Eine Systematik zur Untersuchung der Teilsysteme nicht-qualifizierter Materialien ist z. B. in SEHRT (2010) beschrieben.

In Abbildung 2-10 ist eine schematische Zusammenfassung der allgemeinen Haupteinflussgrößen bei der Materialqualifizierung zu finden. Die relevanten Prozessgrößen sind hierbei die Laserleistung P_L , die Scangeschwindigkeit v_s , der Scanlinienabstand h_s , der Fokusbereich d_F , die Fokusposition f_z und die Schichtdicke l_z , die Intensitätsverteilung des Lasers, die Vorheiztemperatur T_{VT} , anlagenspezifische Parameter wie Scanvektorlänge l_{sv} oder Scanvektorabstand h_{ss} sowie Skalierungs- und Strahlverschiebungswerte. Diese Parameter können weiterhin spezifisch für Schraffur (Index H) des Bauteilkerns und der Belichtung der Bauteilkontur (Index K) eingestellt werden.

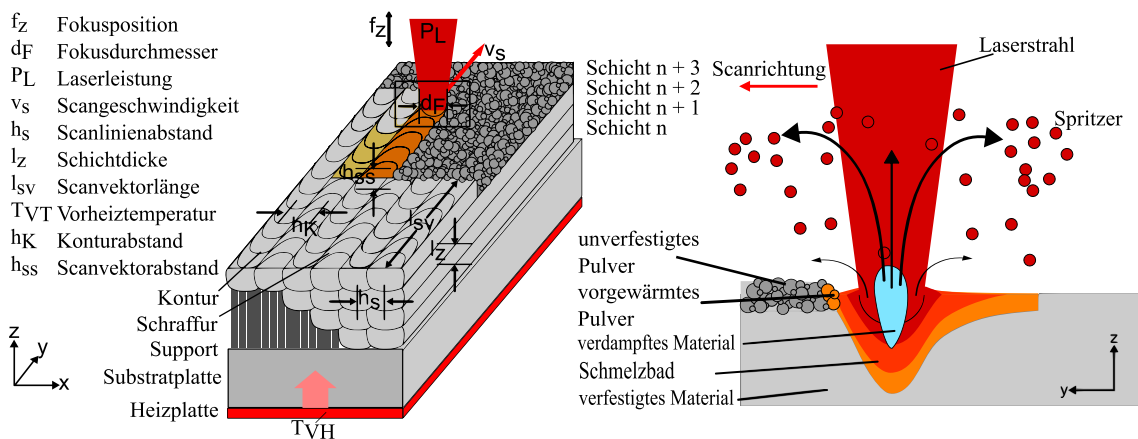


Abbildung 2-10: Modell für den LBM-Prozess

Unterschiedliche Definitionen des Energieeintrags sind in Tabelle 2-1 zusammengefasst. Dieser kann je nach Anwendungsfall in Streckenenergieeintrag E_S , Flächenenergieeintrag E_F und Volumenenergieeintrag E_V unterteilt werden. Die theoretische Verfestigungsrate ist durch V_{th} als Produktivitätsmaß definiert, die Beschleunigungsvorgänge in der Strahlführung werden vernachlässigt.

Tabelle 2-1: Energiedichte E bezogen auf Strecke (Index S), Fläche (Index F) und Volumen (Index V) sowie Verfestigungsrate V_{th}

Zusammenhang	Bezeichnung	Einheit
$E_S = \frac{P_L}{v_s}$ (2-9)	„Streckenenergie“ (Meiners 1999)	J/mm
$E_F = \frac{P_L}{v_s \cdot d_f}$ (2-10)	Energiedichte bezogen auf Fokusbereich (EISEN 2009)	J/mm ²
$E_V = \frac{P_L}{v_s \cdot d_f \cdot h_s}$ (2-11)	Energiedichte bezogen auf Volumen (EISEN 2009)	J/mm ³
$V_{th} = v_s \cdot d_f \cdot h_s$ (2-12)	Theoretische Verfestigungsrate (SCHLEIFENBAUM 2011)	cm ³ /h

2.5.3 Verarbeitung von Einsatzstahl mittels LBM

Zur Herstellung von Stirnzahnrädern mittels LBM werden meist bereits qualifizierte Werkstoffe wie Werkzeugstahl verwendet (LIN ET AL. 2016). Zur Verarbeitung von Einsatzstahl mit dem Ziel der Stirnradherstellung existieren wenige Arbeiten. SCHEITLER ET AL. (2016) weisen die mögliche rissfreie Verarbeitung von Einsatzstahl mittels eines warmfesten einsatzhärtbaren Wälzlagerstahls M50NiL mit $\rho_{rel} > 99,9 \%$ nach. Der Werkstoff verfügt über einen Kohlenstoffgehalt von 0,11 bis 0,15 Ma.-%, 4 bis 4,25 Ma.-% Cr und 0,15 bis 0,35 Ma.-% Mn, mit weiteren Bestandteilen wie Mo, V, Si und Ni. Verwendet wird eine LBM-Anlage des Typs SLM 50 Realizer, wobei für eine reproduzierbare rissfreie und porenarme Verarbeitung eine Adaption der Schutzgasführung vorgenommen werden muss. Die Parameter werden mit $P_L = 75 \text{ W}$, $v_S = 214 \text{ mm/s}$, $h_S = 80 \mu\text{m}$, $l_Z = 30 \mu\text{m}$, $d_F = 50 \mu\text{m}$ angegeben. Dazu wird ein sphärisches Pulver mit einer typischen Korngrößenverteilung von 20 bis 63 μm gewählt. Außerdem werden die Schutzgase Argon und Stickstoff erprobt, wobei Stickstoff schlechtere Ergebnisse liefert. SCHEITLER ET AL. (2016) mutmaßen hier eine schlechtere Kühlwirkung des Stickstoffs auf die Prozesszone, wobei weitere Effekte wie die Wechselwirkung des Prozessgases mit der Prozesszone nicht ausgeschlossen werden sollten.

Außerdem wird ohne Beschreibung der Detailergebnisse beispielsweise von ZIEBURA & MEINERS (2017) und bei der Fa. GKN die Möglichkeit einer Verarbeitung des Einsatzstahls 16MnCr5 bzw. 20MnCr5 mit dem Ziel der Herstellung von Verzahnungen angegeben (SCHLIEPER 2016). Eine Qualifizierungsmethodik oder ein geeignetes Parameterfenster wird nicht angegeben.

In KAMPS & REINHART (2014A) wird die Verarbeitbarkeit des Einsatzstahls 16MnCr5 mit $\rho_{rel} = 99,93 \%$ dargestellt. Dazu wird eine LBM-Anlage des Typs M1 der Fa. Concept Laser verwendet. Die Parameter werden mit $P_L = 195 \text{ W}$, $v_S = 800 \text{ mm/s}$, $h_S = 105 \mu\text{m}$, $l_Z = 30 \mu\text{m}$, $d_f = 150 \mu\text{m}$ angegeben.

2.5.4 Geometrieabweichungen entlang der LBM-Prozesskette

Beim LBM wird eine Geometrieabweichung sowohl durch Fertigungsungenauigkeiten wie der Wiederholgenauigkeit des Laserscanners bzw. der Positionierung der Fokusslage des Lasers und des Treppenstufeneffekts als auch durch prozessinduzierte Eigenspannungen hervorgerufen (BAYERLEIN & ZÄH 2016, ZÄH 2006). Die Eigenspannungen werden durch große thermische Belastungen pro-

zessbedingt induziert. Sie können zum Verzug, gegebenenfalls aber auch zu Schichtablösungen und zu Rissen im Gefüge führen.

Ursache für Eigenspannungen während des LBM-Prozesses ist die lokale Energieeinkopplung durch den Laser. Diese führt nach KRUTH ET AL. (2004) zum sogenannten Temperature Gradient Mechanism (TGM): Der TGM umfasst im Wesentlichen zwei Phasen, in denen Eigenspannungen hervorgerufen werden. In der Aufheizphase wird das Material durch den Laser lokal erhitzt und aufgeschmolzen. Eine thermische Dehnung des Materials wird induziert. Aufgrund der lokal begrenzten raschen Erwärmung und der geringen Wärmeleitung des Substrats und des umliegenden Materials entsteht ein großer Temperaturgradient zwischen der Lasereinflusszone und dem Randbereich. Die Ausdehnung des Materials in der Wärmeeinflusszone wird durch das umliegende Material begrenzt, was Druckspannungen hervorruft. Übersteigen diese die Streckgrenze des Substrats, findet eine plastische Verformung statt. Die großen Temperaturen bewirken zudem ein Absenken der Streckgrenze, was diesen Effekt begünstigt. Da eine mechanische Begrenzung durch das umliegende Material besteht, werden Eigenspannungen induziert. Im Anschluss an die Energieeinkopplung durch den Laser beginnt die Abkühlphase, die maßgeblich durch Wärmeleitung stattfindet. Die thermisch verformten oberen Schichten kontrahieren. Darunterliegendes Material wirkt dieser Tendenz entgegen. Somit werden Zugspannungen in den oberen Schichten und Druckspannungen in den darunterliegenden Schichten induziert. Durch die mechanische Begrenzung verbleiben diese Kräfte als Eigenspannungen im Bauteil. (KRAUSS 2016, KRUTH ET AL. 2004)

In Summe werden große Temperaturgradienten durch lokal eng begrenzte Erwärmung und große, heterogene Abkühlraten hervorgerufen, welche die Bildung von Eigenspannung bewirken (BOURELL ET AL. 2017). Am Ende des Prozesses kann daher ein Aufbiegen an den Rändern des Bauteils in positiver Z-Koordinatenrichtung resultieren (MUNSCH 2013).

Der Verzug des Bauteils kann durch die Geometrie begünstigt werden, insbesondere durch große Querschnittsprünge senkrecht zur Baurichtung. Durch unterschiedliche Volumina und Anbindungsflächen zur Substratplatte sind die Abkühlraten im Bauteil heterogen (KRAUSS 2016).

Eine gängige Methode zur Kompensation des Verzugs ist die mechanische Anbindung an die Substratplatte und Homogenisierung des Wärmehaushaltes durch Stützstrukturen (KRAUSS 2016). Beim LBM werden mittels schmelzmetallurgischer Verbindung einzelne Schweißbahnen miteinander verbunden. Eigenspannungen werden durch die Steifigkeit der Substratplatte gebunden. Bei Überhän-

gen fehlt diese Verbindung, da das Werkstück teilweise auf losem Pulver verfestigt wird. Da eine Möglichkeit zur Kompensation der Eigenspannungen fehlt, kann dies zu einem Verzug führen. Zur Kompensation von Eigenspannungen trotz fehlender Anbindung werden Überhänge mit einem Winkel unter 45° (Richtwert) zur Substratplatte mittels Stützen an diese angebunden. Durch eine gesicherte Anbindung der Schweißbahn können Eigenspannungen gebunden werden. Die Gefahr des Verzugs oder des Abreißen des Bauteils von der Substratplatte wird gemindert. Eigenspannungen werden bei einer Begrenzung des Verzugs kompensiert, bis sie durch eine Wärmebehandlung reduziert werden können. Die Stabilität und Anbindung des Bauteilsegments durch die Stützen ist durch einen angemessenen Querschnitt sicherzustellen. Dabei ist jedoch zu beachten, dass eine Entfernung der Stützen im Post-Prozess ermöglicht werden muss.

Methoden zur Reduktion von Eigenspannungen sind angepasste Belichtungsstrategien im LBM-Prozess (MUNSCH 2013), ein Vorheizen der Substratplatte zur Verminderung des Temperaturgradienten sowie ein Spannungsarmglühen im Post-Prozess (BUCHBINDER 2013).

Zur Eigenspannungsreduktion im LBM-Prozess kann die Belichtungsstrategie derart angepasst werden, dass kleinere Eigenspannungen resultieren oder vorhandene Eigenspannungen direkt abgebaut werden. Konfigurationsmöglichkeiten sind eine alternierende Belichtung gegenüber einer einachsigen Belichtung und Variation der Scanvektorenlänge l_{sv} . Die Wahl einer Strategie mit inkrementell verändertem Scanwinkel erweist sich dabei verzugsmindernd (MEINERS 1999).

Vorhandene Eigenspannungen lassen sich außerdem bei großer Temperatur durch eine Verminderung von Fließspannung und Elastizitätsmodul sowie durch Spannungsrelaxation (Kriechen) abbauen (RADAJ 2002). Neben dem Vorwärmen ist die Wärmebehandlung mittels Spannungsarmglühen nach dem LBM und vor Trennen des Bauteils von der Substratplatte ein gängiges Verfahren zur Eigenspannungsreduktion. Durch die vergrößerte Temperatur beim Glühen wird die Fließgrenze des Werkstoffs herabgesetzt. Durch die Substratplatte gebundene Eigenspannungen im Gefüge können durch plastisches Fließen abgebaut werden. Der Verzug infolge der Eigenspannungen im Bauteil kann auf diese Weise vermindert werden. Eine Restspannung in Höhe der Fließgrenze des Werkstoffs bei der Glüh Temperatur verbleibt im Gefüge. (WEIBENBACH 2010)

2.6 Systematische Leichtbaugestaltung für das LBM

Im Allgemeinen wird ein Umdenken in der Konstruktion für die Additive Fertigung und auch speziell das LBM gefordert. Der VDI fordert z. B. eine systematische Unterstützung der Konstruktion zur Ausschöpfung der Formgebungsfreiheit (VDI E.V. 2014). Generell kann zwischen Gestaltungsrichtlinien für die Additive Fertigung (engl. Design For Additive Manufacturing – DFAM) und systematischen Vorgehensmodellen speziell für die Konstruktion für das LBM differenziert werden. Im speziellen wird hier auf Methoden eingegangen, die auch für den Leichtbau herangezogen werden können.

Einen Überblick über den derzeitigen Stand der Technik speziell für das DFAM bietet entsprechende Literatur (KAMPS ET AL. 2015, KAMPS ET AL. 2016, THOMPSON ET AL. 2016). Kernelemente sind die simulationsgestützten Methoden, Normen als Gestaltungsrichtlinie und –regeln, die DFAM-Methodiken sowie die Bionik (zusammengesetzter Neologismus aus Biologie und Technik). Ein ergänzendes Wissenschaftsfeld, das bislang nicht im Rahmen der Konstruktionsmethoden für LBM verwendet wurde, ist die *Constructal Theory*. Speziell für Stirnzahnräder bieten unterschiedliche Normen eine Basis für den Festigkeitsnachweis. Eine Zusammenfassung des Standes der Technik bestehender Konstruktionsmethoden ist in Abbildung 2-11 dargestellt.

Zielsetzung: Leichtbaugestaltung von Stirnzahnrädern unter gegebenem thermomechanischem Lastkollektiv			
Bestehende Ansätze	Beispiel	Nachteil	Handlungsbedarf
Simulationsgestützte Methoden (Topologieoptimierung)	MORGAN ET AL. 2014, LI ET AL. 2017	Expertenwissen zur Bedienung des Simulationswerkzeugs nötig, Ergebnisse können je nach verwendetem Algorithmus und Simulationswerkzeug schwanken (MORGAN ET AL. 2014)	Anwenderfreundliche Vorgehensweise mit vergleichbarer Ergebnisgüte
DFAM-Richtlinien und -Regeln nach Norm	VDI 3405 BLATT 3		Konkrete systematische Vorgehensweise für die Leichtbaugestaltung von Stirnzahnrädern
DFAM-Methodiken	ROSEN 2016, THOMPSON ET AL. 2016	Abstrakte Vorgehensweise aufgrund des Anspruchs auf Allgemeingültigkeit	
Bionik	KAMPS ET AL. 2015, 2016		Vorauswahl lohnender Prinzipien für den Leichtbau von Stirnzahnrädern
Constructal Theory	BEJAN 1996	Aufgrund ihrer Allgemeingültigkeit nur schwer auf konkrete Anwendungen als Designrichtlinie anzuwenden	Gezielte Auswahl von Ansätzen aus dem Wissenschaftsfeld für die Leichtbaugestaltung von Stirnzahnrädern
Stirnzahnradauslegung nach Norm (Kapitel 2.2.4)	DIN 3990, ISO 6336	Reiner Festigkeitsnachweis, kein aktives Anleiten zur Leichtbaugestaltung	Aktive Anleitung des Anwenders bei der Leichtbaugestaltung
Allgemeiner Handlungsbedarf: Anwenderfreundliche systematische Vorgehensweise zur Leichtbaugestaltung von Stirnzahnrädern unter Verwendung von Bausteinen aus bestehenden Methoden			

DFAM: Design for Additive Manufacturing

Abbildung 2-11: Herleitung des Entwicklungsbedarfs einer DFAM-Methodik für die Leichtbaugestaltung von Stirnzahnrädern

In der Literatur existiert eine Vielzahl an **simulationsgestützten Methoden** und Werkzeugen (ROSEN 2016). Ein weit verbreiteter Ansatz ist die Topologieoptimierung (DBOUK 2017, GAYNOR & GUEST 2016, LI ET AL. 2016, RANJAN ET AL. 2017). Dies kann aufgrund der unterschiedlichen Lösungsvarianten zu unterschiedlichen Ergebnissen führen, wie z. B. anhand der GE Bracket Challenge gezeigt wird. Die Ergebnisse einer Topologieoptimierung zur Massereduktion resultieren je nach Annahme und gewähltem Algorithmus bzw. Simulationstool in einer Massereduktion von 13 bis 61 % relativ zum Originalbauteil (MORGAN ET AL. 2014). Für eine ausführliche Zusammenfassung der Grundlagen und Methoden der Topologieoptimierung wird auf BENDSOE & SIGMUND (2004) verwiesen. Einen Ansatz speziell für die Auslegung von Kühlstrukturen durch die Unterteilung in Haupt- und Nebenkanäle ist beispielsweise in LI ET AL. (2017) dargestellt. Speziell für die Additive Fertigung (AM) sind bereits CAD- und CAE-Werkzeuge wie die kommerziell erhältlichen Produkte Hyperworks oder Siemens NX verfügbar, die eine Gestaltungsoptimierung unter Beachtung von Designrichtlinien für das LBM zulassen.

DFAM kann sowohl in **DFAM-Richtlinien** und in **DFAM-Regeln nach Norm** untergliedert werden. Nach YANG & ZHAO (2015) sind DFAM-Richtlinien als allgemeinerer Ansatz zu verstehen, welcher den Konstrukteur zu neuen Designs unter Nutzung der AM-Potenziale ermutigt. Im Gegensatz hierzu bezeichnen sie DFAM-Regeln als Designcode, welcher im Speziellen die Einschränkungen der Fertigungstechnologie AM herausstellt. Forschungsarbeiten überlappen sich bezüglich dieser Definitionen, können aber je nach Schwerpunkt der einen oder anderen Kategorie zugeordnet werden. Design-Richtlinien zu unterschiedlichen Verfahren wurden beispielsweise in Arbeiten wie BECKER ET AL. (2005) aufgestellt. Diese Richtlinien sind anwendbar, wenn eine initiale CAD-Geometrie bereits vorhanden ist. Einen systematischen Ansatz zur Erstellung von DFAM-Regeln haben z. B. ADAM & ZIMMER (2015) gewählt, bei dem verfahrensunabhängige Regeln erstellt und auf Allgemeingültigkeit geprüft werden. Die Konstruktionsregeln basieren auf der Kategorisierung beliebiger Geometrien in Standardelemente, Übergangselemente und aggregierte Strukturen. Obgleich der Konstruktionskatalog gemäß ZIMMER & ADAM (2013) neben den Einschränkungen die gestalterischen Freiheiten aufzeigt, eignet sich der Katalog weniger als Designmethodik, sondern bietet eher eine umfangreiche Konstruktionshilfe (YANG & ZHAO 2015). Zusätzlich bestehen zurzeit Normaktivitäten durch Organisationen wie die ISO, die ASTM oder den VDI, um einen Designguide für AM und speziell auch für LBM bereitzustellen. Dazu sind ISO/TC 261, VDI 3405 Blatt 3 und ISO/ASTM DIS 52910 beispielhaft zu nennen.

DFAM-Methodiken werden entwickelt, um Vorteile der Fertigungsmethode auszunutzen und gleichzeitig Funktionsanforderungen zu erfüllen (ROSEN 2016, THOMPSON ET AL. 2016). Beispielsweise haben PONCHE ET AL. (2012) einen globalen Ansatz für DFAM ausgearbeitet. Dabei werden AM Potenziale und Einschränkungen bereits bei der Konzeptionierung berücksichtigt. Sie legen den Fokus auf Prozessdetails und die damit verknüpfte Bauteilqualität. Zu diesem Zweck müssen Bauteilanforderungen in einer speziellen Form vorliegen. Der Ansatz des AM-Designs beruht auf der Idee, funktionale Flächen zu definieren, die dann numerisch automatisiert neugestaltet werden (PONCHE ET AL. 2014). Andere Ansätze unterstützen sowohl die Bauteil- und Spezifikationsmodellierung als auch die Prozessplanung und -simulation (ROSEN 2007). In Summe haben diese methodischen und simulationsgestützten Konstruktionshilfen generell einen Anspruch auf Allgemeingültigkeit, um eine breite Anwendung bei unterschiedlichen Bauteilen zu ermöglichen. Dabei wird größtenteils Expertenwissen zur Anwendung der Methoden und Softwarewerkzeuge vorausgesetzt.

Die DFAM-Ansätze in Verbindung mit **Bionik** lassen sich je nach Ausgangspunkt in zwei Hauptgruppen einteilen. Einerseits werden bestimmte biologische Vorbilder (oft biologische Strukturen) als Ausgangspunkt gewählt und darauf basierend eine DFAM-Methodik erstellt, welche die genaue Auslegung dieser Strukturen für verschiedene Anwendungen anleitet. Der ersten Hauptgruppe sind die Arbeiten von RIB (2016) und TEUFELHART (2016) zuzuordnen. In der zweiten Hauptgruppe liegt der Ausgangspunkt beim technischen Problem. Dieser Gruppe zugehörige Methoden nutzen Elemente der Bionik, um zu einer geeigneten Lösung zu gelangen. Durch die zweite Hauptgruppe wird die Situation im industriellen Alltag abgebildet. Hier sind Ingenieure mit der Lösung eines konkreten technischen Problems konfrontiert. Dazu gehören die Ansätze von ROSEN (2007) und von EMMELMANN ET AL. (2011).

Einen integralen Lösungsansatz zur Betrachtung der Anforderungen der Kraft- und Fluidflüsse bietet das Wissenschaftsfeld der *Constructal Theory* (BEJAN & BELLO-OCHENDE 2003). Das Wissenschaftsfeld der *Constructal Theory* untersucht die Entstehung von Designstrukturen. Aus der Sichtweise dieser Theorie ist das Auftreten eines Designs in Form einer Geometrie, einer Konfiguration oder eines Musters ein physikalisches Phänomen. Dieses lässt sich mit physikalischen Gesetzen erklären und vorhersagen (ROCHA ET AL. 2013). Hierzu werden für eine definierte Problemstellung Designregeln hergeleitet. Neben der Vorhersage von Designstrukturen lassen sich diese im technischen Kontext dazu verwenden, um für eine ähnliche Problemstellung ein effizientes Design zu generieren. Die Vor-

gehensweise unterscheidet sich damit zu anderen Disziplinen wie der Bionik, in der ein Design aus der Natur als Ausgangspunkt bereits gegeben ist. Eine Anwendung der *Constructal Theory* in gezielter Kombination mit DFAM unter einer gegebenen Konstruktionsanforderung ist bislang nicht Stand der Technik.

Speziell für die **Stirnzahnradauslegung** bestehen Normen wie die DIN 3990 und die ISO 6336, die einen Festigkeitsnachweis für unterschiedliche Stirnradkonstruktionen anweisen und ermöglichen.

Um einer Designmethodik für das LBM gerecht zu werden, müssen sowohl alle AM-Potenziale als auch Funktionsanforderungen an das Bauteil sowie die Einschränkungen der Prozesskette berücksichtigt werden. Die bisherigen Ansätze sind oft auf bestimmte AM-Potenziale konzentriert, beispielsweise durch Beschränkung auf bestimmte Strukturen (Gitterstrukturen, zelluläre Strukturen etc.). YANG & ZHAO (2015) stellen daher unter anderem folgende Forderungen an eine neue DFAM-Methodik: Um mehr Funktionalität erreichen zu können, muss ein allgemeiner Designrahmen entwickelt werden. Dabei soll vor allem bereits in der Designphase ein AM-gerechtes Konzept unter Berücksichtigung der AM-Potenziale angestrebt werden. Zusätzlich sollen die Funktionsanforderungen an das Bauteil und Prozessinformationen gleichsam mit einfließen.

Gemäß Kapitel 1.2 wird im Rahmen dieser Arbeit eine methodische Unterstützung des Anwenders speziell für die Leichtbaugestaltung von Stirnzahnradern angestrebt. Zahnräder werden gemäß der Anforderung an eine effiziente Kraft- und Kühlschmierstoffverteilung zur Begegnung des thermomechanischen Lastkollektivs ausgelegt. Zur belastungsgerechten Auslegung anhand eines gegebenen Lastkollektivs der mechanischen Kraft- sowie fluidmechanischen Stoffflüsse ist somit eine Konkretisierung der allgemeinen Ansätze (Topologieoptimierung, Bionik, DFAM-Methoden etc.) essenziell.

2.7 Das Gestaltungstheorem „*Constructal Theory*“

Die Beschreibung eines Systems mit Hilfe von Flüssen ist in der *Constructal Theory* nach BEJAN (1996) der Grundpfeiler des Wissenschaftsgebiets. Die Flüsse können hierbei zum Beispiel in Form von Fluiden, Wärme, Masse oder Informationen vorliegen. Zur Erfüllung der Systemaufgabe der Verteilung des Flusses verfügt dieses über ein entsprechendes Design bzw. eine entsprechende Gestaltung. In der *Constructal Theory* ist die Entstehung und Evolution der Systemgestaltung bzw. des Designs durch das sogenannte *Constructal Law* definiert. Die

Constructal Theory formuliert die Systemgestaltung folglich als einen kontinuierlichen Prozess, dessen Verlauf durch das *Constructal Law* bestimmt ist.

In der Literatur wird das *Constructal Law* kritisch als Postulat ohne theoretische Herleitung und ohne präzise mathematische Formulierung dargestellt (KLEIDON 2010). Die mathematischen Formulierungen sind teilweise zudem nicht mit einheitlichen physikalischen Größen hinterlegt. Einen Überblick zum Wissenschaftsbereich der *Constructal Theory* bieten BEJAN & LORENTE (2009) und BEJAN ET AL. (2013). Im Rahmen der Arbeit wird speziell auf allgemeine Designregeln für Fluidströmungen und Kraftflüsse eingegangen.

2.7.1 Gestaltungsregeln für Fluidströmungen

In der Strömungsmechanik tritt häufig die **Aufgabenstellung** auf, bei der ein Massenstrom \dot{m} von einer Quelle Q aus auf mehrere Verbraucher gleichmäßig zu verteilen ist. In dieser Arbeit wird der spezielle Fall fokussiert, bei dem N Abnehmer auf einem Kreis mit Durchmesser d_K äquidistant verteilt. Die Quelle Q befindet sich dabei im Kreismittelpunkt. Eine Verdeutlichung der Aufgabenstellung zeigt Abbildung 2-12.a.

Eine mögliche Systemgestaltung zur Erfüllung der Aufgabenstellung ist in Abbildung 2-12.b dargestellt. Die Kanäle verlaufen radial von der Quelle zu den Verbrauchern. Alternativ kann ein verzweigtes Kanalsystem gewählt werden, das sich in $n_0 = N/2$ Primärkanäle gemäß Abbildung 2-12.c mit jeweils in zwei Subkanäle aufteilt. Dieser Typus der Verzweigung wird fortfolgend als Bifurkation (aus dem Lat.: „Furca“ – die Verzweigung) bezeichnet. Dazu wird die Anzahl der Bifurkationsstufen B für ein Kanalsystem ohne Bifurkationen als $B = 0$ und für ein Kanalsystem mit einer Bifurkationsstufe als $B = 1$ definiert.

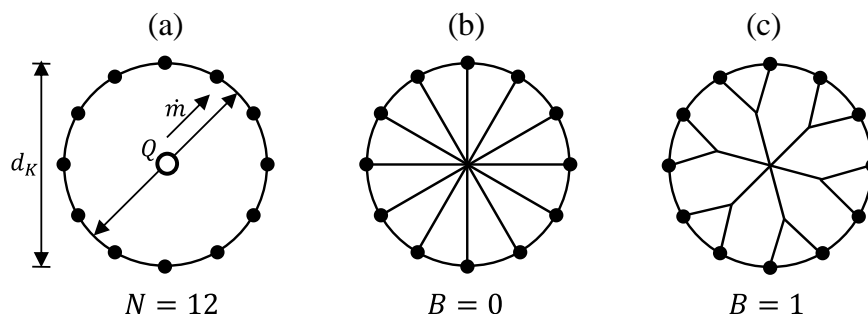


Abbildung 2-12: (a) Veranschaulichung der Problemstellung, (b) Kanalsystem mit radialen Kanälen, (c) Kanalsystem mit einer Bifurkationsstufe B

Die **Anforderung** an das System besteht darin, für das Kanalsystem mit einem gegebenen Volumen V ein Design zu bestimmen, bei dem zur Verteilung des Massenstroms der Widerstand der Kanalstruktur R und die Pumpleistung W minimal ist. Zur Erfüllung der Anforderung wird die Kanalströmung unter folgenden **Annahmen** modelliert: In den Kanälen ist die Rohströmung stationär und laminar. Die durchflossenen Kanalabschnitte haben ein rundes und über die Länge des Kanalabschnitts konstantes Profil. Zum Transport eines Fluids zwischen zwei Punkten ist ein derart gestalteter Kanal nach BEJAN & LORENTE (2008) strömungsoptimal. Zudem wird die Verwendung von Bifurkationen vorgeschrieben, um nach BEJAN ET AL. (2002) und BEJAN & LORENTE (2008) durch eine Aufspaltung in möglichst wenige Subkanäle auch bei Verzweigungen eine strömungsoptimale Lösung zu verwenden. Eine Bifurkation ist an einer beliebigen Stelle des Kanalsystems möglich (siehe Abbildung 2-12.c).

Ergänzend wird nach BEJAN & LORENTE (2008) angenommen, dass die Druckverluste an den einzelnen Bifurkationen im Verhältnis zu den Reibungsverlusten entlang der Kanäle vernachlässigbar klein sind. Um dies für ein Gesamtsystem einer Kanalstruktur zu beurteilen, wird gemäß BEJAN ET AL. (2006) die Sveltness-Zahl S_v unter Berücksichtigung des Volumens der Kanalstruktur V mit

$$S_v = \frac{d_K}{2 \cdot V^{1/3}} \quad (2-13)$$

ausgewertet. In Relation zum Gesamtwiderstand der Kanalstruktur R sind nach BEJAN ET AL. (2006) die Druckverluste an den Bifurkationen vernachlässigbar, falls

$$S_v^2 > 10 \quad (2-14)$$

beträgt. Diese Annahme ist tendenziell gültig für kleine Durchmesser und relativ zum Kanaldurchmesser lange Kanäle. Dies trifft für Kanalsysteme in Zahnrädern zu, da zugunsten einer großen Zahnradfestigkeit möglichst kleine Kanaldurchmesser verwendet werden. Bei einer Durchzweigung des Zahnrads von der Welle zum Zahn ist das Verhältnis von Kanaldurchmesser und Kanalsystemlänge klein.

Auf Basis dieser Modellierung wird die **Problemlösung** betrachtet, in der die erforderliche Pumpleistung W für eine gegebene Verbraucherzahl N zu minimieren ist (BEJAN & GOSSELIN 2005A, BEJAN & GOSSELIN 2005B). Am Beispiel einer Kanalstruktur mit $N = 12$ Verbrauchern in Abbildung 2-13.a sind die möglichen Freiheitsgrade in Abbildung 2-13.b an einem der drei Teilbäume dargestellt. Diese sind die Kanaldurchmesser D_e der einzelnen Kanalabschnitte e sowie die Bifurkationswinkel γ_v und die Außenwinkel ψ_v und φ_v an jeder Bifurkation v .

Für diese Parameter ermitteln BEJAN & GOSSELIN (2005A und 2005B) Gesetzmäßigkeiten, die unter der Modellierung zur Reduktion der erforderlichen Pumpleistung W zur Verteilung eines Fluids verwendet werden können.

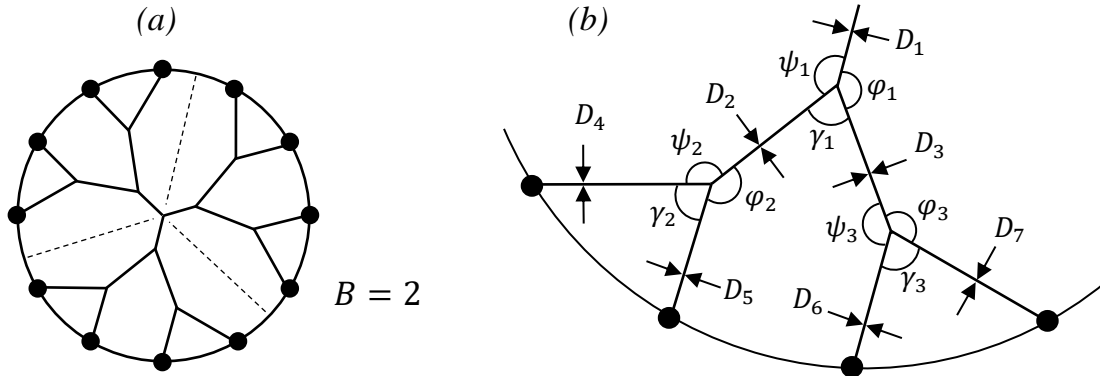


Abbildung 2-13: (a) Kanalsystem für $N = 12$ Verbraucher in Anlehnung an BEJAN & GOSSELIN (2005), (b) Freiheitsgrade eines Teilbaums

Nachfolgend werden die zugehörigen **Gesetzmäßigkeiten** für den Aufbau einer optimalen Kanalstruktur erläutert. Die erste Gesetzmäßigkeit wird zur Ermittlung des Durchmessers D_e der einzelnen Kanalabschnitte herangezogen. BEJAN & GOSSELIN (2005) ermitteln unter Verwendung der Methode der Lagrange Multiplikatoren einen strömungsoptimalen Durchmesser D_e mit dem Wert

$$D_e \sim \dot{m}_e^{1/3}. \quad (2-15)$$

Somit hängt dieser unter Vernachlässigung von Konstanten maßgeblich vom Massenstrom \dot{m}_e ab, der durch den Kanalabschnitt e fließt. Der Massenstrom \dot{m}_e berechnet sich dabei anteilig aus dem gesamten Massenstrom \dot{m} , der auf die Anzahl der Verbraucher N von dem jeweiligen Kanalabschnitt e verteilt wird. Wenn sich beispielhaft am Kanalabschnitt 1 der Massenstrom \dot{m}_1 gleichmäßig in zwei Subkanäle mit $\dot{m}_2 = \dot{m}_1/2$ aufteilt, folgt für das Verhältnis der zugehörigen Durchmesser (BEJAN & GOSSELIN 2005)

$$\frac{D_1}{D_2} = \left(\frac{\dot{m}_1}{\dot{m}_2}\right)^{1/3} = \left(\frac{2 \cdot \dot{m}_2}{\dot{m}_2}\right)^{1/3} = 2^{1/3}. \quad (2-16)$$

Die Gesetzmäßigkeit ist abhängig von der Strömungsart und der Topologie der Kanalstruktur. Im Falle einer turbulenten Strömung in einem rauen Kanal ergibt sich in Gleichung (2-16) ein Exponent von $3/7$ (BEJAN & LORENTE 2008). Die strömungsoptimalen Durchmesserhältnisse sind unabhängig von der Gestalt der Winkel und Kanallängen der Kanalstruktur (BEJAN & GOSSELIN 2005).

Die zweite Gesetzmäßigkeit legt die Gestalt der Kanalstruktur durch die Definition eines strömungsoptimalen Winkels an den einzelnen Bifurkationen fest. Ein Lösungsansatz des Steinerbaumproblems bietet die Grundlage zur Ermittlung des kürzesten Wegenetzes zur Verbindung endlich vieler gegebener und optional erweiterbarer Punkte (BEJAN & GOSSELIN 2005). Bei der vorliegenden Kanalstruktur sind die gegebenen Punkte die Verbraucher N und die Quelle Q , wobei die optional eingefügten Punkte den Bifurkationspunkten entsprechen. Nach BEJAN & GOSSELIN (2005) ist das Ergebnis strömungsoptimal, das sich für die Winkel an jeder Bifurkation ν an den Werten

$$\gamma_\nu \approx 75^\circ \quad (2-17)$$

$$\psi_\nu \approx \varphi_\nu \quad (2-18)$$

orientiert. Einen Bifurkationswinkel von $\gamma_\nu = 75^\circ$ führt zu Außenwinkeln von $\psi_\nu = \varphi_\nu = 142,5^\circ$. Diese Winkel werden unabhängig von der Verbraucherzahl N für jede Bifurkation für den gegebenen Fall der laminaren Strömung vorgeschrieben (BEJAN & GOSSELIN 2005A, BEJAN & GOSSELIN 2005B). Der strömungsoptimale Bifurkationswinkel bei einer turbulenten Strömung mit rauem Kanal liegt gemäß BEJAN & GOSSELIN (2005) bei $\gamma_\nu = 50^\circ$.

Mit Hilfe dieser Gesetzmäßigkeiten kann gemäß Abbildung 2-14 ein Kanalsystem für eine gegebene Verbraucherzahl $N = 14$ auf unterschiedliche Weise erstellen.

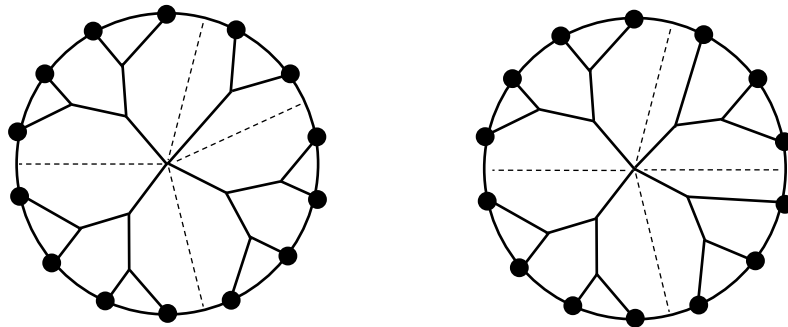


Abbildung 2-14: Zwei mögliche Kanalsysteme für $N = 14$ Verbraucher in Anlehnung an (BEJAN & GOSSELIN 2005)

Die Reihenfolge der Gestaltung des Kanalsystems erfolgt von außen zum Kreismittelpunkt. Zwei benachbarte Verbraucher werden in einem ersten Schritt durch eine Bifurkation in einem Bifurkationspunkt verbunden. Zweitens werden die resultierenden Bifurkationspunkte erneut durch Bifurkationen kombiniert. Durch die Iteration dieser Vorgehensweise entsteht ein Kanalsystem bestehend aus einzelnen Teilbäumen. Der Verlauf der einzelnen Kanäle wird unter Verwendung der Winkel aus den Gleichungen (2-17) und (2-18) eindeutig definiert. Nach

BEJAN & LORENTE (2008) wird eine Maximierung der Anzahl der Bifurkationsstufen B angestrebt, während die Zahl der Teilbäume bzw. der Kanäle in Verbindung mit der Quelle Q zu minimieren ist. Abbildung 2-15 bietet einen Überblick für die Fragestellung, ab welcher Verbraucherzahl N eine bestimmte Bifurkationsstufe B anzustreben ist, um die benötigte Pumpleistung zur Verteilung des Fluids zu reduzieren. Basierend auf diesen Gesetzmäßigkeiten können mehrere Gestaltungsvorschläge entstehen. Diese sind je nach Anwendungsfall gezielt gegeneinander abzuwägen.

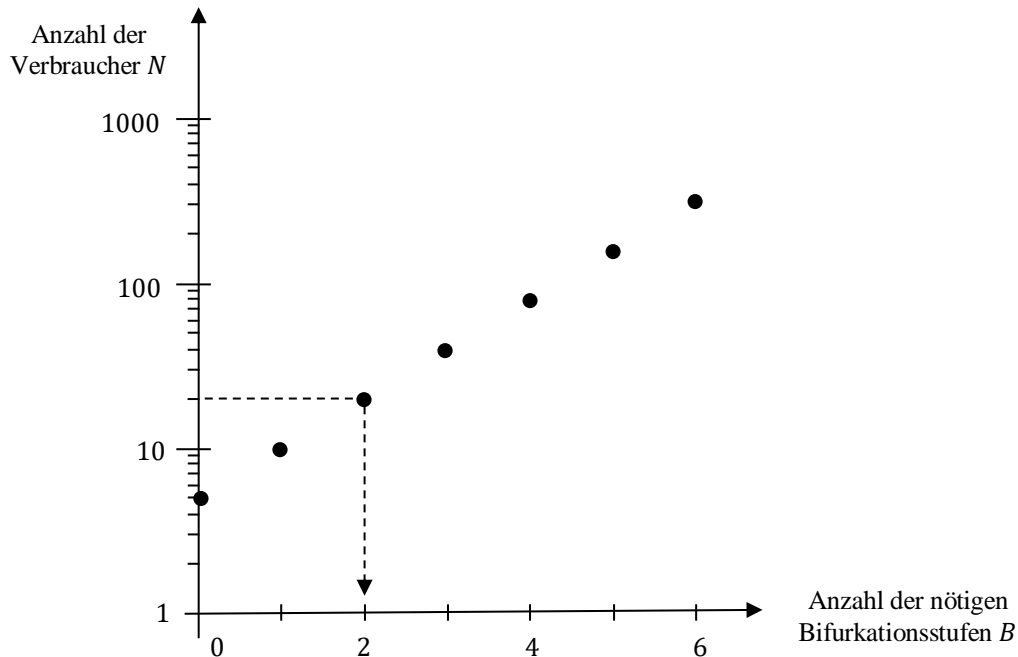


Abbildung 2-15: Anzahl der empfohlenen Bifurkationsstufen B für eine gegebene Verbraucherzahl N (BEJAN & GOSSELIN 2005)

Einen Vergleich der erforderlichen Pumpleistung (normiert) eines Kanalsystems mit radialen Kanälen ohne Bifurkation mit einer verzweigten Kanalstruktur führt Abbildung 2-16 nach BEJAN & GOSSELIN (2005) auf. Demnach lassen sich analog zu den Gesetzmäßigkeiten bei einer gegebenen Verbraucherzahl N verschiedene Kanalstrukturen aufbauen. Die Anzahl der Bifurkationsstufen ist gemäß Abbildung 2-15 durch den Parameter B vorgegeben. Für diese Strukturen ermitteln BEJAN & GOSSELIN (2005) die normierte Pumpleistung W/W_{radial} . Diese ist der Quotient aus der zur Verteilung des Massenstroms von der Quelle zu den Verbrauchern notwendigen Pumpleistung W und der Pumpleistung W_{radial} eines Kanalsystems mit radialen Kanälen ohne Bifurkationen. Beispielhaft ist bei einer Verbraucherzahl von $N = 24$ nach Abbildung 2-16 mit einer verzweigten Kanalstruktur eine Einsparung der Pumpleistung von etwa 50 % gegenüber einem Kanalsystem mit radialen Kanälen ohne Bifurkationen erzielen.

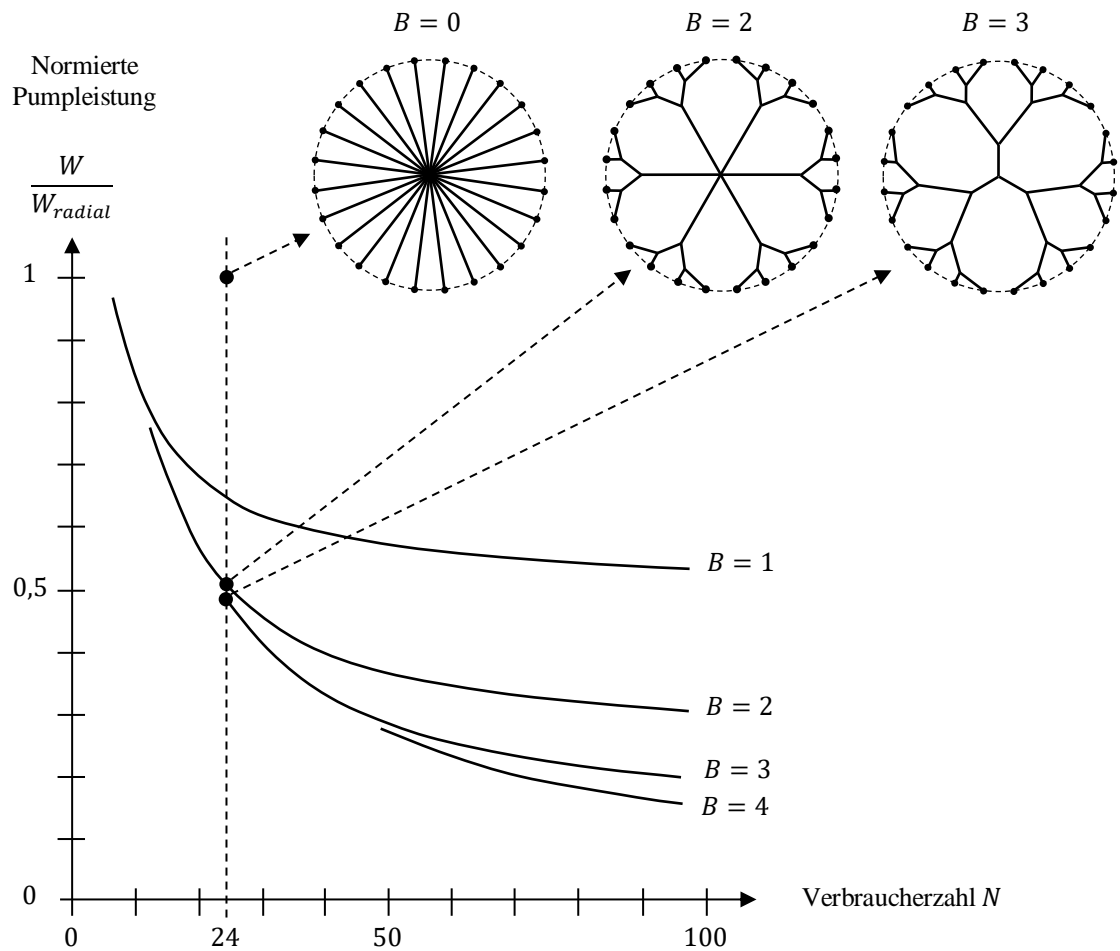


Abbildung 2-16: Erforderliche Pumpleistung einer verzweigten Kanalstruktur im Vergleich zu einem Design mit radialen Kanälen ohne Bifurkationen (BEJAN & GOSSELIN 2005)

2.7.2 Gestaltungsregeln für mechanische Spannungsflüsse

Eine weitere Art des Flusses in der *Constructal Theory* neben einem Strömungsfluss ist ein mechanischer Spannungsfluss. Ein belastetes Bauteil wird als ein System betrachtet, in dem unter Belastung mechanische Spannungen fließen (BEJAN & LORENTE 2008). Als Gestaltungsregel für einen Strömungsfluss und einen Spannungsfluss bestehen ähnliche Muster (BEJAN & ZANE 2012, BEJAN ET AL. 2013). Analog eignet sich eine verzweigte Struktur prinzipiell auch für einen Spannungsfluss, bei der eine Last von einem Kraffteinleitungspunkt auf mehrere Angriffspunkte zu verteilen. Die Gestaltung der Struktur für einen Spannungsfluss ist abhängig vom jeweiligen Lastkollektiv und den Randbedingungen. Eine kraftflussgerechte Gestaltung vermeidet dabei Spannungsspitzen (BEJAN & LORENTE 2008). Gemäß TEUFELHART (2014) liegt eine optimale Materialausnut-

zung vor, falls die maximal zulässige Spannung an jeder Stelle des Bauteils erreicht wird. Diese Gesetzmäßigkeit entspricht nach HARZHEIM (2008) dem Prinzip des vollbeanspruchten Tragwerks. Basierend auf BEJAN ET AL. (2013) kann die Analogie zwischen einem Spannungsfluss und einem Strömungsfluss bei der Bauteilgestaltung ausgenutzt werden. Zur Verdeutlichung zeigt Abbildung 2-17 ein Beispiel, bei dem eine kreisrunde Kavität jeweils elliptisch kraftflussgerecht unter Spannung σ und strömungsoptimal bei Umströmung mit Fluidgeschwindigkeit u gestaltet wird.

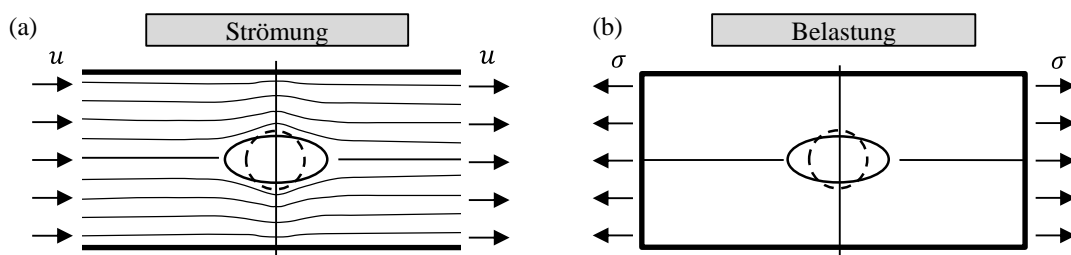


Abbildung 2-17: (a) Umströmung eines Körpers mit Fluidgeschwindigkeit u ,
(b) Zugbelastung einer gelochten Platte unter der Spannung σ
(BEJAN ET AL. 2013)

2.8 Fazit und Handlungsbedarf

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass ein Handlungsbedarf im Bereich des Fertigungs-, Stoff-, und Formleichtbaus für die Zahnräderfertigung mittels LBM von Einsatzstahl besteht. Dieser wird auf Basis der Systemgrenze der gegebenen Anlagentechnik und Referenzverzahnung exemplarisch erarbeitet.

Zur Ermöglichung des Fertigungsleichtbaus durch den Einsatz des LBM muss eine Prozesskette zur Verarbeitung von Einsatzstählen entwickelt werden (Kapitel 2.5). Dazu ist eine systematische Prozessentwicklung zur rissfreien und porenarmen Verarbeitung von Einsatzstahl mittels LBM zu erarbeiten. Diese soll am Beispiel des Einsatzstahles 16MnCr5 erfolgen. Ergänzend sind Prozessparameter für das Einsatzhärten zu ermitteln. Zur Sicherstellung eines effizienten Hartfeinbearbeitungsprozesses sind Fertigungsgrenzen und Formabweichungen entlang der Prozesskette zu ermitteln.

Daraus resultiert für einen systematischen Stoffleichtbau die Fragestellung, welche Materialeigenschaften sich für Stirnräder ergeben. Zur Erarbeitung eines Grundverständnisses der resultierenden Materialeigenschaften sind gemäß FVA 563 II Untersuchungen zum Gefügestand entlang der Prozesskette, zum Härteverlauf, zum Eigenspannungszustand und zum Restaustenitgehalt als ele-

mentare Werkstoffcharakteristika von Verzahnungen durchzuführen. Dazu müssen statische und dynamische Festigkeitswerte ermittelt werden, um eine systematische Auslegung im Sinne des Stoffleichtbaus anhand repräsentativer Materialeigenschaftenwerte zu ermöglichen.

Der Stand der Technik zum Leichtbau bei der Zahnradfertigung am Beispiel der Stirnräder (Kapitel 2.3 und 2.4) kann in der Formgebungsfreiheit gezielt erweitert werden. Durch eine beanspruchungsgerechte integrale Konstruktion wird die Materialeinsparung in niedrig belasteten Bereichen bei gleichzeitigem Funktionsleichtbau ermöglicht. Ein Ansatz zur allgemeinen Systemgestaltung mit dem Fokus auf Kraft- und Fluidflüssen ist die *Constructal Theory*. Aufgrund des Anspruchs auf Allgemeingültigkeit fehlt der konkrete Bezug zur Anwendung, beispielsweise hinsichtlich der Konstruktionsaufgabe oder der verwendeten Fertigungstechnologie. Zusätzlich müssen bestehende Festigkeitsnachweise nach Norm ermöglicht werden. Um diese komplexe Gestaltungsaufgabe systematisch für den Anwender zu unterstützen, ist eine Auslegungsmethodik zur belastungsgerechten Auslegung für gegebene Kraft- und Fluidströme speziell für Stirnzahnräder zu erarbeiten.

Abschließend muss das Nutzungspotenzial des Leichtbaus mittels LBM anhand eines Produktionsszenarios herausgestellt werden. Dazu muss eine geeignete Modellierung eines Prozesskettenvergleichs mit konventionellen Fertigungsverfahren erstellt werden. Eine Zusammenfassung ist in Abbildung 2-18 dargestellt.

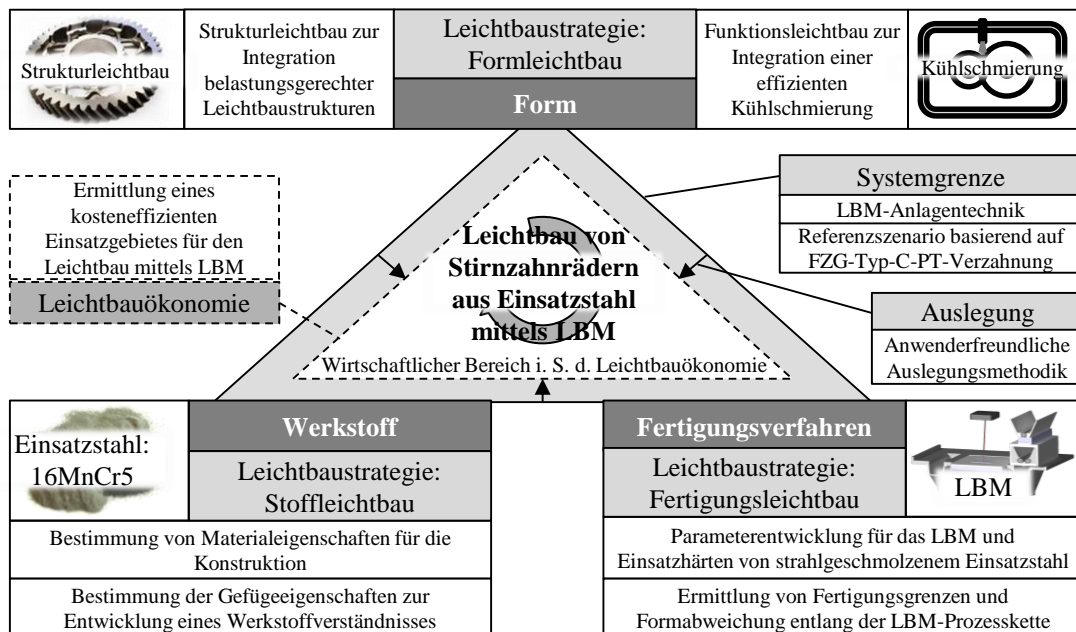


Abbildung 2-18: Schematische Darstellung des Handlungsbedarfs zur Erarbeitung des Leichtbaus von Stirnzahnrädern aus Einsatzstahl mittels LBM gemäß der Leichtbautrinität (siehe Kapitel 2.1)

3 Herstellung laserstrahlgeschmolzener Zahnräder

Basierend auf den in Kapitel 3.1 definierten Anforderungen wird in diesem Kapitel die Prozesskettenentwicklung beschrieben. Diese Entwicklung wird am Beispiel des strahlgeschmolzenen Werkstoffs 16MnCr5 erarbeitet. Im ersten Teil werden die verwendeten Messmethoden (Kapitel 3.2) und die Anlagentechnik (Kapitel 3.3) sowie der Beispielwerkstoff 16MnCr5 (Kapitel 3.4) beschrieben. Somit wird ein Gültigkeitsbereich der durchgeführten Versuche reproduzierbar definiert. Im zweiten Teil werden die Versuche zur Vorverzahnung durch LBM (Kapitel 3.5), zur Wärmebehandlung (Kapitel 3.6) sowie zur Hartfeinbearbeitung (Kapitel 3.7) erläutert und interpretiert. Kapitel 3 schließt mit einem Fazit (Kapitel 3.8) ab. Die Ergebnisse sind in KAMPS ET AL. (2018C) veröffentlicht.

3.1 Anforderungen an die Stirnzahradherstellung

Die in Kapitel 2.2 beschriebenen geometrischen Grundlagen und die Belastungen sowie die Einsatzbedingungen definieren Anforderungen an die Prozesskette zur Herstellung der Stirnräder. Durch die Einführung einer neuen Fertigungstechnologie darf der bestehende Qualitätsstandard der Getriebe nicht gesenkt werden (BARTSCH 1989). Daher wird im Rahmen dieser Arbeit eine Anforderungsdefinition vorgenommen und mit konkreten Zielgrößen versehen, um abschließend einen Abgleich mit den erzielten Forschungsergebnissen vornehmen zu können. In Anlehnung an FELTEN (1999) werden qualitative und quantitative Anforderungen an die Fertigungsprozesskette zur Stirnradherstellung erhoben. Eine Zusammenfassung ist in Abbildung 3-1 gegeben.

Anforderungen an die Fertigungsprozesskette			
Qualitative Anforderungen	Quantitative Anforderungen		
	Vorverzahnung (LBM)		Endbearbeitung (Hartfeinbearbeitung)
Spannmöglichkeit für die Radkörperfertigbearbeitung	Kleine Randschichtoxidation (< 50 µm)		Kleines Flanken- und Flächenaufmaß bei Vorverzahnung (< 0,7 mm)
Flexible Prozesskette mit wenigen Bearbeitungsstufen	Gute Vorverzahnungsqualität (Ra < 10 µm, Verzug < 0,2 mm)		Gute Verzahnungsqualität nach der Feinbearbeitung (IT 5-6)
Feinkörniges Gefüge	Kleine Restporosität (ρ _{rel} > 99,5 %)	Reproduzierbares Verzugsverhalten (Abweichung < 0,3 mm auf der Zahnflanke)	Große Oberflächenhärte (> 700 HV)

Abbildung 3-1: Generelle Anforderungen an die Fertigungsprozesskette, die Fertigungsqualität und die Materialeigenschaften sowie die Festigkeit und die Funktion in Anlehnung an FELTEN (1999)

Die Fertigungsprozesskette sollte als **qualitative Anforderung** möglichst wenige Bearbeitungsstufen umfassen. Gesamtziel ist eine Prozesskette, die eine große Flexibilität bietet. Eine Basis ist durch die Wahl des LBM-Verfahrens als Vorverzahnungstechnologie mit kleinen Änderungskosten bei der Bauteilmodifikation gegeben (ZÄH 2006). Zusätzlich sollten Einspannmöglichkeiten für die Radkörperfertigbearbeitung in der Vorverzahnung vorgesehen sein. Ergänzend wird ein feinkörniges Gefüge angestrebt, da dieses eine bessere Zahnfuß-Dauerfestigkeit und eine um 10 bis 20 % größere statische Festigkeit aufweist als ein grobkörniges Gefüge (NIEMANN & WINTER 2003).

Quantitative Anforderungen werden an die Vorverzahnung und an die Endbearbeitung gestellt. Bei der *Vorverzahnung* wird ein Zielwert von $R_a < 10 \mu\text{m}$ auf den Zahnflanken, ein Verzug $< 0,3 \text{ mm}$ nach dem Trennen von der Substratplatte und eine kleine relative Restporosität $< 0,05 \%$ ($\rho_{rel} > 99,5 \%$) gemäß VDI 3405 Blatt 2 angestrebt. Zusätzlich sollte die Randoxidation unter $50 \mu\text{m}$ gehalten werden. Die Randoxidation ist ein Effekt, der bei der Reaktion des Atmosphärensauerstoffs mit Eisen und Legierungselementen auftritt. Dies bewirkt eine mangelhafte Martensitumwandlung. Gegenmaßnahmen sind die Verwendung von Schutzgas oder einer Aufkohlung unter Niederdruck (SCHLECHT 2010).

Für die *Endbearbeitung (Hartfeinbearbeitung)* ist ein kleines Flanken- und Flächenaufmaß anzustreben. Die Aufmaße auf Zahnflanke und Funktionsflächen wie der Welle-Nabe-Verbindung für die Hartbearbeitung sollen möglichst gering sein, um bei der Hartfeinbearbeitung zur Erreichung der geforderten Oberflächenqualität den Materialabtrag zu minimieren. So wird vermieden, dass die gehärtete Schicht zu Großteilen bei der Hartfeinbearbeitung abgetragen wird. Auch wird auf diese Weise der Einsatzhärtungsaufwand reduziert, da die benötigte Einsatzhärtetiefe minimiert wird. Als praxisnaher Zielwert des Schleifaufmaßes wird in Anlehnung an FELTEN (1999) und bedingt durch die verwendete Schleiftechnik ein äquidistantes Aufmaß von maximal $0,15 \cdot m$ definiert. Um dies zu erzielen, sollte ein reproduzierbares Verzugsverhalten entlang der *gesamten Prozesskette* von maximal $0,3 \text{ mm}$ gemessen auf der Zahnflanke gegeben sein.

Die Zielverzahnungsqualität wird nach HABERHAUER & BODENSTEIN (2007) auf IT 5-6 definiert. Diese richten sich nach Anforderungen bei einer Umfangsgeschwindigkeit von 6 bis 20 m/s und einer geschliffenen Oberfläche mit den typischen Anwendungsgebieten Werkzeugmaschinenbau oder Brennkraftmaschinen. Dazu muss eine entsprechende Vorverzahnungsqualität gegeben sein. Die CHD soll bei 20 % des Normalmoduls m_n (BAUSCH 2010) liegen.

Ergänzend wird eine große Oberflächenhärte von mindestens 650 HV (NIEMANN & WINTER 2003) bzw. 58 HRC (BAUSCH 2010) angestrebt.

Des Weiteren sind in der Literatur weitere Anforderungen an Verzahnungen angegeben, wie beispielsweise eine geringe Geräusentwicklung oder ein geringer Flankenverschleiß (SCHLECHT 2010). Diese Eigenschaften werden in dieser Arbeit nicht betrachtet und deshalb nicht im Einzelnen definiert und erläutert.

3.2 Verwendete Messmethoden

Im Rahmen der Prozesskettenentwicklung werden die in Tabelle 3-1 erfassten Messmethoden in Anlehnung an DIN EN ISO 17296-3 herangezogen und zur Versuchsauswertung verwendet. Dazu werden die analysierten Messgrößen, die verwendeten Messgeräte und -normen mit der Messgenauigkeit angegeben.

Tabelle 3-1: Verwendete Messmethoden im Rahmen der Prozesskettenentwicklung

Messmethode	Messgröße und Einheit	Messgerät	Verwendete Norm	Genauigkeit
Dichtebestimmung (archimedisch)	Rel. Dichte über Gesamtbauteil in %	Waage der FA. KERN PLJ-G mit Gemisch Isopropanol 70 %	DIN EN ISO 1183-1	± 2 %
Dichtebestimmung (Schliffbild)	Rel. Dichte in jeweiliger Schicht in %	Schleif- und Poliergerät (SAPHIR 530), Lasermikroskop VK 9700 der Firma Keyence	DIN EN ISO 3369	± 4 %
Härtemessung	Materialhärte nach Vickers in HV1	Zwick Roell ZHUZ2.5	DIN EN ISO 6507-1	± 0,01 %
Rauheitsbestimmung (Lasermikroskop und Tastschnittverfahren)	Oberflächenrauheit R_a und R_z in μm	Lasermikroskop VK 9700 der Firma Keyence und Rauheitsmessgerät der Fa. SJ-400 der Firma Mitutoyo	DIN EN ISO 4288	± 0,012 μm und ± 0,01 μm
Geometrievermessung (Messschieber und 3-D-Streifenprojektion)	Ist-Maße, Soll-Maße oder Vergleich in mm	Digitaler Messschieber der Fa. Mitutoyo und L3D (2M) der Fa. Steinbichler	DIN EN ISO 1101 bzw. DIN ISO 2768-2	± 20 μm und Punktabstand 135 μm
Verbrennungsanalyse	Kohlenstoffgehalt in Ma.-%	LECO CS 200 (extern)	-	3,5 Ma.-% abs.
Optische Emissionsspektroskopie mit induktiv gekoppeltem Plasma (ICP-OES)	Legierungszusammensetzung in Angabe in Ma.-% des jeweiligen Elements	(extern)	-	3 Ma.-% abs.
Röntgenfluoreszenzanalyse (RFA)	Legierungszusammensetzung in Angabe in Ma.-% des jeweiligen Elements	(extern)	-	4,5 Ma.-% abs.

Relevante Messmethoden sind Schliffbilder und Messungen nach dem archimedischen Prinzip zur Bestimmung der relativen Dichte ρ_{rel} , Härte- und Oberflächenrauhheitsmessungen sowie die Methoden zur Bestimmung der chemischen Werkstoffzusammensetzung, namentlich die Verbrennungsanalyse, die optische Emissionsspektroskopie mit induktiv gekoppeltem Plasma (ICP-OES) und die Röntgenfluoreszenzanalyse (RFA). Um Eigenspannungen und Verzug beim LBM quantifizieren zu können, existieren unterschiedliche Verfahren zur Geometrievermessung. Die für diese Arbeit eingesetzten Verfahren sind die optische Verzugsmessung mittels 3-D-Streifenprojektion sowie die taktile Messung. Das mittels 3-D-Streifenprojektion ermittelte CAD-Abbild des Bauteils lässt sich mit dem CAD-Modell der Sollgeometrie vergleichen. Daraus wird ein quantitativer Verzug ermittelt. Bei simplen Geometrien wird das Verfahren um Messungen mit einem Messschieber ergänzt.

3.3 Verwendete Anlagentechnik

Für die Durchführung der LBM-Versuche wird eine EOSINT M270 Xtended-Anlage der Firma Electro Optical Systems (EOS) GmbH verwendet. Die Anlage ist in Abbildung 3-1 dargestellt.

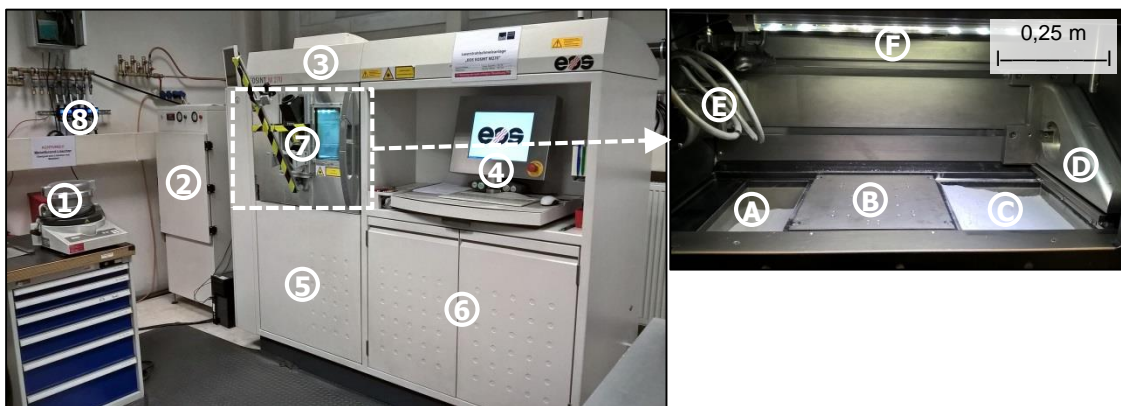


Abbildung 3-2: Verwendete Anlagentechnik beim LBM:

1: Siebmaschine; 2: Schutzgasfiltersystem; 3: Lasereinritt / Fokusslinsen; 4: Bedienpanel; 5: Plattformschächte; 6: Steuerung/Lasererzeugung; 7: Baukammertür (hier dargestellt mit Adaptionen für Off-Axis-Thermographieaufnahmen und Hochgeschwindigkeitskamera); 8: Schutzgas-Durchflussmessgerät
A: Überlaufplattform; B: Bauplattform; C: Dosierplattform;
D: Beschichterrakel; E: Antriebsmotor Rakel; F: Beleuchtung

Sie verfügt über einen Ytterbium-Faserlaser mit einer Nennlaserleistung $P_{L,nenn} = 200 \text{ W}$ im Gaußprofil bei einer Wellenlänge von 1060 bis 1100 nm. Der

Strahldurchmesser in der Fokusslage beträgt ca. 100 μm . Die maximale Scangeschwindigkeit $v_{S,max}$ liegt bei 7000 mm/s. Maximal kann ein Bauraum von $250 \cdot 250 \cdot 215 \text{ mm}^3$ (Breite \cdot Länge \cdot Höhe) genutzt werden. Die minimale Schichtdicke ergibt 20 μm . Die maximal einstellbare Vorheiztemperatur T_{VH} beträgt 80 $^{\circ}\text{C}$. Im Prozess kann durch die Zufuhr und Umwälzung von Schutzgas ein Restsauerstoffgehalt von unter 0,4 Vol.-% eingestellt werden. Die optische Einheit, die Prozessgasversorgung, die Scanner und Strahlführung sowie der Laser und die Aktorik werden im Auslieferungszustand des Herstellers betrieben.

Für die Wärmebehandlungen wird der Glüh- und Härteofen N31 der Firma Nabertherm verwendet. Der Hochtemperaturofen ist mit mehrschichtigen Feuerleichtsteinen isoliert und dreiseitig durch Heizelemente von der Seite und vom Boden beheizbar. Der Aufbau ermöglicht eine gleichmäßige Temperaturverteilung nach DIN 17052-1 mit Temperaturunterschied von $\pm 10 \text{ K}$ innerhalb der Ofenkammer. Die Durchflutung mit Schutzgas (Argon 4.6) ist durch zwei Abluftöffnungen an der Ofenrückwand möglich. Die maximale Arbeitstemperatur beträgt $T_{max} = 1280^{\circ}\text{C}$. Die Steuereinheit ermöglicht eine automatische Temperaturregelung mit Warte-, Aufheiz- und Haltezeiteneingaben.

Die Hartfeinbearbeitung findet schließlich auf einer Profilschleifmaschine der Fa. Liebherr beim Forschungspartner Lehrstuhl für Maschinenelemente - Forschungsstelle für Zahnräder und Getriebebau (FZG) der Technischen Universität München (TUM) statt.

3.4 Werkstoff 16MnCr5

Einsatzstähle sind unlegiert oder niedriglegiert und weisen einen Kohlenstoffgehalt (C-Gehalt) von 0,05 bis 0,2 Ma.-% auf. Sie können mit Chrom (Cr), Mangan (Mn), Molybdän (Mo), Magnesium (Mg), Bor (B) oder Nickel (Ni) für Einhärtung oder Aluminium (Al) und Niob (Nb) zur Kornverfeinerung legiert sein. Ni wird für eine Steigerung der Zähigkeit zulegiert, während Schwefel (S) die Zerspanbarkeit verbessert. (GROSCH 2010) Die Steigerung des Kohlenstoffgehaltes führt zu einer Zunahme der Festigkeit, Härtebarkeit und Verschleißfestigkeit, wogegen die Dehnung, Schweißbarkeit, Zähigkeit sowie die Bearbeitbarkeit in Bezug auf spanende Bearbeitung herabgesetzt werden (STAHLSCHLÜSSEL 2013). Ein C-Gehalt größer 0,22 Ma.-% fördert die Rissbildung im Schmelzprozess (EISEN 2009). Der C-Gehalt in Einsatzstählen lässt daher prinzipiell eine Verarbeitung im LBM-Prozess zu.

Vorteilhaft für die riss- und porenfreie Verarbeitung von Materialien im LBM-Verfahren ist eine gute Schweißbarkeit des Werkstoffes. Dazu zählt auch das in dieser Arbeit verwendete Einkomponentenpulver des niedrig legierten Einsatzstahls 16MnCr5 (Werkstoffnummer 1.7131, EC80, SAE 5115). 16MnCr5 wird in der Getriebeindustrie üblicherweise für Bauteile kleiner Baugröße verwendet (STEUTZGER 2004). Tabelle 3-2 listet die für diese Arbeit relevanten typischen Materialkennwerte des Werkstoffs 16MnCr5 auf.

Tabelle 3-2: Materialkennwerte für Einsatzstahl 16MnCr5, einsatzgehärtet, ¹(DEUTSCHE EDELSTAHLWERKE 2016), ²(SCHLECHT 2010)

Materialkennwert	Einheit	Wert
Dichte ρ_M ¹	kg/dm ³	7,76
Elastizitätsmodul E ¹	GPa	210
Querdehnzahl ν_M ²	-	0,3
Schmelzpunkt T_S	°C	ca. 1400
Streckgrenze für 11 mm Durchmesser $R_{p0,2}$ ¹ (gehärtet)	N/mm ²	635
Zugfestigkeit für 11 mm Durchmesser R_m ¹ (gehärtet)	N/mm ²	880 bis 1180
Grübchendauerfestigkeit $\sigma_{H,lim}$ ² (gehärtet)	N/mm ²	1500

Der Werkstoff setzt sich aus den in Tabelle 3-3 ersichtlichen Elementen zusammen. Der Einfluss der Hauptelemente auf das Werkstoffverhalten wird anschließend kurz erläutert. Zu den Elementen werden der Schmelzpunkt T_S und die spezifische Verdampfungsenthalpie ΔH_v als signifikante Größen beim Erschmelzungs- und Verdampfungsverhalten im LBM-Prozess aufgeführt. Die Messwerte zeigen einen Cr- und Si-Gehalt innerhalb der Norm und einen leicht abweichenden C- und Mn-Gehalt. Die Korngrößenverteilung wird mit $D_{10} = 9,49 \%$, $D_{50} = 24,68 \%$ und $D_{90} = 42,75 \%$ angegeben.

Tabelle 3-3: Werkstoffeigenschaften von 16MnCr5, Istwert nach Analysezertifikat des Pulverlieferanten in Anlehnung an (DEUTSCHE EDELSTAHLWERKE 2016)

Legierungselement	Einheit	C	Mn	Cr	Si	P	S	Fe
Schmelzpunkt T_S	°C	3540	1221	1903	1410	44	115	-
Verdampfungsenthalpie ΔH_v	kJ/g	59,5	4,11	6,62	13,7	0,392	0,3	-
Sollwert gem. DIN EN 10084	Ma.-%	0,14 - 0,19	1,0 - 1,3	0,8 - 1,1	max. 0,4	max. 0,025	max. 0,035	Rest
Istwert gemäß Zertifikat	Ma.-%	0,18	1,2	0,95	0,1	keine Ang.	keine Ang.	Rest
Ist-Wert gemäß ICP-OES und standardlosem RFA* und Verbrennungsanalyse**	Ma.-%	0,2**	1,03	1,2	0,15*	-	-	Rest

Mn und Cr setzen die kritische Abkühlgeschwindigkeit, die für die Martensitbildung verantwortlich ist, herab und erhöhen damit die Einsatzhärtetiefe bei gleichzeitig verringerter Karbidbildung. Außerdem wirkt sich Mn günstig auf die Schweißbarkeit und Schmiedbarkeit aus. Der Mn-Gehalt determiniert also den

Härteprozess und die Martensitbildung, was bei der Prozesskettenentwicklung beachtet werden muss. Silicium wird als herstellungsbedingtes Legierungselement ab einer Konzentration von mehr als 0,40 Ma.-% als Legierungsbestandteil betrachtet. P und S weisen beide eine starke Neigung zur Seigerungsbildung auf was zu einer großen Korngrenzenbrüchigkeit führen kann. (STAHLSCHLÜSSEL 2013)

Literaturwerte zur Wärmebehandlung des Einsatzstahls 16MnCr5 sind in Tabelle 3-4 zu finden.

Tabelle 3-4: Parameter zur Wärmebehandlung von 16MnCr5 für unterschiedliche Prozessschritte in Anlehnung an DEUTSCHE EDELSTAHLWERKE (2016)

Prozessschritt	Einheit	Wert
Weichglühtemperatur	°C	650 bis 700
Einsetztemperatur	°C	880 bis 980
Direkthärtetemperatur	°C	880 bis 980
Anlasstemperatur	°C	150 bis 200

3.5 Verarbeitung von 16MnCr5 mittels LBM

Ziel bei der Prozessentwicklung ist eine rissfreie Verarbeitung des Einsatzstahls 16MnCr5 mit einer kleinen Restporosität und einer kleinen Oberflächenrauheit mit der gegebenen LBM-Anlagentechnik. Parallel soll anhand des hier verwendeten Referenzwerkstoffs eine Vorgehensweise dargelegt werden, die für die gegebene Anlagentechnik generell für Einsatzstähle verwendet werden kann.

Die Vorgehensweise orientiert sich sowohl an quantitativen Anforderungen (siehe Kapitel 3.1) an den resultierenden Werkstoff als auch an dem Ziel ein Prozessverständnis für die Werkstoffentwicklung aufzubauen. Das Prozessverständnis reicht dabei von der Generierung einer einzelnen Schweißbahn bis hin zur Herstellung komplexer Bauteile. Zur Schaffung dieses Prozessverständnisses werden also nicht nur funktionale Anforderungen wie die Erzielung einer relativen Dichte $\rho_{rel} > 99,5 \%$ angestrebt, sondern auch besonders resultierende Zustände unterschiedlicher Parameterfelder als Gesamtbild.

3.5.1 Versuchsplanung

Die Prozessparameterentwicklung wird in die Bereiche Versuchsplanung, -vorbereitung, -durchführung sowie -auswertung unterteilt. Üblicherweise werden gemäß gängiger Versuchsplanungsmethoden bei der Aufstellung von Ver-

suchsplänen verschiedene Faktoren auf unterschiedlichen Stufen variiert (BAILEY 2008). Dazu sollen möglichst wenige Prozessparameter variiert werden, um die Wirtschaftlichkeit der Qualifizierungsmethode zu maximieren (SIEBERTZ ET AL. 2010). Zur Versuchsplanung werden in Anlehnung an das in Kapitel 2.5.2 beschriebene Prozessmodell Stell- (M_i), Stör- (x_k) und Steuergrößen (z_j) definiert und anhand des Versuchsplan die Wirkung auf den Prozess y mit einer Zielfunktion ζ ermittelt. Für einen effizienten Versuchsumfang werden durch eine Parametervorgabe auf Basis von Vorversuchen die Stellgrößen M_i gezielt variiert. Die Steuergrößen z_j werden nach Möglichkeit fixiert und die Störgrößen x_k reduziert. Somit ergibt sich ein fraktionell faktorieller Versuchsplan, der gezielt die Wirkung $y = f(M_i, x_k, z_j)$ einzelner Stellgrößen M_i mit einer gegebenen Zielfunktion ζ untersucht. Die Parametervorgabe wird zur Aufstellung des mehrstufigen, teilfaktoriellen Versuchsraums auf zuvor definierten Stufen und Einstellkombinationen verwendet, wobei die Faktoren sequenziell verändert werden. Ein teilfaktorieller Versuch wird nicht durchgeführt, da aufgrund einer Überlagerung von Faktoren nicht alle Wechselwirkungen der Parameter bekannt sind und somit eventuelle Überlagerungen nicht ausgeschlossen werden können. Ebenfalls wird zur Entwicklung von Prozessverständnis gezielt der fraktionierte Versuchsraum faktoriell abgedeckt, um typische Fehlerbilder bei der Werkstoffentwicklung hervorzurufen. Zu Fehlerbildern zählen beispielsweise eine große Restporosität, eine Rissbildung oder Anlauffarben bei Stählen. Letztere können auf eine örtlich große Energieeinkopplung in Verbindung mit einer Oxidation auf eine vergrößerte Rissgefahr hindeuten (KÖSTERMANN 2001). Dieser Ansatz, der in Abbildung 3-3 graphisch dargestellt wird, wird im Rahmen dieser Arbeit verfolgt. Im Vergleich zu vollfaktoriellen Versuchsplänen, die ohne Parametervorgabe notwendig wären, kann so der Versuchsumfang gezielt reduziert werden.

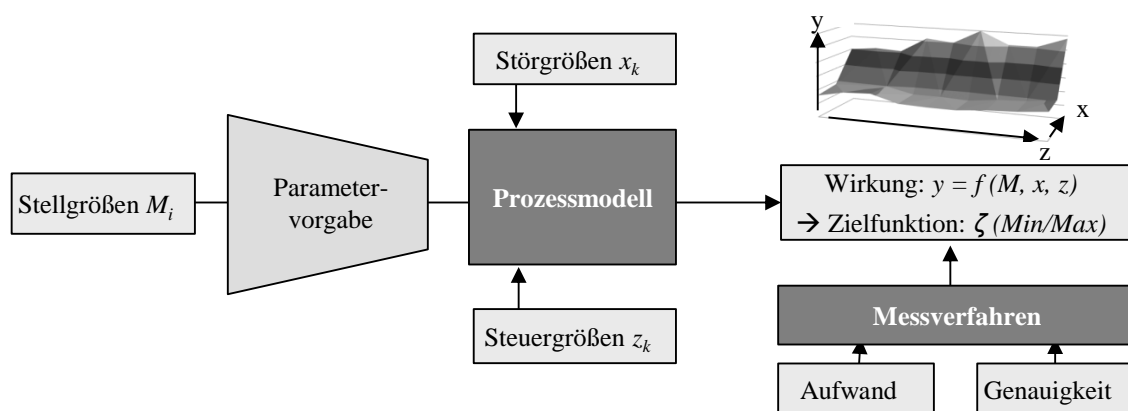


Abbildung 3-3: Allgemeines Versuchsplanungsmodell bei der Prozessparameterentwicklung für das LBM

Zielsetzung bei der Versuchsplanung ist eine wirtschaftliche Identifizierung von Parametern für die Schraffur, die Kontur und den Support des Bauteils. Die zur Verfügung stehenden Messverfahren sind somit hinsichtlich ihres Messaufwands und ihrer Messgenauigkeit gezielt für den jeweiligen Versuch auszuwählen. Dabei soll in vier Versuchen eine Variation der Stellgrößen Laserleistung P_L für die Schraffur und die Kontur, Scangeschwindigkeit v_S für die Schraffur und die Kontur sowie Scanlinienabstand h_S , Scanvektorabstand h_{SS} und Konturabstand h_K (Details siehe Kapitel 3.5.3) vorgenommen werden. Die betrachteten Zielgrößen (Zielfunktion ζ) sind die relative Bauteildichte ρ_{rel} (Minimierung der Poren oder Risse), die Oberflächenrauheit (Minimierung R_a und R_z , $R_a < 10 \mu\text{m}$), die Vermeidung von Anlauffarben, eine Einstufung der Fertigungstoleranz (Ziel von $\pm 0,1 \text{ mm}$, siehe Kapitel 3.1) sowie eine große theoretische Verfestigungsrate (definiert durch V_{th} aus Gleichung 2-12). Hierbei wird das parameterbedingte Schweißregime derart eingestellt, dass ein Tiefschweißeffekt ohne Verursachung von Wurzelporosität entsteht (LU ET AL. 2015). Dabei wird der Versuchsraum anfänglich von den Parametern $P_{L,H}$ sowie $v_{S,K}$ aufgespannt und in den nachfolgenden Versuchen jeweils um weitere variierte Stellgrößen ergänzt. Somit wird systematisch der Versuchsraum aufgespannt, um schließlich einen geeigneten Parametersatz zu erhalten.

Auf Basis des Analyseaufwands und der Messgenauigkeit der Analyseverfahren (siehe Tabelle 3-1) werden die Versuche zur wirtschaftlichen Analyse zunächst optisch unterstützt durch Lasermikroskopie bewertet, anschließend mit dem archimedischen Prinzip ausgewertet und schließlich die Ergebnisse durch Schlibilder ergänzt. Die Versuchsplanung ist auf die Auswahl der Messmethoden abgestimmt.

Das Vorgehen wird dabei speziell für die verwendete Anlagentechnik der LBM-Anlage EOS M270 aufgestellt. Rahmenbedingungen der Vorgehensweise werden durch die Anlagentechnik, den Versuchswerkstoff sowie die vorher als Einfluss- und Störgrößen definierten fixierten Prozessparameter vorgegeben. Das konkrete Vorgehen wird in Abbildung 3-4 dargestellt. Dabei wird auf bestehende Methoden und Versuchspläne (EISEN 2009, SEHRT 2010) zurückgegriffen. Diese werden gezielt für die vorliegende Anlagentechnik adaptiert. Ergänzend wird auf vergleichbare Arbeiten (BUCHBINDER 2013, MEINERS 1999, REHME 2009, SCHLEIFENBAUM 2011) verwiesen. Für eine Detaillierung sonstiger typischer Störgrößen wird auf die Literatur verwiesen, in denen beispielsweise umfassende Ursache-Wirkungs-Diagramme einen guten Überblick darlegen (REHME 2009, SEHRT 2010).

Rahmenbedingungen		Anlagentechnik, Werkstoff, fixierte Parameter
Versuchsabfolge	Zielfunktion des Versuchs (Wirkung)	Parameter (Stellgrößen)
Versuch 1	Schmelzbadstabilität und Supportparameter	$P_{L,H}, v_{S,H}$
Versuch 2	Rel. Dichte durch Basisparameter der Schraffur	$P_{L,H}, v_{S,H}, h_S$
Versuch 3	Rel. Dichte durch Fertigungsparameter der Schraffur	$P_{L,H}, v_{S,H}, h_S, h_{SS}$
Versuch 4	Oberflächenrauheit durch Parameter der Kontur	$P_{L,H}, v_{S,H}, h_S, h_{SS}, v_{S,K}$
Ziel	Parameter zur rissfreien Verarbeitung von 16MnCr5 mit kleiner Restporosität und kleiner Oberflächenrauheit	

Abbildung 3-4: Vorgehensweise bei der Prozessparameterentwicklung für das LBM am Beispiel 16MnCr5 zur Reduktion des Messaufwands

3.5.2 Stell- und Steuergrößen

Die Prozessparameter werden in Stellgrößen (variabel) und Steuergrößen (fixiert) auf Basis von Vorversuchen eingeteilt. Als fixe Parameter werden hier Prozessbedingungen aufgeführt, die im Laufe der Prozessentwicklung zur Fraktionierung des Versuchsplans als konstant definiert werden. Variable Parameter werden im Rahmen der Qualifizierungsmethodik gezielt verändert. Dadurch kann eine systematische Prozessentwicklung unter Betrachtung der gegenseitigen Wechselwirkungen vollzogen werden. Eine Zusammenfassung der Stell-, Steuer- und Zielgrößen ist in Tabelle 3-5 zu finden.

Fixe Parameter sind die Fokusposition f_Z mit der Fokuslage auf der Substratplattform, die Vorheiztemperatur T_{VH} mit 80 °C , die Schichtdicke l_Z mit $30\text{ }\mu\text{m}$ (Kompromiss zwischen kurzer Bauzeit und großer Bauteilgenauigkeit durch Reduktion des Stufeneffektes), die Belichtungsstrategie (Streifenbelichtung mit schichtweise inkrementell rotierendem Winkel von 69° mit Skywriting) und die Scanvektorlänge l_{SV} von 5 mm . Die Spurbreitenkompensation h_{SK} wird auf $0,5 \cdot d_F \approx 50\text{ }\mu\text{m}$ festgesetzt.

Für alle Versuche wird eine Stahlklinge zur Beschichtung verwendet. Der Dosierrschritt wird auf 140% fixiert, um eine ausreichende Pulverzustellung ohne Fehlstellen zu gewährleisten. Die Beschichtungsgeschwindigkeit wird auf 80 mm/s festgelegt. Als Schutzgas wird Argon 5.0 verwendet, das der Maschine mit einem konstanten Druck von 5 bar zur Verfügung gestellt wird. Das Umluftfiltersystem wird mit einer Einstellung von 2.2 V betrieben. Der Sauerstoffgehalt im Prozess wird auf $0,1$ bis $0,2\text{ Vol.-%}$ geregelt.

Variable Parameter sind die Laserleistung $P_{L,K}$, die Scangeschwindigkeit $v_{S,H}$ und $v_{S,K}$, der Scanlinienabstand h_S , der Scanvektorabstand h_{SS} und der Konturabstand h_K . Der Fokusbereich d_f resultiert aus dem gewählten Energieeintrag und beträgt bei der gewählten Konfiguration typischerweise $100 \mu\text{m}$, wobei eine Abweichung von ca. $\pm 10 \%$ je nach verwendetem Parameterregime resultieren kann.

Tabelle 3-5: Parameter und ihre Einordnung als Stell- und Steuer- sowie Zielgröße im Rahmen der Werkstoffqualifizierung

Parameter	Zeichen	Wert	Einheit	Einordnung
Fokusposition	f_Z	0 (auf Bauplatzform)	mm	Steuergröße
Vorheiztemperatur	T_{VH}	80	°C	Steuergröße
Schichtdicke	l_Z	30	μm	Steuergröße
Winkelinkrement je Schicht	-	79	°	Steuergröße
Scanvektorlänge	l_{SV}	5	mm	Steuergröße
Spurbreitenkompensation	h_{SK}	50	μm	Steuergröße
Laserleistung, Hatch	$P_{L,H}$	variabel (150 bis 200)	W	Stellgröße
Laserleistung, Kontur	$P_{L,K}$	variabel (150 bis 200)	W	Stellgröße
Scangeschwindigkeit, Hatch	$v_{S,H}$	variabel (600 bis 1400)	mm/s	Stellgröße
Scangeschwindigkeit, Kontur	$v_{S,K}$	variabel (600 bis 1400)	mm/s	Stellgröße
Scanlinienabstand	h_S	variabel (60 bis 90)	μm	Stellgröße
Scanvektorabstand	h_{SS}	variabel (30 bis 110)	μm	Stellgröße
Konturabstand	h_K	variabel (-50 bis 100)	μm	Stellgröße
Fokusbereich	d_f	variabel (90 bis 110)	μm	Stellgröße
Relative Dichte	ρ_{rel}	$> 99,5$	%	Zielgröße (max.)
Oberflächenrauheit	R_a und R_z	< 10 und < 100	μm	Zielgröße (min.)
Verfestigungsrate	E_V	< 2	cm^3/h	Zielgröße (max.)

Als zentralen Wert für die Aufstellung des Versuchsplans können Vorarbeiten aus der Literatur herangezogen werden. Für eine LBM-Anlage „M1“ der Fa. Concept Laser existiert ein Parametersatz zur rissfreien und porenarmen Verarbeitung (KAMPS & REINHART 2014A). Dieser kann mit den angegebenen Parametern $P_L = 195 \text{ W}$, $v_S = 800 \text{ mm/s}$, $l_Z = 30 \mu\text{m}$ und $h_S = 105 \mu\text{m}$ über die Umrechnung zu $E_S = 0,24 \text{ J/mm}$ (siehe Gleichung 2-9) bzw. $E_V = 77,38 \text{ J/mm}^3$ (siehe Gleichung 2-11) errechnet werden und kann als grober Orientierungswert für die Parameterfestlegung herangezogen werden. Dabei wird die Leistungsdichte auf das jeweils verwendete Anlagensystem umgerechnet.

3.5.3 Versuchsvorbereitung und Durchführung

Die Vorbereitungen der einzelnen Versuche werden gleich vorgenommen, um mögliche Störgrößen x_k klein zu halten:

Vor dem Laden und Platzieren der Bauteile im virtuellen Bauraum der Maschine werden diese nach dem Modellieren in das STL-Format konvertiert. Die **Tri-**

gulation findet binär mit der Software Siemens NX10 bei einer Dreieckstoleranz von 0,0025 und einer Angrenzungstoleranz von 0,0025 bei automatischer Normalenerzeugung statt. Anschließend werden die STL-Dateien mithilfe der Software Magics und EOS RP-Tools in digitale Schichten zerlegt.

Die **Substratplatte** wird vor der Verschraubung mit der Bauplattform durch Sandstrahlen aufgeraut. Dies verbessert die Pulveranhaftung bei den ersten Schichten sowie die Schmelzanbindung zwischen Bauplatte und Schmelzbad bei Prozessbeginn und verringert die Reflexion des Laserstrahls auf der geschliffenen Substratplattenoberfläche.

Der **LBM-Prozess** findet unter Argonatmosphäre statt, wobei auf das kostengünstigere Stickstoff gezielt verzichtet wird: In der Literatur (BERNS 1991) ist die Löslichkeit des Stickstoffs im Ferrit zur Ausscheidung von Eisen- und Legierungsnitriden bekannt. N_2 weist eine stabile Molekülbindung auf, weshalb diese bei gängigen Nitriervorgängen bei ca. 590 °C nicht verwendet werden kann (BERNS 1991) und somit auch bei 16MnCr5 bei einer vergleichbaren Prozesstemperatur unkritisch ist. Da im LBM-Prozess jedoch Temperaturen weit über dem Schmelz- oder Verdampfungspunkt herrschen und das Verhalten des N_2 -Schutzgases unbekannt ist, wird Argon als Schutzgas verwendet, um ein Nitrieren selbst bei großen Temperaturen ausschließen zu können.

Das anschließende **Entfernen von Proben im Rahmen der Parameterentwicklung** von der Bauplatte geschieht mittels einer Nasstrennschleifmaschine unter Verwendung einer Korundscheibe. Die kontinuierliche Zugabe von Kühlemulsion verhindert dabei eine Gefügeveränderung durch Wärmeeinbringung. Bei den verwendeten Probengeometrien wird auf eine kompakte Bauweise geachtet, um mehr Parametervariationen pro Versuchsplatte zu ermöglichen und lange Bauzeiten zu vermeiden.

Die **Entfernung größerer Bauteile** wie der Referenzverzahnung wird mittels Drahterodieren durchgeführt, um eine definierte Abtrennfläche zu erzeugen ohne zusätzliche Eigenspannungen einzubringen.

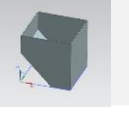
Das **Pulvermaterial** durchläuft in der Fertigung der Probekörper und Verzahnungen den LBM-Prozess mehrfach. Das Material wird im Anschluss an den LBM-Prozess nach dem gängigen industriellen Vorgehen aufbereitet, indem Grobkorn und Spratzer in einer Siebung mit einer Maschenweite von 63 μm entfernt werden. Anschließend wird das Pulver der Anlage wieder zugeführt. Zudem findet ein Materialwechsel auf andere Materialien wie Inconel 718 zwischen einzelnen Bauvorgängen statt, wobei die Baukammer stets gereinigt und

der Filter gewechselt wird. Somit liegt eine Produktionsumgebung mit wechselndem Materialsystem vor.

3.5.4 Schmelzbadstabilität und Supportparameter

Ziel des Versuchs 1 ist der schichtweise Aufbau von einzelnen Schmelzbahnen zu einer Rahmenstruktur zur Evaluierung der Schmelzbadstabilität und zur Ermittlung von Supportparametern. Um den Analyseaufwand für eine erste Parametereingrenzung klein zu halten, wird im ersten Schritt ein breites Prozessfeld aufgespannt, rein optisch bewertet und mittels Mikroskopie unterstützt. Dazu werden $P_{L,H}$ und $v_{S,H}$ variiert. Die Proben sollten dabei eine möglichst homogene Schmelzbahn (geringe Schmelzbahnabrisse) mit einer kleinen Oberflächenrauheit und keine Risse aufweisen. Dies wird als Indiz für die Prozessstabilität gewertet. Somit kann mit kleinem Aufwand ein erstes Prozessfenster abgesteckt werden, das als Basis der Folgeversuche dient.

Verwendet wird der Probenkörper „Rahmen“ in Anlehnung an EISEN (2009) mit einem Parameterfeld von $150 \text{ W} < P_{L,K} < 200 \text{ W}$ in Inkrementen von 25 W und $600 \text{ mm/s} < v_{S,K} < 1400 \text{ mm/s}$ in Inkrementen von 100 mm/s (siehe Abbildung 3-5). Die Geometrie mit den Abmessungen $10 \cdot 10 \cdot 10 \text{ mm}^3$ setzt sich dabei aus drei senkrecht stehenden Wänden und einer abgewinkelten Seite unter 45° zusammen. Die senkrechten Wände geben Aufschluss über Pulveranhaftungen. Ob eine durchgehend dichte Wand in einem Winkel aufgebaut werden kann, zeigt die schräge Fläche.

Untersuchungsgegenstand	Parameter	Analysemethode	Bewertungskriterium	Probenform
Schmelzbadstabilität, Supportparameter	$P_{L,H}, v_{S,H}$	Optische Bewertung, ggf. unterstützt durch Mikroskopie	Stabiler Rahmen ohne Risse und Aufbauspitzen	

	Parameter	Einheit	von	bis	Inkmente	Probenanzahl
1.	$P_{L,H}$	W	150	200	25	36
2.	$v_{S,H}$	mm/s	600	1400	100	

Abbildung 3-5: Vorgehensweise im Versuch 1 als Versuchspunkteinschränkung für Versuch 2

Auswertung:

Bei jeder der gewählten Leistungsstufen $P_{L,H} = 150 \text{ W}$ bis $P_{L,H} = 200 \text{ W}$ zeichnen sich vergleichbare Qualitätsmuster ab: Optisch bewertet ergibt sich ein breites

Herstellung laserstrahlgeschmolzener Zahnräder

Parameterfenster an Kombinationen aus P_L und v_S . Nach der Sichtprüfung der Probengeometrien ist bei den niedrigen Scangeschwindigkeiten $v_S < 800$ mm/s ein nicht miteinander verschmolzener, streifenförmiger Bereich an allen Wandungen (Abbildungen 3-6) auffällig. Gleichzeitig lässt der große Energieeintrag das zusammenhängende Schmelzbad abreißen, was zur Bildung von Aufbauspitzen führt. Die Schmelzbadspuren mit Scangeschwindigkeiten $v_S > 1200$ mm/s spiegeln ähnlich schlechte Eigenschaften der Schmelzbadstabilität wider.

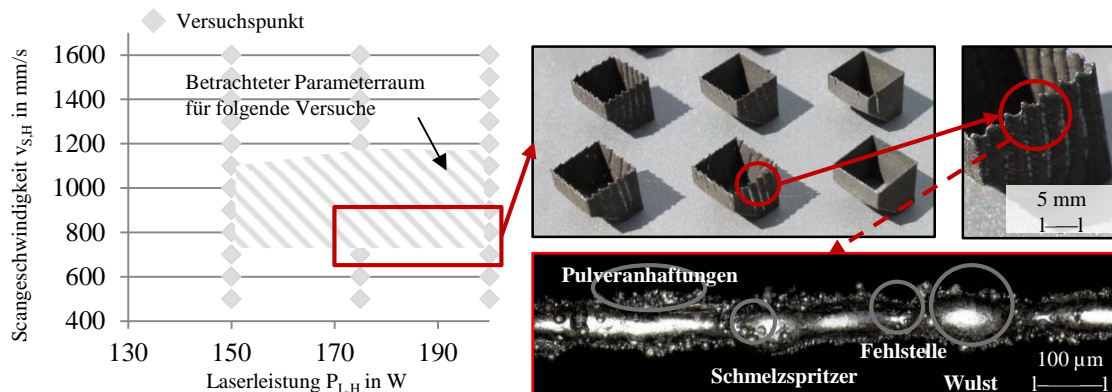


Abbildung 3-6: Übersicht der Parameterauswahl sowie beispielhafte qualitative optische Ergebnisauswertung zum Versuch 1 bei $P_{L,H} = 200$ W und $v_{S,H} = 600$ mm/s, die zu Wandrissen und zu Aufbauspitzen führen

Die Aufbaurrate wird durch die Scangeschwindigkeit $v_{S,H}$ und $v_{S,K}$, durch den Scanlinienabstand h_S (und den Scanvektorabstand h_{SS}) sowie durch die Schichtdicke bestimmt (siehe Formel 2-11). Um eine große Aufbaurrate für eine wirtschaftliche Fertigung zu erhalten, wird somit eine möglichst große Scangeschwindigkeit angestrebt. Um trotz einer großen Scangeschwindigkeit ein gutes Schmelzbad mit einer ausreichend breiten Schmelzspur zu erhalten, ist eine große Laserleistung von Vorteil. Diese hat einen direkten Einfluss auf den Fokussdurchmesser d_F und damit auch auf den Spuraabstand h_S , der ebenfalls im Zuge einer großen Aufbaurrate groß gewählt werden sollte. Aus diesem Grund wird im Folgenden stets eine Laserleistung $P_{L,H} = 200$ W verwendet.

Die Auswertung aller Schmelzbadspuren der Parameterstufe $P_L = 200$ W unter Verwendung des Lasermikroskop wird repräsentativ in Abbildung 3-7 veranschaulicht. Dargestellt ist die Auswertung der Schmelzbadbreite, der Rautiefe R_z und des Mittenrauwertes R_a der Proben A, B und C anhand ihres vermessenen Profilverlaufs. Erkennbar bei der Probe A ist eine klare Wulstbildung. Außerdem ist eine geschlossene Eckenfahrt wegen der niedrigen Scangeschwindigkeit und den daraus resultierenden Materialanhäufungen und

Fehlstellen nicht gewährleistet. Probe B charakterisiert dabei den Parametersatz zur Erzielung einer kleinen Oberflächenrauheit ($R_a = 16 \mu\text{m}$ und $R_z = 127 \mu\text{m}$). Die Ecke des Rahmens ist geschlossen und das Schmelzbad ist gleichmäßig ohne große Wulst- und Fehlstellenbildung. Schmelzspritzer und Pulveranhaftungen sind gleichzeitig gering.

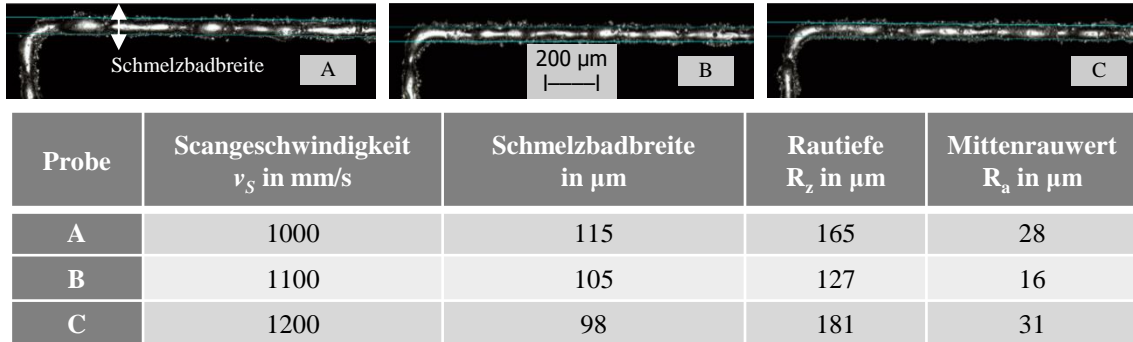


Abbildung 3-7: Beispielhafte Ergebnisauswertung der Rahmenstruktur: optische Vermessung der Rahmenoberflächen mittels Lasermikroskop zur Bestimmung der Schmelzbadbreite, Rautiefe R_z und des Mittenrauwerths R_a als Funktion von $v_{s,H}$ und $P_{L,H}$, hier beispielhaft dargestellt für $P_{L,H} = 200 \text{ W}$

Bei Probe C ist die Scangeschwindigkeit v_s um 8,5 % vergrößert. Große Wulstbildung tritt aufgrund des geringen Energieeintrags nicht auf. Diese Messung unterstützt die Begründung der Wahl der maximalen Laserleistung $P_{L,H} = 200 \text{ W}$, um trotz großer Scangeschwindigkeit eine möglichst große Schmelzbadbreite zu erhalten.

In Summe wird durch eine optische Auswahl und Bewertung ein Parameterfeld von $P_{L,H} = 200 \text{ W}$ und $700 \text{ mm/s} < v_{s,H} < 1200 \text{ mm/s}$ ausgewählt. Dieses kann als aufwandsarme Versuchspunkteinschränkung für den Folgeversuch herangezogen werden.

3.5.5 Basisparameter für die Schraffur

Ziel des Versuchs 2 ist der Aufbau rissfreier Bauteile mit einer rel. Dichte $\rho_{rel} > 99,5 \%$. Dazu werden die Basisparameter $P_{L,H}$, $v_{s,H}$ und $h_{s,H}$ aufbauend auf den zuvor ermittelten Werten als Betrachtungsgrenzen variiert. Gemäß Versuch 2 wird ein Parameterfeld von $P_{L,H} = 200 \text{ W}$ und $800 \text{ mm/s} < v_{s,H} < 1200 \text{ mm/s}$ in Inkrementen von 100 mm/s (siehe Abbildung 3-8) festgesetzt. Auf Basis von Literaturwerten vergleichbarer Werkstoffe wird der Parameter h_s mit dem Ausgangswert $0,7 \cdot d_F$ belegt (MEINERS 1999) und in einem Inkrement von $\pm 20 \mu\text{m}$

Herstellung laserstrahlgeschmolzener Zahnräder

variiert. Versuch 1 liefert für die resultierende Schmelzspurbreite (bei den gewählten Parametern $100 \pm 10 \mu\text{m}$) die nötigen Vergleichswerte. Verwendet wird der Probenkörper „Würfel“ mit den Abmessungen $10 \cdot 10 \cdot 10 \text{ mm}^3$. Bei der Fertigung wird der Würfelinnenraum (Schraffur) ohne Kontur belichtet, um einen Prozessabbruch aufgrund ungeeigneter Konturparameter zu vermeiden.

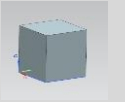
Untersuchungsgegenstand	Parameter	Analysemethode	Bewertungskriterium	Probenform		
Relative Bauteildichte ρ_{rel}	$P_{L,H}, v_{s,H}, h_S$	Dichtebestimmung mittels Schliffbild und archimedischem Prinzip	VDI 3405, $\rho_{rel} > 99,5 \%$			
	Parameter	Einheit	von	bis	Inkrement	Probenanzahl
1.	$v_{s,H}$	mm/s	700	1200	100	18
2.	h_S	μm	50	90	20	

Abbildung 3-8: Darstellung der Vorgehensweise im Versuch 2 und Teilergebnis als Versuchspunkteinschränkung für den Folgeversuch

Auswertung:

Eine Auswertung der relativen Materialdichte ρ_{rel} nach dem archimedischem Prinzip für das betrachtete Prozessfenster als Funktion des Spurabstandes h_S und der Scangeschwindigkeit $v_{s,H}$ ist in Abbildung 3-9 dargestellt. Für den Spurabstand, der bereits in der Literatur als geeignet herausgestellt wurde (MEINERS 1999), liegt ρ_{rel} stets über einem Wert von 99,9 %. Das spricht für ein breites Parameterfenster für die porenarme Verarbeitung für den Werkstoff 16MnCr5. Ergänzend werden Schliffbilder der Proben dargestellt. Diese zeigen ein dichtes Material bei den Scangeschwindigkeiten zwischen $800 \text{ mm/s} < v_{s,H} < 1100 \text{ mm/s}$. Bei einer Scangeschwindigkeit $v_{s,H}$ von 700 mm/s zeigen sich Anlauffarben bei den Proben sowie Risse im Randbereich. Der Parameter wird daher als Prozessfeldgrenze definiert. Bei einem Spurabstand von $h_S = 50 \mu\text{m}$ stellt sich im betrachteten Prozessfenster keine ausreichende relative Materialdichte ein. Dies spricht für einen ungeeignet großen Energieeintrag bei allen betrachteten Scangeschwindigkeiten, der aufgrund der großen Überlappung zu einer großen Restporosität führt. Die Verwendung eines Spurabstandes von $h_S = 90 \mu\text{m}$ führt bei Scangeschwindigkeiten von 1000 bis 1200 mm/s zu einer ungeeigneten Restporosität. Bei Scangeschwindigkeiten von 700 bis 900 mm/s wird eine relative Materialdichte $\rho_{rel} > 99,5 \%$ erreicht. Für die weiteren Versuche wird der Parametersatz $P_{L,H} = 200 \text{ W}$, $v_{s,H} = 900 \text{ mm/s}$ und $h_S = 70 \mu\text{m}$ verwendet, da er einen Kompromiss zwischen großer Verfestigungsrate (Wirtschaftlichkeit) und Prozesssicherheit darstellt.

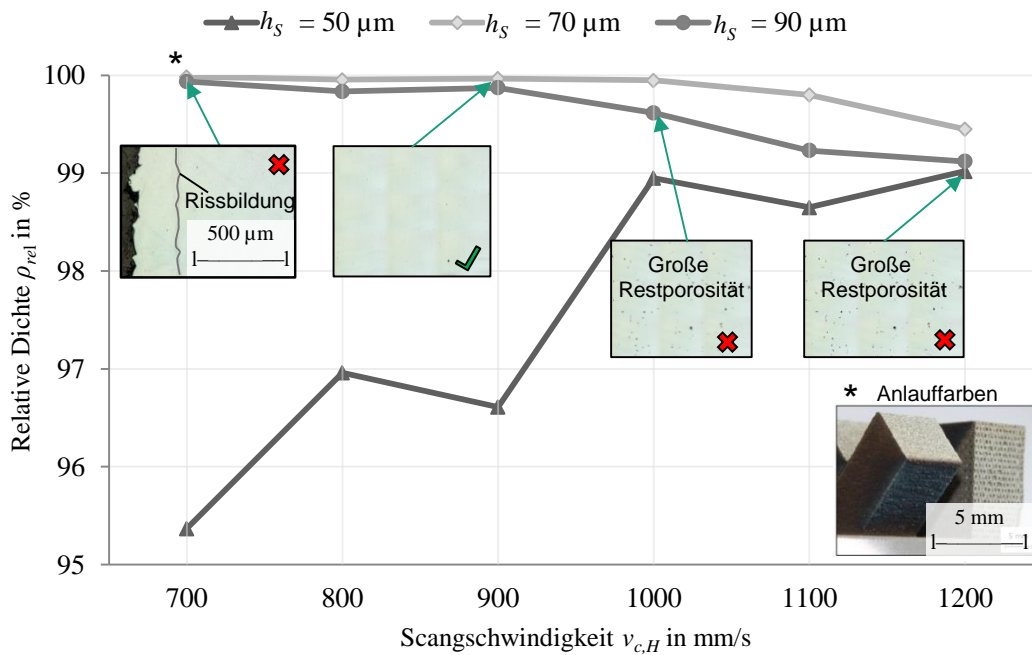


Abbildung 3-9: Darstellung der Versuchsergebnisse der Parameter im Prozessfenster bei $P_L = 200 \text{ W}$, $700 \text{ mm/s} < v_s < 1200 \text{ mm/s}$ und dem Spurabstand $50 \mu m < h_s < 90 \mu m$

3.5.6 Fertigungsparameter für die Schraffur

Ziel des Versuchs 3 ist der Aufbau rissfreier Bauteile mit einer relativen Materialdichte $\rho_{rel} < 0,5 \%$ durch die Verwendung von Fertigungsparametern für die Schraffur ($P_{L,H}$, $v_{S,H}$, h_s , h_{SS}). Die nötigen Dichtemessungen werden nach dem gleichen Ablauf wie in Versuch 2 durchgeführt. Dazu werden die Parameter $P_{L,H}$, $v_{S,H}$ und h_s des Versuchs 2 verwendet und zusätzlich Proben unter Variation des Parameters Streifenüberlappung h_{SS} gefertigt und analysiert. Die Variation findet in den Grenzen $30 \mu m < h_{SS} < 110 \mu m$ in Inkrementen von $10 \mu m$ statt. Verwendet wird der Probenkörper „Würfel“ mit den Abmessungen $10 \cdot 10 \cdot 10 \text{ mm}^3$. Die Vorgehensweise ist in Abbildung 3-10 dargestellt. Um Überlagerungen mit dem Parameter h_s zu untersuchen, wird gleichzeitig eine Variation des Parameters in den Grenzen $60 \mu m < h_s < 80 \mu m$ in Inkrementen von $10 \mu m$ vorgenommen. Diese Eingrenzung des Testbereiches erfolgt aus Erfahrungswerten. Wie bei Platte 2 wird hier ebenfalls nur der Kern belichtet.

Herstellung laserstrahlgeschmolzener Zahnräder


Untersuchungsgegenstand	Parameter	Analysemethode	Bewertungskriterium	Probenform		
Relative Bauteildichte ρ_{rel}	$P_{L,H}$, $v_{s,H}$, h_S , h_{SS}	Dichtebestimmung mittels Schliffbild und archimedischem Prinzip	VDI 3405, $\rho_{rel} > 99,5 \%$			
	Parameter	Einheit	von	bis	Inkmente	Probenanzahl
1.	h_S	μm	60	80	10	15
2.	h_{SS}	μm	30	110	20	

Abbildung 3-10: Darstellung der Vorgehensweise im Versuch 3

Auswertung:

Bei der Sichtprüfung der angefertigten Schliffbilder fällt auf, dass sich bei den Würfeln mit niedriger Scangeschwindigkeit ($v_{s,H} = 700 \text{ mm/s}$ und $v_{s,H} = 800 \text{ mm/s}$) am oberen Schmelzbadrand eine deutlich überhöhte Kante bildet. Außerdem führt der hohe Energieeintrag, angesichts der langsamen Scangeschwindigkeit bei diesen Proben zu blauen Anlauffarben und vermehrter Pulveranbindung.

Der Einfluss des Parameters der Streifenüberlappung h_{SS} hat keinen großen Einfluss auf die Porosität. Die höchste rel. Dichte $\rho_{rel} = 99,97 \%$ tritt bei der Probe mit einer Überlappung von $h_{SS} = 110 \mu\text{m}$ auf. Bei größerer Streifenüberlappung kann außerdem von einer besseren Anbindung der einzelnen Streifen untereinander ausgegangen werden. Im Übrigen treten bei einem Spurabstand von $h_S = 60 \mu\text{m}$ Überhöhungen an den Kanten und blaue Anlassfarben auf. Zusätzlich treten vermehrt kleine Poren auf, die für Werkstoffporosität infolge einer zu großen Energiedichte (Wurzelporosität) sprechen. Die Proben mit einem Scanlinienabstand von $h_S = 80 \mu\text{m}$ zeigen trotz eines guten Schmelzbadbildes vermehrt große Poren. Eine Zusammenfassung ist in Tabelle 3-6 dargestellt.

Da die Ergebnisse für $h_S = 70 \mu\text{m}$ keine großen Abweichungen aufweisen, werden zusätzliche Auswertungen von Schliffbildern mit weiteren und vergrößerten Bildbereichen vorgenommen, um einen Messfehler auszuschließen. Die Ergebnisse werden in der zusätzlichen Auswertung bestätigt. Dabei wird eine Abweichung der Werte der relativen Restporosität von 0,03 % ermittelt.

Somit wird auch in diesem Versuch das breite Prozessfenster zur rissfreien und porenarmen Verarbeitung von 16MnCr5 in einer EOS M270 LBM-Anlage bestätigt. Die Ergebnisse zeigen, dass die Streifenüberlappung h_{SS} im durchgeführten Versuch keinen Einfluss auf die rel. Dichte des Werkstoffs hat. Eine weitere

Untersuchung wird zugunsten einer wirtschaftlichen Prozessentwicklung vermieden. Für die weiteren Versuche wird der Parametersatz bei $P_{L,H} = 200 \text{ W}$, $v_{S,H} = 900 \text{ mm/s}$, einem Scanlinienabstand $h_S = 70 \text{ }\mu\text{m}$ und einer Streifenüberlappung $h_{SS} = 110 \text{ }\mu\text{m}$ verwendet.

Tabelle 3-6: Ergebnisauswertung zum Versuch 3, hier dargestellt bei $P_{L,H} = 200 \text{ W}$ und $v_{S,H} = 900 \text{ mm/s}$

Nr.	Scanlinienabstand h_S in μm	Streifenüberlappung h_{SS} in μm	Relative Materialdichte ρ_{rel} in %
1-5	60	30 - 110	Vermehrt kleine Poren, blaue Anlauffarben
6	70	30	99,96
7	70	50	99,94
8	70	70	99,94
9	70	90	99,96
10	70	110	99,97
11-15	80	30 - 110	Vermehrt große Poren

3.5.7 Geometrieabweichungen

Im Versuch 4 werden die Geometrieabweichungen bedingt durch die Oberflächenrauheit und die Fertigungsgenauigkeit untersucht. Dazu werden die Fertigungsparameter für die Schraffur aus Versuch 3 übernommen und unter vorgegebenen Parametern $P_{L,K}$ und h_K die Scangeschwindigkeit $v_{S,K}$ für die Konturbelichtung gezielt verändert. Dazu wird konstruktiv der Aufbauwinkel φ gezielt eingestellt, um Konturparameter je nach gewünschter Geometrie zu entwickeln.

Zielsetzung ist eine kleine Oberflächenrauheit ($R_a < 10 \text{ }\mu\text{m}$) sowie eine Einstufung der Fertigungstoleranz (Ziel von $\pm 0,1 \text{ mm}$, siehe Kapitel 3.1) des LBM-Verfahrens und der Baubarkeitsgrenzen für Kavitäten wie Bohrungen. Das Parameterfeld wird von $500 \text{ mm/s} < v_{S,K} < 1100 \text{ mm/s}$ in Inkrementen von 100 mm/s und der Aufbauwinkel zwischen $35^\circ < \varphi < 90^\circ$ festgesetzt. Die Laserleistung wird zu $P_{L,K} = 200 \text{ W}$ und der Konturabstand zu $h_K = -50 \text{ }\mu\text{m}$ definiert, wobei die Konturbelichtung nach der Schraffur durchgeführt wird. Die Vorgehensweise ist in Abbildung 3-11 zusammengefasst.

Herstellung laserstrahlgeschmolzener Zahnräder

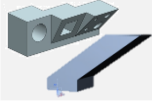
Untersuchungsgegenstand	Parameter	Analysemethode	Bewertungskriterium			Probenform
Oberflächenrauheit, Fertigungsgenauigkeit	$P_{L,K}, v_{s,K}, h_K$	Taktile Rauheitsmessung, Messschieber	Rauheit R_a kleiner $10 \mu\text{m}$ bei stehender Probe, Abweichung kleiner $\pm 0,1 \text{ mm}$			
	Parameter	Einheit	von	bis	Inkrement	Probenanzahl
1.	$v_{s,K}$	mm/s	500	1100	100	56
2.	φ	°	35	90	5 (35 bis 50) bis 10 (50 bis 90)	

Abbildung 3-11: Darstellung der Vorgehensweise im Versuch 4

Das vorrangige Ziel bei der Konstruktion der Testkörper ist eine gut zugängliche Messfläche, wobei repräsentative Geometrien wie typische Winkel oder Bohrungsdurchmesser vertreten sind. Aus diesem Grund werden zwei Testkörper verwendet. Durch die Konstruktion wird die Messung mittels Lasermikroskop erleichtert. Körper A wird zur Analyse des Einflusses der Konturparameter auf die Oberflächenrauheit verwendet. Dazu werden gezielt die Überhangflächen (Downskinflächen) untersucht, da diese eine schlechtere Oberflächenqualität als aufliegende Flächen (Upskinflächen) aufweisen. Um Rückschlüsse vom Überhangwinkel auf das Oberflächengefüge der Überhangflächen ziehen zu können, wird der Winkel φ schrittweise von 90° bis auf 35° gesenkt. Das Inkrement beträgt 10° von 90° bis 50° . Ab einem Winkel von $\varphi < 50^\circ$ wird das Inkrement auf 5° reduziert, da hier die Fertigungsgrenze vermutet wird.

Körper B wird zur Validierung der Ergebnisse anhand ausgewählter Winkel und zur Bestimmung der Fertigungstoleranzen verwendet, die nach einer Auswahl eines Belichtungsparameters für die Schraffur resultieren. Die Konstruktion sieht typische Überhänge von 30° und 45° sowie vertikale Flächen mit einem Überhang in Form eines Kragarms von 2.5 mm und Bohrungen von einem Durchmesser mit 0,5 bis 3 mm vor (siehe Abbildung 3-13). Dadurch kann der minimal mögliche Durchmesser von horizontal verlaufenden Kanälen mit Kreisquerschnitt als Konstruktionsgrenzwert ermittelt werden. Hierbei besteht die Annahme, dass aufgrund der fertigungsbedingten Effekte der horizontale Verlauf die größte Formabweichung besitzt. Dabei wird ebenfalls eine aufwandsarme Messung der Oberflächenrauheit und Formabweichung mittels Lasermikroskopie sowie einfachem Messschieber angestrebt. Die Probenkörper A und B sind in Abbildung 3-12 dargestellt.

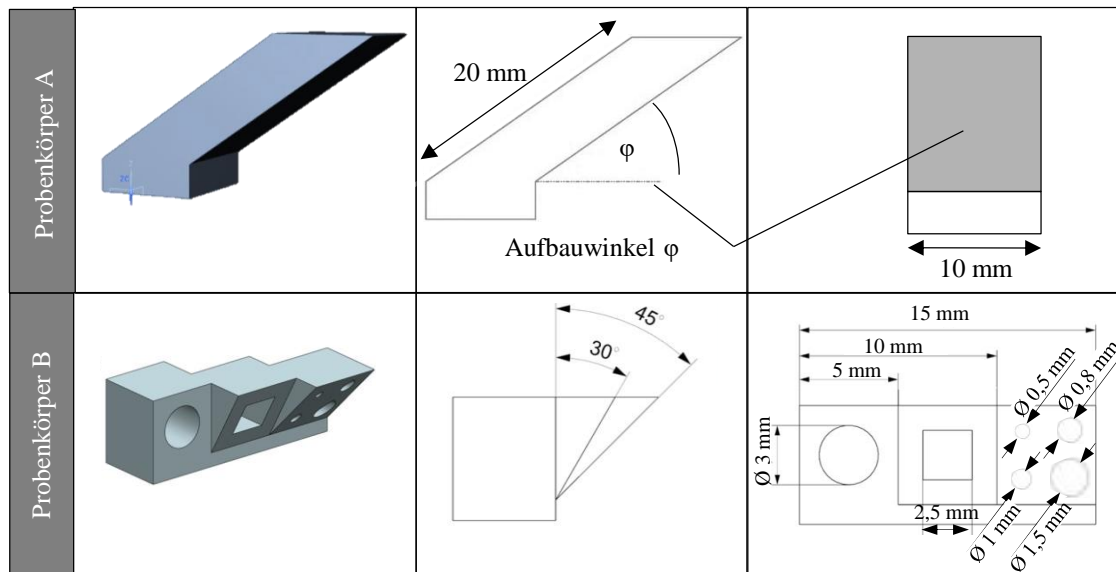


Abbildung 3-12: Darstellung der Probenkörper für Versuch 4 mit repräsentativen Messflächen

Die Ermittlung der Oberflächenrauheit in R_a und R_z wird mittels Lasermikroskop bei 20-facher Vergrößerung und einer Messfläche von $1,9 \cdot 1,4 \text{ mm}^2$ vorgenommen. Zur statistischen Absicherung werden je drei Messungen angefertigt und daraus der Mittelwert gebildet.

Auswertung:

Die zentralen Ergebnisse des Versuchs können aus Abbildung 3-13 abgeleitet werden. Erstens lässt sich der minimale Überhangwinkel $\varphi = 35^\circ$ als Fertigungsgrenze feststellen. Leichte, von der Beschichter-Bauteil-Kollision verursachte Maschinenvibrationen werden während des Bauprozesses beim Beschichten der Testkörper mit $\varphi = 35^\circ$ beobachtet. Eine weitere Verkleinerung von φ wird daher als nicht sinnvoll erachtet, da weitere Konturüberhöhungen resultieren, die zum Prozessabbruch führen können.

Zweitens kann abgeleitet werden, dass durch eine Parametereinstellung die Rauheit für jeden Aufbauwinkel reduziert werden kann. Dabei werden Rauheiten von $R_a = 8,5 \text{ }\mu\text{m}$ ($R_z = 120,8 \text{ }\mu\text{m}$) bei $\varphi = 90^\circ$ und $R_a = 18,7 \text{ }\mu\text{m}$ ($R_z = 209,7 \text{ }\mu\text{m}$) bei $\varphi = 45^\circ$ erreicht.

Die Oberflächenrauheit weist sowohl eine Abhängigkeit von φ als auch von $v_{S,K}$ auf. Die minimal zu erreichende mittlere Rauheit liegt mit $R_a = 8,5 \text{ }\mu\text{m}$ bei $\varphi = 90^\circ$ und $v_{S,K} = 500 \text{ mm/s}$. Bei $\varphi = 43^\circ$ lässt sich ein Wendepunkt erkennen, bei dem alle Scangeschwindigkeiten bis auf $v_{S,K} = 1100 \text{ mm/s}$ bei $30 \text{ }\mu\text{m}$ liegen. Ein klarer Trend lässt sich für die beiden Auswertungen nicht erkennen. Die

systematische Variation von Überhangwinkel und Scangeschwindigkeit stellt ein breites Spektrum an verwendbaren Daten zur Auswahl von Herstellungsparametern je nach Bauteilgeometrie bereit. Für die folgenden Versuche wird eine Scangeschwindigkeit von $v_{S,K} = 1100$ mm/s ausgewählt, da die Auswertung (Abbildung 3-13) eine gute Eignung für die Erzeugung einer kleinen Oberflächenrauheit gemessen am R_a -Wert bei allen Aufbauwinkeln vermuten lässt. Zudem ist eine große Scangeschwindigkeit einer großen Produktivität zuträglich.

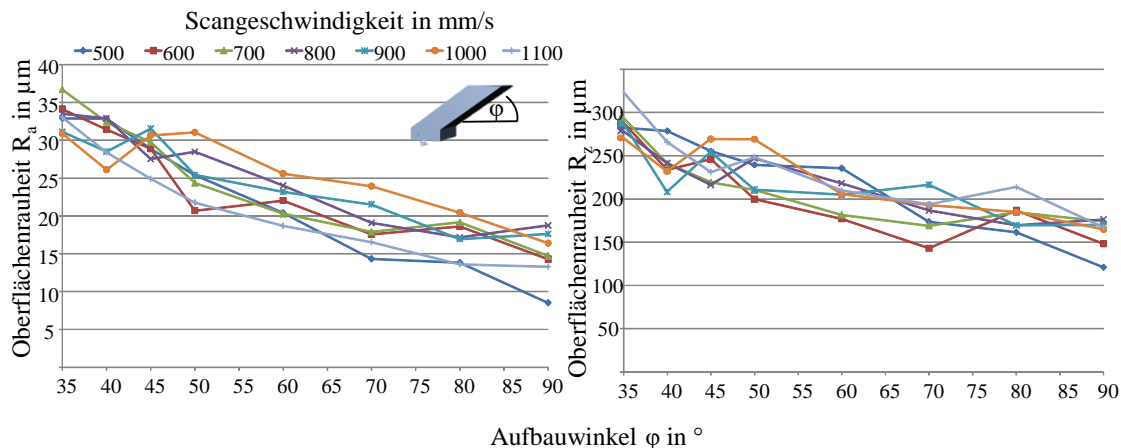


Abbildung 3-13: Darstellung der Versuchsergebnisse des Versuchs 4

Die Vermessung des Körpers B ist mit einer Zusammenfassung der Kernergebnisse in Abbildung 3-14 dargestellt. Diese wurden mit $P_{L,K} = 200$ W, $v_{S,K} = 1000$ mm/s und $h_K = -50$ μm hergestellt und anschließend vermessen. Dazu wurden drei Proben hergestellt, wobei jede Fläche dreifach gemessen wird. Daraus wird jeweils ein Mittelwert gebildet.

Die resultierende Rauheit wird an am Probekörper definierten Messflächen optisch vermessen. Es resultiert eine Oberflächenrauheit von $R_a = 11,38$ μm bzw. $R_z = 205,46$ μm für vertikale Flächen. Bei einer zunehmend geneigten Fläche resultiert eine größere Oberflächenrauheit für Upskinflächen (30° bei $R_a = 10,87$ μm bzw. $R_z = 186,45$ μm , 45° bei $R_a = 14,46$ μm bzw. $R_z = 247,10$ μm) und für Downskinflächen (30° bei $R_a = 17,28$ μm bzw. $R_z = 218,65$ μm , 45° bei $R_a = 24,52$ μm bzw. $R_z = 236,94$ μm). Downskinflächen weisen damit stets eine größere Oberflächenrauheit auf, was in vergleichbaren Studien ebenfalls belegt wird (KRAUSS 2016).

Die Baubarkeitsgrenzen für Kavitäten resultieren in einem Grenzdurchmesser von 1,5 mm. Die relative Formabweichung bezogen auf ihren Durchmesser nimmt bei sinkendem Bohrungsdurchmesser zu, da die Formabweichung mit

0,24 bis 0,28 mm relativ konstant bleibt. Kleinere Kavitäten sind nicht mehr definiert darstellbar und eine restlose Pulverentfernung nicht mehr sichergestellt.

Anschließend werden die Proben auf ihre Maßhaltigkeit überprüft. Bei freitragenden Überhängen und horizontalen Bohrungen ist mit Einfallstellen und Maßabweichungen von 0,4 bis 0,5 mm zu rechnen. Downskinflächen haben einen größeren Einfluss auf Maßabweichungen als Upskinflächen. Die Abweichungen bei schrägen Flächen sind zudem winkelabhängig und betragen bei 30° etwa 0,3 mm und bei 45° bis zu 0,4 mm. Senkrechte Flächen weisen Maßabweichungen von durchschnittlich 0,2 mm auf. Bei geneigten und vertikalen Flächen entsteht ein Übermaß, während eingeschlossene Formelemente und Bohrungen ein Untermaß aufweisen.

Fläche	Rauheit		Fläche	Sollwert	Maßabweichung
	R _a in µm	R _z in µm			
-	R _a in µm	R _z in µm	Breite 90 ° (1)	5	0,23
90° Vertikal (1)	11,38	205,46	Tiefe 90 ° (2)	5	0,18
30° Upskin (2)	10,87	186,45	Breite 45° (3)	3,5	0,36
30° Downskin (3)	17,28	218,65	Bohrung innen (4)	3	-0,51
45° Upskin (4)	14,46	247,10	Quadrat Breite (5)	2,5	-0,17
45° Downskin (5)	24,52	Quadrat Höhe (6)	2,5	-0,4	

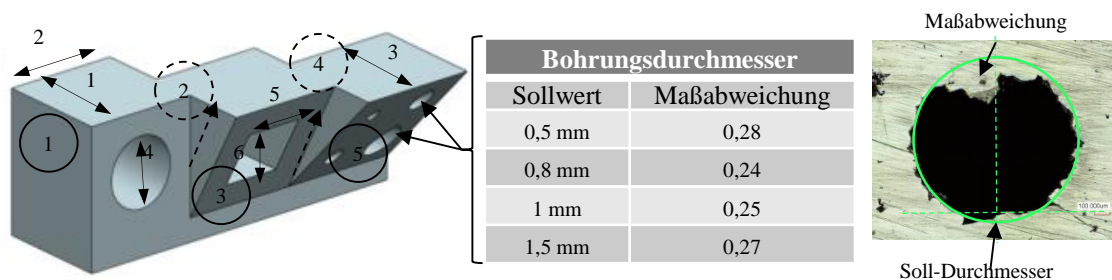


Abbildung 3-14: Darstellung der Ergebnisse aus Versuch 4: Resultierende Oberflächenrauheit als Funktion des Winkels bei $P_{L,K} = 200 \text{ W}$, $v_{S,K} = 1000 \text{ mm/s}$ und $h_K = -50 \text{ µm}$

In diesem Zusammenhang wurde der Einfluss einer nachträglichen Strahlbehandlung durch Korund auf die Oberflächenrauheit taktil untersucht. Dazu wurden bei Ausgangsproben mit einer durchschnittlichen Rauheit von $R_a = 8,3 \text{ µm}$ ($R_z = 125,6 \text{ µm}$) unterschiedliche Strahlmittel (Normalkorund 40 und 120, Hartguss G34, Edelkorund 40 und 150, Keramikstrahlmittel B40) bei unterschiedlichen Strahlzeiten von 5 bis 300 s untersucht. Der Druck wurde in drei Stufen von 2 bar, 4 bar und 6 bar eingestellt. Empfohlen wird ein Strahlen der Bauteile mit Normalkorund 120 mit 2 bar und einer Strahlzeit von 30 bis 60 s. Auf diese Weise kann die Ausgangsrauheit um ca. 77 % auf einen R_a von $1,2 \text{ µm}$ (R_z von

6,3 μm) reduziert werden. Für kurze Strahlzeiten (ca. 10 s) wird Edelkorund 30 bei 4 bar empfohlen, da sich so ein $R_a = 1,2 \mu\text{m}$ und ein $R_z = 7,1 \mu\text{m}$ einstellen lassen. Ein chemisches Polieren von Körpern mit dem Ausgangswert von $R_a = 3 \mu\text{m}$ und $R_z = 22,5 \mu\text{m}$ ergab eine Reduktion auf $R_a = 2 \mu\text{m}$ und $R_z = 11,2 \mu\text{m}$. Dabei werden ca. 0,14 mm allseitig abgetragen. Das Kosten-Nutzen-Verhältnis rechtfertigt jedoch nicht die Integration des Prozesses als zusätzlichen Nachbearbeitungsschritt.

Für die weiteren Versuche wird das Strahlen lediglich für eine kurze Reinigung des Bauteils von Pulverresten verwendet, um eine Einbringung von Eigenspannungen und damit Verfälschung der Bauteileigenschaften zu vermeiden.

3.6 Wärmebehandlung

Vorarbeiten aus Parallelprojekten ergeben, dass der strahlgeschmolzene Werkstoff im Vergleich zum konventionell verarbeiteten Werkstoff eine unterschiedliche Umwandlungskinetik aufweist. Dies wird in ROWOLT ET AL. (2017) am Beispiel des martensitisch aushärtenden Stahls X5CrNiCuNb16-4 (17-4 PH) und der Aluminium-Gusslegierung AlSi10Mg dargelegt. Daher resultiert im Rahmen dieser Arbeit die Frage, ob die in der Literatur angegebenen Wärmebehandlungsparameter auf den laserstrahlgeschmolzenen Einsatzstahl übertragen werden können oder angepasste Wärmebehandlungsparameter herangezogen werden sollten. Dazu müssen eventuelle Unterschiede im Werkstoffverhalten bei der Wärmebehandlung herausgestellt werden. Eine Beantwortung der Frage ist umso wichtiger, da bei einer industriellen Implementierung des LBM unter Umständen auch die bestehenden Prozessketten und einzelne Schritte wie die Zerspannung oder die Wärmebehandlung umgestellt werden müssen.

3.6.1 Versuchsplanung

Zur Beantwortung der Fragestellung werden sequenziell Versuche zum Spannungsarmglühen und zum Einsatzhärten durchgeführt. Die Proben werden mit den in Kapitel 3.5 entwickelten Parametern hergestellt und die Wirkung des Spannungsarmglühens auf das Werkstoffgefüge analysiert. Im zweiten Versuch werden das Werkstoffverhalten und der resultierende Härtetiefenverlauf im Vergleich zwischen konventionell und im LBM-Verfahren hergestellter Proben bei der Verwendung industrieller Standard-Einsatzhärteparameter ermittelt. Im dritten Versuch findet schließlich eine Parameterentwicklung zur gezielten Einstel-

lung eines Härtetiefenverlaufs statt. Dazu werden die Stell- und Steuergrößen Aufheizgeschwindigkeit VT , die Haltetemperatur T , die Haltedauer HD und die Abkühlgeschwindigkeit VA mit dem jeweiligen Abschreckmedium AM gezielt eingestellt. Dabei werden im Folgenden die Indizes S für Spannungsarmglühen, H für das Härten und A für das Anlassen verwendet. Eine Zusammenfassung ist in Abbildung 3-15 dargestellt.

Wärmenachbehandlung von strahlgeschmolzenem Einsatzstahl am Beispiel 16MnCr5		
Rahmenbedingungen		Anlagentechnik, Werkstoff, LBM-Parameter
Versuchs- abfolge	Zielfunktion des Versuchs (Wirkung)	Parameter (Stell- und Steuergrößen)
Versuch 1	Einfluss des Spannungsarmglühens auf das Gefüge	VT_S, T_S, HD_S, VA_S
Versuch 2	Werkstoffverhalten beim Einsatzhärten	VT, T, HD, VA, AM
Versuch 3	Einstellung des Härtetiefenverlaufs beim Einsatzhärten	VT, T, HD, VA, AM
Ziel	Einfluss von Standard-Parametern zum Spannungsarmglühen und zum Einsatzhärten auf strahlgeschmolzene Zahnräder aus 16MnCr5	

Abbildung 3-15: Versuchsabfolge zur Wärmebehandlung von strahlgeschmolzenem Einsatzstahl am Beispiel von 16MnCr5

3.6.2 Versuchsvorbereitung und Durchführung

Die **Versuchsvorbereitung** wird zur Vermeidung von Störgrößen analog durchgeführt. Für die Versuche werden die in Kapitel 3.3 dargestellten Anlagen verwendet. Für Vorversuche wurde zusätzlich ein industrieller Mehrzweckkammerofen verwendet. Bei Versuchen zum Vergleich des Werkstoffverhaltens des konventionellen, stranggegossenen und geschmiedeten sowie im LBM-Verfahren verarbeiteten Werkstoffs werden die Proben in der gleichen Ofencharge wärmebehandelt.

Die **Durchführung** findet unter Vorgaben der Literatur statt (BERNS 1991). Gas-, Pulver- und Salzbadaufkohlung bieten bei optimalen Bedingungen die gleichwertige Härteergebnisse (NIEMANN & WINTER 2003). Für die Versuche im Labormaßstab (Kapitel 3.6.3 und 3.6.5) wird auf eine Pulveraufkohlung zurückgegriffen, die Versuche auf Industriemaßstab (Kapitel 3.6.4) finden in Gasaufkohlung statt.

3.6.3 Werkstoffverhalten beim Spannungsarmglühen

Im Versuch 1 wird der Einfluss des Spannungsarmglühens auf das Gefüge analysiert. Dazu wird bei $VT_S = 5$ K/min bis auf $T_S = 650$ °C im Laborofen unter Schutzgas erwärmt. Eine größere Temperatur würde vermehrt zu Gefügewandlungen führen. Die Angaben zur Haltezeit HD_S schwanken in der Literatur. In dieser Arbeit wird eine Haltezeit von $HD_S = 6$ h ausgewählt (RADAJ 2002), um eine vollständige Spannungsrelaxation im Bauteil und zusätzlicher Krieeffekte zu erzielen. Anschließend wird eine Ofenabkühlung vorgenommen.

Analysiert werden sowohl die Wirkung des Spannungsarmglühens auf den Verzug des Bauteils als auch die Änderungen im Gefüge und im Härteverlauf des LBM-Werkstoffs im Vergleich zu konventionell stranggegossenem wärmebehandeltem Werkstoff. Dazu werden Würfelgeometrien mit $10 \cdot 10 \cdot 10$ mm³ herangezogen, die im Strangguss- und im LBM-Verfahren verarbeitet werden. Diese werden in einer Ofencharge nach den oben genannten Parametern spannungsarmgeglüht. Anschließend findet eine Analyse der Proben in Ausgangszustand und nach dem Spannungsarmglühen statt.

Die Analyse vor und nach dem Spannungsarmglühen umfasst eine Betrachtung des Gefügestands, der Materialhärte und der Randoxidation. Zusätzlich wird auf Gefügeerscheinungen wie Seigerungen geachtet, da diese als Entmischung der Schmelze im Werkstoff potenziell zu Verzug oder zu einer Festigkeitssenkung führen können (KLEIN 2010).



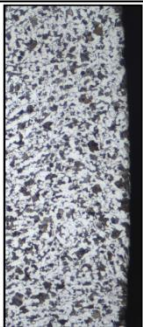






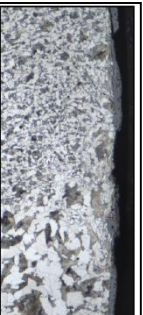




Auswertung:

Eine Darstellung der Schliffbilder mit einer Zusammenfassung der jeweiligen Erkenntnisse und des Fazits ist in Tabelle 3-7 dargestellt. Der Ausgangszustand des stranggegossenen Werkstoffs zeigt eine grobkörnige Gefügestruktur bei einer einheitlichen Härte von 210 HV10. Nach dem Spannungsarmglühen stellt sich eine Randoxidation von ca. 20 µm ein, wobei eine Kornverfeinerung auftritt. Die Härte der Probe wird auf 185 HV10 reduziert. Somit führt bei stranggegossenem Werkstoff das Spannungsarmglühen bereits zu einer Kornverfeinerung und einer Härtereduktion um 12 %.

Der Ausgangszustand der LBM-Probe im Quer- und Längsschliff zeigt ein feinkörniges Gefüge. Im Randbereich liegt wie im Querschliff ersichtlich ein besseres Auflösungsverhalten vor, was auf einen lokal größeren Wärmeenergieinput hindeutet. Einzelne Schweißbahnen sind ersichtlich, was einem typischen LBM-Prozessbild entspricht. Die Härte beträgt einheitlich 330 HV10. Das Spannungsarmglühen verfeinert das Gefüge zusätzlich. Die für das LBM-Gefüge typischen

Schweißbahnen sind nicht mehr ersichtlich. Die Härte beträgt einheitlich 235 HV10. Das Spannungsarmglühen bei verwendeten Parametern führt zu Kornverfeinerung und Abnahme der Härte um 29 %.

Tabelle 3-7: Schlibfbilder und Gefügeanalysen der LBM-Proben im Vergleich zu konventionell stranggegossenem Material

Zustand entlang der Prozesskette	Konventionell (geschmiedet)	Längsschliff (LBM)	Querschliff (LBM)
Ausgangszustand (unbehandelt), geätzt, 50 s Nital 1 %-ig 200 µm 	 	 	 
Beschreibung, geätzt	Grobkörnig, 210 HV10	Feinkörnig, einzelne Schweißbahnen ersichtlich, im Randbereich besseres Auflösungsverhalten, Gefügerscheinungen, 330 HV10	
Nach Spannungsarmglühen, 50 s Nital 1 %-ig 200 µm 	 	 	 
Beschreibung	185 HV10, leichte Kornverfeinerung, Randoxidation von ca. 20 µm	Sehr feines Korn, typische Schweißbahnen nicht zu erkennen, 235 HV10, Gefügerscheinungen	

In beiden LBM-Proben sind Gefügerscheinungen zu erkennen. Diese können als Ausscheidungen charakterisiert werden, wobei sie teilweise über mehrere Schichten hinweg verlaufen. Gefügekörner können über mehrere Schichten wachsen (THIJS ET AL. 2010). Eine REM/EDX-Analyse der Gefügerscheinung zeigt dieselbe homogene chemische Zusammensetzung wie das restliche Gefüge. Dieses Phänomen kann bei der Verarbeitung anderer Einsatzstähle im LBM-Verfahren an einem weiteren Beispiel M50NiL ebenfalls beobachtet werden (SCHEITLER ET AL. 2016). Sie stellen bei der Verarbeitung eines Einsatzstahls in der Mikrostruktur eine ausscheidungsartige Gefügerscheinung bei gleicher chemischer Zusammensetzung in einer Schmelzbahn und auch im gesamten

Schliff fest. Dies könnte also ein für Einsatzstahl charakteristischer Effekt sein, der vermutlich auf Ausscheidungen zurückzuführen ist. Von einer tiefergehenden Werkstoffanalyse wird an dieser Stelle abgesehen. Ein Spannungsarmglühen löst die Gefügeerscheinung nicht auf. Der Effekt tritt sowohl im Labormaßstab als auch bei industriell spannungsarm geglühten Proben auf.

Fazit aus den Gefügeuntersuchungen ist, dass beim Spannungsarmglühen eine Abnahme der Härte um 29 % resultiert. Dazu wird eine Gefügeverfeinerung festgestellt, wobei ausscheidungsartige Gefügeerscheinungen nicht aufgelöst werden. Dies stellt aufgrund einer nachträglichen Einsatzhärtung bei größeren Temperaturen zur Gefügeumwandlung im Hinblick der in dieser Arbeit herangezogenen Mess- und Analyseverfahren kein Problem dar. Bei den LBM-Proben liegt eine größere Härte vor. Somit müssen gegebenenfalls industrielle Zerspanungsprozesse an das LBM-Material angepasst werden, da der Werkzeugschneidenverschleiß vergrößert wird. Ein Spannungsarmglühen wird also auch unter diesem Gesichtspunkt empfohlen, da die Härte an die des stranggegossenen Ausgangsmaterials angenähert wird.

3.6.4 Werkstoffverhalten beim Einsatzhärten

Beim Einsatzhärten wird durch gezielte Einstellung der Härteparameter eine Oberflächenhärte und ein Härtetiefenverlauf mit dem charakteristischen Wert der Einsatzhärtetiefe CHD eingestellt. Um die Anwendbarkeit der Wärmebehandlungsparameter nach industrieller Praxis zu prüfen, wird ein Vorversuch in einem industriellen Ofenlauf im Direkthärteverfahren bei $T_K = 935 \text{ °C}$, $T_H = 850 \text{ °C}$ und $HD_K = 4,5 \text{ h}$ mit $HD_H = 4 \text{ h}$ auf eine Ziel-CHD = 0,85 mm durchgeführt und anschließend der Härtetiefenverlauf und das resultierende Werkstoffgefüge analysiert. Dazu werden jeweils fünf Würfelproben je Werkstoff verwendet.

Die Kohlenstoffdiffusion folgt den Fick'schen Gesetzen (GROSCH 2010). Sie wird maßgeblich durch die Konzentration in der Kohlenstoffatmosphäre und im Werkstoff, die Diffusionsdauer und die Diffusionskoeffizienten bestimmt. Bei diesem Versuch werden die Kohlenstoffkonzentration in der Gasatmosphäre und die Diffusionsdauer konstant gehalten. Der Abstand von der Probenoberfläche der jeweiligen Messungen wird ebenfalls bei allen verglichenen Proben gleich gewählt. Der Kohlenstoffgehalt der unterschiedlichen Stahlproben wird als nahezu konstant angenommen.

Die Werkstückgeometrie sowie die Oberflächenstruktur und eventuelle Rückstände haben einen Einfluss auf das Übergangs- und somit das Diffusionsverhal-

ten. Um die Oberflächenstruktur vergleichbar und somit deren Einfluss auf das Übergangs- und Diffusionsverhalten gering zu gestalten, werden die Proben mit der gleichen Präparationstechnik und den gleichen Endmaßen aus dem Vollmaterial herausgetrennt.

Auswertung:

Nach der Einsatzhärtung wird der Härtetiefenverlauf der fünf Proben nach Vickers HV1 gemessen und gemittelt. Die Messergebnisse bis zur Härtetiefe von 0,95 mm sind in Abbildung 3-16 dargestellt. Ein Vergleich der Härtetiefenverläufe ergibt einen Unterschied im Härteverlauf wie auch im charakteristischen Wert CHD. Der gemittelte Kurvenverlauf für die konventionellen geschmiedeten Proben ergibt einen Härtetiefenverlauf mit einer größeren Härte im Vergleich zum Härtetiefenverlauf der LBM-Proben. Die CHD liegt bei LBM-Proben mit 800 μm um ca. 100 μm niedriger als bei konventionell geschmiedetem Material. Damit liegt die Abweichung in einem typischen Toleranzband von ca. $\pm 100 \mu\text{m}$, wobei eine leichte Tendenz zu Unterschieden im Werkstoffverhalten zu erkennen ist (STEUTZGER 2004).

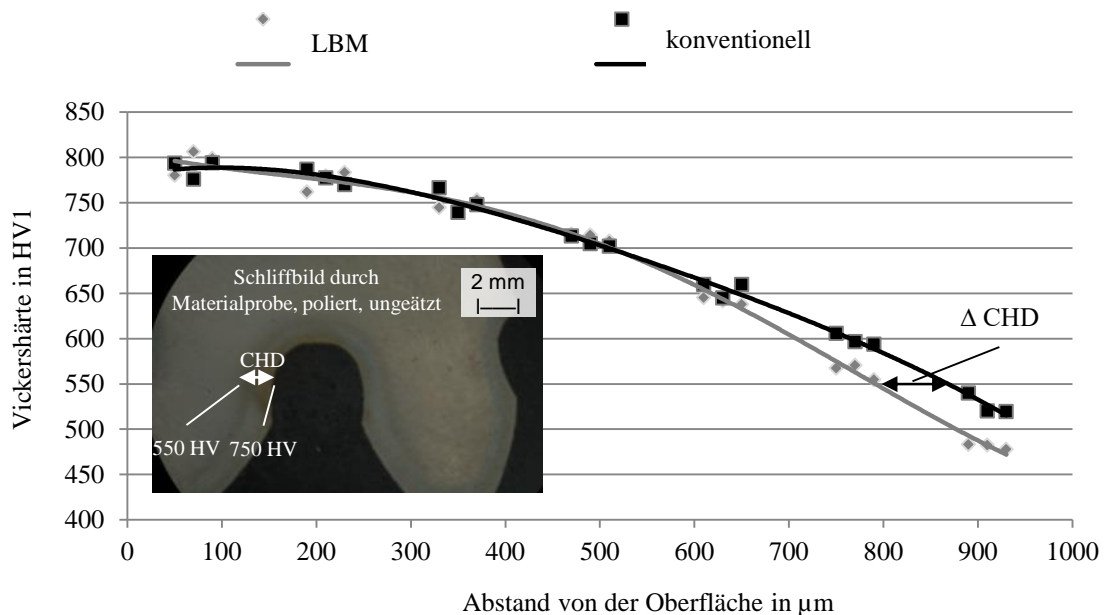


Abbildung 3-16: Härtetiefenverlauf der LBM-Proben im Vergleich zu konventionell stranggegossenem Material, Angabe der Einsatzhärtetiefe CHD (bei 550 HV)

Begründet wird der Unterschied in einem unterschiedlichen Diffusionsverhalten des Werkstoffs. Kohlenstoffatome diffundieren in Werkstoff bevorzugt entlang der Korngrenzen und über Fehlstellen im Eisengitter (GROSCH 2010). Dabei entsteht ein typisches abfallendes Konzentrationsgefälle. Aufgrund der feinen Korngrößen des LBM-Werkstoffs liegt ein abweichendes Diffusionsverhalten

vor. Des Weiteren können die Austenitkorgrenzen Keime für eine Perlitbildung darstellen. Dies kann in einer kleineren CHD resultieren. Die Interpretation ist dabei als erster Ansatz einer Erklärung zu verstehen. Weitere Untersuchungen zur Umwandlungskinetik des LBM-Werkstoffs werden empfohlen.

Ergänzend zum Vorversuch auf industriellem Maßstab zeigt die Analyse von Würfelproben im Labormaßstab, dass die CHD bei gleichen Prozessparametern bei LBM-Proben auch um 10 % kleiner als bei geschmiedetem Material ausfällt.

Parallel wird das Gefüge der Proben analysiert. Eine Auswahl der Schlibfbilder ist in Abbildung 3-17 dargestellt. Das für den LBM-Prozess charakteristische Gefüge wird nach dem Spannungsarmglühen und dem Einsatzhärten vollständig aufgelöst. Im Werkstoff resultieren Martensit im Randbereich und oberer Bainit im Kern.

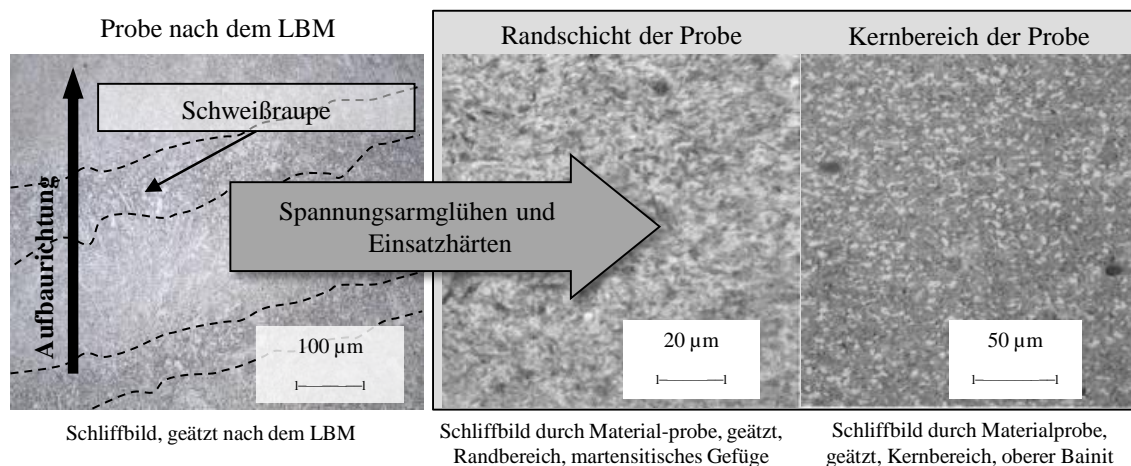


Abbildung 3-17: Gefügeanalyse der LBM-Proben: links nach dem LBM; rechts nach dem Spannungsarmglühen und dem Einsatzhärten im Randbereich und im Kernbereich

3.6.5 Einstellung des Härtetiefenverlaufs beim Einsatzhärten

Aufgrund der Voruntersuchungen wird eine Parameterentwicklung für das definierte Einstellen der CHD beim Einsatzhärten durchgeführt. Ziel ist die definierte Einstellung der geforderten CHD in dem von TOBIE (2001) und NIEMANN & WINTER (2003) für optimale Zahnfußtragfähigkeit angegebenen CHD-Bereich zwischen $0,15 \cdot m_n$ und $0,2 \cdot m_n$. Bei allen Wärmebehandlungsvarianten wurde eine Oberflächenhärte von 710 ± 30 HV (60 ± 2 HRC) und ein geringer Restaustenitgehalt zwischen 10 und 25 % angestrebt. Der Zielwert für die Randoxidation wird nach STEUTZGER (2004) bei $b = 30$ mm, $m_n = 5$ und Direkthärtung, reinigungsgestrahlt auf 20 µm festgesetzt (siehe Kapitel 4.1).

Die gewählten Vorgaben zum Einsatzhärten der Prüfräder in Anlehnung an DIN 17022-3 orientieren sich an Literaturwerten des Standes der Technik (GROSCH 2010). Als Prozessparameter werden die Aufheizgeschwindigkeit $VT_K = VT_H = VT_A = 5 \text{ K/min}$, das Temperaturniveau $T_K = 930 \text{ °C}$, $T_K = 30 \text{ min}$ und das Abkühlungsmedium $AM = \text{Öl}$ gewählt. Das Härten wird mit $T_H = 840 \text{ °C}$ bei einer Haltedauer $HD_H = 135 \text{ min}$ und Ölabschreckung mit 120 °C Vorwärmung durchgeführt. Die Haltedauer beim Aufkohlen HD_K wird variabel eingestellt, um die Prozessparameter auf die Ziel-CHD einzustellen. Die restlichen Parameter werden konstant gehalten. Angelassen wird mit $T_A = 230 \text{ °C}$, $HD_A = 2 \text{ h}$ und anschließender Ofenabkühlung.

Im Labormaßstab wird eine Variation der Aufkohldauer von 6 bis 11 h vorgenommen. Der übrige Einsatzhärteprozess bleibt unverändert. Anschließend werden die Härtetiefenverläufe der Proben analysiert.

Auswertung:

Abbildung 3-18 zeigt die Auswertung der Härtetiefenverläufe, die mit Aufkohldauern von 6 bis 11 h resultieren. Mit den erprobten Parametern sind CHD-Werte von 0,85 bis 1,4 mm gezielt einstellbar. Dabei wird stets eine maximale Oberflächenhärte von 780 HV1 erzielt. Diese Aufkohldauern werden im Folgenden für eine gezielte Einstellung der CHD je nach verwendetem Aufmaß für die Hartfeinbearbeitung verwendet.

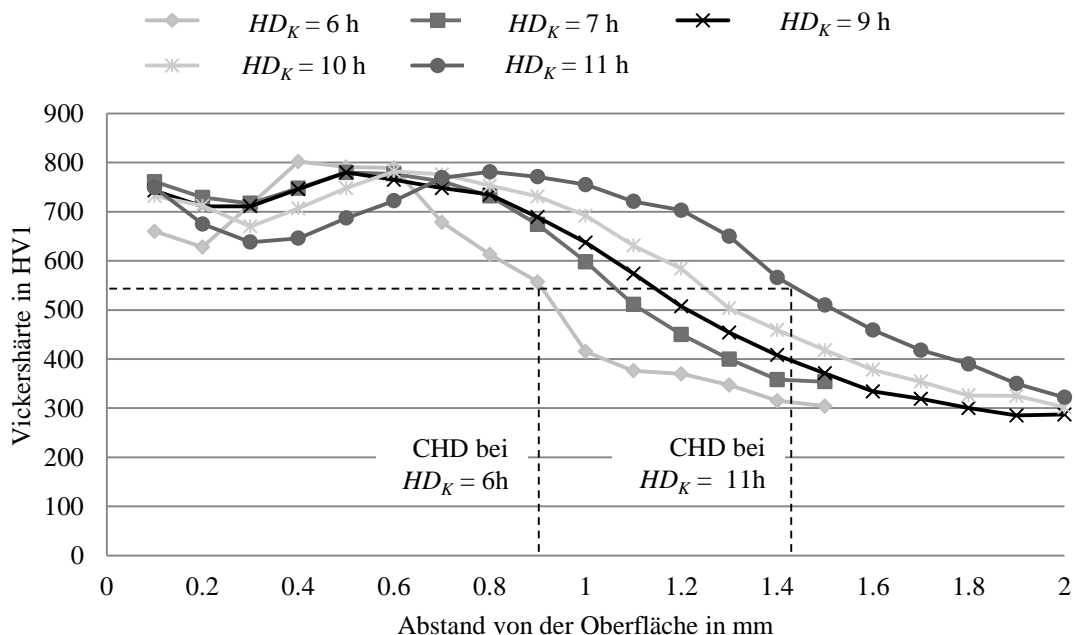


Abbildung 3-18: Auswertung der Härtetiefenverläufe bei der Variation der Aufkohldauer HD_K zur gezielten Einstellung der CHD bei der Einsatzhärtung

3.7 Hartfeinbearbeitung

Bei der Hartfeinbearbeitung werden am Ende der Prozesskette unter Entfernung eines definierten Aufmaßes die gewünschten Oberflächeneigenschaften und Bauteilmaße eingestellt. Die Bauteilmaße unterliegen entlang der Prozesskette Abweichungen wie Verzug, hervorgerufen durch Einflussfaktoren wie Gefügeumwandlung und thermischer Spannungen (HEEB ET AL. 2007). Ebenfalls entstehen Randoxidation und Oberflächenrauheit, die nachträglich entfernt werden müssen.

Nach dem LBM und Spannungsarmglühen werden die übrigen Eigenspannungen im Bauteil im Einsatzhärteprozess in Form von Verzug freigesetzt. Zusätzlich können im Einsatzhärteprozess Verzüge durch eine inhomogene Temperaturführung auftreten. Somit existiert entlang der Prozesskette eine Vielzahl von Quellen für eine Geometrieabweichung.

Ziel ist aus diesen Gründen die Formulierung eines Aufmaßmodells, das die Einflüsse entlang der Prozesskette auf Geometrieabweichungen erfasst und eine effiziente Hartfeinbearbeitung ermöglicht. Dafür wird ein systemorientierter reduktionistischer Ansatz gewählt, indem die einzelnen Prozessschritte LBM, Spannungsarmglühen und Einsatzhärten sequenziell betrachtet werden. In dieser Arbeit liegt der Fokus auf den Bereichen Zahnkopf und Zahnflanke sowie auf der Welle-Nabe-Verbindung als Funktionsflächen der Referenzverzahnung. Das Vorgehen kann für weitere Verzahnungen adaptiert werden.

3.7.1 Geometrieabweichung entlang der Prozesskette

Kapitel 3.5.7 liefert eine Einschätzung über geometrieabhängige Maßabweichungen im LBM-Prozess. Dazu wird eine Vorgehensweise vorgestellt, die im Folgenden anhand der Prozesskette zur Herstellung der Referenzverzahnung exemplarisch dargelegt wird. Die Prozesskette umfasst die Schritte LBM, Spannungsarmglühen, Trennen von der Substratplatte, Einsatzhärten und Reinigungsstrahlen. Die entlang der Prozesskette resultierende Form- und Maßänderung wird in der Hartfeinbearbeitung als letzter Prozessschritt durch ein äquidistantes Aufmaß auf den Zahnkopf, die Zahnflanke und die Welle-Nabe-Verbindung kompensiert. Dieses Aufmaß wird bei der Hartfeinbearbeitung durch ein Profilschleifen entfernt und somit die bestehende Geometrieabweichung ausgeglichen. Das Aufmaß soll dabei möglichst gering sein, um den Fertigungsaufwand beim LBM und den Zerspanungsaufwand klein zu halten. Außerdem kann bei der Wahl eines Auf-

maßes unter 0,7 mm (Richtwert für verwendete Anlagentechnik) eine Weichbearbeitung umgangen werden.

Zur Quantifizierung der Effekte der Geometrieabweichung wird eine Versuchsreihe durchgeführt. Dazu werden die Ritzel und die Räder der Prüfverzahnungen mit Supportstrukturen versehen. Letztere werden sowohl in Original-Geometrie als auch in einer Leichtbauvariante gefertigt, um geometrisch bedingte Unterschiede zu identifizieren. So präparierte Prüfverzahnungen werden anschließend entlang der Prozesskette mittels 3-D-Streifenprojektion (Gesamtbild des Verzugs) vermessen. Ergänzend findet eine taktile Messung mittels Messtaster (Messgenauigkeit bei $\pm 0,01$ mm) statt. Die Messung erfolgt dabei nach dem LBM, nach dem Spannungsarmglühen und nach dem Einsatzhärten. Die Vorgehensweise wird in Abbildung 3-19 bildlich dargestellt.

Die Bestimmung des Aufmaßes zur Kompensation des Verzuges findet unter der Annahme statt, dass die Oberflächenrauheit vernachlässigt werden kann. Der Messtaster tastet jeweils die oberen Rauheitsspitzen an und das für die 3-D-Streifenprojektion notwendige Weißungsmittel überdeckt die charakteristische Rauheit. Eine Berücksichtigung der Oberflächenrauheit nach dem LBM und nach der Nachbehandlung durch Reinigungsstrahlen gemäß der Werte aus Kapitel 3.5.7 fließt als zusätzliche Aufmaßkomponente in das Aufmaßmodell ein.

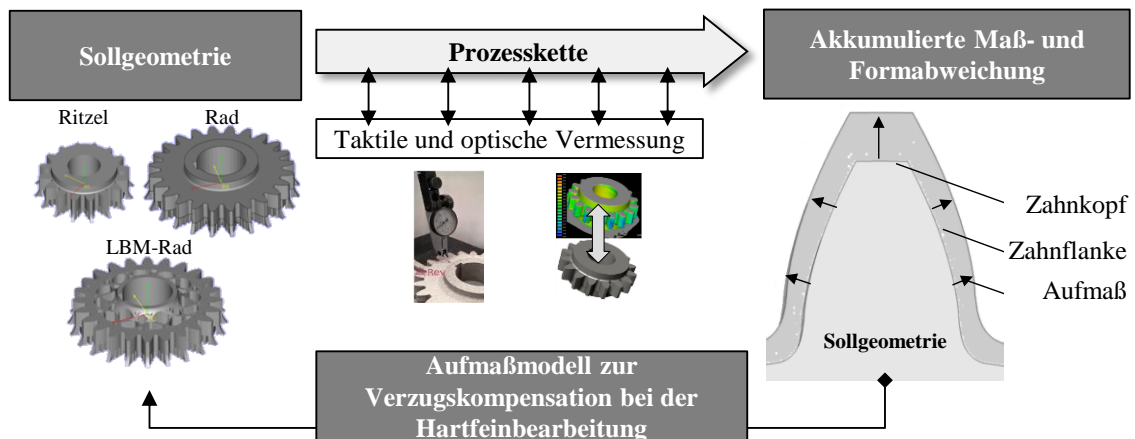


Abbildung 3-19: Vorgehensweise bei der Ermittlung der Geometrieabweichungen entlang der Prozesskette und Erstellung eines Aufmaßmodells

Die Vermessung mittels 3-D-Streifenprojektion wird auf einem Rotationstisch durchgeführt. Die Ausrichtung der Ist- an der Soll-Geometrie wird an der Welle-Nabe-Verbindung (WNV) vorgenommen, da dort aufgrund der Rotationssymmetrie der kleinste Verzug vorliegt. Die taktile Messung sieht eine Messstrecke vor, die der Zahnseite und der WNV folgen. Jede Messung findet auf fünf Zäh-

nen bzw. drei Messpunkten entlang der WNV statt. Zur Auswertung werden jeweils die Werte der durchschnittlichen Abweichung und der Standardabweichung verwendet. Somit können die Ist-Werte der Zahnradbreite H_M , der Zahnbreite H_Z (entspricht b nach DIN 3960), des Kopfkreisdurchmessers d_a sowie des Wellendurchmessers d_{sh} ermittelt werden. Die Abweichungen werden im Anschluss superponiert und daraus eine Empfehlung für ein Aufmaß implizit abgeleitet. Eine Zusammenfassung der Vorgehensweise ist in Abbildung 3-20 dargestellt. Anhand dieser Vorgehensweise kann die Formabweichung sowie der Verzug entlang der Prozesskette ermittelt werden. Der Verzug äußert sich generell in einem Aufbiegen des Grundkörpers des Zahnrads in Aufbaurichtung im Verzugswinkel α nach dem LBM und dem Einsatzhärten.

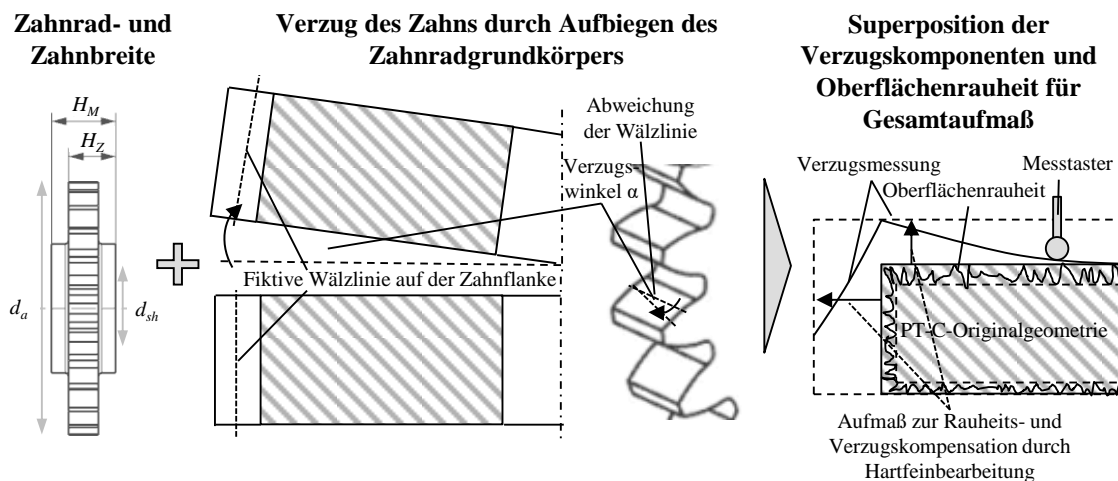


Abbildung 3-20: Messaufbau und Methode für die Vermessung der Zahnräder entlang der Prozesskette

Auswertung:

Eine Zusammenfassung der Messergebnisse der optischen Vermessung ist in Abbildung 3-21 dargestellt. Dort wird jeweils ein Vergleich des digitalisierten Bauteils an unterschiedlichen Abschnitten der Prozesskette mit dem vorherigen vorgenommen, um den akkumulierten Verzug zu evaluieren. Nach dem LBM, dem Spannungsarmglühen und vor dem Trennen von der Bauplatte ist kein Verzug oder keine Formabweichung messbar. Nach dem Trennen von der Bauplatte ergibt sich ein Verzug in Form eines Aufbiegens des Grundkörpers in der Größenordnung von 0,3 mm. Der Verzug zeichnet sich systematisch an der Zahnseite ab, wobei die Zahnflanke gemäß der Modellierung aus Abbildung 3-19 ein Untermaß aufweist. Das Untermaß beträgt dabei stets weniger als der Verzug des Grundkörpers auf der Zahnseite. Das Einsatzhärten zeigt keinen weiteren Verzug über 0,02 mm. Ebenfalls kann abgeleitet werden, dass das Ritzel aufgrund einer

kleineren Dimensionierung einen kleineren absoluten Verzug aufweist. Eine Tendenz, die einen kleineren Verzug bei einer bionischen Konstruktion des Rades ergibt, ist nicht zu erkennen. Somit kann auf Basis der optischen Vermessung und der Verzugsmodellierung ein Gesamtaufmaß von 0,55 mm zur Verzugskompensation abgeleitet werden, das für Ritzel und das Rad in beiden Varianten verwendet werden kann.

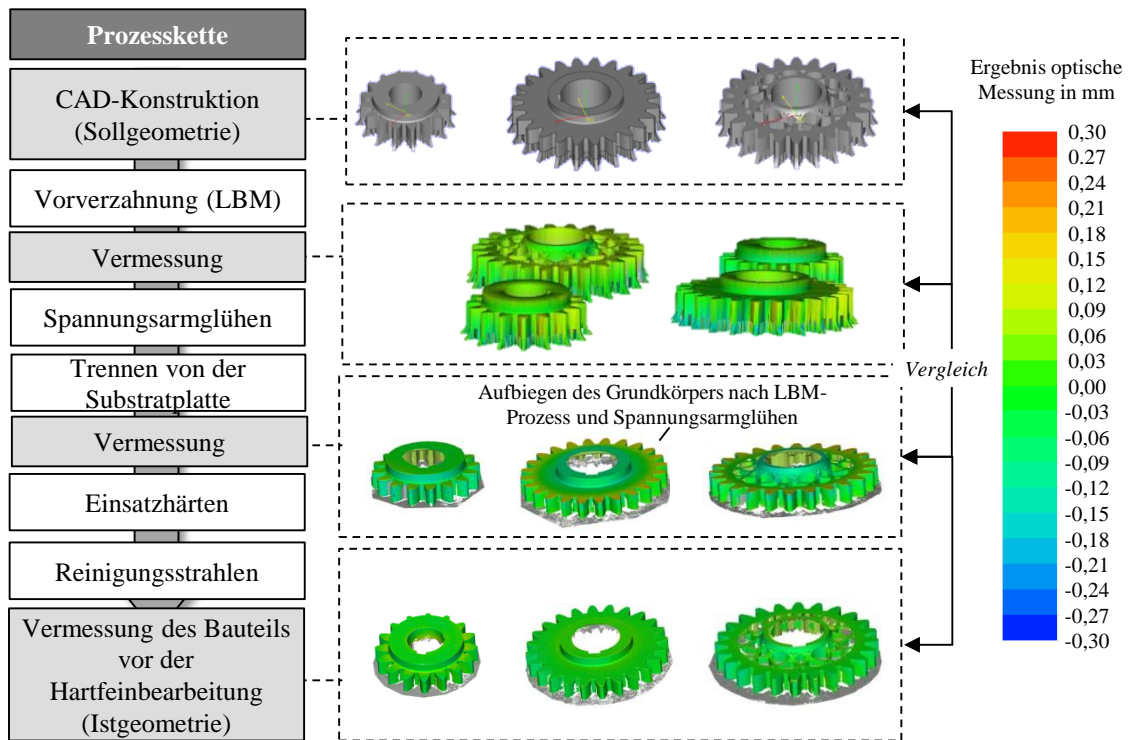


Abbildung 3-21: Messergebnisse der Studie zur Geometrieabweichung entlang der LBM-Prozesskette anhand Ritzel und Rad der Referenzverzahnung sowie einer Leichtbau-Variante des Rads zur Ermittlung eines Aufmaßes zur Hartfeinbearbeitung, optische Messung in mm als Vergleich nach LBM und spannungsarmgeglüht sowie spannungsarmgeglüht und einsatzgehärtet

Ergänzend wird die Zahnrad- (H_M) und Zahnfußbreite (H_Z) nach dem Spannungsarmglühen und Abtrennen der Supportstrukturen sowie nach dem Einsatzhärten taktil vermessen. Die Auswertung zur Messung ist in Tabelle 3-8 zu finden. Allgemein ist nach dem Spannungsarmglühen und Abtrennen der Supportstrukturen eine Abweichung der Längenmaße um $\pm 100 \mu\text{m}$ in Aufbaurichtung (Z-Richtung) erkennbar. In der x-y-Ebene resultiert ein Übermaß von $100 \mu\text{m}$ bis $300 \mu\text{m}$. Da ein konstanter geometrieunabhängiger Wert vorliegt, kann dieses Aufmaß auf die Kalibrierung der LBM-Anlage zurückgeführt werden.

Herstellung laserstrahlgeschmolzener Zahnräder

Die Zahnradbreite H_M wird mit $30 \pm 0,1$ mm gemessen, während die Zahnbreite H_Z bei $22 \pm 0,1$ mm liegt. Somit kann eine Formabweichung in Baurichtung um $\pm 0,10$ mm gemessen werden. Die Abweichung des Kopfkreisdurchmessers d_a und des Wellendurchmessers d_{sh} weist ebenfalls eine Formabweichung von $\pm 0,10$ mm. Zur taktilen Verifizierung des Aufbiegens des Grundkörpers wird der Wert $H_m - H_z$ am Kopfkreisdurchmesser gemessen. Beispielhaft für das Rad kann gemäß Tabelle 3-8 ermittelt werden, dass das Aufbiegen des Grundkörpers bei $0,12 \pm 0,06$ mm nach dem Spannungsarmglühen und $-0,01 \pm 0,05$ mm nach dem Einsatzhärten. Somit besteht ein Gesamtverzug von $0,12 \pm 0,06$ mm, der unter dem Betrag der optischen Vermessung liegt. Ebenfalls kann bestätigt werden, dass ein Spannungsarmglühen den Bauteilverzug deutlich reduziert (BUCHBINDER 2013).

Tabelle 3-8: Ergebnisse der taktilen Vermessung der Zahnrad- und Zahnfußbreite sowie der Welle-Nabe-Verbindung (WNV)

Taktile Vermessung der Zahnrad- und Zahnfußbreite sowie WNV												
	Ritzel				Rad				Leichtbau-Rad			
	H_z	H_M	d_a	d_{sh}	H_z	H_M	d_a	d_{sh}	H_z	H_M	d_a	d_{sh}
Abweichung nach LBM und Spannungsarmglühen in mm	22 $\pm 0,1$	30 $\pm 0,1$	82,7 -0,1	39,7 $\pm 0,1$	22 $\pm 0,1$	30 $\pm 0,1$	118,7 -0,1	39,7 $\pm 0,1$	22 $\pm 0,1$	30 $\pm 0,05$	118,8 -0,1	39,7 $\pm 0,1$
Sollwert in mm	22	30	82,64	30	22	30	118,64	40	22	30	118,64	40
Taktile Vermessung des Verzugs des Zahnradgrundkörpers												
Aufbiegen des Zahnradgrundkörpers	$H_m - H_z$				$H_m - H_z$				$H_m - H_z$			
Verzug des Zahnrads <u>ohne</u> Spannungsarmglühen in mm	-0,10 $\pm 0,05$				-0,29 $\pm 0,05$				-0,31 $\pm 0,03$			
Verzug des Zahnrads nach Spannungsarmglühen in mm	-0,01 $\pm 0,05$				0,12 $\pm 0,06$				-0,11 $\pm 0,05$			
Verzug des Zahnrads nach Härten in mm	-0,01 $\pm 0,05$				-0,01 $\pm 0,05$				-0,01 $\pm 0,05$			

Gemäß Abbildung 3-13 ist die Oberflächenrauheit in Form des R_z bei einem Aufbauwinkel $\varphi = 90^\circ$ nicht größer als $R_z = 170 \mu\text{m}$. Die Rauheit ist bei der Verwendung von geeigneten Parametern bis auf $R_z = 120 \mu\text{m}$ reduzierbar. Daher wird mit einer angemessenen Sicherheit ein Aufmaß für die Oberflächenrauheit von 0,15 mm angenommen.

In den Versuchen tritt ein Verzug der Zahnflanken und des Zahnkopfes mit einem Untermaß von bis zu 0,3 mm auf. In Aufbaurichtung liegt je nach Messmethode tendenziell eine Dimensionsabweichung von -0,11 mm bis zu 0,3 mm vor.

Bei Bedarf kann gemäß den vorliegenden Versuchsergebnissen also ein richtungsabhängiges Aufmaß definiert werden. Um in den folgenden Versuchen das Risiko eines Untermaßes auf ein Minimum zu reduzieren, wurde jedoch ein äquidistantes Aufmaß auf die Zahnflanken und den Zahnkopf sowie die Zahnbreite definiert. Unter Superposition des äquidistanten Aufmaßes zur Kompensation der Verzüge von 0,55 mm und der Oberflächenrauheit von 0,15 mm ist also ein Aufmaß auf Zahnfuß und -kopf von 0,7 mm zur Hartfeinbearbeitung sinnvoll.

3.7.2 Verzahnungsqualität nach Profilschleifen

Die Validierung des Aufmaßmodells zur Kompensation der Geometrieabweichung wird durch die Fertigung von zwei Ritzeln und zwei Rädern vorgenommen. Dazu werden zwei Referenzverzahnungspaare nach der Hartfeinbearbeitung beidseitig vermessen und ihre Qualität nach Verzugsmessung entlang der Prozesskette anhand Verzahnungskörpern nach DIN 3962 / ISO 1328 bestimmt: Profilabweichung, Flankenlinienabweichung, Teilungsabweichung und Rundlaufabweichung. Eine detaillierte Aufstellung der Messergebnisse ist in Tabelle 3-9 zu finden.

Tabelle 3-9: Ergebnisliste der IT Qualitätsstufen nach Vermessung der Profilabweichung, Flankenlinienabweichung, Teilungsabweichung und Rundlaufabweichung von vier Probeverzahnungen

Verzahnung	Qualitätsmerkmal	IT Qualität (beidseitig gemessen)	IT Gesamtqualität
Ritzel 1	Profilabweichung	7	7
	Flankenlinienabweichung	4	
	Teilungsabweichung	5	
	Rundlaufabweichung	5	
Ritzel 2	Profilabweichung	5	5
	Flankenlinienabweichung	4	
	Teilungsabweichung	5	
	Rundlaufabweichung	5	
Rad 1	Profilabweichung	6	6
	Flankenlinienabweichung	4	
	Teilungsabweichung	5	
	Rundlaufabweichung	5	
Rad 2	Profilabweichung	5	5
	Flankenlinienabweichung	5	
	Teilungsabweichung	5	
	Rundlaufabweichung	5	

Die Vermessung auf einer taktilen Messmaschine ergibt für eine Vorverzahnung mittels LBM ohne Weichbearbeitung eine Qualitätsstufe von IT7 nach der Hartfeinbearbeitung mit einem nach dem Aufmaßmodell ermittelten Aufmaß von

0,7 mm. Dieses wird auf Zahnflanke, Zahnkopf und WNV vorgehalten. IT7 ist dabei das repräsentative Qualitätsbild für Profilabweichung, Flankenlinienabweichung, Teilungsabweichung, und Rundlaufabweichung für Ritzel und Rad.

3.8 Fazit

Auf Basis der Ergebnisse des Kapitels 3 wird eine Prozesskette fixiert, die zur Verzahnungsherstellung in den folgenden Kapiteln herangezogen werden kann. Eine Darstellung der gesamten Prozesskette inkl. der relevanten Fertigungsparameter und Verweise auf die jeweiligen Kapitel, die für die Herstellung von Probe- und Verzahnungskörpern in den folgenden Kapiteln fixiert wird, ist in Tabelle 3-10 zu finden. Diese beinhaltet eine Antwort auf die Fragestellung, wie eine Prozesskette um das rissfreie Laserstrahlschmelzen von Einsatzstahl mit kleiner Restporosität am Beispiel 16MnCr5 zu gestalten ist. Diese ermöglicht den Fertigungsleichtbau für Stirnverzahnungen.

Mit Querbezug zu den in Kapitel 3.1 erhobenen Anforderungen kann ein Fazit gezogen werden: Die erarbeitete Prozesskette weist eine große Flexibilität auf. Durch die Vorgehensweisen, die für die Qualifizierung des LBM-Verfahrens zur Verarbeitung von 16MnCr5 und zur Ermittlung des Aufmaßes für die Hartfeinbearbeitung entwickelt wurden, liegt eine Material- und Geometrieflexibilität vor. Sie sind auf weitere Einsatzstähle und Stirnradverzahnungen anwendbar, was in einer Vergleichsstudie mit dem Werkstoff 20MnCr5 dargelegt wurde. Die Qualifizierungsmethodik kann dabei als anwendungsorientierte Heuristik eingestuft werden, die mit möglichst kleinem Fertigungs- und Analyseaufwand geeignete Prozessparameter für die porenarme und rissfreie Verarbeitung von Einsatzstahl ermittelt. Die Anwendung des Aufmaßmodells wurde anhand einer weiteren Verzahnungsgeometrie in Form einer Synchronverzahnung validiert. Durch die Erodierfläche und die Welle-Nabe-Verbindung ist eine Spannmöglichkeit für die Fertigbearbeitung gegeben. Die resultierende Gefügestruktur ist feinkörnig.

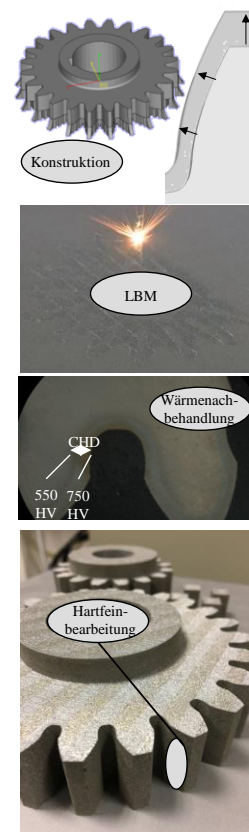
In der quantitativen Bewertung ist anzuführen, dass sich der Einsatzstahl 16MnCr5 aufgrund seiner guten Schweißbarkeit und seines geringeren Kohlenstoffgehaltes in einer LBM-Anlage rissfrei mit einer rel. Werkstoffdichte $\rho_{rel} = 99,97\%$ verarbeiten lässt. Die resultierende Rauheit $R_a = 11,38\ \mu\text{m}$ nach dem LBM bzw. $R_a = 1,2\ \mu\text{m}$ nach dem Strahlen und der Verzug nach dem Spannungsarmglühen von ca. 0,3 mm bei der Vorverzahnung erfüllt die Anforderungen. Die Randoxidation beträgt 20 μm . Somit wird der LBM-Prozess sinnvoll in die Prozesskette integriert, da eine Kohlenstoffanreicherung zur

Härtung erst später stattfindet. Das entwickelte Aufmaßmodell sieht ein äquidistantes Flanken- und Flächenaufmaß von 0,7 mm vor, was den Anforderungen entspricht. Dieses kompensiert die Oberflächenrauheit und den Verzug entlang der Prozesskette.

Unterschiede für Post-Prozessschritte werden insbesondere für das Einsatzhärten und die mechanische Bearbeitung herausgearbeitet. Aufgrund des spezifischen Gefüges, das aus dem LBM-Prozess resultiert, verfügt das LBM-Material über spezifische Einsatzhärtungseigenschaften. Die CHD weicht gegenüber stranggegossenem Material unter Verwendung gleicher Einsatzhärteparameter um 10 % ab. Die Zielhärte im Randbereich von über 700 HV wird mit Härtewerten um 800 HV erreicht. Dabei weist das Material mit einem Wert von 235 HV nach dem Spannungsarmglühen eine um 27 % größere Kernhärte im Vergleich zu konventionellem, stranggegossenem Werkstoff auf. Dadurch ergeben sich Veränderungen bei der mechanischen Bearbeitung wie z. B. im Verschleißverhalten der Werkzeugschneide. Bei einer industriellen Implementierung sollten diese Prozessschritte für eine LBM-Prozesskette angepasst werden. Die Verzahnungsqualität nach der Hartfeinbearbeitung bietet die Qualitätsstufe IT6 bis 7, womit die Zielqualität den Anforderungen um im Mittel eine Qualitätsstufe abweicht.

Tabelle 3-10: Übersicht der entwickelten LBM-Prozesskette für die Fertigung der Referenzverzahnung zur Verarbeitung von 16MnCr5

Verfahrensschritt	Parameter	Kapitelverweis
Konstruktion	Aufmaß auf Zahnflanke und Zahnkopf von 0,7 mm, 0,3 mm auf Welle-Nabe-Verbindung	3.7
LBM	$P_L = 200 \text{ W}$; $v_S = 900 \text{ mm/s}$; $h_S = 70 \text{ }\mu\text{m}$; $h_{SS} = 110 \text{ }\mu\text{m}$; $P_{L,K} = 200 \text{ W}$; $v_{S,K} = 800 \text{ mm/s}$; $h_K = -50 \text{ }\mu\text{m}$	3.5
Spannungsarmglühen	$VT_S = 6 \text{ h}$; $T_S = 650 \text{ }^\circ\text{C}$; $HD_S = 4 \text{ h}$; $VA_S = 10 \text{ h}$; $AM_S = \text{Ofen}$	3.6.3
Drahterodieren/Sägen	Ggf. Werkzeug bzw. Werkzeugschneide auf geändertes Zerspanungsverhalten anpassen	3.6.3
Strahlen	Strahlmittel: Edelmetallkorund; Druck: 4 bar; Strahldauer: 10 s	3.6.3 und 3.5.7
Optional: Weichbearbeitung zur Supportentfernung	Ggf. Werkzeug auf geändertes Zerspanungsverhalten anpassen	3.6.3
Einsatzhärten	$VT_K = VT_H = VT_A = 5 \text{ K/min}$; $T_K = 930 \text{ }^\circ\text{C}$; $HD_K = \text{var. Bei 6 bis 11 h}$; $T_H = 840 \text{ }^\circ\text{C}$; $HD_H = 135 \text{ min}$; $AM = \text{Öl}$ (120 °C); $TA = 230 \text{ }^\circ\text{C}$, $HD_A = 2 \text{ h}$; $AM_A = \text{Ofen}$	3.6.4 und 3.6.5
Hartfeinbearbeitung	Aufmaß beachten	3.7



4 Materialeigenschaften laserstrahlgeschmolzener Zahnräder

Auf Basis der in Kapitel 3 entwickelten Prozesskette werden in diesem Kapitel die Materialeigenschaften des strahlgeschmolzenen Werkstoffs 16MnCr5 analysiert. Dazu wird zum Vergleich mit bestehenden Materialkennwerten eine Definition der Anforderungen vorgenommen (Kapitel 4.1) und dazu die verwendeten Messmethoden und die Vorgehensweise (Kapitel 4.2 bzw. Kapitel 4.3) vorgestellt. Anschließend werden die Legierungszusammensetzung entlang der Prozesskette betrachtet (Kapitel 4.4), die Eigenspannungen und der Restaustenitgehalt gemessen (Kapitel 4.5). Ergänzend werden die zur Verzahnungsauslegung relevanten Werkstoffkennwerte der Zugfestigkeit (Kapitel 4.6) und der Zahnfußtragfähigkeit (Kapitel 4.7) ermittelt. Da im Rahmen der Leichtbaukonzepte dieser Arbeit eine Einbringung von Kavitäten in den Zahn relevant ist, wird parallel die Zahnfußtragfähigkeit unter Schwächung integrierter Strukturen evaluiert (Kapitel 4.8). Die Ergebnisse sind in KAMPS ET AL. (2018C) veröffentlicht.

4.1 Anforderungen an die Materialeigenschaften

Aus der Wahl der Fertigungstechnologie resultieren Anforderungen an die **Materialeigenschaften**. Diese können in Werkstoffeigenschaften und Bauteileigenschaften unterteilt werden. Zugeigenspannungen in der Randschicht sollen im Zuge einer guten Zahnfußdauerfestigkeit vermieden werden, was gemäß der hier gewählten Definition der Vorzeichen $\sigma_{ES} < 0 \text{ N/mm}^2$ beträgt. Der Restaustenitgehalt sollte für mittlere Anforderungen unter 30 % betragen, da ein größerer Anteil Fressverschleiß und Grübchenbildung fördert (SCHLECHT 2010). Ungleichmäßigkeiten und Verunreinigungen der Schmelze entlang der Prozesskette sollen vermieden werden, da diese bei gleicher Stahlsorte Schwankungen der Zeit- und Dauerfestigkeit von ca. 20 % hervorrufen können (FELTEN 1999, SCHLECHT 2010). Der Werkstoff sollte stets die Werkstoffnorm für 16MnCr5 erfüllen. Die resultierenden Bauteileigenschaften sollten eine möglichst große Zahnfußtragfähigkeit bieten. Somit wird für die hier untersuchten Verzahnungen eine Zahnfußtragfähigkeit von $\sigma_{FO} > 800 \text{ N/mm}^2$ für Standard-Pulsatorversuch nach DIN 3990 mit FZG-Typ-PT-Verzahnung festgelegt. Zudem wird eine große Zugfestigkeit mit isotropem Materialverhalten von $R_m > 800 \text{ N/mm}^2$ in gehärtetem Zustand angestrebt. Eine Zusammenfassung ist in Abbildung 4-1 dargestellt.

Materialeigenschaften laserstrahlgeschmolzener Zahnräder

Anforderungen an die Materialeigenschaften	
Angestrebte Werkstoffeigenschaften	Angestrebte Bauteileigenschaften
Zugeigenschaften in der Randschicht ($\sigma_{ES} < 0 \text{ N/mm}^2$)	Zahnfußtragfähigkeit $\sigma_{FO} > 800 \text{ N/mm}^2$ für Standard-Pulsatorversuch mit FZG-Typ-PT-Verzahnung
Restaustenitgehalt (Anteil $< 30 \%$)	Zugfestigkeit mit isotropem Materialverhalten ($R_m > 800 \text{ N/mm}^2$ in gehärtetem Zustand)
Schwankungen der Legierungszusammensetzung immer in Erfüllung der Legierungszusammensetzung nach Werkstoffnorm für 16MnCr5	

Abbildung 4-1: Anforderungen an die Materialeigenschaften der strahlgeschmolzenen Zahnräder aus 16MnCr5

4.2 Verwendete Messmethoden

Im Rahmen der Arbeit werden zur Material- und Bauteiluntersuchung unterschiedliche Messmethoden verwendet, die in Tabelle 4-1 zusammengefasst sind.

Tabelle 4-1: Verwendete Messmethoden im Rahmen der Materialqualifizierung

Messmethode	Messgröße und Einheit	Messgerät	Verwendete Norm	Genauigkeit
Röntgen-diffraktometrie	Eigenstressungen im Bauteilgefüge σ_{ES}	Seifert XRD 3003 PTS	DIN EN 13925-1:2003-07, DIN EN 15305:2009-01	$< 8 \%$ rel.
Pulsatorversuch	Zahnfußtragfähigkeit σ_{Flim} in N/mm^2	Elektrischer Resonanzpulsator der Bauart Roell Amsler	DIN 3990	5 % (STEUZGER 2004)
Zugversuch	Zugfestigkeit R_m in N/mm^2	Zwick Z330, Kraftmessdose 300 kN, Dehnungsmessung mit Extensometer MultiTens PBC-EXMULTI	DIN EN ISO 6892-1, Verfahren A, Probenform: DIN 50125 Form B	Genauigkeitsklasse 0,5
Verbrennungsanalyse	Kohlenstoffgehalt in Ma.-%	LECO CS 200 (extern)	-	3,5 Ma.-% abs.
Optische Emissionsspektroskopie mit induktiv gekoppeltem Plasma (ICP-OES)	Legierungszusammensetzung in Angabe in Ma.-% des Elements	extern	-	3 Ma.-% abs.
Röntgenfluoreszenzanalyse (RFA)	Legierungszusammensetzung in Angabe in Ma.-% des Elements	extern	-	4,5 Ma.-% abs.

Basis bieten die Eigenstressmessung mittels Röntgendiffraktometrie sowie einachsige statische Zugversuche. Ergänzend werden Pulsatorversuche an einem hydraulischen Pulsator durchgeführt. Der Versuchsaufbau zu Pulsatorversuchen wird im Folgenden detailliert. Für weitergehende Informationen zu einzelnen

Messvorschriften wird auf die aufgeführten Normen verwiesen. Zusätzlich wird zu den verwendeten Messgeräten die Messgenauigkeit angegeben. Bei der Interpretation ist stets die Messgenauigkeit der Analysetechnik zu beachten, wobei bei externen Messungen keine Angaben vorliegen.

4.3 Versuchsplanung

Zur Beantwortung der Fragestellung, welche Materialeigenschaften aus der Prozesskette für den Beispielwerkstoff 16MnCr5 resultieren, werden sequenziell Versuche zum Spannungsarmglühen und zum Einsatzhärten durchgeführt. Die Proben werden mit den in Kapitel 3 entwickelten Parametern hergestellt. Dazu werden zum einen Untersuchungen zur Legierungszusammensetzung entlang der Prozesskette anhand des Pulvers und von Würfelproben vorgenommen. Zum anderen werden anhand der FZG-Typ-C-Prüfverzahnungen Messungen zum Eigenspannungszustand und zum Restaustenitgehalt an der Zahnflanke vorgenommen. Zudem werden Proben entlang der Prozesskette entnommen und auf ihre Zugfestigkeit und Bruchdehnung untersucht. Abschließend finden Untersuchungen am Pulsatorprüfstand anhand genormter Verzahnungen, Typ-C-PT-Verzahnungen, und Typ-C-PT-Verzahnungen mit einer repräsentativen strukturellen Schwächung im Zahnbereich statt, um die Zahnfußtragfähigkeit allgemein für den erzeugten Werkstoffzustand nach der Prozesskette, den Geometrieinfluss der Typ-C-PT-Verzahnung und schließlich den Einfluss der Schwächung evaluieren zu können. Eine Zusammenfassung ist in Abbildung 4-2 dargestellt. Die Ergebnisse können systematisch für die Auslegung laserstrahlgeschmolzener Zahnräder verwendet werden.

Rahmenbedingungen		Anlagentechnik, Werkstoff, LBM-Prozesskette
Versuchsabfolge	Zielfunktion des Versuchs (Wirkung)	Probenart
Versuch 1	Legierungszusammensetzung entlang der Prozesskette	Pulver, Würfelprobe
Versuch 2	Eigenspannungszustand	FZG-Typ-C-PT-Ritzel
Versuch 3	Zugfestigkeit	Gewinderundprobe M5
Versuch 4	Zahnfußtragfähigkeit	FZG-Typ-C-Standardrad
Ziel	Ermittlung der Werkstoffeigenschaften laserstrahlgeschmolzener Zahnräder aus 16MnCr5 als Auslegungsgrundlage	

Abbildung 4-2: Vorgehensweise bei der Erprobung der Werkstoffeigenschaften strahlgeschmolzener Zahnräder aus 16MnCr5

4.4 Legierungszusammensetzung entlang der Prozesskette

In der ersten Versuchsreihe wird eine chemische Analyse der Legierungszusammensetzung entlang der Prozesskette durchgeführt. Zielsetzung ist sowohl die Qualitätssicherung unter Einhaltung der Richtlinie FVA 563 II als auch die Erweiterung des Prozesskettenverständnisses.

4.4.1 Versuchsaufbau und Prüfgeometrie

Entlang der in Kapitel 3.8 definierten Prozesskette werden nach den einzelnen Prozessschritten Würfelproben mit den Maßen $10 \cdot 10 \cdot 10 \text{ mm}^3$ entnommen und analysiert. So wird die Legierungszusammensetzung des Ausgangsmaterials zur Verwendung im LBM-Prozess als Neupulver und nach mehrmaliger Verwendung, des Werkstoffs nach dem LBM-Prozess und nach dem Spannungsarmglühen ausgewertet. Damit wird der Fokus auf Auswirkungen des Vorverzahnungsprozesses LBM und das anschließende Spannungsarmglühen auf die Legierungszusammensetzung gelegt.

4.4.2 Versuchsergebnisse und Diskussion

Eine gesammelte Darstellung der Messergebnisse zu den Legierungselementen Cr, Mn, C, Si und Fe ist in Tabelle 4-2 zusammengefasst. Der Cr-Gehalt ist mit $1,2 \pm 0,04 \text{ Ma.-%}$ konstant, wobei die Abweichungen auch als leichte Schwankungen interpretiert werden können. Beim Mn-Gehalt ist eine leichte Verflüchtigungstendenz entlang der Prozesskette nachzuvollziehen. Dieser wird von $1,04 \text{ Ma.-%}$ im Neupulver auf $0,92 \text{ Ma.-%}$ nach dem Spannungsarmglühen reduziert. Dies ist ebenfalls beim Kohlenstoff mit $0,2 \text{ Ma.-%}$ im Neupulver und $0,14 \text{ Ma.-%}$ im spannungsarmgeglühten Halbzeug festzustellen. Der Si-gehalt bleibt mit $0,14 \pm 0,01 \text{ Ma.-%}$ annähernd konstant.

Die Messergebnisse weichen von den Herstellerangaben aus dem Analysezertifikat ab. Daher ist stets eine Messung zur Qualitätssicherung empfohlen. Ebenfalls ist eine leichte Änderung der Legierungszusammensetzung festzustellen. Der Cr-Gehalt hat die Tendenz zu schwanken, Mn verflüchtigt sich entlang der Prozesskette. Dies kann auf die relativ kleine Verdampfungsenthalpie der Legierungselemente Mn mit $\Delta H_v = 4,11 \text{ kJ/g}$ und Cr mit $\Delta H_v = 6,62 \text{ kJ/g}$ zurückgeführt werden. Diese Elemente verdampfen im Vergleich zu den Elementen C oder Si schneller, wodurch diese Elemente größere Änderungen entlang der Prozesskette erfahren. Mn und Cr setzen die kritische Abkühlgeschwindigkeit, die für die

Martensitbildung und Härtebarkeit verantwortlich ist, herab und erhöhen damit die Einsatzhärte bei gleichzeitig verringerter Karbidbildung (siehe Kapitel 3.4). Außerdem wirkt sich Mangan günstig auf die Schweißbarkeit und somit auch Verarbeitung im LBM-Prozess aus. Der Mn- und Cr-Gehalt determinieren also den Härteprozess und die Martensitbildung, was bei der Prozesskettenentwicklung und insbesondere der Parametereinstellung beim Einsatzhärten beachtet werden muss. Ein Unterschied im Einsatzhärteverhalten wurde bereits in Kapitel 3.6.4 experimentell nachgewiesen. Der C-Gehalt erfährt bei einer relativ großen Verdampfungsenthalpie von $\Delta H_v = 59,5 \text{ kJ/g}$ eine Abnahme entlang der Prozesskette. Dies wird anderen Effekten im Rahmen des LBM-Prozesses in der Interaktion des Schutzgases mit in der Prozesszone zugeschrieben. Eine weitere Analyse ist nicht im Fokus der Arbeit.

*Tabelle 4-2: Analyse der Legierungszusammensetzung entlang der Prozesskette mittels ICP-AES, Kohlenstoffgehalt mittels Verbrennungsanalyse, * standardlose RFA mit lediglich qualitativer Aussage, Abweichungen außerhalb der Norm sind kursiv dargestellt*

Element	Soll in Ma.-% gemäß DIN EN 10084	Angabe gemäß Zertifikat Ma.-%	Neupulver in Ma.-%	Wiederverwendet in Ma.-%	Bauteil nach dem Spannungsarmglühen in Ma.-%
Cr	0,8 bis 1,1	0,95	<i>1,2</i>	<i>1,16</i>	<i>1,23</i>
Mn	1,0 bis 1,3	1,2	1,03	<i>0,99</i>	<i>0,92</i>
C	0,14 bis 0,19	0,17	0,2	0,18	<i>0,14</i>
Si	< 0,4	0,1	0,15*	0,13*	0,143
Fe	Rest	Rest	Rest	Rest	Rest

4.5 Eigenspannungen und Restaustenitgehalt

Eigenspannungen sind maßgeblich für die Tragfähigkeit von Zahnrädern (STENICO 2007). Zugeigenspannungen sollen vermieden werden, während Druckeigenspannungen an der Zahnflanke und am Zahnfuß positiv auf die Tragfähigkeit wirken (STEUTZGER 2004). Reaktionsspannungen aufgrund äußerer Lagerwirkung können sich mit Lastspannungen überlagern (RADAJ 2002). Eigenspannungen überlagern die Spannungen aus der äußeren Lagerwirkung und die Lastspannungen. Ergänzend beeinflusst beispielsweise der Restaustenitgehalt die Festigkeit des Bauteils (siehe Kapitel 2.3). Der LBM-Prozess stellt verfahrensbedingt einen Spannungszustand mit überwiegend Zugeigenspannungen im Randbereich der Bauteile ein (siehe Kapitel 2.5.4) Da die Auswirkungen des LBM-Prozesses entlang der Prozesskette unbekannt sind, werden die Eigenspannungen und der Restaustenitgehalt der Referenzverzahnung im Röntgendiffraktometer gemessen.

4.5.1 Versuchsaufbau und Prüfgeometrie

Verwendet werden Typ-C-PT-Verzahnungen (siehe Tabelle 1-1), die die in Kapitel 3.7 abgebildete Prozesskette durchlaufen. Nach dem Einsatzhärten wird ein Reinigungsstrahlen vorgenommen und ein Kugelstrahlen gezielt vermieden, um möglichst geringe zusätzliche Druckeigenspannungen im Bauteil zu induzieren.

Messungen im Röntgendiffraktometer werden an der Zahnoberfläche am Zahnfuß (kein vorheriger elektrochemischer Abtrag) durchgeführt. Neben den oberflächennahen Messungen werden Eigenspannungstiefenverläufe an den Zähnen im Bereich der 30°-Tangente ermittelt. Zur Ermittlung der Tiefenverläufe wird der Messbereich durch ein elektrolytisches Verfahren bis zu einer Tiefe von 0,16 mm schrittweise abgetragen. Das elektrolytische Ätzen wird in einer 5 %-igen Perchlorsäurelösung in Ethanol/Butylglykol durchgeführt. Die Eindringtiefe der Röntgenstrahlung beträgt ca. 5 μm (STENICO 2007). Gemäß RADAJ (2002) können Messprobleme bei Werkstoffen mit starker Textur auftreten, was hier durch eine Oberflächenrauheit von $R_a = 3,2 \mu\text{m}$ gegeben ist. Zudem nimmt die Konkavität der Messfläche mit jedem Abtragsschritt zu, was die genaue Bestimmung der Messtiefe schwierig gestaltet. Deshalb sollten die Extremwerte direkt an der Oberfläche und mit fortschreitender Messtiefe ab 0,13 mm kritisch beurteilt werden.

4.5.2 Versuchsergebnisse und Diskussion

Die Messung zeigt eine ausgeprägte Druckeigenspannungsverteilung im Tiefenbereich bis 0,16 mm. Ein ausgeprägtes Eigenspannungsmaximum oder ein definierter Eigenspannungsverlauf sind nicht erkennbar. Stattdessen liegt ein relativ stetiger Verlauf der Eigenspannungswerte σ_{ES} von -250 N/mm² und -360 N/mm² vor, der eine typische Verteilung einer ungestrahlten Verzahnung darstellt (STENICO 2007). Die Messergebnisse und das Messprinzip sind in Abbildung 4-3 dargestellt.

An der Oberfläche ist in radialer Richtung kein Restaustenit messbar, was für eine vollständige Martensitbildung des Randgefüges spricht. Die Normvorgabe für Zahnräder der Werkstoffqualität MQ fordert nach DIN 3990 (bzw. ISO 6336) einen Restaustenitgehalt kleiner 30 % (bzw. 25 %) in der Randzone. Diese Forderung wird gemäß den Messergebnissen für die untersuchte Messtiefe erfüllt.

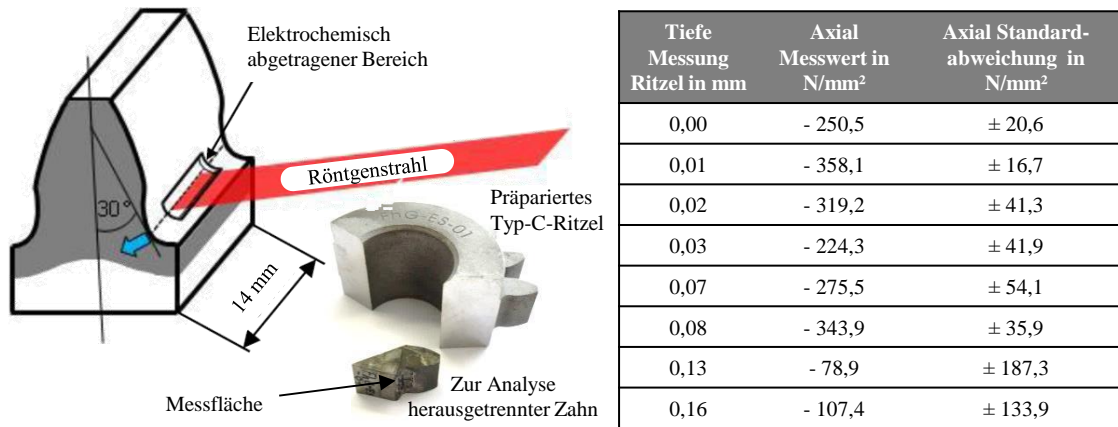


Abbildung 4-3: Messprinzip, gewählte Probenpräparation (links) und Messergebnis der Eigenspannungsmessung mittels Röntgendiffraktometer CRD 3003 PTS (rechts)

Eine graphische Aufbereitung ist in Abbildung 4-4 mit einer Vergleichsmessung der Eigenspannungen an konventionell verarbeiteten Verzahnungen aus 16MnCr5 (STENICO 2007) dargestellt.

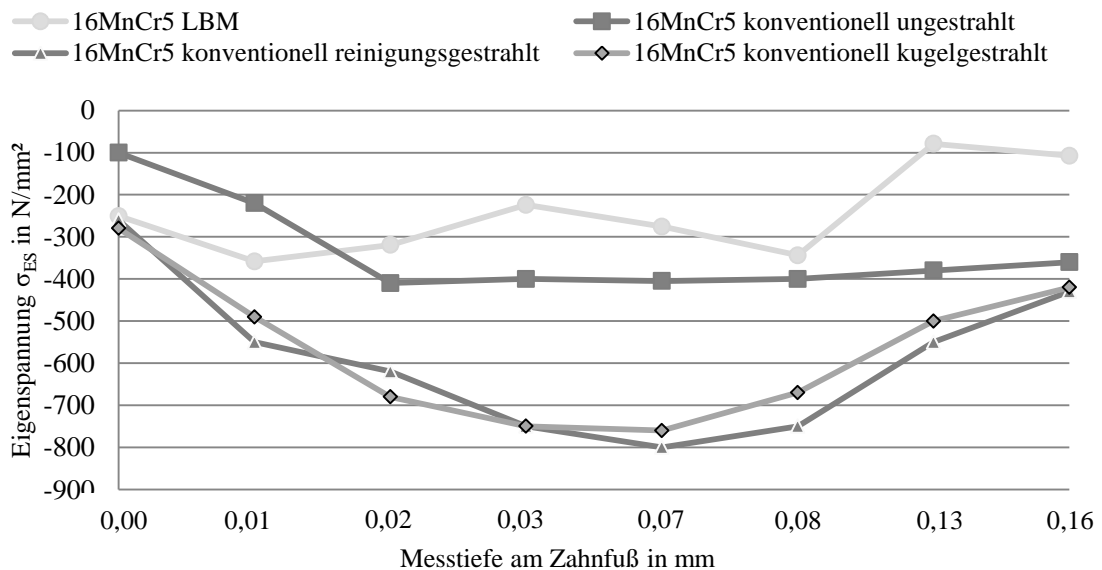


Abbildung 4-4: Auswertung der Messung der Eigenspannungen mit Vergleich zu konventionell verarbeiteten Verzahnungen aus 16MnCr5 aus STENICO (2007)

Im Tiefenbereich von 0,02 bis 0,06 mm liegt bei konventionell verarbeiteten Zahnrädern typischerweise ein Maximalwert σ_{ESmax} von -500 bis 750 N/mm² vor. Die reinigungsgestrahnten und kugelgestrahnten konventionellen Vergleichswerte weisen deutlich größere Druckeigenspannungen auf. Dort ist eine Wirkung des

Strahlens bis in eine Tiefe von mindestens 0,16 mm mit einem Maximalwert σ_{ESmax} von -800 N/mm² erkennbar. Der Eigenspannungsverlauf der LBM-Variante ist tendenziell mit dem dargestellten ungestrahlten Verzahnungskörper zu vergleichen. Die Eigenspannungsverläufe von reinigungs- und kugelgestrahlten konventionellen Verzahnungen weisen deutlich größere Druckeigenspannungen auf. Somit kann festgehalten werden, dass die Zahnflanke und der Zahnfuß nach dem Durchlaufen der Prozesskette (LBM, Spannungsarmglühen, Einsatzhärten und Reinigungsstrahlen) relativ geringe Druckeigenspannungen aufweist, wobei ungünstige Zugeigenspannungen vermieden werden.

4.6 Zugfestigkeit

Die anisotropen Eigenschaften der mittels LBM hergestellten Proben sind nach SCHMIDT ET AL. (2017) abhängig von der Aufbaurichtung und des Bearbeitungszustands (unbearbeitet und spanend nachbearbeitet). Dies wird im Folgenden anhand von Daten aus der Literatur dargelegt (SEHRT 2010). Der hier gewählte Aufbauwinkel teilt sich von $\varphi = 0^\circ$ bis $\varphi = 90^\circ$ in $22,5^\circ$ Schritten auf. Die höchste Zugfestigkeit zeigen die parallel zur x-/y-Ebene ($\varphi = 0$) liegenden Proben. Mit steigendem Winkel φ nimmt die Festigkeit stetig ab. In Aufbaurichtung ergibt sich die kleinste Zugfestigkeit. Bei den spanend unbearbeiteten Proben ergibt sich eine Abnahme der Zugfestigkeit um ca. 11 % von $R_m = 970$ N/mm² auf $R_m = 862$ N/mm². Eine Zusammenfassung ist in Abbildung 4-5 dargestellt.

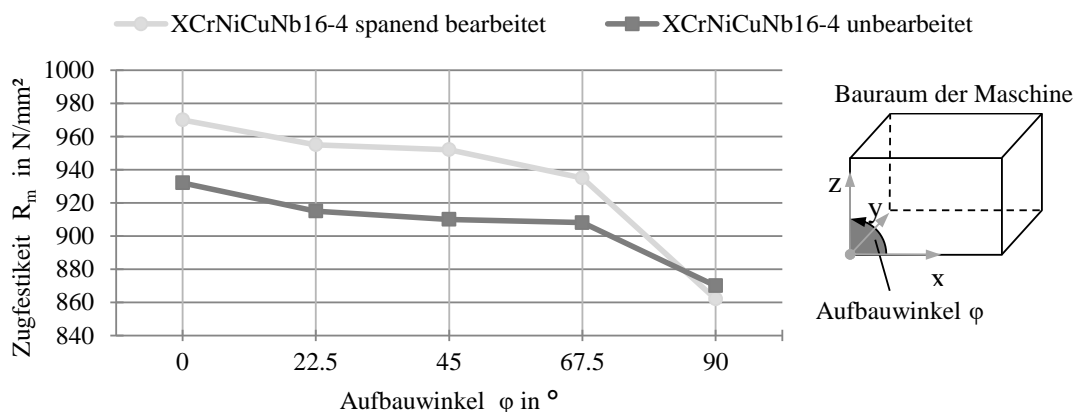


Abbildung 4-5: Zugfestigkeitswerte von mittels LBM gefertigten Zugproben aus XCrNiCuNb16-4 in Abhängigkeit des Aufbauwinkels, gefertigt auf einer EOS M270 (SEHRT 2010)

4.6.1 Versuchsaufbau und Prüfgeometrie

Mit der in Kapitel 3.8 definierten Prozesskette werden anhand von genormten Zugproben nach DIN EN ISO 6892-1 im Verfahren A mit der Probenform nach DIN 50125, Form B im einachsigen statischen Zugversuch Versuche durchgeführt. In der industriellen Anwendung findet ein Einsatz von Bauteilen ohne Spannungsarmglühen kaum Anwendung, da sonst die Verzugsneigung der Bauteile groß ist (siehe Kapitel 2.5.4 und 3.7.1). Deshalb wird hier der Fokus auf die Zugfestigkeit nach Spannungsarmglühen gelegt, um die resultierende Anisotropie und die Werkstofffestigkeit zu prüfen. Um die Wirkung des Spannungsarmglühens auf die Anisotropie des Werkstoffs zu untersuchen, werden spannungsarmgeglühte Proben in Aufbaurichtung $\varphi = 0^\circ$, $\varphi = 45^\circ$ und $\varphi = 90^\circ$ gezogen. Eine spanende Bearbeitung wird bei allen Proben vorgenommen, da angenommen wird, dass ein Großteil der Oberfläche von LBM-Bauteilen in der industriellen Anwendung nachbearbeitet wird. Als Vergleichswert der Werkstoffeigenschaften vor dem Spannungsarmglühen wird aufgrund der dargestellten Literaturwerte die Zugfestigkeit mit einem Aufbauwinkel von $\varphi = 90^\circ$ als erwartungsgemäß kleinster Festigkeitswert ohne Wärmebehandlung untersucht.

4.6.2 Versuchsergebnisse und Diskussion

Zur Probenherstellung werden jeweils drei M10-Rundzugproben (mechanisch bearbeitet) in den Aufbaurichtungen $\varphi = 0^\circ$, $\varphi = 45^\circ$ und $\varphi = 90^\circ$ gefertigt. Diese wurden gemäß der Prozesskette aus Kapitel 2.7 bis zu den angegebenen Prozessschritten hergestellt. Bei der Messung wird die Vorkraft auf eine Spannung von 2 N/mm^2 geregelt, die Prüfgeschwindigkeit liegt bei $0,008 \text{ 1/s}$ und die Geschwindigkeit im Fließbereich bei $0,00025 \text{ 1/s}$. In Summe werden 21 Proben bei $23 (\pm 2) \text{ }^\circ\text{C}$ und $50 (\pm 5) \text{ \% rH}$ geprüft. Für jede Zugrichtung und jeden Werkstoffzustand werden drei Proben geprüft. Eine Gesamtauswertung der Zugversuche ist in Abbildung 4-6 dargestellt. Diese können je nach Werkstoffzustand für eine Bauteilauslegung herangezogen werden.

Nach dem LBM ergibt sich ein Messwert von $R_m = 1050 \text{ N/mm}^2$ und $R_e = 1050 \text{ N/mm}^2$, was für einen spröden Werkstoffzustand spricht. Eine konventionelle Vergleichsprobe ergibt einen Wert von $R_m = 715 \text{ N/mm}^2$ und $R_e = 591 \text{ N/mm}^2$. Nach dem Spannungsarmglühen der LBM-Proben liegt in allen Aufbaurichtungen ein Wert von $R_m = 730 \pm 32 \text{ N/mm}^2$ und $R_e = 658 \pm 19 \text{ N/mm}^2$ vor.

Unter Einbezug der Messgenauigkeit kann von einer nahezu vollständigen Kompensation der Anisotropie ausgegangen werden. Die Kennwerte entsprechen in der Größenordnung des konventionellen unbehandelten Werkstoffs, dessen Festigkeit durch eine Wärmebehandlung auf $R_m = 600 \text{ N/mm}^2$ und $R_e = 468 \text{ N/mm}^2$ herabgesetzt wird. Die Zugfestigkeit nach dem Einsatzhärten wird über die Norm DIN EN ISO 18265 umgerechnet und beträgt $R_m = 995 \text{ N/mm}^2$. Damit liegt sie ca. 16 % unter dem in der Literatur angegebenen Maximalwert für gehärteten Proben mit Durchmesser 11 mm aus 16MnCr5 (DEUTSCHE EDELSTAHLWERKE 2016).

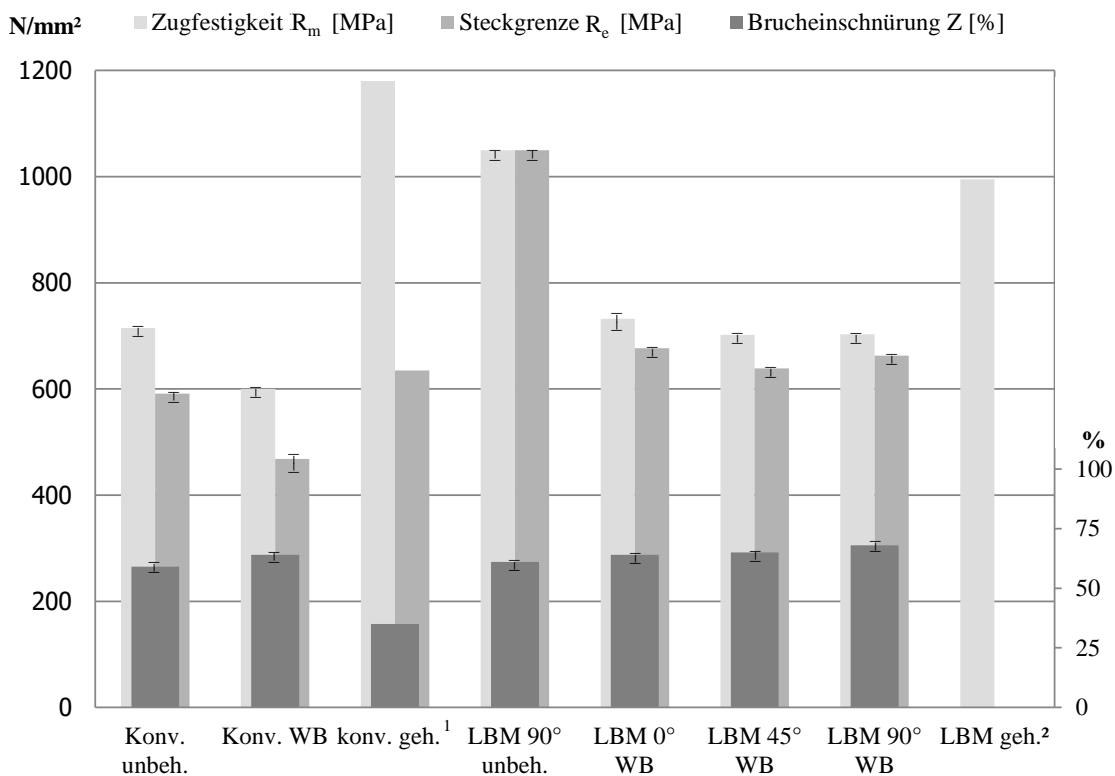


Abbildung 4-6: Auswertung der Zugversuche mit Proben entlang der Prozesskette und konventionellen Vergleichsproben aus 16MnCr5: Zugfestigkeit, Streckgrenze und Brucheinschnürung in verschiedenen Aufbaurichtungen; spannungsarmgeglüht (WB), gehärtet (geh.); Angaben der Standardabweichung bei gemessenen Werten; (1) Quelle Materialdatenblatt; (2) Umrechnung nach DIN EN ISO 18265 aus Härtewerten

Eine Ergänzungsmessung der Zugfestigkeit von Proben, die unter $\varphi = 0^\circ$ am Substratplattenrand aufgebaut wurden, ergibt eine Reduktion der Zugfestigkeit um ca. 7 % von 703 N/mm^2 auf 655 N/mm^2 für R_m und 663 N/mm^2 auf 619 N/mm^2 für R_e . Die Brucheinschnürung reduziert sich von 67,5 % auf 13 %. Dies spricht für Prozessanomalien im Substratplattenrandbereich. Deshalb ist

festzuhalten, dass Bauteile bei der gegebenen Anlagentechnik möglichst nicht im Randbereich der Substratplatte positioniert werden sollten.

Von den stehenden und schräg generierten Zugproben brechen lediglich drei in der Probenmitte und eine im unteren Schichtbereich. Somit schnüren 77 % aller betrachteten additiven Zugproben, mit einem Aufbauwinkel von $\varphi = 45^\circ$ und $\varphi = 90^\circ$, am unteren Zugprobenbereich ein. Dies lässt auf eine Abnahme der Festigkeit, beziehungsweise eine Verschlechterung des Materialgefüges, bei fortschreitendem Bauprozess schließen. Im Gegensatz dazu brechen die liegend generierten Zugproben zufällig beziehungsweise eher in der Mitte. Das lässt darauf schließen, dass das Pulver homogen auf der Bauteilfläche aufgeschmolzen wird.

4.7 Zahnfußtragfähigkeit

Die Zahnfußtragfähigkeit ist eine maßgebliche Auslegungsgrenze (NIEMANN & WINTER 2003). Sie stellt nach den in ISO 6336 definierten Berechnungsmethoden eine zentrale Größe dar. Die ermittelten Festigkeitswerte fußen dabei zentral auf experimentellen Ergebnissen anhand Pulsatoruntersuchungen an geradzahnten Stirnrädern der Baugröße Modul 5 mm. Wichtige Einflussfaktoren sind die Durchmesserabhängigkeit der Randfestigkeit bzw. -härte, der Reinheitsgrad des Materials und der Werkstoffzustand und der oberflächentechnischer Größeneinfluss, der die Tiefenwirkung einer Oberflächenverfestigung (Eigenspannungszustand) sowie die Oberflächenrauheit umfasst (STEUTZGER 2004). Diese sind den oben beschriebenen Ergebnissen zu entnehmen.

4.7.1 Versuchsaufbau und Prüfgeometrie

Die Zahnfußtragfähigkeit weist eine Baugrößenabhängigkeit auf (STEUTZGER 2004), weshalb für die Pulsatoruntersuchungen die nach DIN 3990 Teil 5 genormte Standard-Referenz-Geometrie Typ-PT (Abbildung 4-6 und Abbildung 4-7) herangezogen wird. Somit ist eine nachträgliche Vergleichbarkeit der resultierenden Materialkennwerte mit einer breiten Versuchsdatenbasis gegeben. Die untersuchten Proben werden mit der in Kapitel 3.8 definierten Prozesskette hergestellt. Eine Strahlbehandlung der Zahnräder kann aufgrund der Einbringung von Druckeigenspannungen auf der Oberfläche einen signifikanten Einfluss auf die resultierende Zahnfußtragfähigkeit haben (siehe Kapitel 4.5). Nach STENICO (2007) ist durch ein kontrolliertes Kugelstrahlen eine Steigerung der Zahnfuß-

tragfähigkeit um 42 bis 66 % möglich, wobei dem Reinigungsstrahlen eine Steigerung Dauerfestigkeit um 15 bis 35 % zugeschrieben werden kann. Deshalb werden bei der Erprobung der Typ-PT-Versuchszahnräder nach der in Kapitel 3.8 definierten Prozesskette mit dem Eigenspannungszustand aus Kapitel 4.5.2 verwendet. Der Versuchsaufbau ist schematisch in Abbildung 4-7 dargestellt.

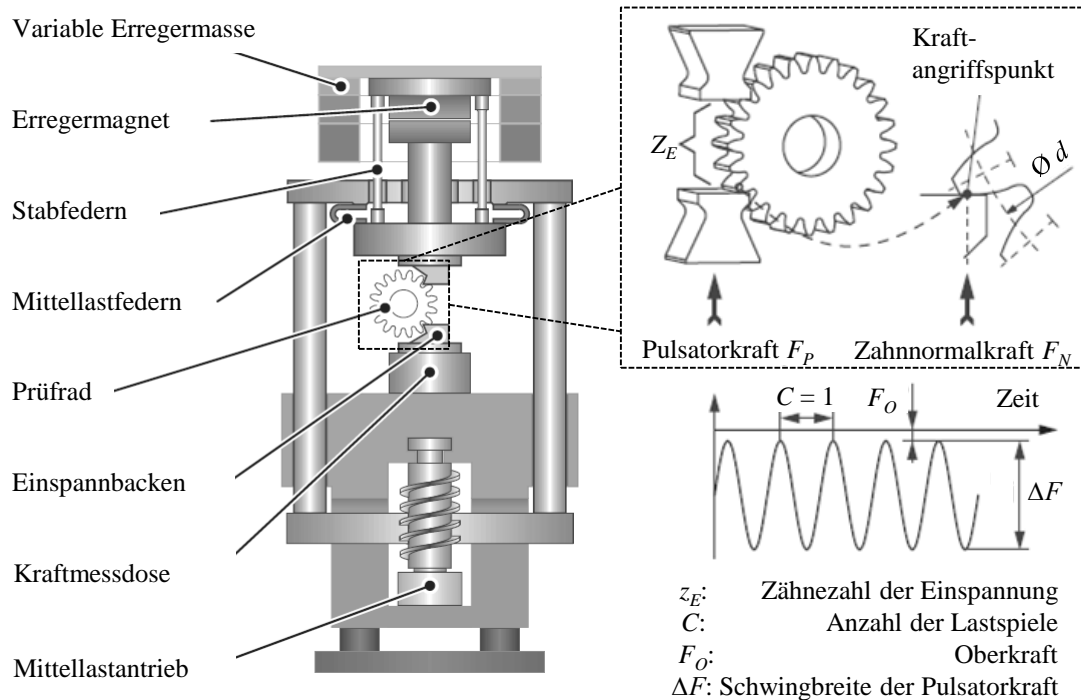


Abbildung 4-7: Skizze der verwendeten elektrischen Resonanzpulsatoren der Bauart Roell Amsler mit Nennlasten von 100 und 250 kN, Abbildung aus STEUTZGER (2004)

Bei den Pulsatoruntersuchungen werden Typ-PT-Verzahnungen mit der in Abbildung 4-7 dargestellten Geometrie verwendet. Die Versuche zur Ermittlung der Zahnfußtragfähigkeit werden auf elektromagnetisch erregten Resonanzpulsatoren der Bauart Roell Amsler mit Nennlasten von 100 und 250 kN durchgeführt. Der Prüfstand besteht im Wesentlichen aus einem Maschinenrahmen zur Aufnahme von Prüfvorrichtung, Kraftmessdose und Probe. Die schwellende Last wird mittels Erregermagnet erzeugt und über zwei Stabfedern, die mit der schwingenden Traverse verbunden sind, auf das Prüfrad übertragen. Die automatisch gesteuerte Frequenz der Schwellbelastung resultiert in Abhängigkeit der Steifigkeit des Schwingensystems, was aus dem Prüfrad und dem Prüfstand besteht. Dazu werden die geprüften Zahnräder jeweils zwischen zwei planparallelen Pulsatorbacken symmetrisch über $z_E = 4$ Zähne eingespannt. Eine Vorrichtung stellt sicher, dass der Kraftangriffspunkt an der Zahnflanke beim Einspannen der Prüfräder reproduzierbar eingestellt werden kann. Die für die kraftschlüssige Einspan-

Die erforderliche Unterlast ist bei den durchgeführten Versuchen kleiner als 10 % der Prüflast. Die Prüfkraft wird sinusförmig mit einer Prüffrequenz zwischen 90 und 120 Hz aufgebracht. In Anlehnung an die Bedingungen bei Laufverzahnungen erfolgt die Belastung im Druckschwellbereich. Der zeitliche Verlauf der Belastung ist sinusförmig mit konstanter Schwingbreite ΔF . Zur Fixierung der Prüfräder wird eine Oberkraft F_O von 5 bis 10 % der Schwingbreite ΔF eingestellt.

Die Ermittlung der Dauerfestigkeit der Prüfräder erfolgt nach dem Treppenstufenverfahren (siehe Abbildung 4-8). Bei dieser Versuchsmethode zur Bestimmung der Dauerfestigkeit werden Versuche auf mehreren Lastniveaus mit konstantem Abstand im logarithmischen Maßstab (Stufensprung) durchgeführt. Jeder Versuch wird entweder durch das Erreichen des Schadenskriteriums (Zahnbruch - Symbol x) oder durch das Erreichen einer Grenzlastspielzahl (Durchläufer - Symbol o) beendet. Auf einen Bruch folgt in einer gültigen Treppenstufenanordnung immer ein Versuch auf dem nächst geringeren, bei einem Durchläufer ein Versuch auf dem nächst höheren Lastniveau.

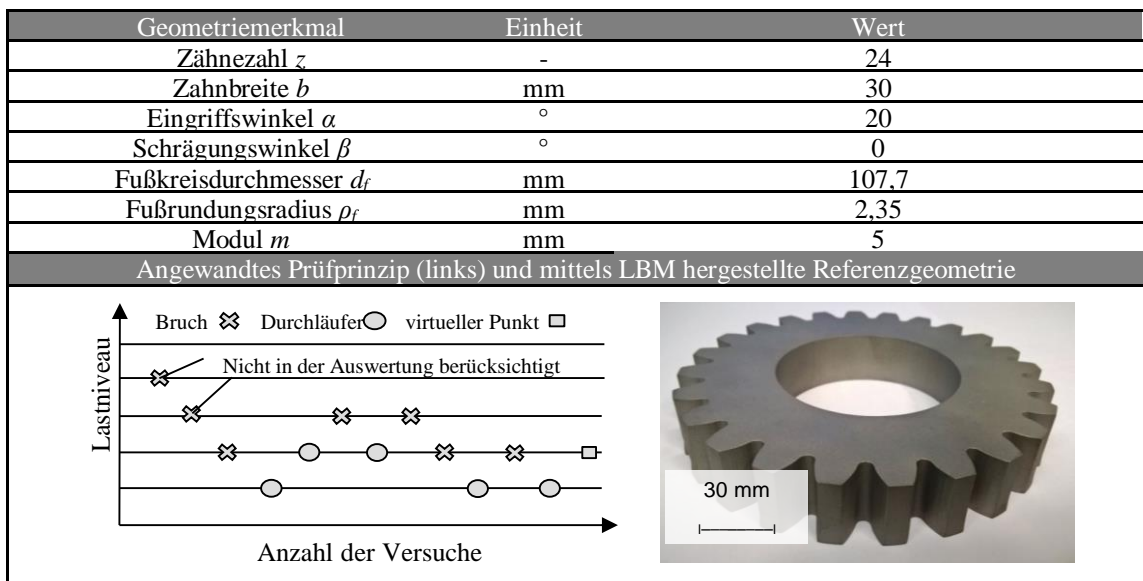


Abbildung 4-8: Verwendete Zahnradgeometrie für die Pulsatoruntersuchungen – Typ-PT nach DIN 3990 Teil 5, links: geometrische Merkmale; rechts: Abbildung der mittels LBM hergestellten Versuchsverzahnung, Angewandtes Prüfprinzip nach HÜCK (1981) im Treppenstufenverfahren, Darstellung in Anlehnung an STEUTZGER (2004)

Zur Bestimmung der Dauerfestigkeitswerte und der Versuchsstreuung wurde das Auswerteverfahren nach HÜCK (1981) herangezogen. Dabei werden die Versuchspunkte ausgewertet, die eine zulässige Treppenstufenanordnung ergeben.

Die Anordnung der Versuchspunkte kann entweder als Mischung von Brüchen und Durchläufern, als Lasthorizont mit Durchläufern oder nur Brüchen vorliegen. Die Ergebnisse aus den Dauerschwingversuchen werden in einem Wöhler-Diagramm dargestellt. Das Wöhlerdiagramm teilt sich in drei Teile, dem Kurzzeitfestigkeitsbereich (bis 10^3 Lastwechsel), dem Zeitfestigkeitsbereich (bis 10^6 bzw. 10^7 Lastwechsel) und dem Dauerfestigkeitsbereich. Bei der Auswertung der Wöhlerlinien wird die Zahnfußnennspannung σ_{F0} in Abhängigkeit von der Prüfkraft F_{Pn} über der Lastspielzahl C (durch Redundanz in der Nomenklatur der Arbeit begründet, typisch N) aufgetragen.

Die Wöhlerlinien wurden mit je 24 Versuchspunkten belegt und nach üblichen statistischen Verfahren ausgewertet (STAHL 1999). Die resultierende Wöhlerlinie kann im Anschluss mit Linien der geometrisch gleichen Prüfverzahnung verglichen werden, die durch andere Prozessketten hergestellt wurden.

Die Pulsatorversuche im Treppenstufenverfahren liefern nach STENICO (2007) einen Mittelwert der dauerhaft ertragbaren Pulsatornormalkraft F_{Pn} für eine 50 % Ausfallwahrscheinlichkeit $\sigma_{F0\infty,50\%,Pulsator}$ anhand der Zahnfuß-Nennspannung σ_{F0} in Anlehnung an DIN 3990 bzw. ISO 6336 gemäß

$$\sigma_{F0\infty,50\%,Pulsator} = \frac{F_{Pn} \cdot \cos \alpha_n}{b \cdot m_n} \cdot Y_F \cdot Y_S \cdot Y_\beta, \quad (4-1)$$

wobei α_n der Normaleingriffswinkel, b die Zahnbreite, m_n der Normalmodul, Y_F der Formfaktor, Y_S der Spannungskorrekturfaktor und Y_β der Schrägenfaktor (für Geradverzahnungen gilt $Y_\beta = 1$) ist. Der Formfaktor Y_F und der Spannungskorrekturfaktor Y_S werden für die Verzahnungen bei der Versuchsdurchführung ermittelt und betragen $Y_F = 1,417$ bzw. $Y_S = 2,073$. Die in der Norm genannten Kraft-Faktoren werden im Pulsatorversuch gleich 1 gesetzt, wodurch die Zahnfußnennspannung im Versuch der Zahnfußspannung σ_F entspricht. Dadurch kann $\sigma_{F0\infty,50\%,Pulsator}$ gleich $\sigma_{F\infty,50\%,Pulsator}$ gesetzt werden. Damit kann gemäß STENICO (2007) die Gleichung zur Ermittlung der Dauerfestigkeitswert für Zahnfuß-Biegenennspannung des Standard-Referenz-Prüfrads zur Berücksichtigung des Einflusses von Werkstoff und Wärmebehandlung mit einer Ausfallwahrscheinlichkeit von 1 % $\sigma_{Flim,Versuch}$ berechnet werden zu

$$\sigma_{F \lim,Versuch} = \frac{F_{Pn} \cdot \cos \alpha_n \cdot Y_F \cdot Y_S}{b \cdot m_n} \cdot \frac{0,9 \cdot f_{1\%/50\%}}{2 \cdot Y_{RelT} \cdot Y_X}, \quad (4-2)$$

wobei Y_{RelT} der relative Oberflächenfaktor zur Berücksichtigung des Einflusses der Oberflächenbeschaffenheit in der Zahnfußrundung im Vergleich zum Standard-Referenz-Prüfrad, Y_X der Größenfaktor zur Berücksichtigung der Zahnradabmessungen und $f_{1\%/50\%}$. Dabei ist $f_{1\%/50\%} = 0,92$ für den gestrahlten und

$f_{1\%/50\%} = 0,86$ für den ungestrahlten Zustand (STAHL 1999). Letzteres wird als Absicherung zur sicheren Seite angenommen. Zur Herleitung der Zusammenhänge wird auf die Literatur (STENICO 2007) und auf die Normen DIN 3990 bzw. ISO 6336 verwiesen.

An dieser Stelle muss darauf hingewiesen werden, dass die für die Umrechnung verwendeten empirischen Faktoren auf Experimenten mit konventionell verarbeiteten Material fußen. In erster Annäherung werden diese herangezogen, da der Fokus der Arbeit nicht auf einer umfangreichen Ermittlung geeigneter empirischer Faktoren liegt. Für eine Steigerung der Genauigkeit der Berechnungen werden hier weitere experimentelle Untersuchungen mit laserstrahlgeschmolzenem Werkstoff empfohlen.

4.7.2 Versuchsergebnisse und Diskussion

Zur Ermittlung der Zahnfußtragfähigkeit werden die Pulsatorversuche ausgewertet und entsprechende Wöhlerlinien ermittelt. Eine Auswertung ist in Abbildung 4-9 dargestellt.

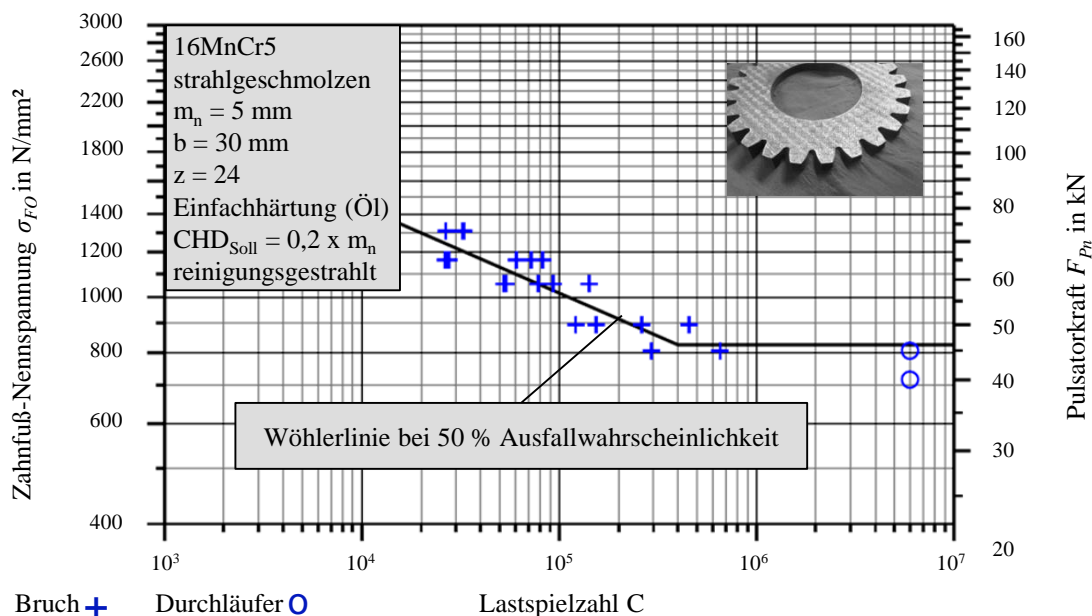


Abbildung 4-9: Wöhlerlinie der Pulsatorversuche der Typ-PT-Verzahnung, 24 Messpunkte (überlagernde Messpunkte zusammengefasst), Prüffrequenz bei maximal 100 Hz, $F_0 = -4$ kN

Redundante Pulsatorversuche werden dabei zur Wahrung der Übersichtlichkeit als ein Messpunkt dargestellt. Eine Dauerfestigkeit mit 50 % Ausfallwahrscheinlichkeit kann bei einer Pulsatorkraft von 46 kN angenommen werden, die in einer Zahnfuß-Nennspannung $\sigma_{F0\infty,50\%,Pulsator} = 830$ N/mm² resultiert. Dies ist mit Wer-

ten aus der Literatur mit umgeformten Verzahnungen vergleichbar. So liegt für eine ungestrahlte, direktgehärtete, in Öl abgeschreckte Blockguss-Variante ($m = 5 \text{ mm}$, $b = 30 \text{ mm}$, 16MnCr5) mit Reckgrad bei der Primärumformung durch Reckschmieden 11 und $\text{CHD} = 0,59 \text{ mm}$ mit einer Randhärte von etwa 700 HV und einer Kernhärte von 389 HV ein Wert von $\sigma_{F0\infty,50\%,\text{Pulsator}} = 878 \text{ N/mm}^2$ (STEUTZGER 2004).

Auf Basis der Ergebnisse und der Wöhlerlinie kann anhand der oben dargestellten Berechnungsweise die Zahnfußdauerfestigkeit für die Zahnfuß-Biegenennspannung des Standard-Referenz-Prüfrads zur Berücksichtigung des Einflusses von Werkstoff und Wärmebehandlung mit einer Ausfallwahrscheinlichkeit von 1 % $\sigma_{Flim,\text{Versuch}}$ berechnet werden. Dieser ergibt sich mit der Berechnung nach STENICO (2007) zu $\sigma_{Flim,\text{Versuch}} = 309 \text{ N/mm}^2$, wobei ein ca. 5 %-iger Messfehler (siehe Tabelle 4-1) beachtet werden muss. Zur Abschätzung zur sicheren Seite wird $f_{1\%/50\%} = 0,86$ für den ungestrahlten Zustand angenommen. Y_X wird mit 1,0 und Y_{RelT} mit 1,04 auf Basis einer Messung der Rauheit in der Fußrundung angenommen. Somit kann die Werkstoffqualität in Anlehnung an ISO 6336-5 die Werkstoffqualität annähernd mit einem konventionell hergestellten Zahnrad der Qualitätsstufe ML verglichen werden.

Bei der Interpretation der Versuchsergebnisse ist zu beachten, dass die Prozesskette im Labormaßstab aufgebaut wurde. Die Reproduzierbarkeit und Prozesssicherheit ist in einem industriellen Maßstab tendenziell überlegen, wodurch ein zusätzliches Potenzial zur Qualitätsverbesserung besteht. Ebenfalls ist der Einfluss einer Fertigbearbeitung zur Reduktion der Oberflächenrauheit des Zahnfußes zu prüfen.

4.8 Zahnfußtragfähigkeit unter strukturmechanischer Schwächung des Zahns

In vielen Leichtbauanwendungen findet eine strukturelle Schwächung der Originalvariante aus Vollmaterial statt. Aus diesem Grund werden Pulsatorversuche an Verzahnungen mit einer konturnahen Kavität im Zahn zur Untersuchung der Auswirkung einer strukturellen Schwächung durchgeführt. Verwendet wird das Ritzel der Typ-PT-C-Referenzverzahnung mit einer beispielhaften Aushöhlung von ca. 50 % des Zahnvolumenbereichs in Form einer konturnahen Kühlung. Die Geometrie des Kühlkanals orientiert sich am Gestaltungsvorschlag aus REINHART ET AL. (2017).

Die Versuche werden analog zu Kapitel 4.7 durchgeführt. Nun findet eine Untersuchung des Geometrieinflusses der Typ-PT-C-Verzahnung am Beispiel des Ritzels statt. Im Anschluss wird eine Untersuchung am Pulsator der Typ-PT-C-Verzahnung mit struktureller Schwächung vorgenommen. Das Typ-PT-C-Ritzel wird gewählt, um den Versuchsaufwand aufgrund der Fertigungszeit der Verzahnungen im LBM-Prozess zu reduzieren.

4.8.1 Versuchsaufbau und Prüfgeometrie

Die Versuche werden analog zur Vorgehensweise in Kapitel 3.7 durchgeführt. Der Unterschied besteht in der Verwendung geänderter Verzahnungskörper des Typ-PT-C-Ritzels in der Variante Vollmaterial und mit integriertem Kühlkanal. Die geometrischen Daten der Verzahnung können der Tabelle 1-1 entnommen werden. Der Kühlkanal resultiert in einer Materialreduktion im Zahn um ca. 50 %. Dabei wird die Zahnflanke nicht verändert. Die Prüfgeometrie ist in Abbildung 4-10 dargestellt.

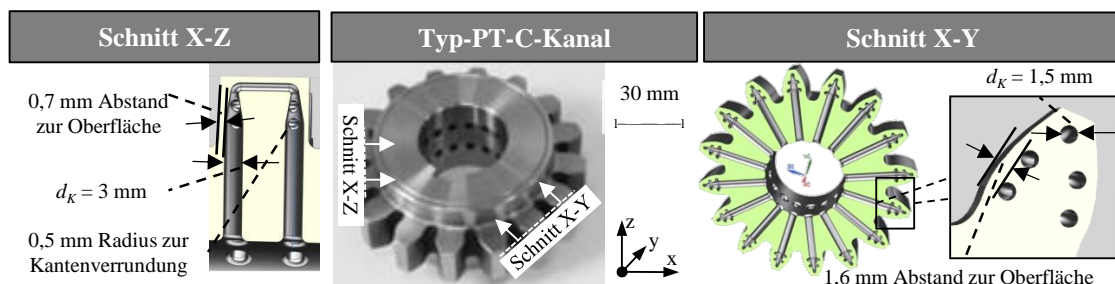


Abbildung 4-10: Geometrische Beschreibung der Typ-C-PT-Verzahnung in der Variante Vollmaterial (PT-C) mit struktureller Schwächung durch einen eingebrachten Kühlkanal (PT-C-Kanal) nach REINHART ET AL. (2017)

4.8.2 Versuchsergebnisse und Diskussion

Zur Ermittlung der Zahnfußtragfähigkeit werden die Pulsatorversuche ausgewertet und entsprechende Wöhlerlinien ermittelt. Eine Auswertung ist in Abbildung 4-11 dargestellt. Redundante überlagerte Pulsatorversuche werden dabei zur Übersichtlichkeit als ein Messpunkt dargestellt.

Eine Dauerfestigkeit mit 50 % Ausfallwahrscheinlichkeit kann für die Typ-PT-C-Verzahnung bei einer Pulsatorkraft von 13,3 kN abgeleitet werden, die in einer Zahnfuß-Nennspannung $\sigma_{Fo\infty,50\%,Pulsator} = 700$ N/mm² resultiert. Eine Dauerfestigkeit mit 50 % Ausfallwahrscheinlichkeit kann für die Typ-PT-C-Kanal-Verzahnung bei einer Pulsatorkraft von 8,2 kN abgeleitet werden, die in einer

Zahnfuß-Nennspannung $\sigma_{Fo\infty,50\%,Pulsator} = 440 \text{ N/mm}^2$ resultiert. Damit geht die Schwächung durch einen integrierten Kühlkanal mit einer Reduktion der Zahnfußfestigkeit um 37 % einher. Die Zeitfestigkeit der Vollvariante und der strukturell geschwächten Variante sind unter den verwendeten Prüfbedingungen vergleichbar. Eine Umrechnung auf die Zahnfußdauerfestigkeit $\sigma_{Flim,Versuch}$ wird hier aufgrund einer nicht nachgewiesenen Anwendbarkeit der Umrechnungsfaktoren vermieden.

Somit liegt eine signifikante Schwächung des Zahnrads durch das Einbringen einer funktionalen Hohlstruktur vor. Die Verwendung solcher Strukturen muss also in die Leichtbauauslegung einbezogen werden. Die Versuche dienen als erste Abschätzung einer Schwächung des Zahns durch eine integrierte Struktur. Aufgrund des Versuchsaufwands werden keine weiteren Variationen der Kanalstruktur im Rahmen der Arbeit getestet. Für eine präzisere Aussage über unterschiedliche strukturelle Veränderungen des Zahns durch Hohlräume sind weitere Versuche sinnvoll.

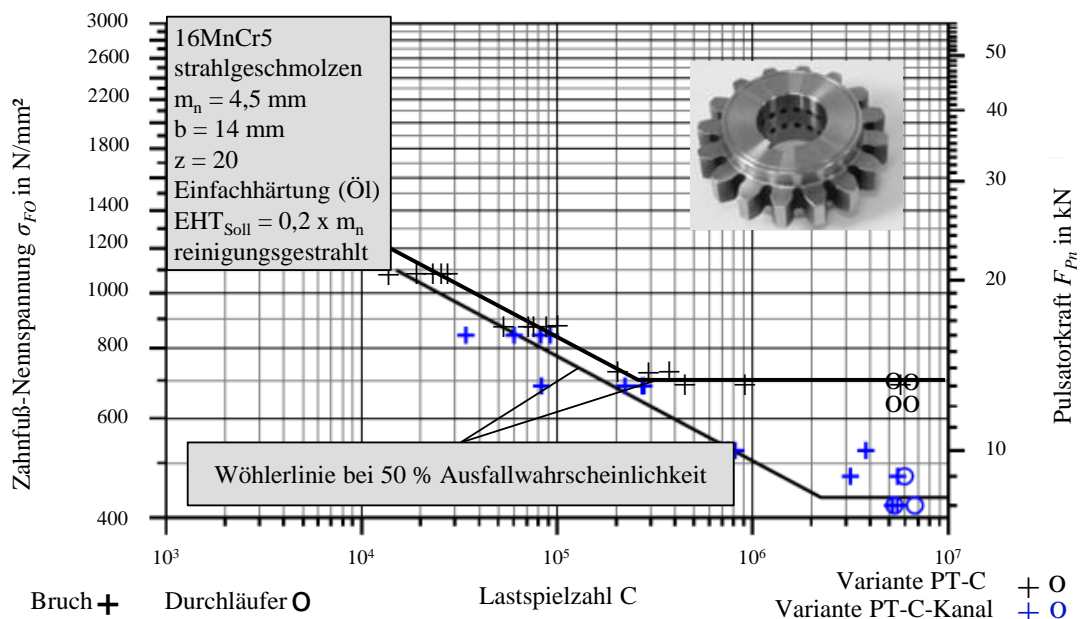


Abbildung 4-11: Wöhlerlinie der Pulsatorversuche der Typ-PT-C-Verzahnung mit und ohne strukturelle Schwächung des Zahns, 24 Messpunkte (überlagernde Messpunkte zusammengefasst), Prüffrequenz bei maximal 100 Hz, $F_o = -4 \text{ kN}$

4.9 Fazit

In diesem Kapitel wird die Frage beantwortet, welche Gefügeeigenschaften und mechanische Kennwerte für den strahlgeschmolzenen Werkstoff 16MnCr5 resul-

tieren. Die Dokumentation der experimentellen Erprobung findet in enger Anlehnung an FVA 563 II statt. Dazu wurden basierend auf der in Kapitel 3 definierten Prozesskette Probekörper hergestellt und Untersuchungen durchgeführt. Diese umfassten die Bestimmung der Legierungszusammensetzung entlang der Prozesskette, des Restaustenitgehaltes und der Eigenspannungen, der Zugfestigkeit und der Zahnfußtragfähigkeit. Ein Fazit, das in Abbildung 4-12 bildlich zusammengefasst ist, kann im Abgleich mit der in Kapitel 4.1 definierten Anforderungen gezogen werden.

Angestrebte Werkstoffeigenschaften	Erzielte Werkstoffeigenschaften
Kleine Schwankung der Legierungszusammensetzung (stets Erfüllung der Legierungszusammensetzung nach Werkstoffnorm für 16MnCr5)	Schwankungen entlang der Prozesskette bei den untersuchten Legierungselementen Cr, Mn und C, Werkstoffnorm für 16MnCr5 erfüllt
Keine Zugeigenspannungen in der Randschicht ($\sigma_{ES} < 0 \text{ N/mm}^2$)	Druckeigenspannungen $\sigma_{ES} < -78,9 \text{ N/mm}^2$, kein ausgeprägtes Maximum
Kleiner Restaustenitgehalt (Anteil < 30 %)	kein Restaustenit in der Randschicht messbar
Angestrebte Bauteileigenschaften	Erzielte Bauteileigenschaften
Große Zahnfußtragfähigkeit ($\sigma_{FO} > 800 \text{ N/mm}^2$ für Standard-Pulsatorversuch mit FZG-Typ-PT-Verzahnung)	Standard-Pulsatorversuch mit FZG-Typ-PT-Verzahnung $\sigma_{F0,50\%,\text{Pulsator}} = 830 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_{Flim,\text{Versuch}} = 309 \text{ N/mm}^2$
Große Zugfestigkeit mit isotropem Materialverhalten ($R_m > 800 \text{ N/mm}^2$ im gehärteten Zustand)	LBM-Gefüge nach dem Spannungsarmglühen mit $R_m = 730 \pm 32 \text{ N/mm}^2$ in jeder Aufbaurichtung, keine signifikante Anisotropie $R_m = 995 \text{ N/mm}^2$ im gehärteten Zustand

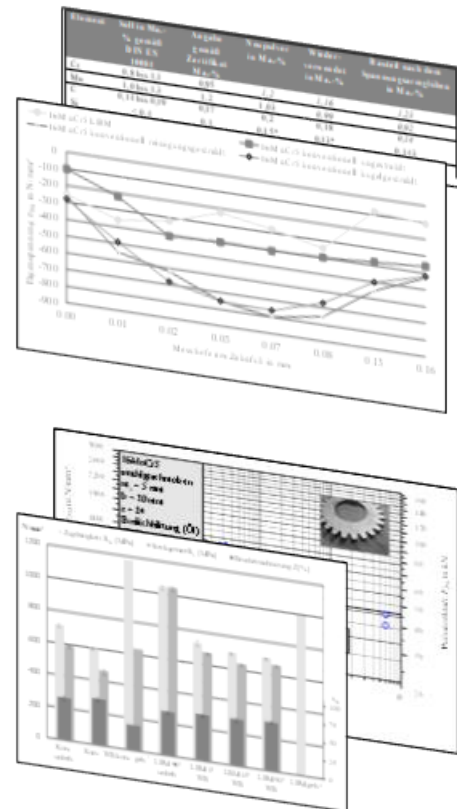


Abbildung 4-12: Fazit der Materialerprobung im Abgleich mit den Anforderungen aus Kapitel 4.1

Die Legierungszusammensetzung unterliegt entlang der Prozesskette Schwankungen bei den untersuchten Legierungselementen Cr, Mn und C. Der Werkstoff erfüllt unter Betrachtung der Messungenauigkeit die Zusammensetzung der Werkstoffnorm für 16MnCr5. Aufgrund der Diskrepanz zum Analysezertifikat des Herstellers sollten der Pulverwerkstoff und das resultierende Material nach der Vorverzahnung stets einer Prüfung der Legierungszusammensetzung unterzogen werden. Das Material nach dem Einsatzhärten weist Druckeigenspannungen $\sigma_{ES} < -78,9 \text{ N/mm}^2$ auf, die mit keinem ausgeprägten Maximum mit einem ungestrahlten konventionellen Werkstoff vergleichbar sind. Bei der Messung wurde in der Randschicht kein Restaustenit gefunden, was für eine vollständige

Martensitumwandlung spricht. Die Zugfestigkeit des LBM-Gefüges weist nach dem Spannungsarmglühen mit $R_m = 730 \pm 32 \text{ N/mm}^2$ unabhängig von der Orientierung im Bauraum keine signifikante Anisotropie auf und ist mit einem konventionellen ungehärteten Werkstoff vergleichbar. Nach dem Einsatzhärten ergeben die Messergebnisse mit $R_m = 995 \text{ N/mm}^2$ eine um ca. 6 % reduzierte Zugfestigkeit gegenüber einer konventionellen Vergleichsprobe. Die Zahnfußtragfähigkeit ergibt sich nach der Durchführung einer Vielzahl von Pulsatorversuchen zu $\sigma_{F0\infty,50\%,Pulsator} = 830 \text{ N/mm}^2$ und nach einer Umrechnung nach Norm zu $\sigma_{Flim,Versuch} = 309 \text{ N/mm}^2$. Diese kann durch eine Strahlbehandlung gesteigert werden. Die Pulsatoruntersuchungen ergeben parallel, dass eine strukturelle Schwächung des Zahns durch eine Integration von Kühlkanälen unter Entfernung von ca. 50 % des Materials im Zahn eine Reduktion der Zahnfußtragfähigkeit von 37 % hervorruft.

Diese Erkenntnisse schaffen ein tieferes Verständnis zum strahlgeschmolzenen Werkstoff und können zur Bauteilauslegung herangezogen werden.

5 Leichtbaugestaltung laserstrahlgeschmolzener Zahnräder

In diesem Kapitel wird basierend auf dem Festigkeitsnachweis nach Norm (siehe Kapitel 2.6), dem *Constructal Law* (siehe Kapitel 2.7) sowie den Ergebnissen aus der Prozesskettenentwicklung (siehe Kapitel 3) und der Materialerprobung (siehe Kapitel 4) eine systematische Vorgehensweise zur Leichtbaugestaltung von Stirnzahnrädern zur integrierten Auslegung von Funktions- und Strukturleichtbau vorgestellt. Diese beinhaltet eine integrierte Implementierung der Leichtbaukonzepte **integrierte Kavitäten für Kühlschmierung** und **kraftflussgerechter Strukturleichtbau**. Dazu werden bauteil- und anwenderspezifische Anforderungen an die Auslegungsmethodik definiert und im Anschluss anhand des Beispiels des Typ-PT-C-Referenzrads detailliert. Die Methodik dient zur integrierten Anwendung der Leichtbautrinität der drei Leichtbaustrategien Fertigungsleichtbau (Kapitel 3), Stoffleichtbau (Kapitel 4) und Formleichtbau (Kapitel 5). Sie basiert auf Vorarbeiten, die in KAMPS ET AL. 2018A veröffentlicht sind.

5.1 Anforderungen an eine Auslegungsmethodik

Die Anforderungen an die Designmethodik lassen sich aus zwei verschiedenen Blickwinkeln formulieren. Einerseits muss das Designergebnis bauteilspezifische Anforderungen erfüllen, andererseits stellt die beabsichtigte Zielgruppe anwenderspezifische Anforderungen an die Designmethodik.

5.1.1 Bauteilspezifische Anforderungen

Im Rahmen der Erstellung der Arbeit wird eine systematische Entwicklung (gesamte Methodik dargestellt in Anhang 10.2) von Leichtbaukonzepten vollzogen. Auf Basis dieser Ergebnisse werden die Leichtbaukonzepte des **Strukturleichtbaus durch bionische Formgebung** und des **Funktionsleichtbaus durch eine integrierte Kühlschmierung** ausgewählt. Detaillierte Informationen sind ausgewählter Literatur (KAMPS & REINHART 2014A, KAMPS & REINHART 2014B, KAMPS ET AL. 2018A, REINHART ET AL. 2017) sowie den Patentanmeldungen Schutzrecht DE102014003441 A1, Schutzrecht DE 102011011242 A1 zu entnehmen. Somit wird die Leichtbaustrategie Formleichtbau anhand zweier repräsentativer Beispiele vertreten. Der Stand der Technik zum Formleichtbau zur bionischen Formgebung im Zahngrundkörper und zur integrierten Kühlschmie-

zung sowie ebenfalls zur konturnahen Kühlung ist jeweils separat in der Literatur festgehalten (HEISELBETZ & MÜLLER 2009 oder KAMPS & REINHART 2014B, REINHART ET AL. 2017).

Für die Auslegungsmethodik wird gezielt eine kombinierte Implementierung beider Leichtbaukonzepte angestrebt. Ergänzend soll die Methode einen Festigkeitsnachweis beinhalten, der Vergleichbarkeit auf Basis allgemeiner Festigkeitswerte bietet. Eine Zusammenfassung der in der Methodik fokussierten Leichtbaukonzepte der integrierten Kühlschmierung und der bionischen Formgebung ist in Abbildung 5-1 dargestellt.

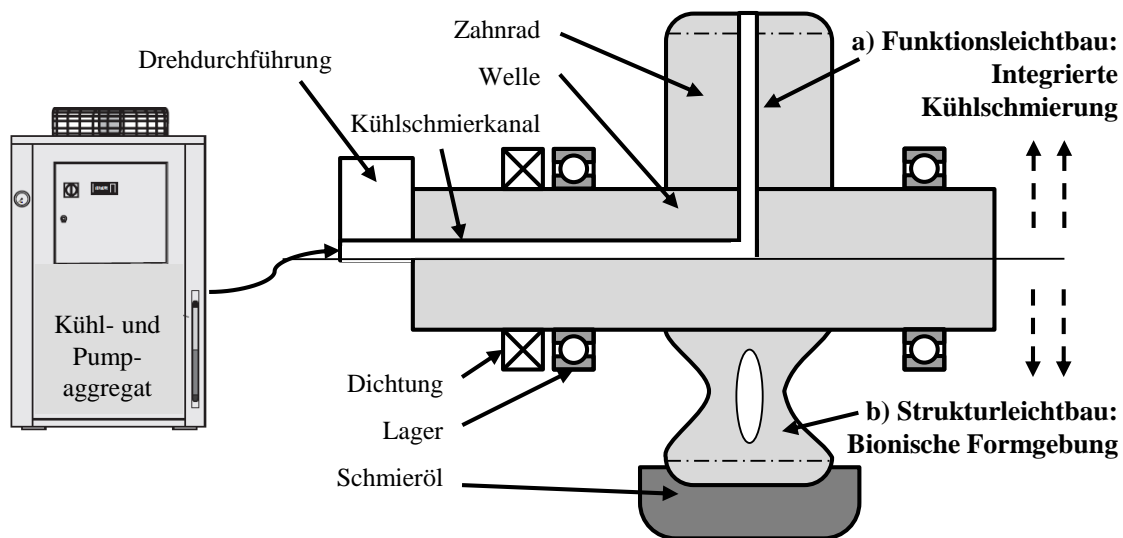


Abbildung 5-1: Prinzipskizze der Zielsetzung der Methodik: eine kombinierte Implementierung einer integrierten Kühlschmierung a) und einer bionischen Formgebung b)

Strukturleichtbau

Maßgebend für die Auslegung der Laufverzahnung im Getriebe ist neben dem übersetzungsbedingten Durchmesser für das übertragbare Antriebsmoment in der Regel die Breite der Verzahnung. Der Innendurchmesser wird durch den Durchmesser der Lagerung auf der Welle bestimmt. Die Breite sowie die mit dem Zahnrad verbundene Kupplungsverzahnung bestimmen die Breite der Nabe der Stirnzahnräder. In der Regel ist der Stegbereich zwischen Nabe und Verzahnung bei massiven Zahnrädern für das zu übertragende Moment überdimensioniert. In diesem Bereich kann durch Materialeinsparung eine Massereduktion vorgenommen werden. (BARNREITER & EICHBERG 1997)

Funktionsleichtbau

Durch eine integrierte Kühlschmierung kann eine Minimalmengenschmierung bei gleichzeitiger Kühlung des Zahngrundkörpers erzielt werden. Dies bietet die Möglichkeit der Verringerung der Massentemperaturen und gleichzeitig der Verlustleistung. Dadurch können die Massentemperaturen sicher vom fressgefährdeten Bereich ferngehalten werden (REINHART ET AL. 2017). Bei identischen Schmierungsbedingungen kann im Vergleich zu ungekühlten Varianten um die Massentemperatur des Zahnrads bis zu 50 K abgesenkt werden. Zusätzlich kann im Getriebe die Masse des Kühlschmierstoffes reduziert werden.

Eine Reduktion der Schmierstoffmenge verringert die lastunabhängigen Verzahnungsverluste. Gleichzeitig kann durch die Rotation und die damit induzierte Zentrifugalbeschleunigung das Kühlschmiermittel befördert werden, was bei der Auslegung des Pump- und Kühlaggregats für die Kühlschmierung beachtet werden kann. Ein kleineres Aggregat kann in eine Reduktion der Gesamtmasse des Getriebesystems führen. Ergänzend besteht Potenzial zum Sekundärleichtbau, da umliegende Getriebeelemente in ihrer Dimensionierung angepasst werden können. Da das umliegende System wie die Einbausituation oder die Spezifikation des Pump- und Kühlsystems anwendungsspezifisch sind, wird im Rahmen dieser Arbeit der Fokus auf die Adaption des Zahnrads gelegt.

5.1.2 Anwenderspezifische Anforderungen

Die Methodik wird gezielt für die Anwendergruppe aus dem industriellen Ingenieursumfeld entwickelt. Aufgrund von Zeit- und Kostendruck ergibt sich durch den Industriekontext die klare Anforderung an eine möglichst intuitive Anleitung innerhalb der Methodik. Somit besteht das Ziel, dem Anwender ein systematisches Hilfsmittel zur Erarbeitung eines Konstruktionsvorschlags einer Leichtbaugestaltung zur Verfügung zu stellen. Ein FEM-basiertes Simulationswerkzeug kann bei Bedarf für einen Festigkeitsnachweis und eine Feinauslegung eingesetzt werden. Des Weiteren soll eine klar definierte Form der Ein- bzw. Ausgangsinformationen zu jedem Teilschritt zu einer erleichterten Handhabung führen und damit ebenfalls zur Anwenderfreundlichkeit beitragen.

5.2 Auslegungsmethodik für die Leichtbaugestaltung von LBM-Stirnzahnrädern

Die Auslegungsmethodik, die in Abbildung 5-2 graphisch zusammengefasst ist, fußt auf sieben Zwischenschritte. Eine umfassende Beschreibung für Anwender ist im Anhang 9.3 dargestellt.

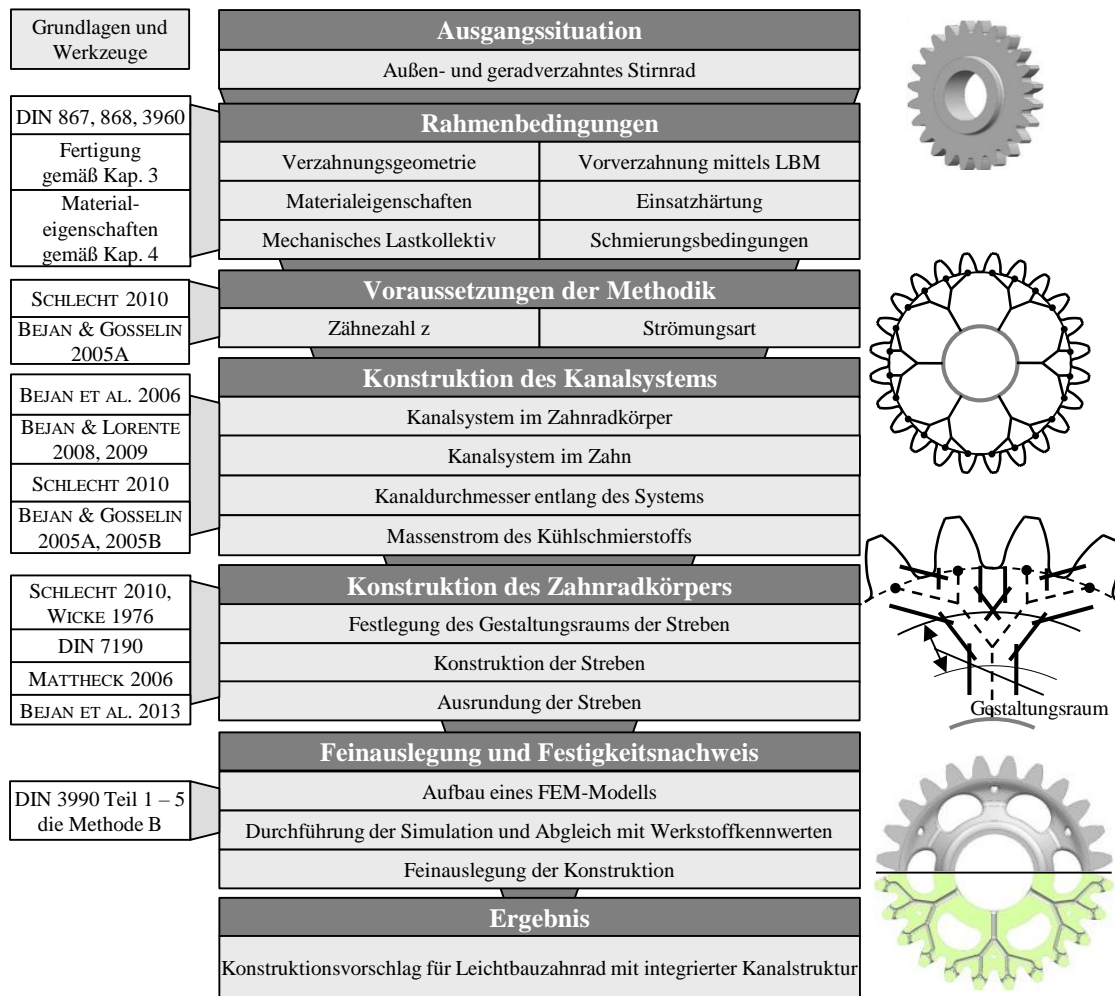


Abbildung 5-2: Darstellung der Auslegungsmethodik mit Verweis auf vorherige Kapitel und referenzierte Werkzeuge wie Normen oder Veröffentlichungen

Die Hauptschritte der Methodik umfassen die Erfassung der Ausgangssituation der geometrischen und funktionalen Anforderungen des Stirnrads, die Definition der Rahmenbedingungen und die Überprüfung der Anwendbarkeit der Methodik. Darauf folgen die Konstruktion des Kanalsystems, die Konstruktion des Zahnradgrundkörpers sowie die Feinauslegung und der Festigkeitsnachweis. Das Ergebnis ist ein Konstruktionsvorschlag eines Leichtbauzahnrads mit integrierter Kanalstruktur. Am Beispiel des Referenzzahnrads (siehe Kapitel 1.3) werden in

den folgenden Abschnitten die einzelnen Schritte der Methodik detailliert erarbeitet. Diese exemplarische Anwendung dient zur Beschreibung der Methodik und zur Generierung von Erfahrungswerten für die auftretenden Konstruktionsparameter wie Breite der Streben oder Kanaldurchmesser. Die Darstellung bietet also eine integrierte Beschreibung und Validierung der Methodik.

5.2.1 Rahmenbedingungen

Die Rahmenbedingungen umfassen im Wesentlichen die Verzahnungsgeometrie, das mechanische Lastkollektiv, die Materialeigenschaften, die Vorverzahnung mittels LBM und die Einsatzhärtung sowie die Schmierungsbedingungen.

Verzahnungsgeometrie

Die Gestalt eines Stirnrads wird durch eine Reihe von geometrischen Grundgrößen nach DIN 868, DIN 3960, DIN 867 spezifiziert. Die Methodik ist für Stirnräder mit Gerad- und Evolventenverzahnung konzipiert. Die geometrischen Größen für das hier verwendete FZG-Typ-PT-C-Verzahnungspaar sind in Kapitel 1.3 dargelegt.

Mechanisches Lastkollektiv

Zur Auslegung des Referenzrads sind das mechanische Lastkollektiv im Betriebsfall und die Positionierung zum Ritzel entscheidend. Hierfür stellt Tabelle 5-1 die relevanten Größen dar.

Tabelle 5-1: Daten zur Beanspruchung und zum Zahneingriff (OTTO, H.-P. 2009), angenommene Werte für das Typ-PT-C-Rad

Komponente des mechanischen Lastkollektivs	Einheit	Wert
Übersetzungsverhältnis i	-	1,5
Antriebsmoment M_{an} am Ritzel	Nm	302
Abtriebsmoment M_{ab} am Rad	Nm	453
Zahnnormalkraft F_N am Rad	kN	9,1
Fugendruck p_F der Presspassung	N/mm ²	75

Vorverzahnung mittels LBM

Die Vorverzahnung des Zahnrads erfolgt mittels LBM auf Basis der Prozesskette aus Kapitel 3.8. Zur Bestimmung des Aufmaßes für die Zahnflanken und den Zahnkopf kann das entwickelte Aufmaßmodell (siehe Kapitel 3.7) herangezogen werden. Ebenfalls können Werte für die resultierende Verzahnungsqualität entnommen werden. Die Fertigungsgrenze für den minimalen Kanaldurchmesser D_{min} wird in Anlehnung an Kapitel 3.5.7 auf 1,5 mm festgelegt.

Materialeigenschaften

Die Tragfähigkeitsberechnung wird in der Methodik durch die Kennwerte der Zahnfußtragfähigkeit $\sigma_{F,lim}$ in Kombination mit allgemeinen Werkstoffkennwerten R_m und R_e aus dem Zugversuch (siehe Kapitel 4) aufgegriffen. Daher wird zur Tragfähigkeitsberechnung von Stirnrädern die Methode nach DIN 3990 Methode B verwendet. Die Berechnung basiert auf dem Dauerfestigkeitswert $\sigma_{F,lim}$ der DIN 3990 Teil 5. Dieser Wert gilt für das in Teil 5 definierte Standard-Referenz-Prüfrad, das in Kapitel 4.7 für den strahlgeschmolzenen Werkstoff untersucht wird. Die Definition der Zahnfuß-Dauerfestigkeit $\sigma_{F,lim}$ entspricht in ihrem Charakter einer Biegeennspannung im Sinne der allgemeinen Festigkeitsrechnung. Ergänzt werden die allgemeinen Festigkeitswerte durch Untersuchungen zur Auswirkung einer strukturellen Schwächung des Zahns (siehe Kapitel 4.8) und zur statischen Tragfähigkeit über Zugversuche (siehe Kapitel 4.6). Auf Basis dessen kann der Formleichtbau systematisch erfolgen, da die Tragfähigkeit des Zahnfußes bekannt ist und gemeinsam mit der Zugfestigkeit als Auslegungsgrenze für Strukturleichtbau und Funktionsleichtbau im Stirnradgrundkörper verwendet werden kann.

Einsatzhärtung

Zur Tragfähigkeitssteigerung wird das Referenzzahnrad gemäß Kapitel 3.8 einsetzgehärtet. Dazu ist in Abhängigkeit des Moduls m_n des verwendeten Zahnrads ein CHD-Richtwert gemäß Tabelle 5-2 anzustreben. Für das Referenzrad mit einem Modul von $m = 4,5$ mm wird ein Wert von $CHD = 1$ mm angesetzt. Dieser Wert wird ebenfalls bei der Konstruktion von Leichtbaustreben in Kapitel 5.2.4 berücksichtigt.

Tabelle 5-2: Orientierungswerte für die Einsatzhärtungstiefe CHD (SCHLECHT 2010)

Grundgrößen	Einheit	Orientierungswerte				
Modul m_n	mm	1,5 bis 2,25	2,5 bis 3,5	4 bis 5,5	6	7 bis 8
Einsatzhärtungstiefe CHD	mm	0,3 + 0,2	0,5 + 0,3	0,8 + 0,4	1,0 + 0,4	1,2 + 0,4

Schmierungsbedingungen

Die integrierte Kanalstruktur dient im Betrieb zur Schmierung des Zahnrads (siehe Kapitel 2.2.3) unter den Einsatzbedingungen gemäß Tabelle 5-3. Als Schmieröl wird das Referenzöl PAO 3 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik (FVA) ausgewählt (LAUKOTKA 2003). Dieses erfüllt die Anforderungen der Viskositätsklasse ISO VG 220 nach DIN 51519. Als Orientierungswert ist die empfohlene Schmierölmenge bei Einspritzschmierung angegeben.

Tabelle 5-3: Daten zur Zahnradschmierung und zum ausgewählten Referenzöl PAO 3 (LAUKOTKA 2003, SCHLECHT 2010)

Betriebsdaten des verwendeten Referenzöls PAO 3	Einheit	Wert
Druckunterschied des externen Aggregats Δp	bar	max. 3
Maximale Drehzahl des Rads n	1/min	3000
Dichte ρ_{40} bei 40 °C	kg/m ³	828
Dichte ρ_{80} bei 80 °C	kg/m ³	802
Kinematische Viskosität ν_{40} bei 40 °C	mm ² /s	208
Kinematische Viskosität ν_{80} bei 80 °C	mm ² /s	46
Schmierölmenge bei Einspritzschmierung für $b = 14$ mm	l/min	0,7 bis 1,4

5.2.2 Voraussetzungen der Methodik

Für die Anwendbarkeit der Methode sind Voraussetzungen zur Zähnezahl z und zur Strömungsart zu erfüllen, die nachfolgend erläutert und für das Referenzrad überprüft werden.

Zähnezahl z

Prinzipiell lassen sich die Gestaltungsrichtlinien aus Kapitel 2.7.1 für eine beliebige Anzahl an Verbrauchern N nutzen, die in diesem Fall durch die Zähnezahl z definiert wird. Eine ungerade Anzahl an Zähnen z bzw. Verbrauchern N ergibt ein nicht rotationssymmetrisches Kanalsystem. Im Folgenden wird die Konstruktion der Streben am Verlauf der Kanäle ausgerichtet. Somit resultiert daraus eine nicht rotationssymmetrische Materialverteilung im Zahnrad. Um im Betrieb eine Unwucht zu vermeiden, wird eine gerade Zähnezahl z empfohlen.

Mit Bezug auf Abschnitt 2.7.1 werden für das Kanalsystem nur Bifurkationen betrachtet. Die Zähnezahl z sollte demnach als Quotient des Divisors 2 einen möglichst großen Dividenten aufweisen. Das Erfüllen dieser Bedingungen maximiert die Anzahl der Bifurkationen und erhöht den Nutzen der Methodik. Für das Referenzrad ist dies mit einer Zähnezahl von $z = 24$ gegeben.

Bei der Wahl der Zähnezahlen ist ein gleicher Divisor bei Ritzel und Rad zu vermeiden, sodass bei jeder Umdrehung unterschiedliche Zahnpaare ineinander kämmen (NIEMANN & WINTER 2003).

Strömungsart

Zur Anwendung der Gestaltungsregeln wird die Art der Strömung in den Kanälen ermittelt. Dazu wird die Kenngröße Reynoldszahl Re berechnet, die sich für eine Rohrströmung (OERTEL ET AL. 2009) zu

$$Re = \frac{u \cdot D}{\nu} \quad (5-1)$$

aus der Strömungsgeschwindigkeit u , dem Kanaldurchmesser D und der kinematischen Viskosität ν ergibt. Für die Strömungsart gilt:

$$Re < 2300 \rightarrow \text{laminare Strömung} \quad (5-2)$$

$$Re > 2300 \rightarrow \text{turbulente Strömung.} \quad (5-3)$$

Zur Abschätzung der Geschwindigkeit u des Fluids im rotierenden Zahnrad wird unter Vernachlässigung von Reibungsverlusten die Bernoulligleichung genutzt (OERTEL ET AL. 2009). Im Zuge einer konservativen Abschätzung wird vereinfachend angenommen, dass am Kanaleintritt an der Zahnradnabe die Zentrifugalkraft und die Fluidgeschwindigkeit vernachlässigbar klein sind. Ferner wird die Kanalrauheit vernachlässigt. Die Fluidgeschwindigkeit u am Kanalausstritt ist somit auf der Ebene des Wälzkreises

$$u = \sqrt{\omega^2 \left(\frac{d_w}{2}\right)^2 + \frac{2 \cdot \Delta p}{\rho}}, \quad (5-4)$$

wobei ω die maximale Winkelgeschwindigkeit des Zahnrads, Δp der anliegende Druckunterschied eines externen Aggregats, der Dichte ρ und d_w der Wälzkreisdurchmesser ist.

Der maximale Kanaldurchmesser D_{max} wird anhand des Betrags des minimalen Kanaldurchmessers D_{min} abgeleitet. Aus Abbildung 2-15 kann anhand einer gegebenen Zähnezahl z die erforderliche Anzahl an Bifurkationsstufen B bestimmt werden, wobei z der Verbraucherzahl N entspricht. Gemäß Gleichung (5-5) kann D_{max} mit

$$D_{max} = (2^{1/3})^{B+1} \cdot D_{min} \quad (5-5)$$

berechnet werden. Der Exponent $(B+1)$ berücksichtigt hierbei eine zusätzliche Bifurkationsstufe innerhalb der einzelnen Zähne. Für das Referenzrad ergibt sich mit $N = z = 24$, $B = 2$ und $D_{min} = 1,5$ mm ein Betrag für D_{max} von 3 mm. Auf Basis der Berechnungsgrößen aus Tabelle 5-4 resultiert eine Reynoldszahl von $Re = 1525$. In den Kanälen lässt sich also eine laminare Strömung annehmen, da der Wert kleiner als der Grenzwert von $Re = 2300$ ist.

Tabelle 5-4: Daten zur Berechnung der Reynoldszahl Re gemäß Tabelle 5-3

Berechnungsgröße	Einheit	Wert
ρ_{80}	kg/m ³	802
ν_{40}	mm ² /s	46
ω	1/s	314
Δp	bar	1
d_w	mm	109,8
D_{max}	mm	3

5.2.3 Konstruktion des Kanalsystems

Die Bestimmung der Kanalstruktur ist der initiale Schritt der Zahnradkonstruktion. Dazu wird zuerst der Verlauf der Kanäle zwischen der Zahnradnabe und der Verzahnung definiert. Anschließend werden die Kanäle in den einzelnen Zähnen konstruiert. Das gesamte Kanalsystem wird mit dem Ziel der Verteilung des Schmieröls unter Reduktion der benötigten Pumpleistung W gestaltet. Hierfür werden die Gestaltungsregeln aus Abschnitt 2.7.1 angewendet.

Kanalsystem im Zahnradkörper

Die Konstruktion des Kanalsystems im Zahnradkörper erfolgt anhand der in Abbildung 5-5 dargestellten Größen des Referenzrads. Diese sind die Verbraucher N an den Zähnen z sowie die Quelle Q des Massenstroms \dot{m} am Zahnradmittelpunkt. Anhand des Fußkreisdurchmesser d_f wird der Durchmesser des Kanalsystems d_k festgelegt. Darauf sind die Verbraucher bzw. Zähne äquidistant verteilt. Dazu ist der Wellendurchmesser d_{sh} aufgezeigt, der gleichzeitig zur Begrenzung des integrierten Kanalsystems fungiert. Somit wird damit der Startpunkt eines Kanals gekennzeichnet, der über die Welle mit Schmieröl versorgt wird. An der Welle liegt keine Begrenzung der Kanalanzahl vor. Auf Basis die Abschnitte 2.7.1 und 5.2.2 wird in den Kanälen eine stationäre und laminare Rohrströmung angenommen.

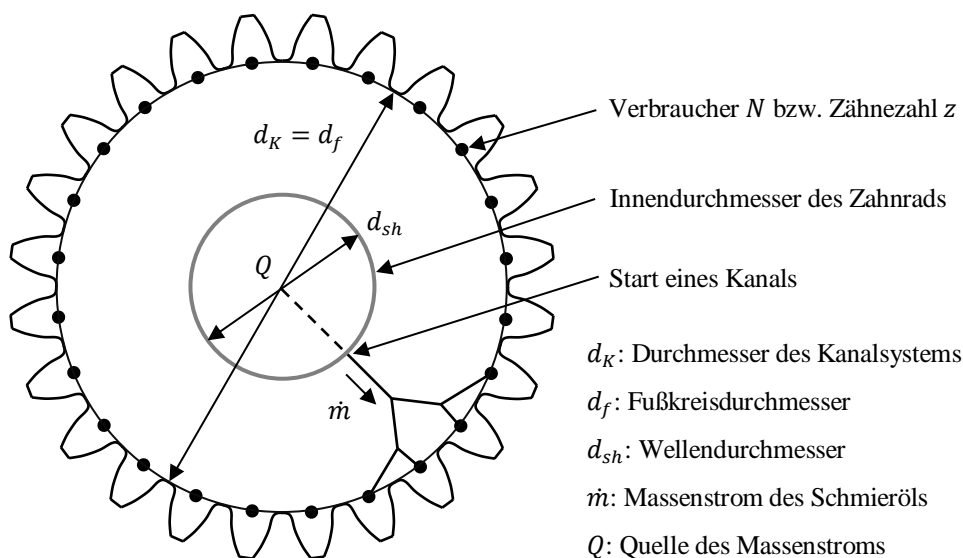


Abbildung 5-5: Veranschaulichung der Problemstellung

Die Topologie des Kanalsystems wird anhand der Zähnezahl z abgeleitet. Diese wird nach Tabelle 5-5 in ihre einzelnen Divisoren T_k zerlegt.

Tabelle 5-5: Aufteilung der Zähnezahl z in einzelne Divisoren T_k zur Aufteilung in Bifurkationsstufen zur Ermittlung der Konstruktionsvarianten

z	Variante	T_0	T_1	T_2	T_3
24	A	3	2	2	2
	B	4	2	3	-
	C	6	2	2	-
	E	12	2	-	-
	F	8	3	-	-

Eine verzweigte Kanalstruktur ist anhand dieser Aufteilung für unterschiedliche Systeme definierbar. Hierbei entspricht der größte Divisor T_0 der Anzahl der Primärkanäle n_0 , die direkt mit der Welle verbunden sind. Abhängig davon, welche weiteren Divisoren T_1 , T_2 und T_3 vorliegen, verzweigen sich die Hauptkanäle von der Welle aus jeweils in Teilbäume.

Zur Definition des Verlaufs der Kanäle werden an jeder Bifurkation der Bifurkationswinkel γ_v und die Außenwinkel ψ_v und φ_v in Anlehnung an Abbildung 2-27.b bestimmt. Zur Minimierung der Pumpleistung gelten bei einer laminaren Strömung die nachfolgenden Winkel gemäß Abschnitt 2.7.1

$$\gamma_v \approx 75^\circ \quad (5-6)$$

$$\psi_v \approx \varphi_v \approx 142,5^\circ \quad (5-7)$$

als strömungsoptimal. Die Methodik kann bis zu diesem Stadium mehrere Gestaltungsoptionen darlegen. Für das betrachtete Verteilungsproblem mit $N = z = 24$ und laminarer Strömung sind in Abbildung 5-6 die Varianten A bis C dargestellt, da diese gemäß Kapitel 2.7.1 eine möglichst häufige Bifurkation darstellen.

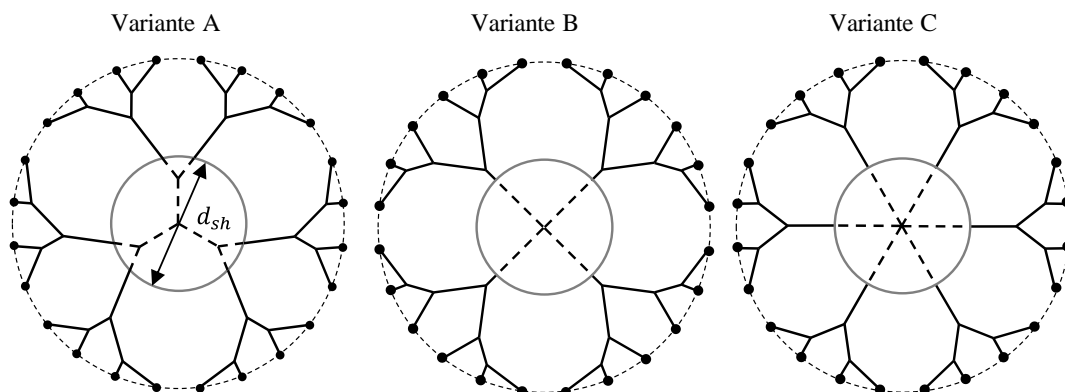


Abbildung 5-6: Drei mögliche Kanalsysteme A, B und C für ein Zahnrad mit einer Zähnezahl von $z = 24$ und einem Nabendurchmesser d_{sh}

Deshalb werden an dieser Stelle **allgemeine Auswahlkriterien zur Einschränkung der Varianten** wie folgt definiert:

Ist einer der Divisoren eine Zwei, teilt sich ein Kanal mit einer einzelnen Bifurkation in zwei Subkanäle. Für den Fall, dass einer der Divisoren eine Drei ist, wird die Teilung des Kanals in drei Subkanäle durch zwei hintereinander geschaltete Bifurkationen realisiert. Wie in Variante B ersichtlich ist, verzweigt sich ein Kanal in zwei Subkanäle mit einer anschließend erneuten Aufspaltung der Subkanäle.

Als Grundregel der Methodik gilt, dass eine **Kanalstruktur mit identischen Teilbäumen** anzustreben ist, sodass die Gesamtstruktur eine Rotationssymmetrie um den Zahnradmittelpunkt aufweist. Andernfalls führt die Gesamtstruktur in der weiteren Konstruktion zu einer nicht rotationssymmetrischen Materialverteilung und im Betrieb zu einer Unwucht.

Bei den Varianten B und C liegt der erste Bifurkationspunkt der Teilbäume außerhalb der Welle. In Abbildung 5-6 ist für jede Variante der Wellendurchmesser d_{sh} markiert. Diese Gegebenheit ist für Variante A nicht erfüllt. Da sich die Kanalstruktur nur innerhalb des Zahnrads und nicht in der Welle befindet, führt dies dazu, dass ein einzelner Teilbaum am Wellendurchmesser in zwei kleinere Teilbäume getrennt wird. Für Variante A resultiert folglich im Zahnrad eine Kanalstruktur, die ähnlich ist zur Variante C. Für die Auswahl einer Variante setzt die Vorgehensweise demnach als Nebenbedingung voraus, dass sich **der erste Bifurkationspunkt außerhalb des Wellendurchmessers** befindet.

Darüber hinaus besitzt das Kanalsystem C eine große **Anzahl an Teilbäumen**, die in der weiteren Konstruktion des Zahnrads zu einer großen Anzahl an Streben führen. Dadurch lässt sich eine große **mechanische Steifigkeit des Zahnrads** gewährleisten.

Auf Basis dieser Auswahlkriterien wird für das betrachtete Referenzrad folglich die Variante C ausgewählt. Für diese liegt an jeder Bifurkation eine gleichmäßige und rotationssymmetrische Aufteilung des Massenstroms vor.

Kanalsystem im Zahn

Von der Welle bis zum Grundkreisdurchmesser ist im Kanalsystem C der Verlauf der Kanäle vorgegeben. Für die Kanalgestaltung in den Zähnen sind unterschiedliche Varianten möglich. Im Folgenden werden Kühlschmierkanäle nach dem Prinzip aus Abbildung 5-1 strukturiert. Das Kühlschmiermittel nimmt hierbei die Wärmeenergie in den Zähnen auf und gelangt nach dem Kanalaustritt in den Zahneingriff. Somit ist das Kanalsystem im Zahn für eine ausreichende Küh-

lung und Schmierung zu gestalten. Gleichzeitig ist die Tragfähigkeit zu gewährleisten. Zudem sind Randbedingungen der Fertigung mittels LBM und der Verzahnungsgeometrie zu beachten, was zur Vermeidung eines Zielkonflikts eine Kompromisslösung notwendig macht.

Zur Konstruktion der Kanäle im Zahn werden erstens die Anzahl und Position der Austrittspunkte festgelegt. Zweitens wird in Anlehnung an Abbildung 5-7.a an jeder Zahnflanke jeweils ein Austrittspunkt definiert. Daraus resultiert eine einzelne Bifurkation im Kanalsystem des Zahns. Der Kanalaustritt erfolgt auf der Ebene des Wälzkreises senkrecht zur Oberfläche mittig im Zahn.

Somit kann das Schmieröl gezielt zum Zahneingriff befördert werden. Zur Sicherstellung der Tragfähigkeit der Zahnflanken befinden sich die Austrittspunkte auf Höhe des Wälzpunktes C , da hier reines Abrollen und kein Gleiten vorliegt. Eine einzelne Bifurkation stellt einen kleinen Einfluss auf die Tragfähigkeit des Zahns dar, während eine Vergrößerung der wirksamen Oberfläche eine Verbesserung der Kühlwirkung des Schmieröls bewirkt. Zudem wird mit einem ausreichenden Abstand zum Zahnfuß eine Verminderung der Zahnfußtragfähigkeit reduziert.

Nachteilig ist die Verringerung der wirksamen Kontaktfläche auf der Ebene des Kanalaustritts, wodurch die Flankenpressung ansteigt. Der Kontakt des Wälzpartners am Wälzpunkt tritt demnach neben der Kanalöffnung an den Rändern der Zahnflanken auf. Bei einer hier nicht betrachteten Breitenballigkeit der Verzahnung ist also ein Kanalaustritt an den Rändern vorteilhafter. Nachteilig wäre eine fehlende Schmierwirkung bei maximaler Beanspruchung.

Kanaldurchmesser entlang des Kanalsystems

Der Verlauf der Kanäle im Zahn wird durch den Winkel der Bifurkation analog zum bisherigen Vorgehen bestimmt. Gemäß der Abbildung 5-7.a sind hierzu der Bifurkationswinkel und die Außenwinkel nach Gleichung (5-6) und (5-7) festgelegt.

Anhand der Struktur des Kanalsystems im Zahnradkörper und in den Zähnen werden im Folgenden für jeden Kanalabschnitt e der Kanaldurchmesser D_e definiert. In Abbildung 5-7.b werden hierzu ausgewählte Kanalabschnitte nummeriert, wobei aufgrund der Symmetrie die Bezifferung ebenfalls für die weiteren Teilbäume gilt.

Infolge der Gestaltungsregeln aus Abschnitt 2.3.2 wird der strömungsoptimale Durchmesser D_e maßgeblich vom Massenstrom \dot{m}_e beeinflusst, der durch den Kanalabschnitt e gemäß

$$D_e \sim \dot{m}_e^{1/3} \quad (5-8)$$

fließt. Für den betrachteten Einsatzstahl und die Fertigungstechnik ist der minimale Kanaldurchmesser D_{min} an den Austrittspunkten der Zähne fixiert mit

$$D_5 = D_{min} = 1,5 \text{ mm.} \quad (5-9)$$

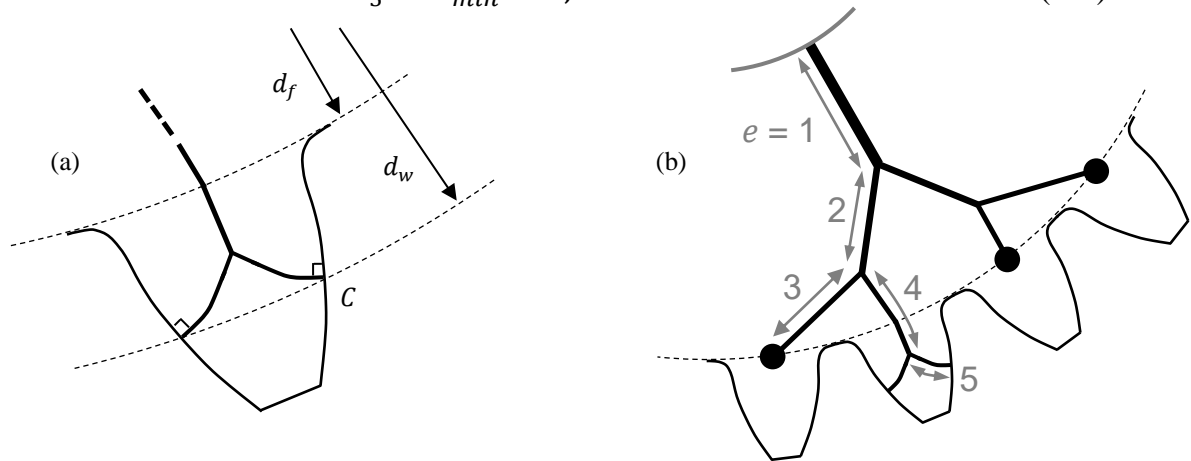


Abbildung 5-7: (a) Kanalsystem im Zahn, (b) Nummerierung der Kanäle

Somit lässt sich dieser anhand der Gleichung (5-8) und unter Beachtung der Massenerhaltung mit den anderen Kanaldurchmessern D_e mit

$$D_e \approx P_e^{1/3} \cdot D_{min} \quad (5-10)$$

in Relation setzen. Die Variable P_e charakterisiert hierbei die Anzahl der Austrittspunkte, die von Kanalabschnitt e versorgt werden. Die Gleichung (5-10) kann hierbei zur Berechnung der Durchmesser der Kanalabschnitte 1 bis 4 genutzt werden. Die Werte sind in Tabelle 5-6 aufgeführt. Somit ist der Aufbau des gesamten Kanalsystems vollständig definiert.

Tabelle 5-6: Berechnung der Kanaldurchmesser D_e

Kanalabschnitt e	Einheit	1	2	3	4	5
Anzahl der Kanalaustrittspunkte P_e	-	8	4	2	2	1
Kanaldurchmesser D_e	mm	3	2,38	1,89	1,89	1,5

Massenstrom des Kühlschmierstoffs

Ziel des Teilschritts ist der Nachweis eines ausreichenden Massenstroms an Kühlschmierstoff im Eingriff. Über die Ermittlung des Gesamtmassenstroms \dot{m} , der von der Welle aus durch das Zahnrad befördert wird, wird eine Beziehung zwischen dem anliegenden Druckunterschied Δp und dem Gesamtwiderstand R des Kanalsystems hergestellt. Für eine laminare Rohrströmung beträgt der Widerstand R_e eines einzelnen Kanalabschnitts e (BEJAN & LORENTE 2008)

$$\frac{\Delta p_e}{\dot{m}_e} = R_e = \frac{128\nu}{\pi} \frac{L_e}{D_e^4}, \quad (5-11)$$

wobei L_e der Länge des Kanalabschnitts entspricht. Ein kleiner Durchmesser D_e resultiert in einen großen Widerstand. Für die ausgewählten Kanalabschnitte listet Tabelle 5-7 die Einzelwiderstände R_e aus Tabelle 5-3 auf.

Tabelle 5-7: Berechnung der Kanalwiderstände R_e bei einer Fluidviskosität von $\nu_{40} = 208 \text{ mm}^2/\text{s}$

Kanalabschnitt e	Einheit	1	2	3	4	5
Durchmesser D_e	mm	3	2,38	1,89	1,89	1,5
Länge L_e	mm	13,69	10,56	15,55	9,39	4,67
Widerstand R_e	$\text{mm}^{-1}\text{s}^{-1}$	1432,33	2789,2	10327,77	6236,51	7817,63

Die Kanalstruktur wird als System von Widerständen modelliert, wobei für zwei Einzelwiderstände R_A und R_B in Serienschaltung ein Widerstand R_S von

$$R_S = R_A + R_B \quad (5-12)$$

resultiert. Eine parallele Schaltung mit gleicher Länge $L_A = L_B$ führt zu einem Widerstand R_P von

$$R_P = \frac{R_A \cdot R_B}{R_A + R_B}. \quad (5-13)$$

Unter der Vereinfachung konstanter Kanalabschnittslängen von $L_A \approx L_B$ kann der Gesamtwiderstand des Kanalsystems auf Basis dieser Gesetzmäßigkeiten zu

$$R \approx \frac{1}{6} \left(R_1 + \frac{1}{2} \left(R_2 + \frac{(R_3 + \frac{1}{2} R_5) \cdot (R_4 + \frac{1}{2} R_5)}{(R_3 + \frac{1}{2} R_5) + (R_4 + \frac{1}{2} R_5)} \right) \right) = 964,8 \frac{1}{\text{mm} \cdot \text{s}} \quad (5-14)$$

Abgeschätzt werden. Unter der Annahme des Druckunterschieds von $\Delta p = 0,5 \text{ bar}$ wird der Gesamtmassenstrom durch die Kanalstruktur des Zahnrads \dot{m} berechnet nach

$$\dot{m} = \frac{\Delta p}{R} = \frac{0,5 \cdot 10^2 \frac{\text{kg}}{\text{mm} \cdot \text{s}^2}}{964,8 \frac{1}{\text{mm} \cdot \text{s}}} = 0,052 \frac{\text{kg}}{\text{s}}. \quad (5-15)$$

Der Massenstrom an den Zähnen wird über die Anzahl der Austrittspunkte an den Kanalöffnungen festgelegt. Für das betrachtete Kanalsystem ergibt sich an den Austrittspunkten jeweils ein Massenstrom \dot{m}_5 von

$$\dot{m}_5 = \frac{\dot{m}}{2 \cdot z} = \frac{\dot{m}}{48} = 0,001 \frac{\text{kg}}{\text{s}}. \quad (5-16)$$

Dies entspricht einem Volumenstrom von 0,08 l/min. Diese Vorgehensweise kann entsprechend ebenfalls bei einer turbulenten Strömung mit rauer Kanal-

wand angewendet werden. Über den empirisch bestimmten Rauheitsfaktor f_r nach BEJAN & LORENTE (2008) kann über die Beziehung

$$\frac{\Delta p_e}{\dot{m}_e^2} = R_e = \frac{32 f_r}{\rho \pi^2} \frac{L_e}{D_e^5} \quad (5-17)$$

der resultierende Massenstrom des Kühlschmierstoffs bestimmt werden. Im Vergleich zu einer Einspritzschmierung übertrifft der errechnete Wert die Bezugsgröße der Schmierölmenge von 0,7 bis 1,4 l/min aus Tabelle 5-3. Somit kann eine ausreichende Menge der Kühlschmierstoffzufuhr nachgewiesen werden.

5.2.4 Konstruktion des Zahnradkörpers

Nachdem die Gestalt des Kanalsystems festgelegt wurde, kann im Anschluss die Gestalt des Zahnradkörpers anhand einer Verteilung des Werkstoffs um die Kanäle festgelegt werden. Abbildung 5-8.a stellt dazu einen Teilbaum des Kanalsystems dar. Zwischen der Zahnradnabe und der Verzahnung werden im weiteren Verlauf die Verstrebungen erstellt werden.

Festlegung des Gestaltungsraums

Zur Festlegung des verfügbaren Gestaltungsraums für die Konstruktion der Streben dient als innere Begrenzung der Nabendurchmesser d_N . SCHLECHT (2010) definiert als Orientierung das Verhältnis zum Wellendurchmesser d_{sh} zu

$$d_N \approx (1,2 \dots 1,6) \cdot d_{sh}. \quad (5-18)$$

Die äußere Begrenzung des Gestaltungsraums und somit der Verstrebungen legt die Zahnkranzdicke fest. Der innere Durchmesser des Zahnkranzes d_j wird nach Richtwert gemäß SCHLECHT (2010) im Verhältnis zum Fußkreisdurchmesser d_f

$$\frac{d_f - d_j}{2} \approx 2 \dots 3 \cdot m \quad (5-19)$$

festgelegt. Im Zuge des Leichtbaugedankens wird eine Orientierung an der unteren Intervallgrenze definiert. Für das Referenzzahnrad resultieren beide Begrenzungen des Gestaltungsraums in

$$d_N = 1,5 \cdot d_{sh} = 1,5 \cdot 40 \text{ mm} = 60 \text{ mm} \quad (5-20)$$

$$d_j = d_f - 2 \cdot 2 \cdot m = 98,29 \text{ mm} - 18 \text{ mm} = 80,29 \text{ mm}. \quad (5-21)$$

Konstruktion der Streben

In Anlehnung an Kapitel 2.7.2 erfolgt bei der Konstruktion der Streben die Materialverteilung entlang des Verlaufs der Kanäle in Form einer Umhüllung. In Abbildung 5-8.a sind dazu für jeden Kanalabschnitt e der Kanaldurchmesser D_e

und die Strebendicke t_e angegeben. Dabei wird die Dicke der Streben t_e unter unterschiedlichen Anforderungen an Festigkeit und Fertigung definiert.

Aus Sicht der Strukturmechanik ist die Dicke der Streben belastungsgerecht zu wählen. Dazu sind die Materialeigenschaften, die Belastung und die Geometrie zu berücksichtigen. Bei der Einsatzhärtung ist eine vollständige Durchhärtung zu vermeiden. Theoretisch lässt sich ein inneres Aushärten der Streben durch das Abdichten der Kanalstruktur umgehen, was in der industriellen Praxis aus wirtschaftlichen Gründen vermieden wird. Generell liegt ein günstiges Verhältnis K_{CHD} von gehärteter Randschicht $d_{gehärtet}$ zu duktilem Kern d_{duktil} von 10 bis 20 %, sodass

$$K_{CHD} = \frac{d_{gehärtet} - d_{duktil}}{d_{duktil}} \approx 10 \dots 20 \% \quad (5-22)$$

gilt (WICKE 1976). Somit kann analog eine Empfehlung für die Strebendicke

$$t_e \geq D_e + 10 \cdot CHD \quad (5-23)$$

abgeleitet werden, wobei CHD der Einsatzhärtungstiefe aus Tabelle 5-2 entspricht. Wie in Abbildung 5-8.b dargestellt, bleibt damit eine duktile Zwischenschicht mit der Breite entsprechend der CHD bestehen.

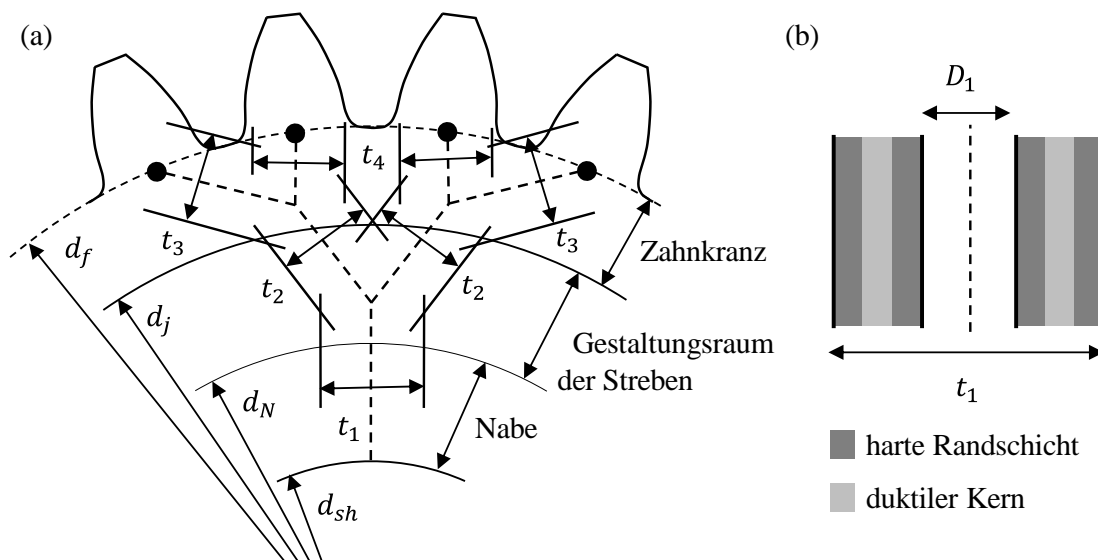


Abbildung 5-8: (a) Konstruktion in der Ebene, Gestaltungsraum definiert durch Zahnkranzbreite und Nabenbreite, (b) Ausschnitt einer Strebe

Für das Referenzzahnrad führt Tabelle 5-8 die zugehörigen Werte als Orientierungswert der Strebendicke gemäß Gleichung (5-23) auf. Die Orientierungswerte werden somit an empirisch ermittelten Erfahrungswerten nach SCHLECHT (2010) angelehnt. Darauf basierend kann zur Verallgemeinerung ein Verhältnis von Strebendicke zum Kanaldurchmesser t_e / D_e bilden. Dieses kann als Orientie-

rungswert für den Anwender zur Beachtung der Restriktionen fungieren, die aufgrund der Einsatzhärtung aus Gleichung (5-23) resultieren.

Tabelle 5-8: Dicke der Streben t_e

Kanalabschnitt e	Einheit	1	2	3	4
Kanaldurchmesser D_e in mm	mm	3,00	2,38	1,89	1,89
Strebendicke t_e für CHD = 1 mm	mm	13,00	12,38	11,89	11,89
Strebendicke/Kanaldurchmesser: t_e / D_e	-	4,33	5,20	6,29	6,29

Abbildung 5-9 bietet anhand eines Querschnitts des Zahnrads in der Breite die Grundlage des nächsten Schritts der Methodik. Die Zahnbreite mit $b = 14$ mm (siehe Tabelle 1-1) definiert die minimale Breite der Nabe b_N (SCHLECHT 2010). Diese wird in Abhängigkeit vom Lastkollektiv im Betrieb und den Einsatzbedingungen individuell angepasst. Für das Referenzzahnrad ist für eine ausreichend große Kontaktfläche der Welle-Nabe-Presspassung die Breite der Nabe mit $b_N = 30$ mm festgelegt. Zur Auslegung eines Pressverbandes wird auf die DIN 7190 verwiesen.

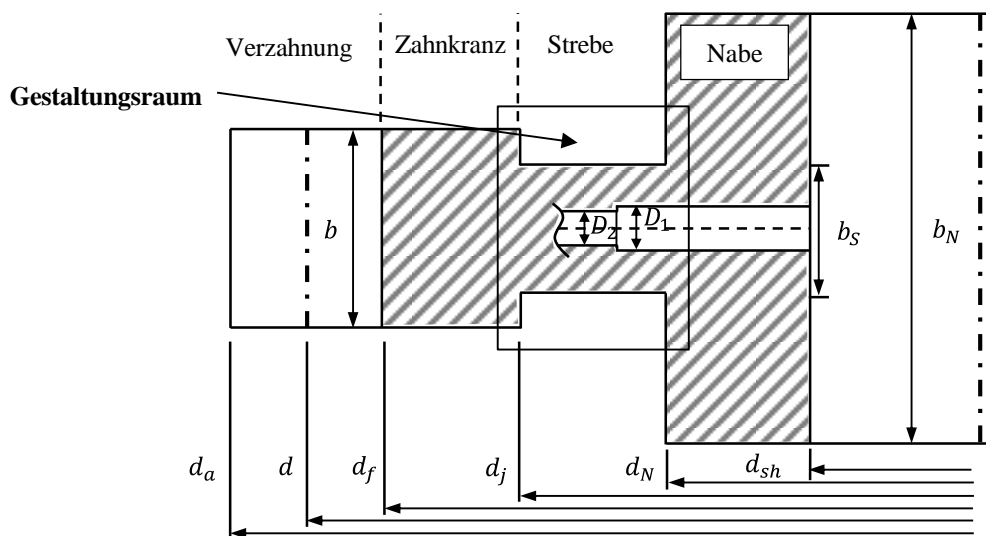


Abbildung 5-9: Darstellung des Gestaltungsraums im Querschnitt des Zahnrads

Für die Breite der Streben b_S wird eine Vorgehensweise analog zur Abschätzung der Dicke der Streben t_e genutzt. Aufgrund der Einsatzhärtung ist auch hier eine minimale Breite einzuhalten, um ein vollständiges Durchhärten zu verhindern. Parallel zu Gleichung (5-23) wird die Mindestbreite der Streben b_S gemäß

$$b_S \geq \max(D_e) + 10 \cdot \text{CHD} \quad (5-24)$$

definiert. Dabei ist $\max(D_e)$ der größte verwendete Kanaldurchmesser $D_I = 3$ mm. Unter Annahme einer Einsatzhärtungstiefe $\text{CHD} = 1$ mm ergibt sich beispielhaft die einheitliche Strebendicke b_S zu

$$b_s = 3 \text{ mm} + 10 \cdot 1 \text{ mm} = 13 \text{ mm}. \quad (5-25)$$

Zur strukturmechanischen Auslegung liegt bei dieser Breite gemäß des Orientierungswerts aus Tabelle 5-8 das Verhältnis zum maximalen Kanaldurchmesser D_1 von

$$\frac{b_s}{D_1} = 4,33 \quad (5-26)$$

vor. Analog zur Strebendicke und dem Orientierungswert aus Gleichung (5-23) hat sich dieses Verhältnis am Referenzrad als sinnvoll erwiesen und stellt als solches einen allgemeinen Orientierungswert zur Übertragung auf weitere Zahnradgeometrien dar.

Anhand der ermittelten Gestaltungswerte zur Dimensionierung der Streben kann die Gestalt des Zahnradkörpers als Vorentwurf beschrieben werden (siehe Abbildungen 5-8.a und 5-9). Durch die Verteilung des Materials um die Kanäle sieht die aufgezeigte Methodik zur Gestaltung der Streben somit implizit Aussparungen im Zahnradgrundkörper vor. Die Aussparungen liegen zwischen den Teilbäumen. In Abhängigkeit von der Größe der Streben und des Gestaltungsraums können sie sowohl zwischen den Teilbäumen als auch innerhalb eines einzelnen Teilbaums liegen. Das Beispiel des Referenzzahnrad sind aufgrund der äußeren Begrenzung (d_j) des Gestaltungsraums nur Aussparungen zwischen den Teilbäumen vorgesehen (siehe Abbildung 5-8.a). Generell kann bei einem größeren Gestaltungsraum auch ein Hohlraum an der Bifurkation eines Teilbaums vorgesehen werden. Die Mindestabmessungen einer derartigen Aussparung sollten dabei im Bereich des größten Kanaldurchmessers $\max(D_e)$ liegen.

Ausrundung der Streben

Anhand einer Ausrundung der Streben findet eine weitere Detaillierung der kraftflussgerechten Gestaltung des Vorentwurfs der Streben statt. Dazu werden die Ecken am Übergang zur Nabe und zum Zahnkranz ausgerundet. Somit kann das Auftreten von Spannungskonzentrationen vermieden werden. Hierfür wird die Methode der Zugdreiecke von MATTHECK (2006B) aus dem Wissenschaftsfeld der Bionik herangezogen. Die Methode wird in Abbildung 5-10.a an einem Wellenabsatz beispielhaft dargestellt. Im Vergleich zu einem Viertelkreis zur Abrundung von Querschnittsübergängen lässt sich anhand von Zugdreiecken an der Kerbgeometrie nach Abbildung 5-10.b die lokale Spannung deutlich reduzieren.

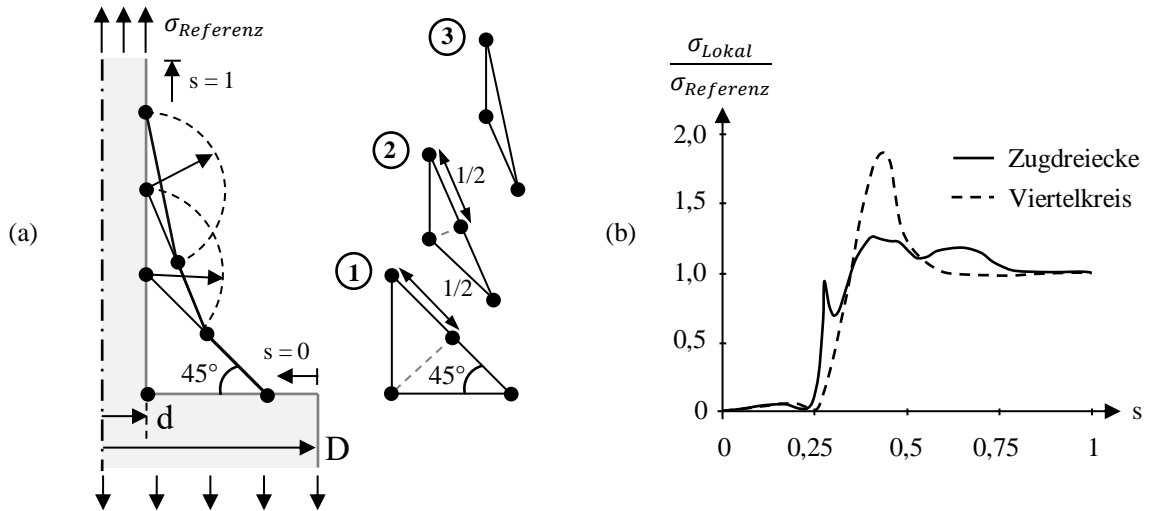


Abbildung 5-10: (a) Methode der Zugdreiecke, mit Innendurchmesser d , Außendurchmesser D und gegebener Referenzspannung σ_{Referenz} , (b) Spannungsverlauf σ_{Lokal} entlang der Laufvariable s an der Bauteiloberfläche in Anlehnung an Mattheck (2006)

Unter Anwendung dieser Vorgehensweise werden also in der Methodik an den Übergängen zur Nabe und zum Zahnkranz Zugdreiecke vorgesehen. Mit Hilfe der Dreiecke kann eine kraftflussgerechte Umrisslinie der Streben erstellt werden. Dies wird in Abbildung 5-11.a und 5-11.b verdeutlicht. Somit ist die Geometrie des Zahnrads in einem ersten Konstruktionsvorschlag vollständig beschrieben.

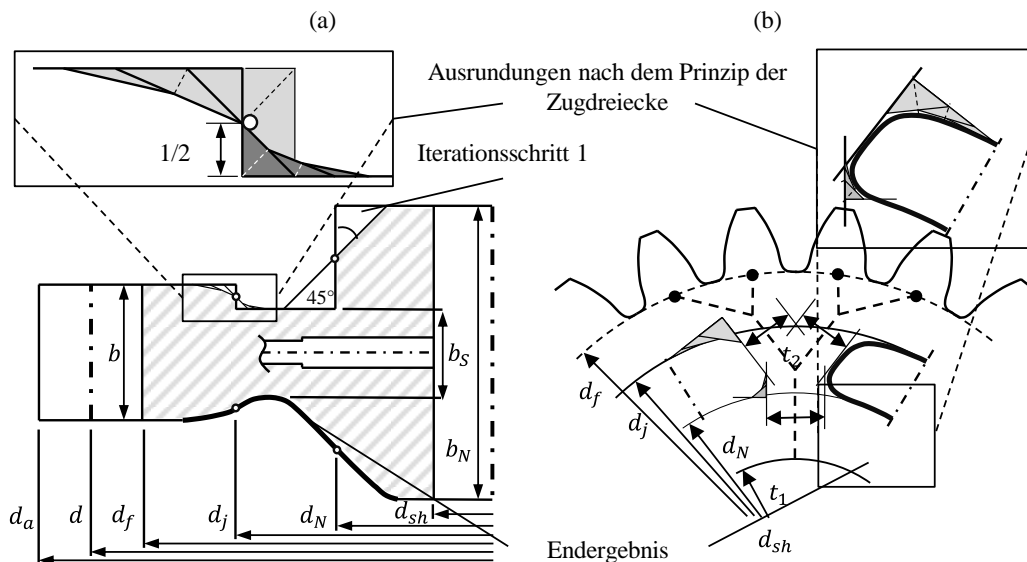


Abbildung 5-11: Ausrundung der Streben: (a) in Richtung der Zahnradbreite, (b) in der Zahnradenebene

Umsetzung in CAD

Auf Basis der definierten Konturen des Konstruktionsvorschlags erfolgt die rechnergestützte Konstruktion des Zahnrads, beispielsweise unter Verwendung der Software Siemens NX8. Das Ergebnis bildet Abbildung 5-12 ab. Auf Basis elementarer CAD-Funktionen werden zusätzlich zu den zuvor aufgeführten Schritten weitere Verrundungen durch das Anbringen von Verrundungsradien vorgenommen. Am Beispiel des Referenzrads betrifft dies die Kanten der Streben und der Aussparungen in Abbildung 5-12.a/b sowie die Geometrie der Kanäle in Abbildung 5-12.c/d. Als Ergebnis der Gestaltungsmethodik in Form des nun vorliegenden Konstruktionsvorschlags resultiert eine Masse des Zahnrads von 833 g. In Bezug zur ursprünglichen Masse von ca. 1,2 kg liegt also eine Masseinsparung von 31 % vor.

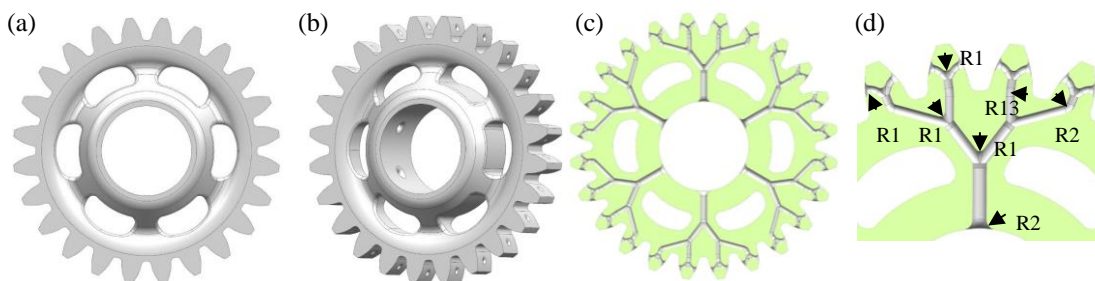


Abbildung 5-12: Umsetzung der Konstruktion in Siemens NX, (a) Ansicht in der Zahnradenebene, (b) seitliche Ansicht, (c) integriertes Kanalsystem, (d) Detailansicht des Teilbaums mit Radien in mm

5.2.5 Festigkeitsnachweis und Feinauslegung des Zahnrads

Für den Festigkeitsnachweis und die damit verbundene Feinauslegung wird eine FEM-Simulation herangezogen. Dieses numerische Simulationswerkzeug ermöglicht eine Berechnung der mechanischen Spannungen für ein gegebenes Lastkollektiv. Für eine detaillierte Erläuterung zur FEM wird auf die Arbeit von HUGHES (2000) und auf die anwendungsorientierte Einführung von ANDERL & BINDE (2014) verwiesen. Das Ziel der Struktursimulation ist die Feinauslegung der Zahnradgeometrie auf Basis konkreter Spannungswerte. Dazu der Konstruktionsvorschlag auf lokale Spannungsspitzen untersucht. Anschließend kann eine Anpassung der Geometrie im Rahmen einer Feinauslegung vorgenommen werden. Im Zuge dessen werden zur Massenreduktion verschiedene Konstruktionsparameter variiert. Zur Durchführung der Simulation wird das Programm Siemens NX8 verwendet.

Aufbau eines Finite Elemente Modells

Zur Modellbildung für die Simulation werden gezielte Vereinfachungen vorgenommen und Randbedingungen definiert. Anhand der Untersuchungen zur Zugfestigkeit in Kapitel 4.6 liegt ein annähernd homogenes und isotropes Material vor. Als Materialkenngrößen für den einsatzgehärteten Werkstoff 16MnCr5 werden in Kapitel 3.4 dargestellten Werkstoffkennwerte in Tabelle 3-2 verwendet.

Zur Untersuchung der statischen Festigkeit wird das Modell des Zahnrads unter Nutzung der Rotationssymmetrie segmentiert. Anhand der Segmente werden in der Simulation gemäß Abbildung 5-13 an den Zähnen eines Teilbaums acht verschiedene Lastfälle LF1 bis LF8 betrachtet.

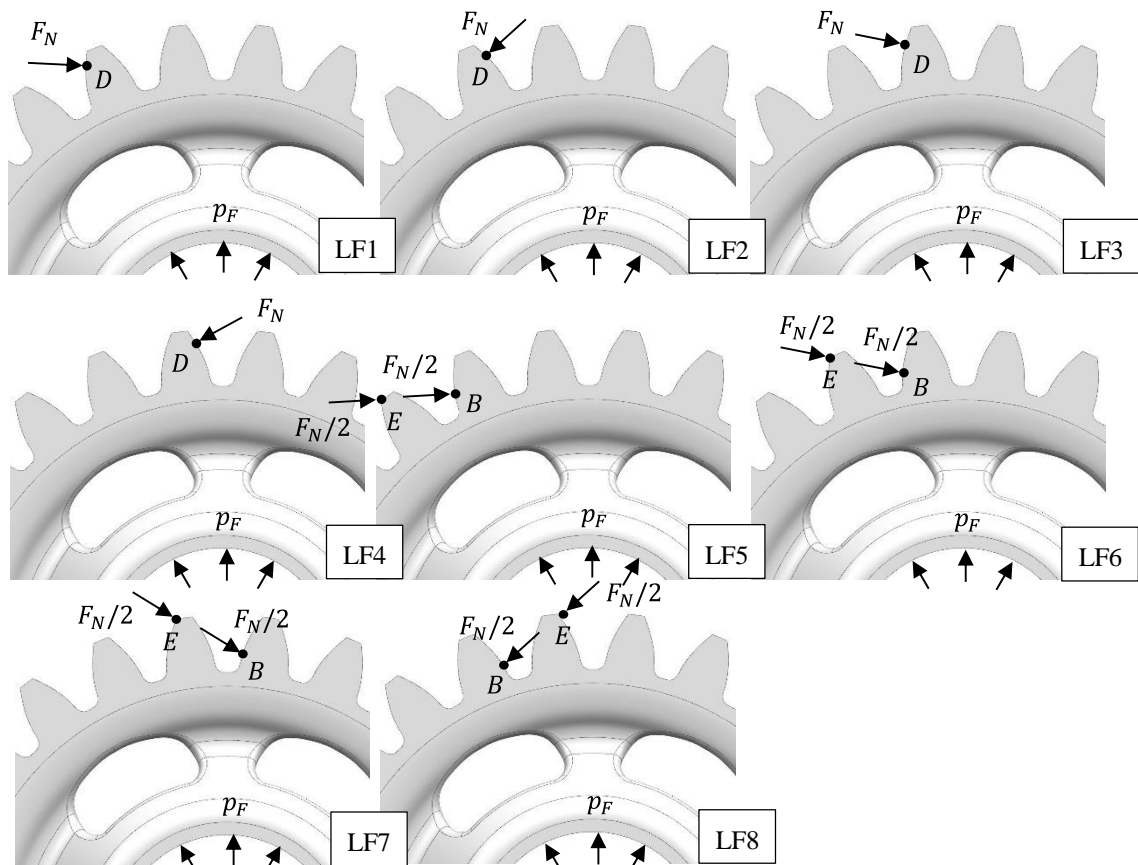


Abbildung 5-13: Übersicht der Lastfälle LF1 bis LF8 im Verlauf des Abwälzens des Zahnrads entlang der Wälzpunkte A bis E unter Belastung des Fugendrucks p_F und der Normalkraft F_N

Die Übertragung der Drehbewegung induziert gemäß Kapitel 2.2.1 und 2.2.2 im Zahnrad mechanische Spannungen. Die Spannungen werden durch das Abwälzen der Zähne von Ritzel und Rad hervorgerufen. Im Simulationsmodell wird die Belastung aufgrund des Abwälzens durch das Anbringen der Zahnnormalkraft

$F_N = 9,1$ kN (siehe Tabelle 5-1) berücksichtigt. Die Kraft wird als statische Linienlast direkt auf die Zähne des Referenzzahnrads entlang der Wälzpunkte A bis E aufgebracht. Die Modellierung ist somit eine Vereinfachung der dynamischen Belastung. Sie vernachlässigt die elastische Nachgiebigkeit der Zähne sowie das Auftreten eines Flächenkontakts. Eine Vernachlässigung der Kontaktnichtlinearität wird zur Reduktion des erforderlichen Rechenaufwands vorgeschlagen. Unter diesen Vereinfachungen ist in Bezug auf die Zielsetzung eine ausreichende Modellgüte gegeben.

Zur Befestigung auf eine Welle und zur Abdichtung der Kühlschmierstoffzufuhr in der Welle-Nabe-Verbindung wird das Zahnrad aufgepresst. Zur Modellierung der Lagerung wird an der Nabe des Zahnrads der Fugendruck $p_F = 75$ N/mm² aus Tabelle 5-1 modelliert. Die Punkte dieser Kontaktfläche können im Modell bezüglich der Radachse ausschließlich in radialer Richtung verschoben werden.

Die Lastfälle LF1 bis LF4 sind als Belastung durch die Zahnnormalkraft F_N am äußeren Einzeleingriffspunkt D definiert, während die Lastfälle LF5 bis LF8 einen Doppeleingriff in Form einer Belastung an den Eingriffspunkten B und E repräsentieren. Die Punkte B , D und E werden analog zu Abbildung 2-4 und Tabelle 1-1 festgelegt. In allen Lastfällen wirkt die Kraft F_N als Linienlast entlang der Zahnbreite b normal zur Zahnflanke. Zur Berücksichtigung des Doppeleingriffs wird an beiden Punkten jeweils die Hälfte der Zahnnormalkraft F_N beaufschlagt.

Bei einer FEM-Simulation wird die Konstruktion anhand eines Gitters aus Elementen beschrieben. Ein einzelnes Element wird aus Punkten bzw. Elementknoten zusammensetzt. Eine mögliche Vernetzung mit Tetraederelementen vom Typ CTETRA10 ist in Abbildung 5-14 am Beispiel des Referenzzahnrads dargestellt. Im Wirkungsbereich der Lastfälle nach Abbildung 5-13 ist das Gitter feiner vernetzt. Somit wird die Geometrie detailliert abgebildet und die Genauigkeit der Ergebnisse gewährleistet. Unter einer iterativen Verkleinerung der Elementgröße findet die Bestimmung einer ausreichenden Netzfeinheit statt. Die Iteration wird gestoppt, sobald die Änderung der Spannungswerte in einem Toleranzbereich von unter einem Prozent liegt. Am Beispiel des Referenzzahnrads resultiert im verfeinerten Bereich eine mittlere Elementgröße von 0,4 mm und im gröberen Bereich ein Wert von 4 mm.

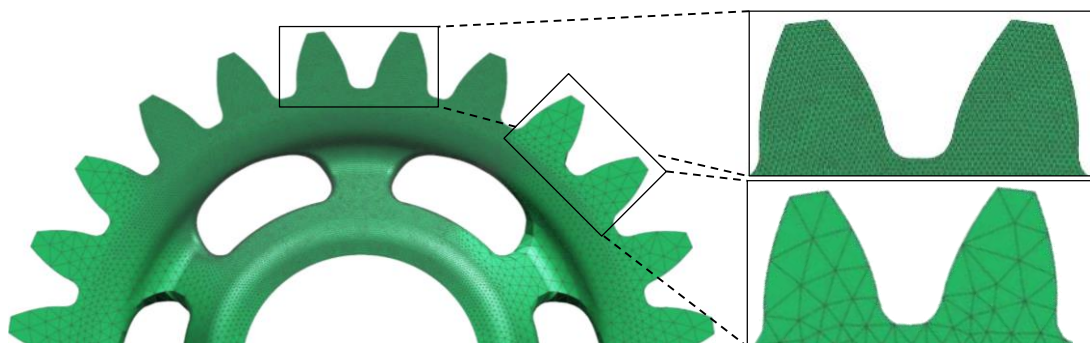


Abbildung 5-14: Vernetzung des Zahnrads mit Tetraederelementen

Ergebnisse der Simulation

Zur Bewertung der Simulationsergebnisse wird an den Elementknoten die maximale Hauptspannung in Form der Zughauptspannung berechnet. Zur Modellierung des gehärteten Einsatzstahl mit harter und spröder Randschicht wird die Zughauptspannung als Vergleichsspannung gewählt (ANDERL & BINDE 2014). Unter Verwendung eines ungehärteten Stahls würde hingegen eine duktile Randschicht vorliegen, wobei nach ANDERL & BINDE (2014) die Gestaltänderungshypothese nach von Mises als Vergleichsspannung vorzuziehen ist. Die Tabelle 5-9 listet mit Bezug auf Abbildung 5-16 die Zughauptspannungen im Bereich des Zahnfußes, des Zahnkranzes, der Streben, des Kanaleintritts und des Kanalaustritts auf.

Tabelle 5-9: Maximale Zughauptspannungen aus der Simulation in N/mm^2

Position	LF1	LF2	LF3	LF4	LF5	LF6	LF7	LF8
Zahnfuß	470	466	631	600	354	370	534	497
Streben	273	327	252	314	300	267	256	323
Zahnkranz	129	265	165	207	197	127	167	161
Kanaleintritt	436	451	432	440	447	434	436	446
Kanalaustritt	263	263	322	279	355	364	360	382

Für alle Lastfälle tritt ein Maximalwert an der jeweils unter Zug stehenden Seite des Zahnfußes auf (siehe Abbildung 5-15.a), wobei dieser im Lastfall LF3 am größten ist. Lastfall LF2 weist für den Zahnkranz kritische Belastungen auf, da die Durchbiegung in diesem Fall maximal ist. Im Bereich der Streben liegt ein Spannungsmaximum am Übergang zur Nabe vor. Innerhalb des Kanalsystems resultieren Spannungsspitzen am Kanalein- und am Kanalaustritt (siehe Abbildung 5-15.b). Der Fugendruck ruft eine Spannungskonzentration hervor, der zu einer Verformung der Nabe und zu tangentialen Zugspannungen führt.

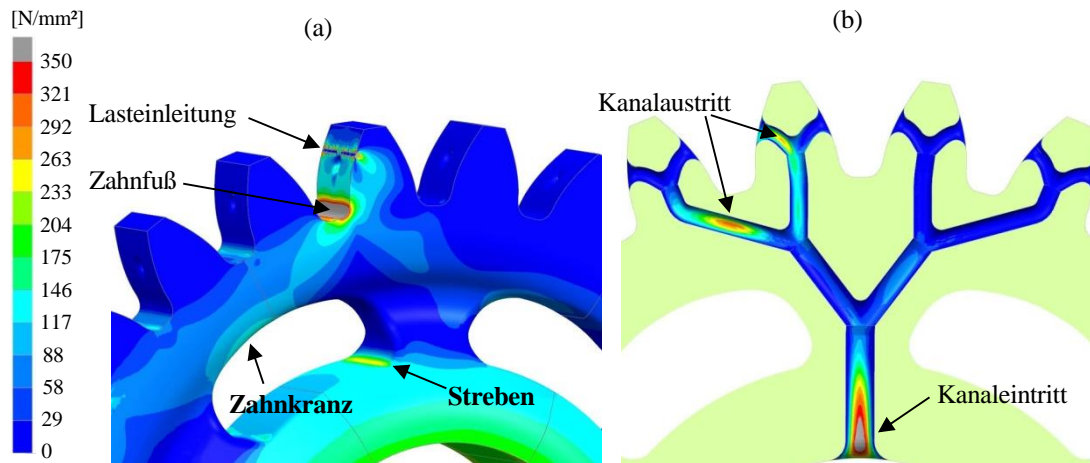


Abbildung 5-15: Verteilung der Zughauptspannungen im Lastfall LF3, a) im Bereich des Zahnfußes, des Zahnkranzes und der Streben, b) im Kanalsystem

Feinauslegung der Konstruktion

Anhand der berechneten Spannungen in der Simulation wird die Konstruktion des Zahnrads angepasst. Dazu wird zunächst die Geometrie am Zahnfuß modifiziert, um die dort auftretenden Spannungsspitzen zu reduzieren. Ausgehend von einer kreisförmigen Ausrundung des Zahnfußes des Referenzzahnrad wird dazu gemäß Abbildung 5-16.c die Methode der Zugdreiecke (MATTHECK 2006B) angewendet. Der Zahnfuß wird unterhalb des inneren Einzeleingriffspunkts A modifiziert. Alternativ kann das Vorgehen im Schutzrecht DE102008045318B3 herangezogen werden. Die Simulation belegt eine Verringerung der Kerbspannungen am modifizierten Zahnfuß (siehe Abbildung 5-16). Speziell im kritischen Lastfall LF3 wird die maximale Zughauptspannung um 15 % vermindert.

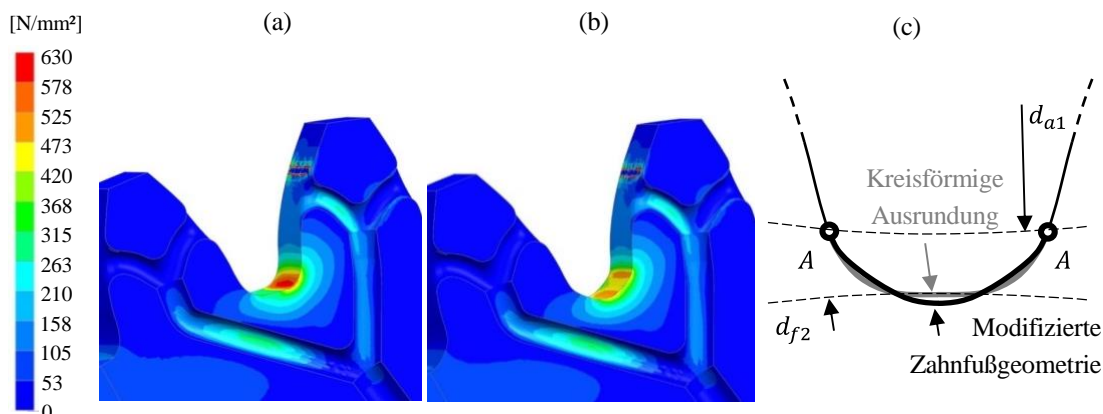


Abbildung 5-16: Vergleich der Zughauptspannungen am Beispiel des Lastfalls LF3, (a) Kreisförmige Ausrundung, (b) modifizierte Zahnfußgeometrie unter (c) Anpassung der Zahnfußgeometrie unter Nutzung der Methode der Zugdreiecke (Mattheck 2006b)

Eine Zusammenfassung der auftretenden Zughauptspannungen unter den Lastfällen LF1 bis LF8 ist in Tabelle 5-10 aufgeführt.

Tabelle 5-10: Maximale Zughauptspannungen in N/mm² im Vergleich einer kreisförmigen und einer gemäß der Methode der Zugdreiecke modifizierten Zahnfußausrundung

Variante	LF1	LF2	LF3	LF4	LF5	LF6	LF7	LF8
(a) Kreisförmige Ausrundung	470	466	631	600	354	370	534	497
(b) Modifizierte Zahnfußgeometrie	469	434	534	523	334	369	462	448
Spannungsreduktion	0,2 %	6,9 %	15,4 %	12,8 %	6,6 %	0,3 %	13,5 %	9,9 %

Parallel zur Gestaltanpassung des Zahnfußes wird im Zuge einer Masseinsparung eine Reduktion der Zahnkranzdicke durchgeführt. Unter Verwendung der Gleichungen (5-19) und (5-21) wird zur Bestimmung des inneren Zahnkranzdurchmessers d_j ein Sicherheitsfaktor von $1,2 \cdot m$ verwendet, sodass d_j gemäß

$$d_j = d_f - 2 \cdot 1,2 \cdot m = 98,29 \text{ mm} - 10,8 \text{ mm} = 87,49 \text{ mm} \quad (5-27)$$

berechnet werden kann. Anhand der Vergrößerung des Durchmessers d_j unter Beachtung der Strebendicken t_e , wie sie in Abbildung 5-17.a dargestellt ist, wird eine weitere Materialausparung über dem ersten Bifurkationspunkt eingefügt. Die Dicke und die Breite der Streben bleibt unter Einhaltung der fertigungsbedingten Mindestwerte aus Kapitel 3.2.4 konstant. Nach der Feinauslegung resultiert ein Konstruktionsvorschlag mit angepasster Zahnfußrundung und ergänzender Materialausparung aus Abbildung 5-17.b mit einer Zahnradmasse von 774 g.

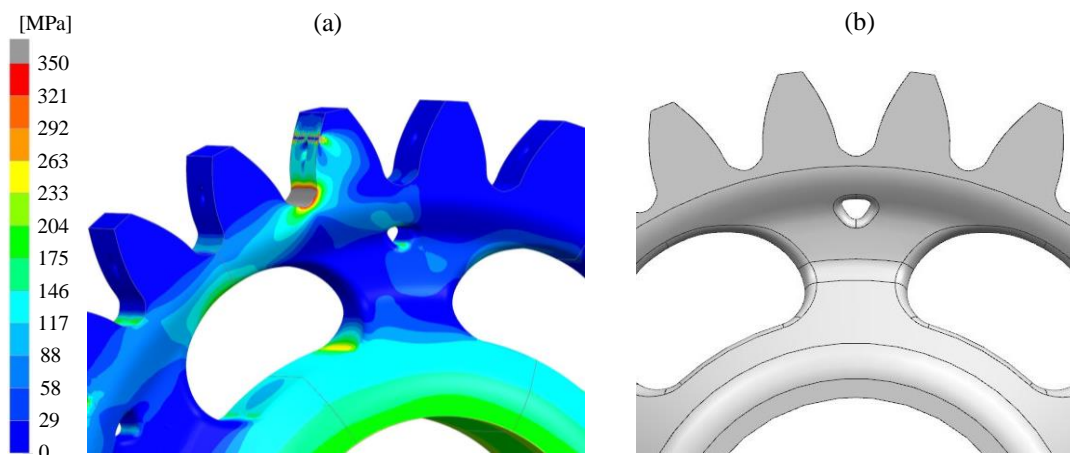


Abbildung 5-17: (a) Verteilung der Zughauptspannungen im Lastfall LF3 am Zahnrad mit modifiziertem Zahnfuß und dünnerem Zahnkranz und weiteren Aussparungen, (b) ergänzende CAD-Darstellung

Auf Basis des Konstruktionsvorschlags werden die Zughauptspannungen analog zur Darstellung in Abbildung 5-17.a für LF3 für LF 1 bis LF 8 in Tabelle 5-11 zusammengefasst. Diese dienen als Basis des Festigkeitsnachweises.

Tabelle 5-11: Maximale Zughauptspannungen für das optimierte Zahnrad aus Abbildung 5-17 in N/mm²

Position	LF1	LF2	LF3	LF4	LF5	LF6	LF7	LF8
Zahnfuß	485	521	643	595	403	388	574	512
Streben	265	320	260	290	295	263	236	305
Zahnkranz	174	437	237	250	328	191	264	207
Kanaleintritt	450	475	451	456	466	450	455	466
Kanalaustritt	261	280	321	289	356	362	356	378
Kleine Aussparung	131	156	225	284	128	129	196	256

Sicherheit gegen plastische Verformung

Mit Bezug zu Kapitel 2.2.4 wird die Sicherheit gegen plastische Verformung bestimmt. Das Verhältnis aus der maximalen Zugspannung aus der Simulation $\sigma_{max} = 631 \text{ N/mm}^2$ und einer Zugfestigkeit $R_m = 995 \text{ N/mm}^2$ gemäß Kapitel 4.7.2 ergibt die Sicherheit S_P anhand

$$S_P = \frac{R_m}{\sigma_{max}} = \frac{995 \text{ N/mm}^2}{643 \text{ N/mm}^2} = 1,55. \quad (5-28)$$

Somit ist eine ausreichende statische Festigkeit des Zahnrads für die betrachteten Lastfälle mit $S_P = 1,55 > 1,5$ als Bruchsicherheit gewährleistet, da sich die Zughauptspannungen unterhalb der Zugfestigkeit befinden (KLEIN 2009).

Nachweis der Zahnfußtragfähigkeit

Zum Nachweis der Zahnfußtragfähigkeit wird gemäß Gleichung (2-6) die rechnerische Zahnfußspannung σ_F mit der Zahnfußgrenzfestigkeit σ_{FG} verglichen. Der Festigkeitsnachweis nach Norm setzt die Anwendbarkeit vieler empirisch ermittelter Faktoren zur Bestimmung dieser Werte voraus. Daher wird an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass der Nachweis der Festigkeit lediglich als eine erste Abschätzung dienen kann. Sie wird zur Verdeutlichung der Gesamtmethodik der Auslegungsmethodik durchgeführt. Um einen gültigen Nachweis der Zahnfußtragfähigkeit vornehmen zu können, ist die empirische Ermittlung der Faktoren für mittels LBM verarbeitete Werkstoffe und für Anpassungen der Geometrie wie z. B. einer Kavität im Zahn unabdingbar.

Die rechnerische Zahnfußspannung σ_F wird auf Basis der ISO 6336 ermittelt. Zur Bestimmung der Zahnfußspannung σ_F müssen der Dynamikfaktor K_V (zur Be-

rücksichtigung innerer dynamischer Zusatzkräfte induziert durch Verzahnungsabweichungen und der Schwankung der Zahnfedersteifigkeit während des Eingriffs) und der Anwendungsfaktor K_A (zur Berücksichtigung einer äußeren Krafteinwirkung) einbezogen werden (FRÜHE 2012). Daneben wird zur Berücksichtigung von Belastung, Elastizität, herstell- bzw. verformungsbedingter Abweichungen die Faktoren $K_{F\alpha}$ (Stirnfaktor) sowie $K_{F\beta}$ (Breitenfaktor) einbezogen. Zudem werden weitere Faktoren für eine ungleiche Lastverteilung im Eingriff einbezogen. Anhand dieser wird der Einfluss der Verzahnungsgeometrie (Formfaktor Y_{Fa} , Schrägenfaktor Y_{β} , Überdeckungsfaktor Y_{ϵ}) und der Einfluss der Fußrundung (Y_{Sa}) berücksichtigt. Somit kann σ_F gemäß

$$\sigma_F = \frac{F_t}{b \cdot m_n} \cdot Y_{Fa} \cdot Y_{\beta} \cdot Y_{\epsilon} \cdot Y_{Sa} \cdot K_A \cdot K_V \cdot K_{F\alpha} \cdot K_{F\beta} \quad (5-29)$$

ermittelt werden. Zur Berechnung werden die Faktoren K_V und K_A aufgrund ihrer Abhängigkeit von den konkreten Einsatzbedingungen mit $K_V = K_A = 1$ angenommen. Unter der Annahme der Werte $K_{F\alpha} = 1,06$; $K_{F\beta} = 1,02$; $Y_{Fa} = 2,8$, $Y_{\beta} = 1$; $Y_{\epsilon} = 0,83$; $Y_{Sa} = 1,65$ ergibt sich eine rechnerische Zahnfußspannung $\sigma_F = 598 \text{ N/mm}^2$.

Zur Bestimmung der Zahnfußgrenzfestigkeit σ_{FG} werden der Faktor der Zahnfußfestigkeit $\sigma_{F,lim}$ für das Standard-Prüfrad unter Berücksichtigung des Spannungskorrekturfaktors Y_{ST} , des Lebensdauerfaktors Y_{NT} , des Größenfaktors Y_X , der relative Stützziffer zur Kerbempfindlichkeit im Vergleich zum Prüfrad $Y_{\delta relT}$ und der relativen Oberflächenfaktor zur Berücksichtigung der Oberflächenbeschaffenheit im Vergleich zum Prüfrad Y_{RrelT} herangezogen. Zusätzlich wird ein Faktor zur pauschalen Abschätzung der strukturellen Schwächung des Zahns durch die Integration von Kanälen Y_{Kanal} eingeführt. Somit ergibt sich Zahnfußgrenzfestigkeit σ_{FG} zu

$$\sigma_{FG} = \sigma_{F,lim} \cdot Y_{ST} \cdot Y_{NT} \cdot Y_X \cdot Y_{\delta relT} \cdot Y_{RrelT} \cdot Y_{Kanal} \cdot \quad (5-30)$$

Dazu werden die Untersuchungen aus den Kapiteln 4.7 und 4.8 sowie Literaturwerte (GROSSL 2007, NIEMANN & WINTER 2003) herangezogen. Somit wird im Folgenden $\sigma_{F,lim}$ gemäß der Pulsatorversuche aus Kapitel 4.7 zu $\sigma_{F,lim} = 309 \text{ N/mm}^2$ mit $Y_{ST} = 2,0$, $Y_{NT} = 1$ für Dauerfestigkeit, $Y_X = 1$, $Y_{\delta relT} = 1$, $Y_{RrelT} = 1,027$ für ungeschliffene PT-C-Räder und $Y_{Kanal} = 0,63$ gemäß Kapiteln 4.8 definiert. Zusätzlich wird für einen Einsatz unter Normalbedingungen ein standardmäßiges Reinigungs- und Kugelstrahlen vorgesehen. Dies vergrößert gemäß Literaturwerten (STENICO 2007) die Zahnfußtragfähigkeit um den Faktor 1,42 bis 1,66. Als Abschätzung wird ein Mittelwert von 1,54 angenommen.

Damit lässt sich die Zahnfußgrenzfestigkeit σ_{FG} gemäß den obigen Annahmen zu $\sigma_{FG} = 567,74 \text{ N/mm}^2$ berechnen. Somit kann die Sicherheit auf Zahnfußbruch bestimmt werden zu

$$S_{ZF} = \frac{\sigma_{FG}}{\sigma_F} = \frac{616 \text{ N/mm}^2}{598 \text{ N/mm}^2} = 1,03. \quad (5-31)$$

Somit kann anhand des Sicherheitswertes dargelegt werden, dass das Zahnrad an der Grenze der Dauerfestigkeit ausgelegt ist. Dabei wurden viele Annahmen getroffen, wobei diese im Einzelnen experimentell zu prüfen sind. Das Ergebnis zeigt, dass eine anschließende simulationsgestützte Topologieoptimierung zur Verfeinerung der Bauteilgestalt sinnvoll ist.

Nachweis der Grübchentragfähigkeit

In der Simulation wird die Belastung an den Flanken unter der vereinfachten Annahme einer Linienlast berechnet. Dadurch liegt an dieser Stelle eine Spannungssingularität vor. Eine Singularität verhindert eine Auswertung der berechneten Spannungen (ANDERL & BINDE 2014). Aus diesem Grund wird die dortige Flankenpressung über die Spannung als Resultat der Hertz'schen Pressung σ_H auf analytischem Wege durch einen Nachweis nach Norm gemäß

$$\sigma_H = Z_E \cdot Z_H \cdot Z_\varepsilon \cdot \sqrt{\frac{F_T}{b_2 \cdot d_2} \cdot \frac{z_2+1}{z_1} \cdot \frac{z_2}{z_1}}. \quad (5-32)$$

abgeschätzt (SCHLECHT 2010). Die Hertz'sche Pressung hängt dabei von mehreren teilweise empirisch ermittelten Faktoren ab, die in Tabelle 5-12 mit beispielhaften Zahlenwerten zusammengefasst sind. Die verwendeten Zahlenwerte des Elastizitätsfaktors Z_E , des Zonenfaktors Z_H und des Überdeckungsfaktors Z_ε basieren auf den Ausführungen von SCHLECHT (2010).

Bei der Berechnung der Flankenpressung ist insbesondere zu berücksichtigen, dass an der Zahnflanke ein Kanal austritt. Somit resultiert eine geringere Breite des Linienkontakts. Dies kann durch die Einführung einer effektive Breite des Zahnkontakts $b_{2,eff}$ als Ersatz der Zahnbreite $b_2 = 14 \text{ mm}$ einbezogen werden. Unter Verwendung eines Verrundungsradius am Kanalaustritt von $0,75 \text{ mm}$ ergibt sich eine effektive Breite zu $b_{2,eff} = 11 \text{ mm}$. Die resultierende Spannung aufgrund der Hertz'schen Pressung beträgt unter dieser Annahme $\sigma_H = 1496 \text{ N/mm}^2$ und liegt damit unterhalb der Grübchendauerfestigkeit von $\sigma_{H,lim} = 1500 \text{ MPa}$ aus Tabelle 3-2. Der Festigkeitsnachweis nach Norm setzt die Anwendbarkeit vieler empirisch ermittelter Faktoren zur Bestimmung dieser Werte voraus. Daher wird an dieser Stelle analog zum Festigkeitsnachweis der

Zahnfußtragfähigkeit darauf hingewiesen, dass der Nachweis der Festigkeit lediglich als eine erste Abschätzung dienen kann.

Tabelle 5-12: Daten zur Berechnung der Hertz'schen Pressung σ_H in Anlehnung an SCHLECHT (2010)

Größen bei der Ermittlung der Hertz'schen Pressung	Einheit	Verwendeter Wert
Elastizitätsfaktor Z_E	N^2/mm	189,8
Zonenfaktor Z_H	-	2,495
Überdeckungsfaktor Z_ϵ	-	0,92
Tangentialkraft F_T	kN	8,4
Zahnbreite b_2 des Rads	mm	14
Teilkreisdurchmesser d_2 des Rads	mm	108
Zähnezahl des Ritzels z_1	-	16
Zähnezahl des Rads z_2	-	24

5.3 Fazit

Im Rahmen dieses Kapitels wurde eine Auslegungsmethodik für den systematischen Leichtbau bei LBM-Stirnrädern erarbeitet. Dazu wurde eine Methodik entwickelt, die anhand gegebener Rahmenbedingungen eine anwendungsorientierte Auslegung eines Konstruktionsvorschlags ermöglicht. Diese wurde anhand der gewählten Typ-PT-C-Referenzverzahnung vorgestellt und gleichzeitig anhand eines konkreten Lastfalls simulationsgestützt und analytisch validiert.

Aus quantitativer Sicht ergibt sich eine Massenersparnis von 27 % zwischen der finalen Konstruktion (Abbildung 5-17.b) mit 774 g gegenüber dem Referenzzahnrad mit 1066 g. Anzumerken ist, dass das Referenzzahnrad hier als Vollaussführung betrachtet wird und die Massenersparnis zu einer konventionellen Leichtbaukonstruktion mit eingebrachten Aussparungen und dünnem Steg niedriger ausfällt. Am konstruierten Zahnrad wird das Schmieröl durch die verzweigte Kanalstruktur befördert. In Anlehnung an BEJAN & GOSSELIN (2005A) und Abbildung 2-16 ist die erforderliche Pumpleistung in diesem Fall um etwa 50 % geringer im Vergleich zu einer Verteilung mit radialen Kanälen ohne Bifurkationen (REINHART ET AL. 2017). In diesem Zusammenhang zeigen die Werte aus Gleichung (5-15) und (5-16), dass bei einem Druckunterschied von 0,5 bar eine ausreichende Schmierölaufuhr zu erwarten ist. Der Konstruktionsvorschlag kann entweder in experimentellen Versuchen oder in weiteren Simulationen erprobt und feinausgelegt werden. Eine Topologieoptimierung mit dem durch den Konstruktionsvorschlag vorgegebenen Gestaltungsraum mit der äußeren Zahnradkontur und den Kühlschmierkanälen als Optimierungsbegrenzung kann beispielsweise

se unter Verwendung unterschiedlicher thermomechanischer Lastkollektive als Optimierungsrahmen dienen.

Am Beispiel des Referenzzahnrads erweist sich die Methodik als gut geeignet, um ein Stirnrad mit Kanalstruktur zur Reduktion der benötigten Pumpleistung zu konstruieren. Dabei lassen sich mit den Prinzipien der *Constructal Theory* auf einfache Weise verschiedene Varianten für ein Kanalsystem erzeugen. Die Topologie des Zahnrads ergibt sich darauf aufbauend durch die Ummantelung der Kanäle mit Material, wobei zur Ausrundung der Streben die Methode der Zugdreiecke nach MATTHECK (2006A) dient. Insgesamt lässt sich mit diesen Designregeln ein erster effizienter Entwurf konstruieren, der durch eine Struktursimulation weiter optimiert werden kann.

Die Anwendung der Gestaltungsregeln führt zu einem ersten Entwurf, der nur durch wenige Konstruktionsparameter wie die Dicke und Breite der Nabe, der Streben und des Zahnkranzes definiert ist. Die Freiheit der möglichen Formgebung ist dadurch eingeschränkt. Darüber hinaus zeigt die praktische Anwendung, dass der iterative Prozess zwischen der Simulation und der manuellen Anpassung der Konstruktion zeitaufwändig ist. Hier stößt die Methodik an ihre Grenzen, wobei im Ausblick in Abschnitt 8.2 mögliche Verbesserungen vorgeschlagen werden.

6 Leichtbauökonomie

Die Prozessketten- und die Produktentwicklung sind in vorherigen Kapiteln anhand der Typ-PT-C-Referenzverzahnung dargelegt. **Typ-PT-C-Verzahnungen werden typischerweise in großen Mengen kostengünstig hergestellt werden. Daher wird angenommen, dass es sich bei den Verzahnungen um Sonderverzahnungen handelt, denen die Werkzeugkosten vollumfänglich zugeschrieben werden.** Dabei werden die Leichtbaustrategien Fertigungsleichtbau, Stoffleichtbau und Formleichtbau systematisch wissenschaftlich durchdrungen und im Rahmen einer Auslegungsmethodik anhand eines gegebenen mechanischen Lastkollektivs exemplarisch angewendet. In diesem Kapitel soll nun auf Basis des entwickelten Konstruktionsvorschlages eine Bewertung der Leichtbauökonomie im Vergleich zu einem konventionell spanend hergestellten Zahnrad vorgenommen werden. Dazu wird ein Produktionsszenario mit repräsentativen Prozessketten aufgestellt. Auf Basis dessen werden die Kostenstrukturen analysiert (Kapitel 6.1). Anschließend wird eine Analyse des Einflusses des Leichtbaus auf die Herstellkosten zur Verbesserung der Kosteneffizienz des LBM-Verfahrens abgeleitet (Kapitel 6.2). Für eine detaillierte Betrachtung auf Basis einer Szenarioanalyse wird auf KAMPS ET AL. (2017B) verwiesen.

Die Nutzungsphase wird nicht näher beleuchtet, da die vorliegende Arbeit einen konzeptionellen Ansatz darstellt und potenzielle Möglichkeiten anhand einer Prüfverzahnung aufzeigt. Auf Basis der Auslegungsmethodik können jedoch für konkrete Anwendungsfälle erste Leichtbaukonzepte entwickelt werden, die dann konkret bewertet werden können. Lohnende Felder bieten Getriebeanwendungen mit großen Anforderungen an den Funktions- und Strukturleichtbau in kleinen Stückzahlen.

6.1 Analyse der Herstellungskosten

Anhand eines fiktiven Produktionsszenarios wird ein Prozessketten- und Kostenvergleich vorgenommen. In der Literatur werden Werte angegeben, die für unterschiedliche Branchen akzeptable Mehrkosten für den Leichtbau darstellen. So ist beispielsweise in KLEIN (2009) ein Wert für 500 € pro kg Masseinsparung in der Luftfahrt zu finden. Die akzeptablen Mehrkosten sind in erster Linie für die Bemessung des Wertes des Leichtbaus wichtig. In der Praxis streben Unternehmen oftmals danach, eine Kostensteigerung trotz einer erzielten Massereduktion zu vermeiden. Dies wird daher als Zielsetzung übernommen.

Produktionsszenario

Das Produktionsszenario sieht eine Herstellung von 4 bis 100 Stirnrädern für eine Luftfahrtanwendung als Auftragsfertigung vor. Zur Kostenkalkulation wird jeweils eine Anlagennutzung von 7 a, ein 2-Schicht-Betrieb mit 220 d/a für alle Anlagen (mit Ausnahme der Kalkulation der LBM-Kosten) und ein Personalkostensatz für einen Techniker von 40 €/h angenommen. Zinskosten werden mit einem Zinssatz von 8 % angenommen, die Mietkosten bezogen auf 1 m² betragen 43 €/a und Energiekosten werden mit 0,17 €/kWh berechnet.

Der Vergleich der Fertigungsprozessketten wird unter der Annahme durchgeführt, dass eine CAD/CAM-Programmierung für die Zerspanungsschritte und eine Datenvorbereitung für das LBM durchgeführt wird. Die Transportwege und -kosten, die Qualitätssicherungskosten und die Kostenzuschläge (z. B. für die Konstruktion oder Arbeitsvorbereitung) werden vernachlässigt, da diese anwendungs- und unternehmensindividuell sind. Die **Kosten für den jeweiligen Prozessschritt** abgekürzt mit $K_{\text{Prozessschritt}}$ werden jeweils in Personal-, Material- und Maschinenkosten untergliedert.

LBM-Prozesskette

Die Prozesskette für das LBM setzt sich analog zu Kapitel 3.8 aus den Prozessschritten LBM (inkl. Spannungsarmglühen und Abtrennen von der Substratplatte) K_{LBM} , Drehen der Stirnflächen zur Supportentfernung K_{Drehen} , Einsatzhärten $K_{Härten}$ sowie Hartfeinbearbeiten der Rund- und Planflächen und der Verzahnung $K_{Schleifen}$ zusammen. Somit ergeben sich zu den einzelnen Prozessschritten Kosten, die in Formel (6-1) in Summe die Gesamtkosten für die LBM-Prozesskette $K_{LBM, ges.}$ pro Stirnrad

$$K_{LBM, ges} = K_{LBM} + K_{Drehen} + K_{Härten} + K_{Schleifen} \quad (6-1)$$

darstellen. Für die Berechnung der K_{LBM} wird ein Kostenmodell aufgestellt, das die Prozessschritte Spannungsarmglühen und Trennen von der Substratplatte mittels Sägen beinhaltet. Für die Aufstellung des Modells und die Kalkulation werden die folgenden Annahmen getroffen:

Als Anlagentechnik wird eine LBM-Anlage mit $P_L = 2 \cdot 400$ W herangezogen. Der Maschinenstundensatz (MSS) für LBM beträgt mit einem Anschaffungswert von 600.000 € (exklusive Peripheriegeräten wie Siebstation und Software für 144.000 €) und einer Nutzungsdauer von 7 Jahren bei einer Anlagenverfügbarkeit von 6570 h/a (entspricht 75 %) einen $MSS_{LBM} = 26,90$ €/h (ATZENI & SALMI 2012, BAUMERS ET AL. 2012). Die Nutzungsdauer setzt eine Belegungsplanung auch über Nacht trotz des 2-Schicht-Betriebs ohne kontinuierliche Überwachung

durch einen Techniker voraus. Wartungskosten werden pauschal mit 30.000 €/a abgegolten. Die Materialkosten für Einsatzstahl betragen bei einer Großabnahmemenge von 1000 kg pro Charge 40 €/kg. Dabei werden Pulververluste von 57 % bezogen auf das verfestigte Material angenommen, die im Prozess und beim Rüsten verloren gehen (LUTTER-GÜNTHER ET AL. 2016). Die angenommene Rüstdauer beträgt 15 min. Als Schutzgas wird Argon mit 2,14 €/m³ mit einem Verbrauch von 1 m³/h verwendet. Der restliche Bauraum wird nach der industriellen Praxis mit weiteren Bauteilen bestückt, sprich dem Stirnrad werden die belegungsanteiligen Kosten zugeschrieben. Ebenfalls werden die Kosten für die Beschaffung und Wiederaufbereitung der Substratplatten anteilig mit 57,17 € pro Bauvorgang berechnet, wobei eine Substratplatte für 40 Bauvorgänge verwendet wird. Die theoretische Verfestigungsrate wird basierend auf der Parameterentwicklung aus Kapitel 3.5 auf $V_{th} = 13,86 \text{ cm}^3/\text{h}$ pro Laserquelle berechnet. Dazu wird ein Parametersatz mit Schichtstärke $l_z = 50 \text{ }\mu\text{m}$, Fokusbereich $d_f = 100 \text{ }\mu\text{m}$, Scangeschwindigkeit $v_s = 1100 \text{ mm/s}$, Scanvektorabstand $h_s = 70 \text{ }\mu\text{m}$ sowie zwei Belichtungsquellen bei $P_L = 400 \text{ W}$ (Konturfahrt zur Verfestigung gewertet, Beschleunigungswege des Spiegelsystems nicht berücksichtigt) angenommen, wobei eine Beschichtungszeit von 7 s definiert wird. Die Kostenkalkulation für K_{LBM} findet für Bauteile durch die Eingabe der Größen Losgröße, Volumen des Bauteils und Abmaße des Bauteils in alle Bauteilachsen statt.

Das Spannungsarmglühen verursacht Kosten von 0,7 €/kg. Das Bandsägen verursacht Kosten bezogen auf die Trennfläche von 0,11 €/mm bei einem Vorschub von 20 mm/min und einer Rüstdauer von 5 min. Die getroffenen Annahmen sind in Tabelle 6-1 zusammengefasst, die die Basis für die Kostenberechnung in Kapitel 6.2 bieten.

Die Vorverzahnung beinhaltet ebenfalls ein Drehen zur Supportentfernung und zur Bearbeitung der Stirnflächen. Dafür wird inkl. der Personalkosten für einen Techniker ein $MSS_{Drehen} = 55 \text{ €/h}$ bei einer Bearbeitungszeit von 15 min und eine Dauer für die CAM-Programmierung von 30 min angenommen (BOUQUET ET AL. 2014). Damit ergeben sich Kosten für das Plandrehen von K_{Drehen} .

Für das Härten, das die Prozessschritte Aufkohlen, Einsatzhärten und Anlassen umfasst, wird ein Pauschalwert angenommen, der als Anteil im Durchlaufofen auf die Bauteilmasse bezogen wird. Als Erfahrungswert werden hier Kosten von 4 €/kg inklusive Personalkosten angenommen. Dadurch resultiert für das Typ-PT-C-Referenzrad ein $K_{Härten} = 4,80 \text{ €/Stirnrad}$. Dieser Wert wird im Folgenden trotz einer Leichtbauauslegung nicht reduziert, da das Bauteil im Ofenraum auf-

grund einer unveränderten Bauteildimension die gleiche prozentuale Belegung verursacht.

Die Hartfeinbearbeitung wird auf einem Bearbeitungszentrum durchgeführt, wofür ein $MSS_{Schleifen} = 120 \text{ €/h}$ inklusive Techniker berechnet werden kann. Die benötigte Zeit für die Tätigkeiten Rüsten, Rundschleifen, Flächenschleifen und Verzahnungsschleifen wird auf 15 min und die Dauer für die CAM-Programmierung von 90 min geschätzt, womit die Kosten für die Hartfeinbearbeitung $K_{Schleifen}$ berechnet werden können (BOUQUET ET AL. 2014).

Tabelle 6-1: Annahmen bei der Kostenmodellierung des LBM-Prozesses

Daten zur Kostenstruktur	Verwendeter Wert	Quelle		
Anlagenkosten (2 · 400 W)	600.000 €	Angebot		
Peripheriekosten (Siebstation etc.)	144.000 €	Angebot		
Pulvermaterial Einsatzstahl	40 €/kg	Angebot (Abnahmemenge 1t)		
Anlagenverfügbarkeit	6132 h (70 % Verfügbarkeit)	Erfahrungswert		
LBM-Prozess	Zinskosten	8 % des Anschaffungswerts	Eigene Annahme	
	Wartungskosten pro Jahr (Fixanteil)	30.000 €	Erfahrungswert	
	Warmmiete pro Jahr	43 €/m ²	Eigene Annahme	
	Benötigte Fläche	28 m ²	Anlagenspezifikation	
	Energiekosten	0,17 €/kWh	Eigene Annahme	
	Theoretische Verfestigungsrate	45,35 cm ³ /h	Eigene Berechnung	
	Beschichtungszeit	7 s/Schicht	Erfahrungswert	
	Schutzgaskosten für Argon	2,14 € pro m ³	Angebot	
	Pre- und Post-Prozess	Rüstzeit pro Baujob	0,25 h	Eigene Annahme
		Anteil der Pulververluste	57 % des verfestigten Volumens	(LUTTER-GÜNTHER ET AL. 2016)
Spannungsarmglühen		0,5 €/kg	Eigene Annahme	
Bandsägen		0,11 €/mm Schnittweg	Eigene Annahme	
Substratplatte planparallel Schleifen		50 € pro 250 · 250 · 1 mm ³	Angebot	

Prozesskette zur spanenden Herstellung

Um die Kosten des LBM bewerten zu können, werden sie mit den Kosten der konventionellen Fertigung verglichen, die im folgenden Abschnitt für eine Fräsbearbeitung und eine Bearbeitung im Wälzfräsverfahren abgeschätzt werden. Entlang der Prozesskette entstehen Materialkosten sowie Kosten für das Abtrennen des Rohlings vom Stangenmaterial $K_{Trennen}$, Kosten für die Vorverzahnung

mittels Drehen K_{Drehen} und Fräsen bzw. Wälzfräsen $K_{Verzahnung}$ sowie Kosten für das Härten $K_{Härten}$ und die Hartfeinbearbeitung $K_{Schleifen}$. Diese ergeben die Gesamtkosten für eine spanende Herstellung K_{Spanen} zu

$$K_{Spanen} = K_{Trennen} + K_{Drehen} + K_{Verzahnung} + K_{Härten} + K_{Schleifen} \quad (6-2)$$

Die Kosten der Vorverzahnung werden jeweils für das Wälzfräsen $K_{Wälzfräsen}$ und das Fräsen $K_{Fräsen}$ als Kernprozess berechnet und in die Formel 6-2 eingesetzt.

Als Ausgangsmaterial für die spanende Prozesskette dient ein Rohling, dessen Kosten mit 8 €/kg angenommen werden. Das Sägen $K_{Trennen}$ und Drehen K_{Drehen} wird analog zur LBM-Prozesskette angenommen. Für die CAM-Programmierung beim Fräsen werden 30 und 90 min für das Wälzfräsen angenommen (BOUQUET ET AL. 2014). Werkzeugkosten werden für die Prozesskette des Fräsens mit 100 € und des Wälzfräsens mit 1000 € für die Prozesskette angesetzt. Unter der Annahme einer vorliegenden Sonderverzahnung werden die Werkzeugkosten voll zugeschrieben. Dazu wird eine Bearbeitungszeit von 180 min inkl. Umspannen und Werkzeugwechsel basierend auf BOUQUET ET AL. (2014) mit 2 Schrupp- und einem Schlichtvorgang mit einem $MSS_{Fräsen} = 75$ €/h für das Fräsen und 20 min inkl. Umspannen und Techniker mit $MSS_{Wälzfräsen} = 120$ €/h für das Wälzfräsen berechnet. Somit ergeben sich Kosten für die Drehbearbeitung von $K_{Verzahnung}$.

Die Kosten für das Härten $K_{Härten}$ und die Hartfeinbearbeitung $K_{Schleifen}$ können analog zum LBM angenommen werden. Tabelle 6-2 bietet eine Darstellung der Kosten entlang der Prozesskette.

Tabelle 6-2: Prozesskettenvergleich zwischen einer spanenden Herstellung und einer LBM-basierten bezogen auf ein Typ-C-Stirnrad

Fertigungsschritte	Spanend	Kosten	LBM	Kosten
Vorverzahnung	Sägen / Scheren inkl. Materialkosten	$K_{Trennen}$	LBM inkl. Material	K_{LBM}
	Drehbearbeitung Nabe und Stirnflächen	K_{Drehen}	Spannungsarmglühen Absägen	
	Fräsen bzw. Wälzfräsen	$K_{Wälzfräsen}$	Drehbearbeitung Stirnflächen	$K_{Drehen,LBM}$
Einsatzhärten	Aufkohlen	$K_{Härten}$	Aufkohlen	$K_{Härten,LBM}$
	Härten		Härten	
	Anlassen		Anlassen	
Hartfeinbearbeitung	Rund- und Planflächen Schleifen, Verzahnungsschleifen	$K_{Schleifen}$	Rund- und Planflächen Schleifen, Verzahnungsschleifen	$K_{Schleifen,LBM}$
Summe		K_{Spanen}		$K_{LBM,ges}$

6.2 Kosteneffizienter Leichtbau mittels LBM

Im klassischen Leichtbau geht mit einer steigenden Leichtbaubestrebung eine Kostensteigerung einher (KLEIN 2009). Dies ist aufgrund des Verfahrensprinzips beim LBM entgegengesetzt, da eine direkte Kostenreduktion durch einen intelligenten Leichtbau mittels Masseinsparung und Vermeidung von Supportstrukturen ermöglicht wird. Als Vergleich wird die Kostenstruktur des Produktionsszenarios dargelegt, indem die jeweiligen Kosten für eine konventionelle spanende Herstellung und die Verwendung des LBM-Verfahrens berechnet werden. Diese werden für die Varianten des konventionellen Typ-PT-C-Rads mit einer Masse von 1,2 kg und für die Prozesskette des LBM anhand des Leichtbaurads nach Kapitel 5.2.4 bzw. 6.1 mit einer Masse von 0,78 kg dargelegt. Eine Analyse der Kosten als Funktion der Stückzahl ist in Abbildung 6-1 dargestellt. Kosten für die Auslegung der Zahnräder werden vernachlässigt, da der Auslegungsaufwand mit einer klassischen analytischen Auslegung nach Norm vergleichbar ist.

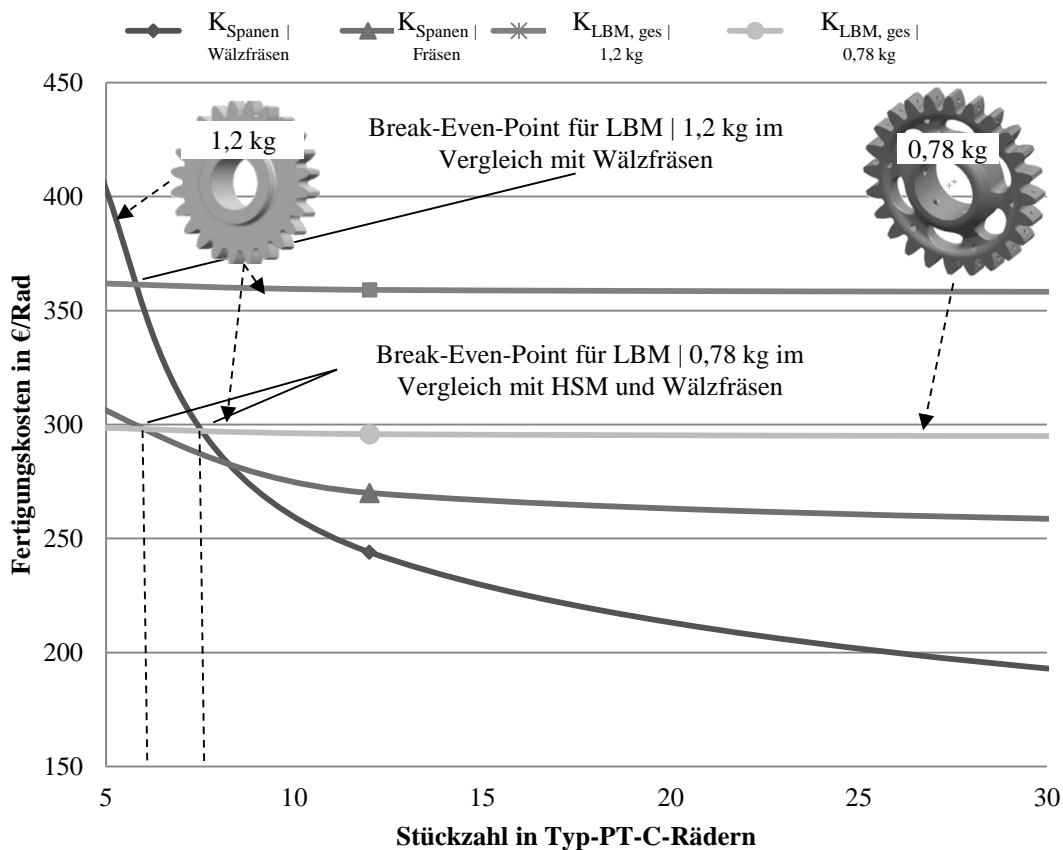


Abbildung 6-1: Darstellung der Fertigungskosten abhängig von der Stückzahl und des Leichtbaus als Vergleich zwischen Wälzfräsen und Fräsen sowie LBM am Beispiel der Typ-PT-C-Referenzverzahnung

Die Kostenstruktur des Wälzfräsens $K_{Spanen/Wälzfräsen}$ weist große Fixkosten für CAM-Programmierung und Werkzeuge auf, was in großen Stückkosten von 437,33 €/Rad für kleine Stückzahlen von 4 resultiert. Diese werden mit steigender Stückzahl zunehmend amortisiert, wodurch sich für eine Stückzahl ab 60 Stückkosten von ca. 160 €/Rad ergeben. Das Fräsen weist kleinere Fixkosten auf, weshalb die Modellierung von $K_{Spanen/Fräsen}$ Stückkosten von 313,33 €/Rad bei einer Stückzahl von 4 ergibt. Diese werden ebenfalls mit steigender Stückzahl amortisiert, so dass sich ab einer Stückzahl von 50 Stückkosten von ca. 250 €/Rad ergeben. Die Kosten für LBM $K_{LBM,ges}$ werden für zwei Bauteilvarianten berechnet. Die Kosten werden sowohl für ein unverändertes Typ-PT-C-Referenzrad sowie die Leichtbauvarianten ermittelt. Diese sind aufgrund des fehlenden Einflusses von Werkzeugkosten und CAM-Programmierung konstant. Für ein unverändertes Typ-PT-C-Rad ergeben sich Stückkosten von ca. 362 €/Rad, wobei eine Massereduktion durch die Leichtbauvariante aus Kapitel 5.2.5 auf 0,74 kg eine Kostenreduktion auf 299 €/Rad erzielt. Somit kann durch gezielten Leichtbau eine Kostenreduktion um 17,4 % bei einer kleinen Stückzahl unter 30 Stück pro Los erzielt werden.

Damit kann der Leichtbau als Mittel zur Kostenreduktion bei Stirnzahnrädern herausgestellt werden. Einen Vergleich der Kosten der spanenden und LBM-basierten Herstellung liefert die Betrachtung der *Break-Even-Points* bei der Stückzahl 6 im Vergleich $K_{Spanen/Wälzfräsen}$ mit $K_{LBM,ges/1,2kg}$. Bei der Stückzahl 6 und 8 liegen die *Break-Even-Points* der Kostenfunktionen $K_{LBM,ges/0,78kg}$ mit $K_{Spanen/Fräsen}$ bzw. $K_{Spanen/Wälzfräsen}$. Somit bietet LBM gerade bei kleinen Stückzahlen eine wirtschaftliche Alternative, wobei der Leichtbau einen signifikanten Einfluss auf die Wirtschaftlichkeit des LBM-Verfahrens zeigt.

6.3 Fazit

Die Analyse der Kostenstruktur zeigt, dass eine Fertigung der bestehenden Referenz-Verzahnung mittels LBM nicht wirtschaftlich ist. Eine Kosteneffizienz bis zur Annäherung der LBM-Kosten an die ursprünglichen konventionellen Kosten ist nur durch systematischen Leichtbau zur Massen- und somit Fertigungszeiteinsparung möglich. Dies sollte bei der Anwendung des LBM-Verfahrens stets beachtet werden. Zusätzlich ergeben sich Vorteile in der Nutzungsphase durch die erzielte Massereduktion oder die integrierten Funktionen wie eine integrierte Kühlschmierstoffzufuhr. Diese wurden allerdings bewusst außer Acht gelassen,

da in der industriellen Praxis oftmals Leichtbaukonzepte nur mit bestehenden Kostenstrukturen verglichen werden.

Zusätzlich wird bei einer reinen Substitution der Fertigungstechnologie des Zerspanens durch das LBM-Verfahren deutlich, dass sich das LBM-Verfahren besonders für kleine Stückzahlen oder für die Prototypenherstellung eignet.

7 Diskussion

Als wissenschaftliche Reflexion der Arbeit werden die Ergebnisse der Arbeit in diesem Kapitel diskutiert. Die Ergebnisse wurden anhand der systematischen Beantwortung der **Forschungsfragen** erarbeitet. Dabei fand eine Strukturierung anhand der Leichtbautrinität statt. Eine Zusammenfassung der Diskussion ist in Abbildung 7-1 dargestellt. Die **heuristische Systemgrenze des Dissertationsvorhabens** wird dabei durch die gewählten Beispiele des Werkstoffs 16MnCr5, des Fertigungssystems der verwendeten Anlagentechnik entlang der Prozesskette, der Produktauslegung am Beispiel der FZG-Typ-PT-C-Prüfverzahnung und der Wirtschaftlichkeitsbetrachtung am Beispiel eines Produktionsszenarios aufgespannt.

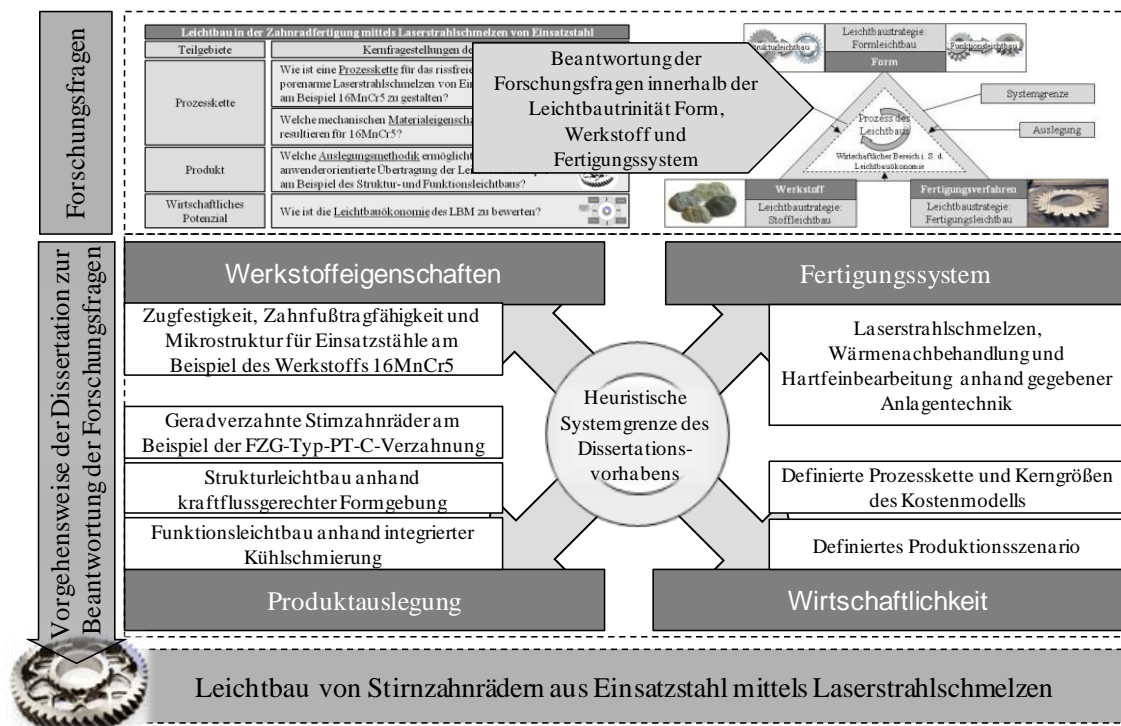


Abbildung 7-1: Generelle Vorgehensweise der Dissertation zur Beantwortung der Forschungsfragen und daraus abgeleiteter heuristische Systemgrenze der Gültigkeit der Ergebnisse

Die anhand der Beispiele durchgeführten Experimente und Simulationen wurden in den Fazitkapiteln 3.8, 4.9, 5.3 und 6.3 diskutiert und entsprechend abstrahiert. Dazu wurden systematische Vorgehensweisen auf heuristischer Basis entwickelt, die in den Kapiteln 3 bis 6 zu jeder Leichtbaustrategie eine allgemeingültige Methodik, Modelle oder normgerechte Kennwerte darstellen. Die Allgemeingültigkeit und Übertragbarkeit innerhalb der Systemgrenze kann dadurch plausibilisiert werden, dass die Ergebnisse innerhalb des Gültigkeitsbereichs der Arbeit

auf andere Einsatzstähle, geradzahnte Stirnräder oder vergleichbare Anlagen übertragen werden können. Die Zusammenfassung der **Kernergebnisse**, der **Methodiken und Richtwerte** sowie der **Allgemeingültigkeit und Plausibilisierung** sind in Tabelle 7-1 dargestellt.

Tabelle 7-1: Darstellung der Kernergebnisse, der entwickelten Methodiken und Richtlinien sowie der Allgemeingültigkeit und Plausibilisierung strukturiert anhand der Dissertationskapitel

Abstraktion, Reflexion und Plausibilisierung der Ergebnisse			
	Kernergebnisse	Methodiken und Richtlinien	Allgemeingültigkeit und Plausibilisierung
Kapitel 3	<p>Prozesskette: LBM, Spannungsarmglühen, Einsatzhärten, Hartfeinbearbeitung</p> <p>Rissfreie und porenarme Verarbeitung im LBM-Prozess möglich</p> <p>Einsatzhärteverlauf des LBM-Werkstoffs ist um ca. 10 % des CHD abweichend von konventionellem Gusswerkstoff</p> <p>Härtewerte vergleichbar mit konventionell verarbeitetem Einsatzstahl</p>	<p>Entwicklung eines Aufmaßmodells zur Kompensation von Geometrieabweichungen entlang der LBM-Prozesskette zur Vermeidung der Weichbearbeitung</p> <p>Methodik zur Prozessparameterentwicklung von Einsatzstählen für das LBM unter Reduktion des Messaufwands durch 4-Platten-Strategie</p>	<p>Vorgehensweise zum Aufmaßmodell auf weitere Stirradgeometrien übertragbar (z. B. Synchronverzahnungen)</p> <p>Methodik der 4-Platten-Strategie übertragbar auf weitere Einsatzstähle (z. B. 20MnCr5)</p>
Kapitel 4	<p>Keine messbare Anisotropie im Zugversuch nach dem Spannungsarmglühen</p> <p>Druckeigenstressungen im Material nach dem Durchlaufen der Prozesskette</p> <p>Kennwerte zur Zugfestigkeit und Zahnfußtragfähigkeit</p>	<p>Ermittlung allgemeiner Werkstoffkennwerte der Zugfestigkeit R_m und der Zahnfußtragfähigkeit σ_{Flim} zur Auslegung von Stirnzahnrädern aus 16MnCr5</p>	<p>Allgemeine Verwendbarkeit der Werkstoffkennwerte (Zugfestigkeit Zahnfußtragfähigkeit) aufgrund zugrundeliegender genormter Messmethoden und Versuche</p>
Kapitel 5	<p>Leichtbau am Beispiel des Funktions- und Strukturleichtbau ermöglicht Reduktion der benötigten Pumphleistung um 50 % und der Zahnradmasse um 27 % unter Erhaltung der Festigkeit</p>	<p>Systematische Vorgehensweise zur Leichtbaugestaltung von Stirnzahnrädern zur integrierten Implementierung von Funktions- und Strukturleichtbau nach „<i>Form follows Function</i>“</p>	<p>Anwendbarkeit der Methodik auf weitere Stirradgeometrien aufgrund allgemeingültiger Grundregeln aus der <i>Constructal Theory</i>, Werkstoffkennwerte und Normen zur Zahnradauslegung</p>
Kapitel 6	<p>Leichtbau ist ein effizientes Mittel zur kosteneffizienten Fertigung von Stirnrädern mittels LBM</p> <p>LBM für Zahnräder für kleine Losgrößen mit Leichtbaugestaltung wirtschaftlich sinnvoll</p>	<p>Entwicklung eines Kostenmodells zum Vergleich des LBM mit konventionellen Prozessketten</p>	<p>Kostenmodell basiert auf allgemeinen Annahmen, übertragbar auf weitere Verzahnungen und Produktionsszenarien</p>

Erstens wurde eine Prozesskette um den Kernprozess LBM zur rissfreien und porenarmen Verarbeitung von Einsatzstahl zu einsatzgehärteten und hartfeinbearbeiteten Zahnrädern entwickelt. Diese wurde am Beispiel des Werkstoffs 16MnCr5 repräsentativ erarbeitet. Der Einsatzhärteverlauf weist dabei eine leichte Abweichung in Form des CHD auf, wobei typische Härtewerte erzielt

werden. Die erzielbare Verzahnungsqualität nach der Hartfeinbearbeitung beträgt IT7. Unter Entwicklung eines Aufmaßmodells zur Kompensation von Geometrieabweichungen entlang der LBM-Prozesskette kann die Weichfeinbearbeitung vermieden werden. Die Vorgehensweise zum Aufmaßmodell ist auf weitere Stirnradgeometrien (z. B. Synchronverzahnungen) übertragbar und kann damit plausibilisiert werden. Die 4-Platten-Strategie zur Prozessqualifizierung eines Einsatzstahls für das LBM unter Reduktion des Messaufwands ist ebenfalls allgemein anwendbar. Eine Übertragbarkeit kann in Parallelstudien mit weiteren Werkstoffen wie 20MnCr5 plausibilisiert werden.

Zweitens wurde dazu evaluiert, welche mechanischen Materialeigenschaften aus der Prozesskette für Einsatzstahl am Beispiel Zugfestigkeit und Zahnfußtragfähigkeit resultieren. Die Messungen zeigen keine Anisotropie im Zugversuch nach dem Spannungsarmglühen. Druckeigenstressungen liegen im Material nach dem Durchlaufen der Prozesskette vor. Aus den genormten Messungen können allgemeingültige und vergleichbare Werkstoffkennwerte der Zugfestigkeit R_m und der Zahnfußtragfähigkeit σ_{Flim} zur Auslegung von Stirnzahnrädern aus 16MnCr5 abgeleitet werden. Die Vorgehensweise nach Norm bei der Verwendung der Messmethoden macht eine Übertragbarkeit der Kennwerte und Richtlinien plausibel.

Drittens wurde eine Auslegungsmethodik bereitgestellt, die eine Stirnradauslegung für das LBM zur Umsetzung der Leichtbaustrategien Form-, Stoff- und Fertigungsleichtbaus gezielt unterstützt. Die Methodik wurde dabei am Beispiel der weit verbreiteten Leichtbaukonzepte des Struktur- und Funktionsleichtbaus erarbeitet. Der Leichtbau am Beispiel des Funktions- und Strukturleichtbaus ermöglicht eine Reduktion der benötigten Pumpleistung um 50 % und der Zahnradmasse um 27 % unter Erhaltung der Festigkeit. Die systematische Vorgehensweise folgt dabei dem Credo *Form follows Function*. Die Anwendbarkeit der Methodik auf weitere Stirnradgeometrien kann aufgrund allgemeingültiger mathematischer Betrachtungen aus der *Constructal Theory*, normgerechter Werkstoffkennwerte und Normen zur Zahnradauslegung plausibel dargelegt werden.

Das wirtschaftliche Potenzial wurde abschließend unter Betrachtung der Leichtbauökonomie in der Herstellungsphase analysiert. Leichtbau ist ein effizientes Mittel zur kosteneffizienten Fertigung von Stirnrädern mittels LBM. Das LBM ist dabei speziell für Zahnräder mit kleinen Losgrößen mit Leichtbaugestaltung wirtschaftlich sinnvoll. Die Entwicklung eines Kostenmodells zum Vergleich des LBM mit konventionellen Prozessketten basiert auf allgemeinen Annahmen.

Somit ist diese plausibel übertragbar auf weitere Verzahnungen und Produktionsszenarien.

Nach einer kritischen Reflexion der Ergebnisse ergeben sich Möglichkeiten der **Falsifizierung** der Methodiken, Richtlinien und Kennwerte. Die Ergebnisse dieser Arbeit wurden anhand der definierten Beispiele des Werkstoffs und der Verzahnungsgeometrie entwickelt und anhand einer Auswahl eines weiteren Werkstoffs plausibilisiert, wobei die relevantesten Fehlerquellen reflektiert werden.

Beispielsweise kann die Verarbeitung eines Einsatzstahls nach dem Durchlaufen der 4-Platten-Strategie fehlschlagen, indem keine rissfreie und porenarme Verarbeitung eines Einsatzstahls erzielt werden kann. Die Reihenfolge der variierten Parameter und die Parameterfixierung zur Verkleinerung des Lösungsraums erweist sich als zielführend, um den Mess- und Analyseaufwand zu beherrschen. Dabei besteht die Möglichkeit, dass nur lokales Optimum des identifizierten Prozessparameterfensters erzielt wurde. So sind andere Kombinations-, Variations- und Iterationssystematiken für die relevanten Prozessgrößen (Laserleistung P_L , Scangeschwindigkeit v_S , Scanlinienabstand h_S , Fokusdurchmesser d_F , Fokusposition f_Z und Schichtdicke l_Z , Intensitätsverteilung des Lasers, Vorheiztemperatur T_{VT} , anlagenspezifische Parameter wie Scanvektorlänge l_{SV} oder Scanvektorabstand h_{SS} sowie Skalierungs- und Strahlverschiebungswerte für Schraffur oder Belichtung der Bauteilkontur) denkbar. Dies ist ebenfalls für die Versuchsreihen zur Wärmebehandlung für die Parameter des Spannungsarmglühens, des Härtens und des Anlassens (Aufheizgeschwindigkeit VT , die Haltetemperatur T , die Haltezeitdauer HD und die Abkühlgeschwindigkeit VA mit dem jeweiligen Abschreckmedium AM) gültig.

Dazu kann die Anwendung des Aufmaßmodells zur Vermeidung der Weichbearbeitung aufgrund einer geometriebedingt ungeeigneten Verzahnung ein unzulässiges Aufmaß zur Hartfeinbearbeitung vorgeben, da eventuell ein verändertes Verzugsverhalten oder eine vergrößerte Oberflächenrauheit vorliegt. Zudem können weiterführende experimentelle Werkstoffuntersuchungen veränderte Kennwerte ergeben.

Für alle Versuchsreihen ist ebenfalls eine andere Definition der Stell-, Steuer- und Störgrößen sowie der Methoden zur Oberflächen-, Werkstoff- und Geometrieanalyse möglich. Beispielsweise könnte die Verwendung höherwertiger 3-D-Digitalisierungswerkzeuge eine erweiterte Interpretation des Verzugsverhaltens ermöglichen.

Die Auslegungsmethodik zur integrierten Implementierung der Leichtbaukonzepte integrierte Kühlschmierung und kraftflussgerechter Strukturleichtbau kann bei der weiterführenden Applikation bei einer ungeeigneten Verzahnungsgeometrie angewendet werden. So könnte die Methodik eine nicht eindeutig bestimmbar Kanalstruktur als im Rahmen der Detaillierung des Konstruktionsvorschlags liefern.

Schließlich kann die Verwendung des Kostenmodells bei der abweichenden Definition eines Produktionsszenarios (z. B. Anteil der Pulververluste, Rüstzeit oder Peripheriekosten) zu dieser Arbeit divergierende Grundaussagen zur Leichtbauökonomie liefern.

In Summe bestehen aufgrund der getroffenen Annahmen und herangezogenen Beispiele naturgemäß Fehlerquellen, die in der Folge der weiteren Anwendung der Methoden, der Richtlinien und der Kennwerte im Rahmen der heuristischen Systemgrenze der Arbeit stets kritisch reflektiert werden müssen.

Die **Einordnung der Arbeit** aus Kapitel 1 kann als Abschluss der Diskussion einem experimentellen und kreativ-synthetischen Typus wissenschaftstheoretisch bestätigt werden. In Anlehnung an KUBLEK (1977), POPPER (1967) und ULRICH (1976) wird dabei ein heuristischer Bezugsrahmen der durch systematische Experimente sowie eine kritische Reflexion und Abstraktion derer zur Schaffung eines theoretischen Verständnisses erarbeitet. Daraus werden auf Basis von Beispielen des Werkstoffs und der Verzahnungsgeometrie präskriptive Methodiken zur allgemeinen Anwendung der Leichtbaustrategien im Geltungsbereich der Arbeit abgeleitet. Die Arbeit kann in die Wissenschaftsgebiete Prozessqualifizierung des LBM, Werkstoffqualifizierung des LBM, Erschließung der *Constructal Theory* für das DFAM sowie Kostenmodellierung für LBM-Prozessketten eingeordnet werden.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Unter Bezug auf die Systemgrenze und die erarbeiteten Methodiken der Arbeit sowie auf Ergebnisse der einzelnen Kapitel wird im Folgenden eine Zusammenfassung (Kapitel 8.1) dargelegt. Anschließend wird ebenfalls mit Bezug auf die einzelnen Kapitel ein Ausblick auf weitere Forschungsaktivitäten (Kapitel 8.2) abgeleitet.

8.1 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Leichtbau von Stirnzahnrädern mittels LBM systematisch untersucht. Dazu wurden Forschungsfragen zu den Themengebieten „Prozesskette“, „resultierende Materialeigenschaften“, „Leichtbaugestaltung“ und „resultierende Kostenstrukturen“ beantwortet. Somit konnten die Leichtbaustrategien Fertigungsleichtbau, Stoffleichtbau, Formleichtbau sowie die Rahmenbedingungen für die Gestaltung durch eine Auslegungsmethodik und die Leichtbauökonomie sequentiell erforscht werden. Dazu wurde eine FZG-Typ-PT-C-Prüfverzahnung verwendet. Eine Zusammenfassung in grafischer Form ist in Abbildung 8-1 dargestellt.

Der Geltungsbereich der Arbeit wird durch die bestehende Anlagentechnik und den verwendeten Werkstoff 16MnCr5 in der Prozesskettenentwicklung und der Evaluierung der Materialeigenschaften aufgespannt. Zusätzlich wird der Geltungsbereich der Auslegungsmethodik durch die Verwendung der Typ-PT-C-Verzahnung auf geradverzahnte Stirnzahnräder in gleicher oder bauähnlicher Dimensionierung definiert. Die Untersuchungen zur Leichtbauökonomie beziehen sich auf kleine Stückzahlen im Vergleich des LBM mit Fräsen und Wälzfräsen, wobei eine Nutzungsphase ausgeklammert wird.

Zur Beantwortung der Forschungsfragen wurden in den jeweiligen Kapiteln unterschiedliche Methodiken entwickelt. Diese können unter Beachtung des Geltungsbereichs für die Prozessentwicklung für weitere Einsatzstähle oder weitere geradverzahnte Stirnradpaarungen verwendet werden. Somit besteht eine breite Anwendbarkeit der Ergebnisse.

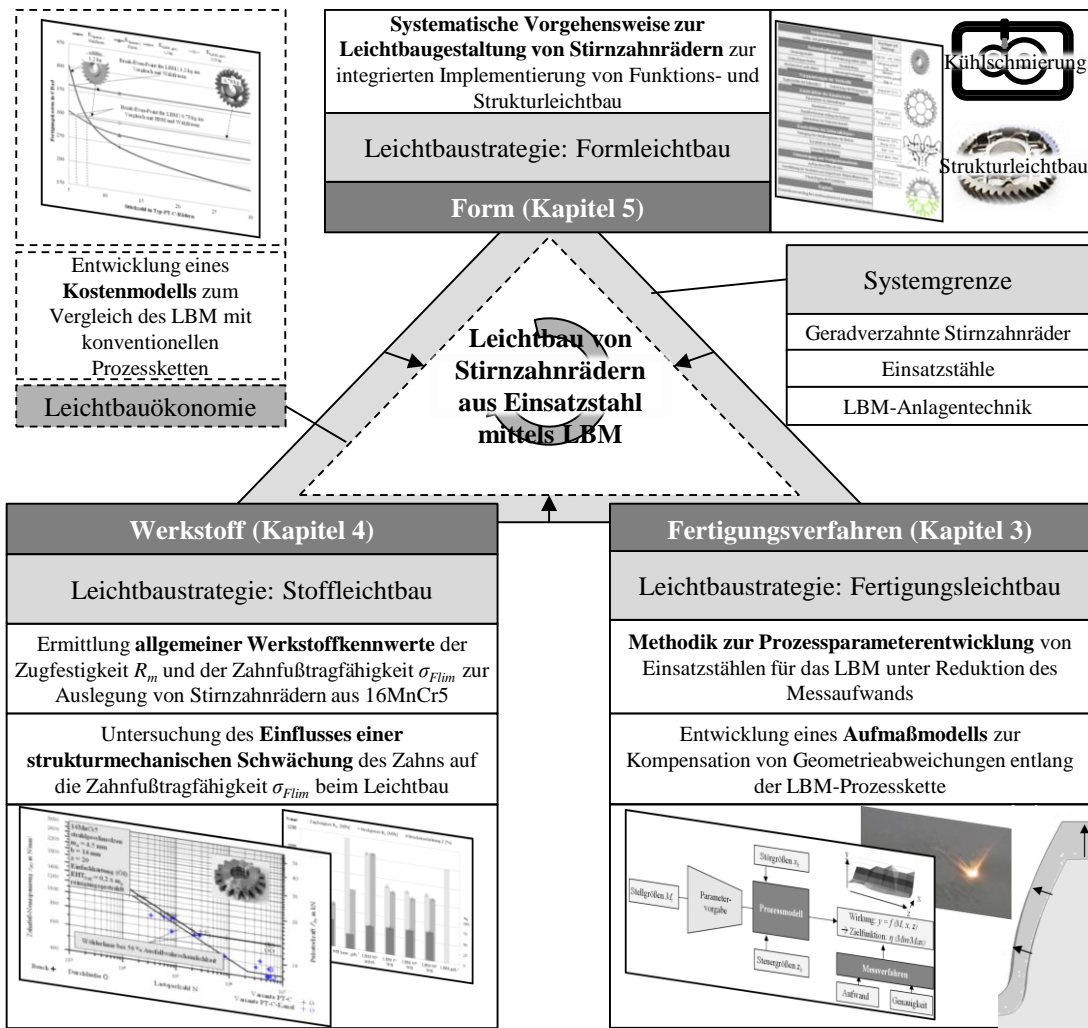


Abbildung 8-1: Zusammenfassung der zentralen Ergebnisse der Arbeit

Fertigungsleichtbau - Prozesskette (Kapitel 3)

Durch die Verwendung des LBM in der Prozesskette als Vorverzahnungstechnologie sind rissfreie Stirnräder mit einer relativen Materialdichte von $\rho_{rel} = 99,97\%$ herstellbar. Die resultierende Oberflächenrauheit beträgt $R_a = 11,38\ \mu\text{m}$, wobei ein zusätzliches Strahlen die Oberflächenrauheit auf $R_a = 1,2\ \mu\text{m}$ reduzieren kann. Im Zuge der Werkstoffqualifizierung des Beispielwerkstoffs 16MnCr5 wurde eine anwendungsnahe Qualifizierungsheuristik für Einsatzstähle basierend auf einer 4-stufigen Versuchsmethodik entwickelt. Das Material 16MnCr5 weist dabei ein breites Parameterfeld zur porenarmen und rissfreien Verarbeitung mit $\rho_{rel} > 99,5\%$ auf.

Ein Spannungsarmglühen wandelt das LBM-typische Gefüge in ein homogenes feinkörniges Gefüge um. Das Gefüge weist nach dem Spannungsarmglühen eine um 27 % größere Härte als das stranggegossene Material auf, was bei der Zer-

spanung berücksichtigt werden sollte. Zusätzlich weist das Material ausscheidungsartige Gefügeerscheinungen auf.

Im Einsatzhärten zeigt sich ein verglichen mit geschmiedeten Proben unterschiedliches Einsatzhärteverhalten in Form eines abweichenden Härtetiefenverlaufs. Die Differenz der CHD bei einer Ziel-CHD von 0,85 mm beträgt 0,1 mm. Somit liegt die Abweichung in einem typischen Toleranzband. Dies legt die prinzipielle Eignung bestehender Prozessparameter für das Einsatzhärten auch für strahlgeschmolzenen Werkstoff nahe. Die Randhärte sowie die CHD können durch eine Einsatzhärtung auf 750 bis 800 HV eingestellt werden.

Die Geometrieabweichung in Form des Verzugs und der Oberflächenrauheit kann durch das entwickelte Aufmaßmodell vorgehalten werden. Für die Referenzverzahnung ergibt sich für die verwendete Prozesskette und die Verzahnungspaarung ein Aufmaß von 0,7 mm auf der Zahnflanke. Die Verzahnungsqualität nach dem Profilschleifen beträgt IT 6 bis 7.

Stoffleichtbau - Materialeigenschaften (Kapitel 4)

Entlang der Prozesskette wurden leichte Schwankungen der Legierungszusammensetzung des Materials gemessen, was bei der Qualitätssicherung bei einer industriellen Implementierung beachtet werden sollte. Zusätzlich wurden Gefügeerscheinungen in den Schlibfbildern identifiziert, die als Ausscheidungen interpretiert wurden. Ein Vergleich mit der Literatur bei der Verarbeitung des Einsatzstahls M50NiL zeigt ein ähnliches Bild.

Unter Verwendung der entwickelten LBM-Prozesskette ergeben sich kleine Druckeigenstressungen ohne ausgeprägtes Spannungsmaximum entlang der Oberfläche mit $\sigma_{ES} < -78,9 \text{ N/mm}^2$. Die Zugfestigkeit wurde nach dem LBM ($R_m = 1050 \text{ N/mm}^2$), nach dem Spannungsarmglühen ($R_m = 730 \text{ N/mm}^2$) und nach dem Härten ($R_m = 955 \text{ N/mm}^2$) bestimmt. Die LBM-induzierte Werkstoffanisotropie der Zugfestigkeit kann bis auf 2 % (Messgenauigkeit) reduziert werden.

Ergänzend wurde die Zahnfußtragfähigkeit anhand von Pulsatorversuchen ermittelt. Für das Standard-Prüfrad ergibt sich eine Zahnfußtragfähigkeit $\sigma_{Flim, Versuch} = 309 \text{ N/mm}^2$. Zusätzliche Untersuchungen an Typ-PT-C-Ritzeln mit strukturell durch Kavitäten geschwächten Zähnen ergeben eine Reduktion der Zahnfußtragfähigkeit um 37 %.

Formleichtbau - Auslegungsmethodik (Kapitel 5)

Für die ausgewählten repräsentativen Leichtbaukonzepte der bionischen Formgebung (Strukturleichtbau) und der integrierten Kühlschmierung (Funktionsleichtbau) wurde eine integrative Auslegungsmethodik basierend auf dem *Constructal Law*, einem Festigkeitsnachweis nach Norm sowie Kernergebnissen aus der Prozesskettenentwicklung (Kapitel 3) und der Materialerprobung (Kapitel 4) entwickelt. Die Methodik wurde anhand der Typ-PT-C-Referenzverzahnung aufgestellt und erprobt. Sie liefert einen Konstruktionsvorschlag mit einer um 50 % reduzierten benötigten Pumpleistung relativ zu bestehenden Konzepten und einer Massereduktion um 27 %. Simulationswerkzeuge können und sollten zum Festigkeitsnachweis und zur Feinauslegung verwendet werden.

Leichtbauökonomie (Kapitel 6)

Eine Kostenanalyse im Vergleich mit einer zerspanenden Fertigung anhand eines fiktiven Produktionsszenarios zeigt deutlich, dass eine Stirnradherstellung ohne Leichtbaugestaltung mittels LBM nicht wirtschaftlich ist. Erst durch systematischen Leichtbau kann eine wirtschaftliche Konkurrenzfähigkeit erzeugt werden. Eine Masseinsparung von 37,5 % gegenüber dem FZG-PT-C-Referenzrad resultiert insgesamt in einer Kostenreduktion von 17,4 % bei der Fertigung mittels LBM.

8.2 Ausblick auf weitere Forschungsaktivitäten

Die Inhalte dieser Arbeit sind ein erster Schritt zur Qualifizierung des LBM-Verfahrens für die Stirnzahnradherstellung. Dabei können auf Basis der Erkenntnisse der einzelnen Kapitel weitere Forschungsaktivitäten identifiziert werden.

Prozesskette (Kapitel 3)

Beim LBM von 16MnCr5 resultieren analog zu SCHEITLER ET AL. (2016) ausscheidungsartige Gefügeerscheinungen im Material. Hier sind weitere Untersuchungen notwendig, um Entstehungsmechanismen und den Einfluss auf die Werkstofffestigkeit zu untersuchen.

Aufgrund der selektiven Verfestigung des Werkstoffs durch die LBM-Technologie sollten höherwertige Verzahnungswerkstoffe wie Ferrium C69 (KRANTZ & TUFTS 2008) erprobt werden. Die Studien wurden auf einer LBM-Anlage des Typs EOS M270 durchgeführt. Aktuellere Anlagentechnik liefert gesteigerte Aufbauraten und unter Umständen eine bessere Materialqualität. Zur

Ausschöpfung des Gestaltungspielraums durch die LBM-Technologie sollten Prozesse untersucht werden, die den Aufwand einer Hartfeinbearbeitung reduzieren können wie beispielsweise der *Micro Machining Prozess* der Fa. Best In Class (AMES 2011). Ebenfalls kann eine Integration des Verzahnungswalzens als Substitution des Profilschleifens je nach Anwendung sinnvoll sein (STEINERT ET AL. 2013).

Beim Einsatzhärten weisen die Versuchsergebnisse eine Tendenz zu einem unterschiedlichen Werkstoffverhalten während des Einsatzhärtens auf, sodass weitere experimentelle Untersuchungen sinnvoll sind. Die Ergebnisse lassen vermuten, dass eine Anpassung der Prozessparameter beim Einsatzhärten z. B. zur Einhaltung der Toleranz der CHD notwendig sind.

Materialigenschaften (Kapitel 4)

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Pulsatoruntersuchungen an Standard-Prüfrädern und FZG-Typ-PT-C-Ritzeln durchgeführt. Diese Untersuchungen können durch die Betrachtung unterschiedlicher Prozessketten (z. B. die Integration eines Kugelstrahlens zur Vergrößerung der Druckeigenspannungen der Randschicht) sinnvoll erweitert werden. Dazu wurde zur Abschätzung des Einflusses einer strukturellen Schwächung des Zahns Pulsatorversuche anhand eines Beispiels durchgeführt. Untersuchungen zu weiteren strukturellen Änderungen durch den Leichtbau (z. B. Hohlstrukturen mit Öffnungen an der Zahnflanke, filigrane Leichtbaustrukturen im Zahngrundkörper) sind zu empfehlen.

Die Normen DIN 3990 bzw. ISO 6336 definieren eine Reihe von Auslegungskriterien zu weiteren Ursachen von Getriebeschäden (Heißlaufen, Fressen, Verschleiß). Zu diesen Schadensmechanismen sollten Studien mit strahlgeschmolzenem Werkstoff durchgeführt werden. Auch sind experimentelle Untersuchungen zur Grübchenbildung interessant, da im Rahmen dieser Arbeit Literaturwerte herangezogen wurden. Auf diese Weise kann die Auslegungsqualität durch die Erweiterung des Material- und Prozessverständnisses verbessert werden.

Bei der Fertigung mittels LBM ergeben sich anisotrope Eigenschaften und Eigenspannungszustände, die von der Baurichtung abhängig sind. Diese können einen Einfluss auf das Anregungsverhalten und somit die Geräuscherzeugung haben. Unter Umständen ist somit eine gezielte Beeinflussung des Geräuschverhaltens von Zahnrädern möglich.

Zur weiteren Ausschöpfung der Formgebungsfreiheit beim Leichtbau mittels LBM sollte der Einfluss filigraner Strukturen wie z. B. Gitterstrukturen mit einem großen Aspektverhältnis auf das Werkstoffverhalten beim Einsatzhärten

untersucht werden. Dazu sollten Fertigungsgrenzen für filigrane Strukturen in Dauerfestigkeitsuntersuchungen ermittelt werden, um die in dieser Arbeit analytisch abgeleiteten Empfehlungen zur Mindestdicke der Streben zu untersuchen.

Auslegungsmethodik (Kapitel 5)

In dieser Arbeit wurden zwei Leichtbaukonzepte des Struktur- und Funktionsleichtbaus in Form der bionischen belastungsgerechten Materialverteilung und der Integration von Kanälen zur Kühlschmierung betrachtet. Weitere Konzepte wie der integrale Leichtbau unter Kombination mehrerer Verzahnungen in einem Bauteil sollten betrachtet werden. Die entwickelte Methodik unterliegt Anforderungen an die betrachtete Verzahnung (z. B. Zähnezahl). Eine Weiterentwicklung der Methodik für andere Verzahnungen wie beispielsweise industriell weit verbreitete Schrägverzahnungen ist daher sinnvoll. Zusätzlich ist der gezielte Einsatz weiterer Simulationswerkzeuge wie der Topologieoptimierung oder der Fluidodynamik bei der Feinauslegung sinnvoll. Erste Ansätze einer Kombination der Topologieoptimierung mit dem Wissenschaftsgebiet der Constructal Theory bietet beispielsweise die Arbeit von BIEDERMANN ET AL. 2018. Hier wird die Generierung von verzweigten Strukturen in zwei- und dreidimensional automatisiert.

Leichtbauökonomie (Kapitel 6)

Die Ergebnisse der Analyse der Leichtbauökonomie zeigen, dass eine Bauteilgestaltung im Hinblick auf Kosteneffizienz bereits in der Konstruktionsphase notwendig ist. Eine Kombination der Auslegungsmethodik mit Kostenmodellen zur Abschätzung der Fertigungskosten ist daher zielführend.

Die Analyse zur Leichtbauökonomie zeigt, dass ein wirtschaftlicher Einsatz des LBM-Verfahrens tendenziell bei kleinen Losgrößen und großen Anforderungen an den Leichtbau bei Sonderverzahnungen sinnvoll ist. Komplexe Zerspanungsoperationen und eine aufwändige CAD/CAM-Programmierung können vermieden werden. Dies kann ebenfalls bei variantenreichen Getrieben interessant sein. Zusätzlich ist für den Prototypenbau eine Herstellung von Verzahnungen mit Materialeigenschaften möglich, die konventionell hergestellten Verzahnungen ähnlich sind. Dies kann die Ergebnisgüte der experimentellen Erprobung verbessern. In Summe ergeben sich somit viele Einsatzgebiete für die in dieser Arbeit entwickelten Erkenntnisse.

9 Literaturverzeichnis

ADAM & ZIMMER 2015

Adam, G. A.; Zimmer, D.: On design for additive manufacturing: Evaluating geometrical limitations. Rapid Prototyping Journal, 21, Emerald Group Publishing Limited 2015.

AMES 2011

Ames, E. C.: Repair of High Value/High Demand Spiral Bevel Gears by Superfinishing. Virginia Beach, VA: 2011.

ANDERL & BINDE 2014

Anderl, R.; Binde, P.: Simulationen mit NX. Kinematik, FEM, CFD, EM und Datenmanagement - mit zahlreichen Beispielen für NX 9. 3. aktualisierte und erw. Aufl. München: Hanser 2014.

ATZENI & SALMI 2012

Atzeni, E.; Salmi, A.: Economics of additive manufacturing for end-usable metal parts. Int J Adv Manuf Technol 2012.

BAILEY 2008

Bailey, R. A.: Design of Comparative Experiments. Cambridge Series in Statistical and Probabilistic Mathematics. Cambridge, New York, Melbourne, Madrid, Cape Town, Singapore, São Paulo: Cambridge University Press 2008.

BARNREITER & EICHBERG 1997

Barnreiter, K.; Eichberg, O.: Leichtbaumaßnahmen am manuellen Schaltgetriebe. Wiesbaden: Vieweg 1997.

BARTSCH 1989

Bartsch, G.: Anforderungen an umformtechnische Zahnradfertigungsverfahren aus der Sicht des Getriebebaus. Neuere Entwicklungen in der Massivumformung 06.-07.06.1989, Stuttgart 1989.

BAUMERS ET AL. 2012

Baumers, M.; Tuck, C.; Wildman, R.; Ashcroft, I.; Rosamond, E.; Hague, R.: Combined build-time, energy consumption and cost estimation for direct metal laser sintering. From Proceedings of Twenty Third Annual International Solid Freeform Fabrication Symposium - An Additive Manufacturing Conference 13/2012.

BAUSCH 2010

Bausch, T.: Innovative Zahnradfertigung: Verfahren, Maschinen und Werkzeuge zur kostengünstigen Herstellung von Stirnrädern mit hoher Qualität. Rennigen-Malmsheim: expert Verlag 2010.

BAYERLEIN & ZÄH 2016

Bayerlein, F.; Zäh, M. F.: Reduction of manufacturing-induced dimensional deviations in Laser Beam Melting by pre deformation. International Conference on Additive Technologies - iCAT 2016 Nürnberg, Germany, 29. – 30. November 2016.

BECKER ET AL. 2005

Becker, R.; Grzesiak, A.; Henning, A.: Rethink Assembly Design. Assembly automation 25, Emerald Group Publishing 2005.

BEJAN 1996

Bejan, A.: Constructal-theory network of conducting paths for cooling a heat generating volume. Int. J. of Heat Mass Transfer Vol. 40 1996.

BEJAN & BELLO-OCHEDE 2003

Bejan, A.; Bello-Ochende, T.: Fitting the duct to the “body” of the convective flow. Int. J. of Heat Mass Transfer Vol. 46 2003.

BEJAN & GOSSELIN 2005

Bejan, A.; Gosselin, L.: Tree networks for minimal pumping power. Int. J. of Thermal Sciences Vol. 44 2005.

BEJAN & GOSSELIN 2005

Bejan, A.; Gosselin, L.: Emergence of asymmetry in constructal tree flow networks. J. of Applied Physics Vol. 98 2005.

BEJAN & LORENTE 2008

Bejan, A.; Lorente, S.: Design with constructal theory. Hoboken, N.J: John Wiley & Sons 2008.

BEJAN & LORENTE 2009

Bejan, A.; Lorente, S.: The constructal law of design and evolution in nature. Philosophical Transactions of the Royal Society Vol. 365 2009.

BEJAN ET AL. 2013

Bejan, A.; Lorente, S.; Rocha, L.: Constructal Law and the Unifying Principle of Design. New York: Springer Science + Business Media New York 2013.

BEJAN ET AL. 2002

Bejan, A.; Lorente, S.; Wechsato, W.: Optimal tree-shaped networks for fluid flow in a disc-shaped body. Int. J. of Heat Mass Transfer 45/2002.

BEJAN ET AL. 2006

Bejan, A.; Lorente, S.; Wechsato, W.: Tree-shaped flow structures with local junction losses. Int. J. of Heat Mass Transfer 49/2006.

BEJAN & ZANE 2012

Bejan, A.; Zane, J. P.: Design in nature. How the constructal law governs evolution in biology, physics, technology, and social organization. 1. Aufl. New York: Doubleday 2012.

BENDSOE & SIGMUND 2004

Bendsoe, M. P.; Sigmund, O.: Topology Optimization - Theory, Methods and Applications. 2. Auflage Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer 2004.

BERNS 1991

Berns, H. (Hrsg.): Stahlkunde für Ingenieure. Berlin, Heidelberg: Springer 1991.

BIEDERMANN ET AL. 2018

Biedermann, M. ; Schoen, M.; Meboldt, M.: Design Automation for Additive Manufacturing Applied to Branched Fluid Structures. 29th DfX Symposium 2018, Tutzing, Germany, September 25-26, 2018.

BOOS, R. ET AL. 2006:

SCHUTZRECHT DE 10 2006 060 791 A1 (26.06.2008) 21.12.2006: Verfahren zur elektrochemischen Bearbeitung von gehärteten Bauteilen.

BOUQUET ET AL. 2014

Bouquet, J.; Hensgen, L.; Klink, A.; Jacobs, T.; Klocke, F.; Lauwers, B.: Fast production of gear prototypes - a comparison of technologies. 6th CIRP International Conference on High Performance Cutting 2014.

BOURELL ET AL. 2017

Bourell, D.; Kruth, J. P.; Leu, M.; Levy, G.; Rosen, D. W.; Beese, A. M. Clare, A.: Materials for additive manufacturing. CIRP Annals - Manufacturing Technology 2017.

BUCHBINDER 2013

Buchbinder, D.: Selective Laser Melting von Aluminiumgusslegierungen (Dissertation) Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen 2013.

BUTZ & REINERT 2012

Butz, C.; Reinert, J.: PEEK-Kunststoffe für Effiziente Getriebe und Verbesserten Schaltkomfort, ATZ, Mai 2012.

DBOUK 2017

Dbouk, T.: A review about the engineering design of optimal heat transfer systems using topology optimization, 112/2017.

DECKER 2009

Decker, K.-H.: Maschinenelemente – Funktion, Gestaltung und Berechnung. 17. Aufl. München: Carl Hanser Verlag 2009.

DECKER & KABUS 2014

Decker, K.-H.; Kabus, K.: Decker Maschinenelemente. Funktion, Gestaltung und Berechnung. 19., aktualisierte Aufl. München: Hanser 2014.

DEUTSCHE EDELSTAHLWERKE 2016

Deutsche Edelstahlwerke: Werkstoffdatenblatt 16MnCr5. <https://www.dew-stahl.com/fileadmin/files/dew-stahl.com/documents/Publikationen/Werkstoffdatenblaetter/Baustahl/1.7131_1.7139_de.pdf> - 05.03.2017.

DIN 867

DIN 867: Bezugsprofile für Evolventenverzahnungen an Stirnrädern (Zylinder-
rädern) für den allgemeinen Maschinenbau und den Schwermaschinenbau. Ber-
lin: Beuth 1986.

DIN 868

DIN 868: Allgemeine Begriffe und Bestimmungsgrößen für Zahnräder, Zahnrad-
paare und Zahnradgetriebe. Berlin: Beuth 1976.

DIN 3960

DIN 3960: Begriffe und Bestimmungsgrößen für Stirnräder (Zylinderräder) und
Stirnradpaare (Zylinderpaare) mit Evolventenverzahnung; Zusammenstellung der
Gleichungen. Berlin: Beuth 1980.

DIN 3990

DIN 3990: Tragfähigkeitsberechnung von Strinrädern, Berlin: Beuth 1987.

DIN 7190

DIN 7190: Pressverbände, Berlin: Beuth 2001.

DIN 8580

DIN 8580: Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung, Berlin: Beuth 2003.

DIN 50125

DIN 50125: Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben, Berlin: Beuth 2016.

DIN 51519

DIN 51519: ISO-Viskositätsklassifikation für flüssige Industrie-Schmierstoffe.
Berlin: Beuth 1998.

DIN 17022-3

DIN 17022-3: Wärmebehandlung von Eisenwerkstoffen - Verfahren der Wärme-
behandlung: Einsatzhärten, Berlin: Beuth 1989.

DIN EN 10052

DIN EN 10052: Begriffe der Wärmebehandlung von Eisenwerkstoffen, Berlin:
Beuth 1994.

DIN EN 13925-1:2003-07

DIN EN 13925-1:2003-07: Zerstörungsfreie Prüfung - Röntgendiffraktometrie von polykristallinen und amorphen Materialien - Teil 1: Allgemeine Grundlagen, Berlin: Beuth 2003.

DIN EN 15305:2009-01

DIN EN 15305:2009-01: Zerstörungsfreie Prüfung - Röntgendiffraktometrisches Prüfverfahren zur Ermittlung der Eigenspannungen, Berlin: Beuth 2009.

DIN EN ISO 1101

DIN EN ISO 1101: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Geometrische Tolerierung - Tolerierung von Form, Richtung, Ort und Lauf, Berlin: Beuth 2014.

DIN EN ISO 1183-1

DIN EN ISO 1183-1: Kunststoffe - Verfahren zur Bestimmung der Dichte von nicht verschäumten Kunststoffen - Teil 1: Eintauchverfahren, Verfahren mit Flüssigkeitspyknometer und Titrationsverfahren, Berlin: Beuth 2013.

DIN EN ISO 3369

DIN EN ISO 3369: Undurchlässige Sintermetallwerkstoffe und Hartmetalle - Ermittlung der Dichte, Berlin: Beuth 2010.

DIN EN ISO 4288

DIN EN ISO 4288: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Regeln und Verfahren für die Beurteilung der Oberflächenbeschaffenheit, Berlin: Beuth 1998.

DIN EN ISO 6507-1

DIN EN ISO 6507-1: Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren, Berlin: Beuth 2006.

DIN EN ISO 6892-1

DIN EN ISO 6892-1: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur, Berlin: Beuth 2017.

DIN EN ISO 17296-3

DIN EN ISO 17296-3: Additive Fertigung - Grundlagen - Teil 3: Haupteigenschaften und entsprechende Testmethoden, Berlin: Beuth 2016.

DIN ISO 2768-2

DIN ISO 2768-2: Allgemeintoleranzen; Toleranzen für Form und Lage ohne einzelne Toleranzeintragung; Identisch mit ISO 2768-2:1989, Berlin: Beuth 1991.

ECKSTEIN 1977

Eckstein, H. J.: Technologie der Wärmebehandlung von Stahl. Leipzig: VEB Verlag 1977.

EISEN 2009

Eisen, M. A.: Optimierte Parameterfindung und prozessorientiertes Qualitätsmanagement für das Selective Laser Melting Verfahren (Dissertation) Universität Duisburg-Essen 2009.

EMMELMANN ET AL. 2011

Emmelmann, C.; Sander, P.; Kranz, J.; Wycisk, E.: Laser additive manufacturing and bionics: Redefining lightweight design. Physics Procedia, Elsevier 12/2011.

FELTEN 1999

Felten, K.: Verzahnungstechnik. Das aktuelle Grundwissen über die Herstellung und Prüfung von Zahnrädern. Rennigen-Malmsheim: expert Verlag 1999.

FRIEDRICH 2013

Friedrich, H. E.: Leichtbau in der Fahrzeugtechnik. Wiesbaden: Springer Vieweg 2013.

FRÜHE 2012

Frühe, T.: Berechnung und Minimierung der Zahnfußspannung von Standard und LowLoss-Verzahnungen (Dissertation) Technische Universität München 2012.

FVA 563 II

FVA 563 II: Empfehlungen zur Vereinheitlichung von Zahnfußtragfähigkeitsversuchen an vergüteten und gehärteten Zylinderrädern: 2012.

GAYNOR & GUEST 2016

Gaynor, A. T.; Guest, J. K.: Topology optimization considering overhang constraints: Eliminating sacrificial support material in additive manufacturing through design. Structural and Multidisciplinary Optimization 54/2016.

GROSCH 2010

Grosch, J.: Einsatzhärten: Grundlagen - Verfahren - Anwendung - Eigenschaften einsatzgehärteter Gefüge und Bauteile. Rennigen-Malmsheim: expert Verlag 2010.

GROSSL 2007

Grossl, A.: Einfluss von PVD-Beschichtungen auf die Flanken- und Fußtragfähigkeit einsatzgehärteter Stirnräder (Dissertation) Technische Universität München 2007.

GUTMANN, P.; LI, J. H.

SCHUTZRECHT EP2005032B1: Tothing System of a Gearwheel Having Involute Roller, Tothing.

HABERHAUER 2003

Haberhauer, H.: Maschinenelemente – Gestaltung, Berechnung, Anwendung. 12. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag 2003.

HABERHAUER & BODENSTEIN 2007

Haberhauer, H.; Bodenstein, F.: Maschinenelemente. Gestaltung Berechnung Anwendung. 14., bearb. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer 2007.

HARZHEIM 2008

Harzheim, L.: Strukturoptimierung. Grundlagen und Anwendungen. 1. Aufl. Frankfurt, M: Deutsch 2008.

HEEB 2011

Heeß, K.: Maß- und Formänderung infolge Wärmebehandlung von Stählen (Monographie des AWT-Fachausschusses 15). 4. Aufl. Renningen: expert Verlag 2011.

HEEB ET AL. 2007

Heeß, K.; Besserdich, G.; Bohn, R.; Ehlers, M.; Escher, C.; Fiderer, M.; Franz: Maß- und Formänderungen infolge Wärmebehandlung von Stählen. 3. Aufl. Renningen: expert Verlag 2007.

HEISELBETZ & MÜLLER 2009

Heiselbetz, U.; Müller, J.: Weight Optimization of a Gear Wheel Considering the Manufacturing Process and Cyclic Symmetry. 9th Stuttgart International Symposium "Automotive and Engine Technology" 24. - 25. März 2009.

HELLMANN & HESSE 2007

Hellmanns, M.; Hesse, J.: Geräuschkinderung und Leichtbau in Leistungsgetrieben durch den Einsatz von Werkstoffverbunden 2007.

HENNING & MOELLER 2011

Henning, F.; Moeller, E.: Handbuch Leichtbau: Hanser 2011.

HOFFMANN ET AL. 2002

Hoffmann, F.; Keßler, O.; Lübber, T.; Mayr, P.: Distortion Engineering - Verzugsbeherrschung in der Fertigung HTM, 57/2002.

HÜCK 1981

Hück, M.: Ein verbessertes Verfahren für die Auswertung von Treppenstufenversuchen. Berlin: 25./26. Mai 1981.

HUFENBACH 2004

Hufenbach, W.: Leichtbaustrukturen in Mischbauweisen. Kunststoffe. Oktober 2004.

HUGHES 2000

Hughes, T. J.: The finite element method. Linear static and dynamic finite element analysis. Mineola, NY: Dover Publications 2000.

IDELBERGER 2006

Idelberger, H.: Maschinenelemente - Vorlesungsfolien. Siegen 2006.

INDUSTRIEVERBAND MASSIVUMFORMUNG E. V. 2016

Industrieverband Massivumformung e. V.: Intelligenter Leichtbau durch Mehrkomponentenverfahren (Ergebnispräsentation) (2016).

<<http://www.massiverleichtbau.de/startseite/>> 15.05.2017.

ISO 6336

ISO 6336: Calculation of load capacity of spur and helical gears, Berlin: Beuth 2006.

ISO/ASTM DIS 52910

ISO/ASTM DIS 52910: Standard Practice - Guide for Design for Additive Manufacturing, Berlin: Beuth 2015.

ISO/TC 261

ISO/TC 261: Additive Manufacturing: 2015.

KAMPS & REINHART 2014A

Kamps, T.; Reinhart, G.: Increasing transmission efficiency by implementation of a conformal cooling system using additive manufacturing. Berlin: 12.- 13. März 2014.

KAMPS & REINHART 2014B

Kamps, T.; Reinhart, G.: Gear Wheel Manufacture via Selective Laser Melting. Detroit, Michigan, USA: 09.-12. Juni 2014.

KAMPS ET AL. 2015

Kamps, T.; Münzberg, C.; Stacheder, L.; Seidel, C.; Reinhart, G.; Lindemann, U. (Hrsg.): TRIZ-based biomimetic part-design for laser additive manufacturing. München: 2015.

KAMPS ET AL. 2016

Kamps, T.; Gralow, M.; Seidel, C.; Reinhart, G.: Systematische Bionische Bauteilgestaltung zur Ausschöpfung des AM-Designpotenzials. Erfurt. 14.- 16. Juni 2016.

KAMPS ET AL. 2017

Kamps, T.; Schlick, G.; Reinhart, G.: Systematic Biomimetic Part Design for Additive Manufacturing. Proceedings of the 3rd CIRP Conference on BioManufacturing. Chicago, IL, USA: 11.-14.07.2017

KAMPS ET AL. 2018A

Kamps, T.; Biedermann, M.; Seidel, C.; Reinhart, G.: Design Approach for Additive Manufacturing Employing Constructal Theory for Point-to-circle Flows, Additive Manufacturing Journal 2018.

KAMPS ET AL. 2018B

Kamps, T.; Lutter-Günther, M.; Gutowski, T.; Reinhart, G.: Cost- and Energy-efficient Manufacture by Laser Beam Melting and Lightweight Design. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 2018.

KAMPS ET AL. 2018C

Kamps, T.; Schmitt, M.; Siglmüller, F.; Winkler, J.; Seidel, C.; Tobie, T.; Stahl, K.; Reinhart, G.: Laser Beam Melting of 1.7131 and Resulting Material Properties, CIRP-Journal of Materials Processing Technology 2018 (eingereicht).

KAMPS, T.; TEUFELHART, S.

SCHUTZRECHT DE102014003441 A1 (Sep. 2015): Verfahren zum Ausbilden eines Triebelements und Triebelement.

KAUSCH 2013

Kausch, M.: Entwicklung hochbelasteter Leichtbaustrukturen aus lasergenerierten metallischen Komponenten mit Faserverbundverstärkung (Dissertation) Technische Universität Chemnitz 2013.

KLEIDON 2010

Kleidon, A.: Life as the major driver of planetary geochemical disequilibrium: Reply to comments on “Life, hierarchy, and the thermodynamic machinery of planet Earth”. Physics of Life Reviews Vol. 7, Issue 4 2010.

KLEIN 2009

Klein, B.: Leichtbau-Konstruktion. Berechnungsgrundlagen und Gestaltung. Wiesbaden: Vieweg + Teubner 2009.

KLEIN 2010

Klein, D.: Berücksichtigung des inneren Werkstückzustands bei der Arbeitsplanung am Beispiel des Bauteilverzugs von hochfesten Stahlbauteilen der Antriebstechnik (Dissertation) Universität Bremen 2010.

KOHLHOFF 2013

Kohlhoff, T.: Zahnradverzug durch spanende Fertigung (Dissertation) Universität Bremen 2013.

KOSCH 2012

Kosch, K.-G.: Effizienter Leichtbau durch belastungsangepasste und anwendungsoptimierte Multimaterial-Schmiedebauteile. *utf science* 2012.

<www.umformtechnik.net> 03.06.2017.

KÖSTERMANN 2001

Köstermann, H.: Schweißbedingte Anlauffarben – müssen grundsätzlich blanke Nähte gefordert werden? Abschätzung des korrosiven Einflusses von gelben Anlauffarben auf geschweißte CrNi(Mo)-Stähle. Abschlussbericht zum AiF-Forschungsvorhaben 11.381 N/1 , DVS 1.017. Braunschweig und Hannover 2001.

KUBLEK 1977

Kublek, H.: Heuristische Bezugsrahmen und heuristisch angelegte Forschungsdesigns als Elemente einer Konstruktionsstrategie empirischer Forschung. In: Köhler, R. (Hrsg.): *Empirische handlungstheoretische Forschungskonzeption in der Betriebswirtschaftslehre*. Stuttgart: Poeschel Verl. 1977.

KRANTZ & TUFTS 2008

Krantz, T.; Tufts, B.: Pitting and Bending Fatigue Evaluations of a New Case-Carburized Gear Steel. *Gear Technology* März / April 2008.

KRAUSS 2016

Krauss, H.: Qualitätssicherung beim Laserstrahlschmelzen durch schichtweise thermografische In-Process-Überwachung (Dissertation) Technische Universität München 2016.

KRUTH ET AL. 2004

Kruth, J. P.; Froyen, L.; van Vaerenbergh, J.; Mercelis, P.; Rombouts, M.; Lauwers, B.: Selective laser melting of iron-based powder. *Journal of Materials Processing Technology* 149/2004.

KUCHARZEWSKI 2010

Kucharzewski, A.: Massivumformung - eine Prozesskette für den Leichtbau. *lightweight design* 2/2010.

LAKOMIEC 2014

Lakomic, M.: Methodik zur Bewertung komplexer additiver Triebwerksbauteile. Augsburg: 26. Juni 2014.

LAUKOTKA 2003

Laukotka, E. M.: Datensammlung „Referenzöle“ (1984-2003). Heft 660. Forschungsvereinigung Antriebstechnik (FVA) 660/2003

LI ET AL. 2017

Li, B.; Hong, J.; Yan, S.; Liu, H. L.; Ge, L. H.: Generating optimal heat conduction paths based on bionic growth simulation. International Communications in Heat and Mass Transfer 83/2017.

LI ET AL. 2016

Li, Z.; Zhang, D.Z.; Dong, P.; Kucukkoc, I.: A lightweight and support-free design method for selective laser melting. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 2016.

LIN ET AL. 2016

Lin, C.; Fan, Y.; Zhang, Z. W.; Fu, G.; Cao, X. J.: Additive manufacturing with secondary processing of curve-face gears, Ausgabe 1, Band 86. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016.

LU ET AL. 2015

Lu, F. G.; Li, X. B.; Tang, X. H.; Cui, H. C.: Formation and influence mechanism of keyhole-induced porosity in deep-penetration laser welding based on 3D transient modeling. International Journal of Heat and Mass Transfer 90, 2015.

LUTTER-GÜNTHER ET AL. 2016

Lutter-Günther, M.; Hofmann, A.; Hauck, C.; Seidel, C.; Reinhart, G.: Quantifying Powder Losses and Analyzing Powder Conditions in Order to Determine Material Efficiency in Laser Beam Melting. Applied Mechanics and Materials 856, 2016.

MATTHECK 2006A

Mattheck, C.: Design in der Natur. Der Baum als Lehrmeister. 4., überarb. und erw. Aufl. Freiburg i. Br. [u.a.]: Rombach 2006.

MATTHECK 2006B

Mattheck, C.: Teacher tree: The evolution of notch shape optimization from complex to simple. Engineering Fracture Mechanics 12/2006.

MEINERS 1999

Meiners, W.: Direktes selektives Laser-Sintern einkomponentiger metallischer Werkstoffe (Dissertation) 1999.

MERZ 2013

Merz, S.: $a = F/m$ – Vortrieb durch Leichtbau. 27.11.2013.

MORGAN ET AL. 2014

Morgan, H. D.; Levatti, H. U.; Sienz, J.; Gil, A. J.; Bould, D. C.: GE Jet Engine Bracket Challenge: A Case Study in Sustainable Design, Vol. 1 No 1, Special Edition - Sustainable Design and Manufacturing. KES Transactions on Sustainable Design and Manufacturing 2014.

MUNSCH 2013

Munsch, M.: Reduzierung von Eigenspannungen und Verzug in der laseradditiven Fertigung (Dissertation) Technische Universität Hamburg-Harburg 2013.

NEUGEBAUER 2012

Neugebauer, R.: Werkzeugmaschinen. Aufbau, Funktion und Anwendung von spanenden und abtragenden Werkzeugmaschinen. 2012 Aufl. Berlin: Springer 2012.

NIEMANN & WINTER 2003

Niemann, G.; Winter, H.: Maschinenelemente. Getriebe allgemein, Zahnradgetriebe - Grundlagen, Stirnradgetriebe. 2003.

OERTEL ET AL. 2009

Oertel, H.; Böhle, M.; Dohrmann, U.: Strömungsmechanik. 5. Aufl. Wiesbaden: Vieweg + Teubner 2009.

OTTO 2009A

Otto, H.-P.: Flank load carrying capacity and power loss reduction by minimized lubrication (Dissertation) Technische Universität München 2009.

OTTO 2009B

Otto, M.: Lastverteilung und Zahnradtragfähigkeit von schrägverzahnten Stirnrädern (Dissertation) Technische Universität München 2009.

PONCHE ET AL. 2012

Ponche, R.; Hascoet, J.; Kerbrat, O.; Mognol, P.: A new global approach to design for additive manufacturing. *Virtual and Physical Prototyping*, 7, Taylor & Francis 2012.

PONCHE ET AL. 2014

Ponche, R.; Kerbrat, O.; Mognol, P.; Hascoët, J.-Y.: A novel methodology of design for Additive Manufacturing applied to Additive Laser Manufacturing process. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 30, Elsevier 2014.

POPPER 1967

Popper, K.: Die Logik der Sozialwissenschaften. In: Adorno, T.W. (Hrsg.): *Der Positivismusstreit in der deutschen Soziologie*, Berlin, 1967.

RADAJ 2002

Radaj, D.: *Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen. Rechen- und Meßverfahren*. Düsseldorf: DVS Verlag 2002.

RANJAN ET AL. 2017

Ranjan, R.; Samant, R.; Anand, S.: Integration of Design for Manufacturing Methods with Topology Optimization in Additive Manufacturing. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME* 139, 6/2017.

REHME 2009

Rehme, O.: *Cellular Design for Laser Freeform Fabrication (Dissertation)* Technische Universität Hamburg-Harburg 2009.

REINHART ET AL. 2017

Reinhart, G.; Stahl, K.; Kamps, T.; Sigmüller, F.: Abschlussbericht an die Deutsche Forschungsgemeinschaft für das Projekt Erhöhung des Wirkungsgrads von Getrieben durch den Einsatz generativ gefertigter, konturnah gekühlter Zahnräder im Rahmen des Schwerpunktprogramms SPP 1551 – Ressourceneffiziente Konstruktionselemente. 2017.

RIß 2016

Riß, F.: Funktions- und belastungsgerechte Auslegung additiv gefertigter Wa-
benkerne für Sandwichbauteile. Dissertation Technische Universität München
2016.

ROCHA ET AL. 2013

Rocha, L. A.; Lorente, S.; Bejan, A.: Constructal law and the unifying principle
of design (Understanding complex systems). New York, NY: Springer 2013.

ROSEN 2007

Rosen, D. W.: Design for additive manufacturing: A method to explore unex-
plored regions of the design space. Eighteenth Annual Solid Freeform Fabrica-
tion Symposium 2007.

ROSEN 2016

Rosen, D. W.: A review of synthesis methods for additive manufacturing. Source
of the Document Virtual and Physical Prototyping 11 (4), 2016.

ROTH, Z.; ETZOLD, M.

SCHUTZRECHT DE102008045318B3 (8. Okt. 2009) 2. Sept. 2008: Verzahnung
eines Zahnrades.

ROWOLT ET AL. 2017

Rowolt, C.; Gebauer, M.; Kamps, T.; Seidel, Ch.; Milkereit, B.; Müller, B.;
Kessler, O. (Hrsg.): Transformation kinetics during heat treatment of additive
manufactured AlSi10Mg & X5CrNiCuNb16-4. Nizza, Frankreich, 26.-29. Juni
2017.

SCHEITLER ET AL. 2016

Scheitler, C.; Rothfelder, R.; Rasch, M.; Ahuja, B., Schmidt, M.; Merklein, C.;
Beer, O.: Laser beam melting of M50NiL: Influence of inert gas flow on resul-
ting part properties. Proceedings of 6th International Conference on Additive
Technologies iCAT2016 2016.

SCHLECHT 2010

Schlecht, B.: Maschinenelemente 2: Getriebe, Verzahnungen und Lagerungen.
2010 Aufl. München: Pearson Studium 2010.

SCHLEIFENBAUM 2011

Schleifenbaum, H.: Verfahren und Maschine zur individualisierten Produktion mit High Power Selective Laser Melting (Dissertation) Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen 2011.

SCHLIEPER 2016

Schlieper, G.: GKN Sinter Metals: Global Tier 1 automotive supplier anticipates opportunities for Additive Manufacturing, Band 2, Ausgabe 2. Metal AM - The Magazine for the MEtal Additive Manufacturing Industry. <<http://www.metal-am.com/wp-content/uploads/sites/4/2016/06/Metal-AM-Summer-2016-Vol-2-No-2-dp.pdf>> - 05.04.2017.

SCHMIDT ET AL. 2017

Schmidt, M.; Merklein, M.; Bourell, D.; Dimitrov, D.; Hausotte, T.; Wegener, K.; Overmeyer, L.; Vollertsen F.; Levy, G. N.: Laser based additive manufacturing in industry and academia. CIRP Annals - Manufacturing Technology 2017.

SCHULZ ET AL. 2004

Schulz, P.; Kaufmann; H.: Multi-materials approach and design for light weight applications. Metall, Giesel-Verlag 9/2004.

SEHRT 2010

Sehrt, J. T.: Möglichkeiten und Grenzen bei der generativen Herstellung metallischer Bauteile durch das Strahlschmelzverfahren (Dissertation) Universität Duisburg-Essen 2010.

SIEBERTZ ET AL. 2010

Siebertz, K.; van Bebber, D.; Hochkirchen, T.: Statistische Versuchsplanung. Design of Experiments (DoE). Berlin Heidelberg: Springer 2010.

STAHL 1999

Stahl, K.: Statistische Methoden zur Beurteilung von Bauteillebensdauer und Zuverlässigkeit und ihre beispielhafte Anwendung auf Zahnräder, Heft 580. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 1999.

STAHL 2014

Stahl, K.: Innovative Ansätze für Leichtbau in der mechanischen Antriebstechnik. Augsburg: 13. November 2014.

Literaturverzeichnis

STAHLSCHLÜSSEL 2013

Stahlschlüssel: Key to Steel-Stahlschlüssel. 23. Aufl. Marbach: Verlag Stahlschlüssel Wegst GmbH 2013.

STEINERT ET AL. 2013

Steinert, J.; Rochlitz, T.; Strehl, R.: Einsatz von gesinterten Zahnrädern in der PKW Getriebefertigung 2013.

STENICO 2007

Stenico, A.: Werkstoffmechanische Untersuchungen zur Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder (Dissertation) Technische Universität München 2007.

STEUTZGER 2004

Steutzger, M.: Einfluß der Baugröße auf die Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Stirnräder (Dissertation) Technische Universität München 2004.

TEUFELHART, S. 2012

SCHUTZRECHT DE 102011011242 A1 (16. Aug. 2012): Verzahnungskörper und Verfahren zur Herstellung eines Verzahnungskörper.

TEUFELHART 2014

Teufelhart, S.: Investigation of the Capability of Flux of Force Oriented Lattice Structures for Lightweight Design. Advanced Materials Research, 907/2014.

TEUFELHART 2016

Teufelhart, S.: Belastungsoptimiertes Design von Gitterstrukturen für die additive Fertigung nach dem bionischen Prinzip der kraftflussgerechten Gestaltung. Dissertation Technische Universität München 2016.

THE BIOMIMICRY INSTITUTE 2017

The Biomimicry Institute: AskNature. <www.asknature.org> - 01.06.2017.

THIJS ET AL. 2010

Thijs, L.; Verhaeghe, F.; Craeghs, T.; van Humbeeck, J.; Kruth, J.-P.: A study of the microstructural evolution during selective laser melting of Ti-6Al-4V, Band. 58, Ausgabe 9. Acta Materialia 2010.

THOMPSON ET AL. 2016

Thompson, M. K.; Moroni, G.; Vaneker, T.; Georges, F.; Campbell, R. I.; Gibson, I.; Bernard, A.; Schluz, J.; Graf, P.; Ahuja, B.; Martina, F.: Design for Additive Manufacturing: Trends, opportunities, considerations, and constraints. CIRP Annals - Manufacturing Technology 65/2016.

TOBIE 2001

Tobie, T.: Zur Grübchen- und Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder (Dissertation) Technische Universität München 2001.

ULRICH 1967

Ulrich, P.; Hili, W.: Wissenschaftstheoretische Grundlagen der Betriebswirtschaftslehre (Teil 1). In: WiST Zeitschrift für Ausbildung und Hochschulkontakt, Heft 7, 1976.

VDI 3405

VDI 3405: Additive Fertigungsverfahren - Grundlagen, Begriffe, Verfahrensbeschreibungen, Berlin: Beuth 2014.

VDI 3405 Blatt 3

VDI 3405 Blatt 3: Additive Fertigungsverfahren - Konstruktionsempfehlungen für die Bauteilfertigung mit Laser-Sintern und Laser-Strahlschmelzen, Berlin: Beuth 2015.

VDI 3405 Blatt 2

VDI 3405 Blatt 2: Additive Fertigungsverfahren - Strahlschmelzen metallischer Bauteile - Qualifizierung, Qualitätssicherung und Nachbearbeitung, Berlin: Beuth 2013.

VDI 2726

VDI 2726: Ausrichten von Getrieben, Berlin: Beuth, 1982.

VDI E.V. 2014

VDI e.V.: Statusreport: Additive Fertigungsverfahren, VDI Statusreport 2014.

WEIßENBACH 2010

Weißbach, W.: Werkstoffkunde – Strukturen, Eigenschaften, Prüfung. 17. Aufl. Wiesbaden: Vieweg Teubner 2010.

WICKE 1976

Wicke, D.: Das Festigkeitsverhalten von legierten Einsatzstählen bei Schlagbeanspruchung (Dissertation) TU Berlin 1976.

WOHLERS 2016

Wohlers, T.: Wohlers Report 2016. Fort Collins, Colorado, USA: Wohlers Associates, Inc. 2016.

YANG & ZHAO 2015

Yang, S.; Zhao, Y. F.: Additive manufacturing-enabled design theory and methodology: A critical review. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Springer 2015.

ZÄH 2006

Zäh, M. F.: Wirtschaftliche Fertigung mit Rapid-Technologien. München: Carl Hanser Verlag 2006.

ZIEBURA & MEINERS 2017

Ziebura, D.; Meiners, W.: Verarbeitung von Einsatz- und Vergütungsstählen mittels SLM, Fraunhofer ILT, 2017.

ZIMMER & ADAM 2013

Zimmer, D.; Adam, G. A.: Konstruktionsregeln für Additive Fertigungsverfahren. Konstruktion - Zeitschrift für Produktentwicklung und Ingenieur-Werkstoffe 7–8 2013.

ZOCH & LÜBBEN 2008A

Zoch, H.-W.; Lübben, T. (Hrsg.): Identification of process parameters affecting distortion of disks for gear manufacture - Part I: casting, forming and machining. Bremen 2008.

ZOCH & LÜBBEN 2008B

Zoch, H.-W.; Lübben, T. (Hrsg.): Identification of process parameters affecting distortion of disks for gear manufacture - Part II: heating, carburizing, quenching. Bremen 2008.

10 Anhang

10.1 Fertigungszeichnung der Referenzverzahnung

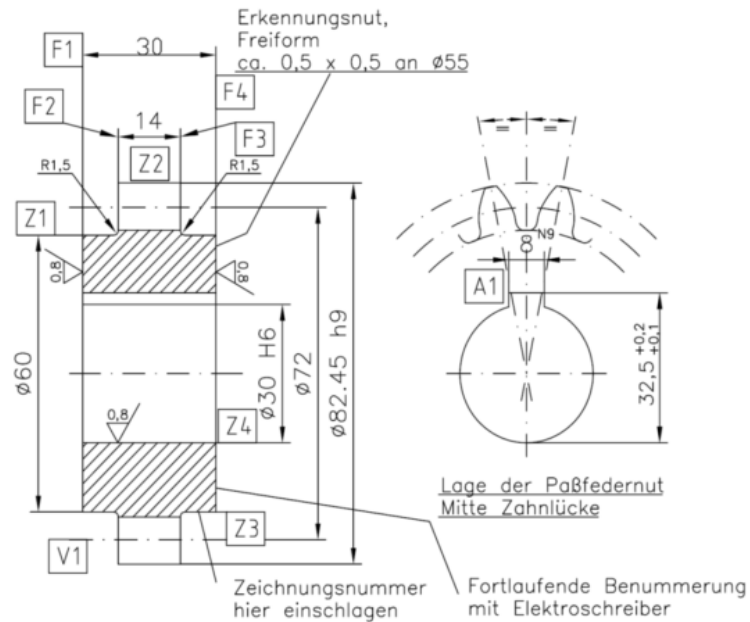


Abbildung A-1: Fertigungszeichnung des Typ-PT-C-Ritzels der Referenzverzahnung

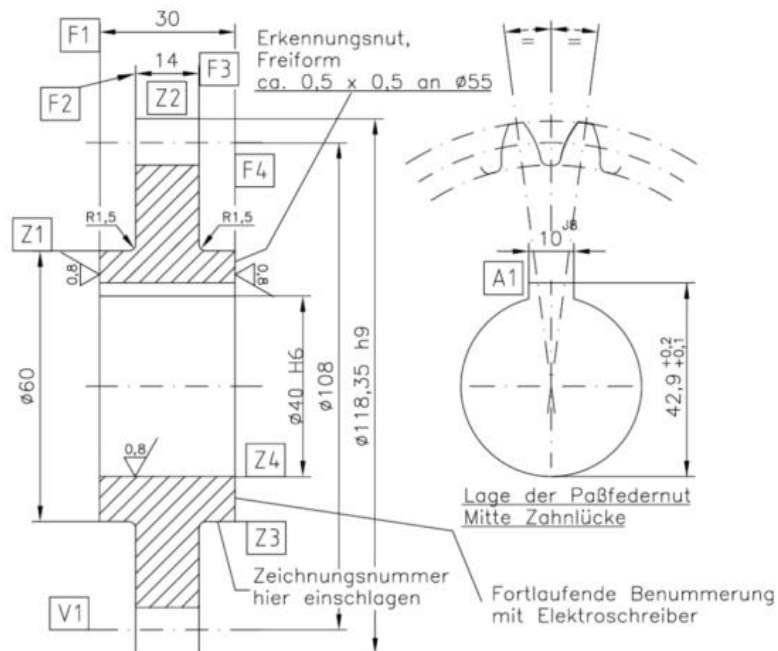


Abbildung A-2: Fertigungszeichnung des Typ-PT-C-Rads der Referenzverzahnung

10.2 Kreativitäts- und Gestaltungsmethodik zur bionischen Bauteilauslegung für die additive Fertigung

Die Vorteile der additiven Fertigung (AF) zeichnen sich unter anderem durch die große Formgebungsfreiheit und Möglichkeit zur Fertigung neuer Geometrien aus, die z. B. für den Leichtbau (Strukturleichtbau, Funktionsleichtbau) genutzt werden können. Um die zahlreichen Potenziale auszuschöpfen, ist eine Neugestaltung der Bauteile oder Baugruppen in den meisten Fällen zu bevorzugen. An dieser Stelle wird der Handlungsbedarf im Bereich der Produktentwicklung deutlich. Hier stellt sich die Frage, wie die Vorteile der AF, dessen Einschränkungen sowie die allgemeinen Funktionsanforderungen an die Bauteilaufgabe losgelöst von eventuell vorher gegebenen Bauteilformen in die Gestaltung einfließen sollen.

Die hier zusammengefasste Methodik, welche ein Gesamtkonzept unter Berücksichtigung von Multifunktionalitäts-Anforderungen anstrebt, soll den Anwender bei dieser Problemstellung unterstützen. Dabei werden im Rahmen einer TRIZ-Methodik gezielt Elemente der Bionik mit Design-Richtlinien der Additiven Fertigung kombiniert, um die Formgebungsfreiheit bei der Bauteilneukonstruktion gezielt zu maximieren. Sie wurde im Rahmen dieser Arbeit als Voruntersuchung durchgeführt und liefert somit die Basis, auf der Kapitel 5 aufbaut. Eine Zusammenfassung und Komprimierung ist in den Abbildungen A-1 und A-2 dargestellt. Die Methodik fußt auf den Veröffentlichungen und kann im Detail dort nachvollzogen werden (KAMPS ET AL. 2016, KAMPS ET AL. 2017, KAMPS ET AL. 2015).

Die **Problemdefinition** erfolgt anhand einer Komponenten- und Interaktionsanalyse analog zur Funktionsmodellierung der TRIZ-Methodik. Dort werden die Hauptfunktionen der Komponenten ermittelt. In einer Wirkanalyse werden technische Widersprüche systematisch ermittelt. Zusätzlich werden bauteilspezifische Funktionsanforderungen festgehalten. Aus diesen, der Hauptfunktion sowie den Ergebnissen der Wirkanalyse kann dann eine Anforderungsliste an das Bauteil abgeleitet werden. Eine Priorisierung jeder einzelnen Anforderung (Teilanforderung) wird vorbereitend für die spätere Konzeptentwicklung durchgeführt. In Summe wird so das Problem systematisch abstrahiert.

Anschließend folgt eine Analogiesuche mit dem Ziel der **bionischen Bauteilgestaltung**, basierend auf der Anforderungsliste getrennt für jede Teilanforderung. Geeignet ist hierfür eine datenbankbasierte Suche. Dazu kann beispielsweise AskNature herangezogen werden (THE BIOMIMICRY INSTITUTE 2017).

Die Teilanforderungen stellen bereits die ersten Suchbegriffe dar, die möglichst in Verb-Nomen-Kombinationen durchgeführt wird. In einem zweiten Schritt wird durch Brainstorming die Bandbreite der Suchbegriffe erweitert. Hierzu wird die zentrale Frage „Wie könnte die Natur ... umgesetzt haben?“ fokussiert. Dazu sollten extreme Umgebungsbedingungen (z. B. Kühlung in Wüste suchen), oder Negation der Funktion (z. B. zur Reibungsreduktion nach Vorbildern mit Reibungserhöhung suchen und Ursachen der Reibung vermeiden) in die Überlegungen eingeschlossen werden.

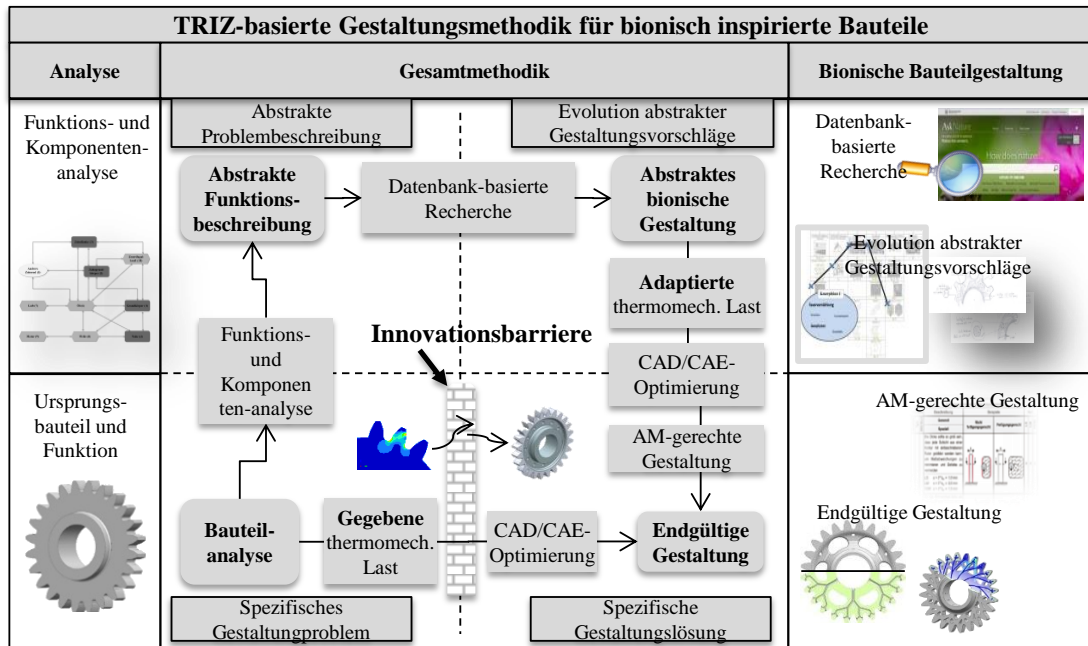


Abbildung A-3: Darstellung der verwendeten Kreativitäts- und Konstruktionsmethodik für die gezielte Ausschöpfung der Gestaltungsfreiheit der additiven Fertigung bei der Bauteilauslegung

Im Anschluss folgt die **Evolution der Lösung**. In diesem Zusammenhang können erste Skizzen angefertigt werden, um Teillösungen zu den Teilanforderungen zu erstellen. Ziel hierbei ist aus einzelnen Lösungsvarianten für jeweilige Teilanforderung eine Verschmelzung zu einem Gesamtkonzept zu erreichen, was Gesamtheit aller Teilanforderungen berücksichtigt. Die Auswahl der Ansätze erfolgt intuitiv. Bevorzugt werden Ansätze, welche mehrere Teilanforderungen gleichzeitig erfüllen. Basierend auf Konzeptblase und zugehörigen Skizzen zu Ansätzen werden die ersten Gesamtkonzepte skizziert. Die Gesamtkonzepte werden anschließend in der Bewertung und Auswahl kondensiert. Dazu kann beispielsweise ein Pugh-Diagramm genutzt werden. Als Bewertungskriterien können z. B. Fertigbarkeit oder auch Erfüllungsgrad zu den vorher definierten Teilanforderungen herangezogen werden. Somit ist eine Auswahl des zielführendsten Konzepts unter gegebenen Randbedingungen möglich. Abschließend kann die konkrete

Konzeptgenerierung und die **spezifische Gestaltungslösung** erfolgen. Dazu erfolgt eine detaillierte Ausarbeitung und Auslegung des gewählten Konzepts unter Zuhilfenahme von bestehenden AF-Design-Regeln.

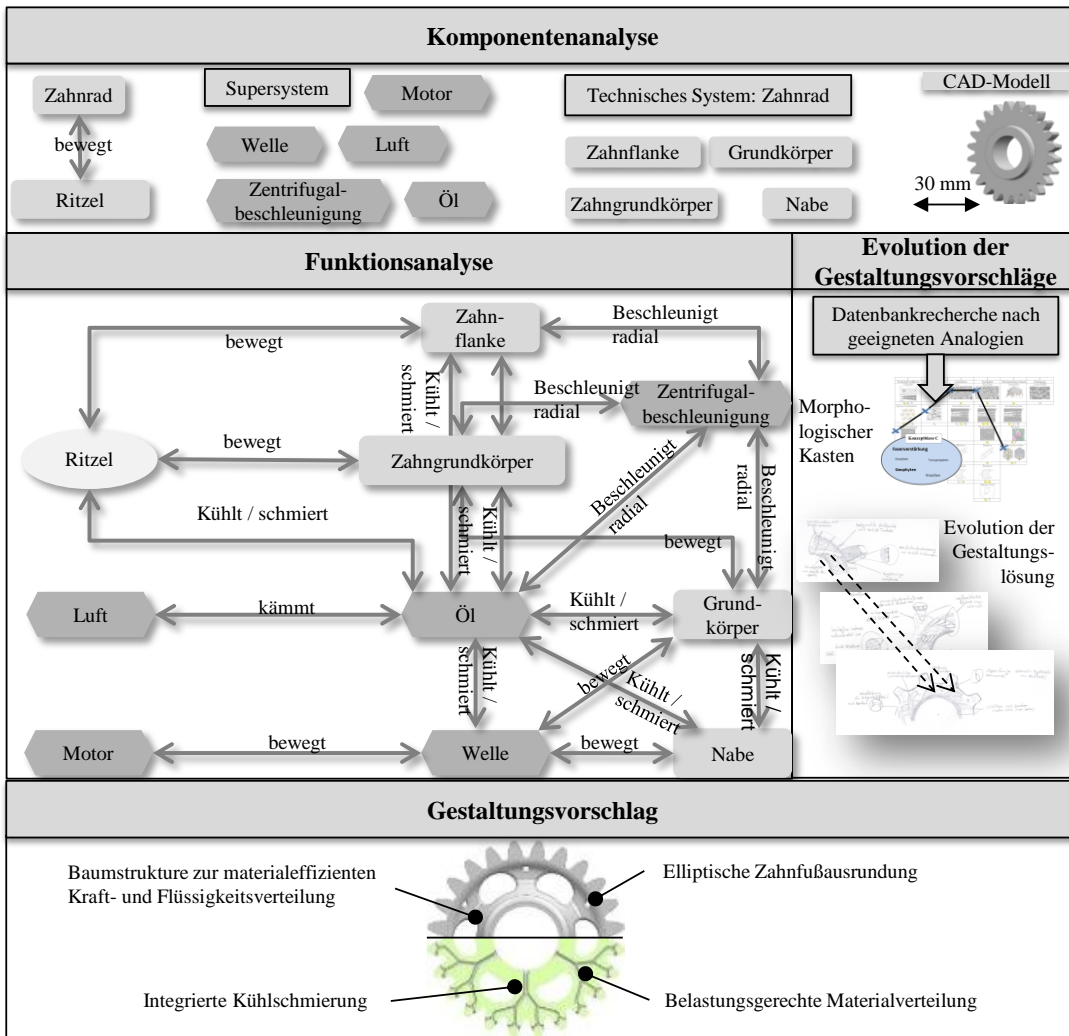


Abbildung A-4: Darstellung der Komponentenanalyse, der Funktionsanalyse, der Evolution der Gestaltungsvorschläge sowie des resultierenden Gestaltungsvorschlags unter Anwendung der Methodik als Grundlage für die Entwicklung der Auslegungsmethodik aus Kapitel 5

10.3 Detaillierte Auslegungsmethodik für Anwender zur Leichtbaugestaltung von Stirnzahnrädern

Um die Anwendbarkeit der Methode zu verbessern, führen die Abbildungen A-5 bis A-8 die einzelnen Schritte der entwickelten Auslegungsmethodik in einer Übersicht auf. Dieses Flussdiagramm fasst die Teilschritte aus den Abschnitten 5.2.1 bis 5.2.5 mit ihren Eingangsgrößen zusammen. Als Anleitung soll diese einem Anwender dazu dienen, die Methode auf beliebige außenverzahnte Stirnräder zu übertragen.

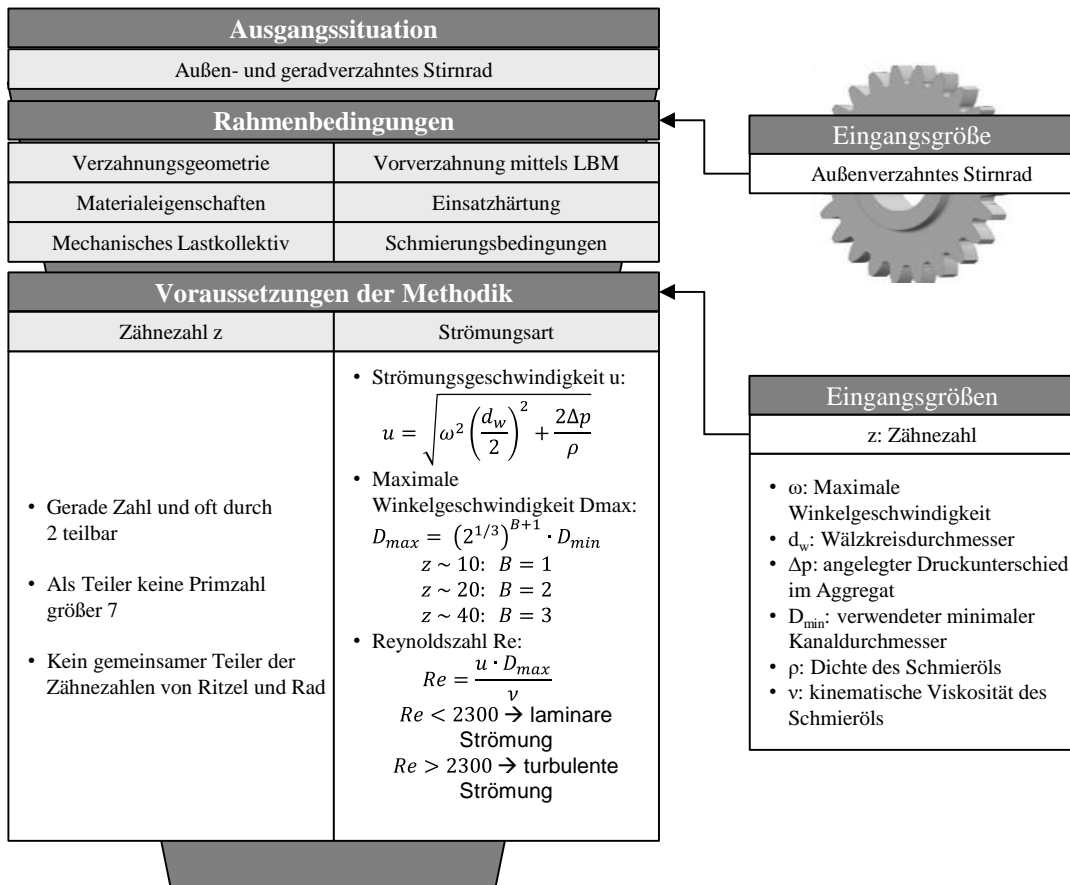


Abbildung A-5: Detaildarstellung der Auslegungsmethodik (Teil 1)

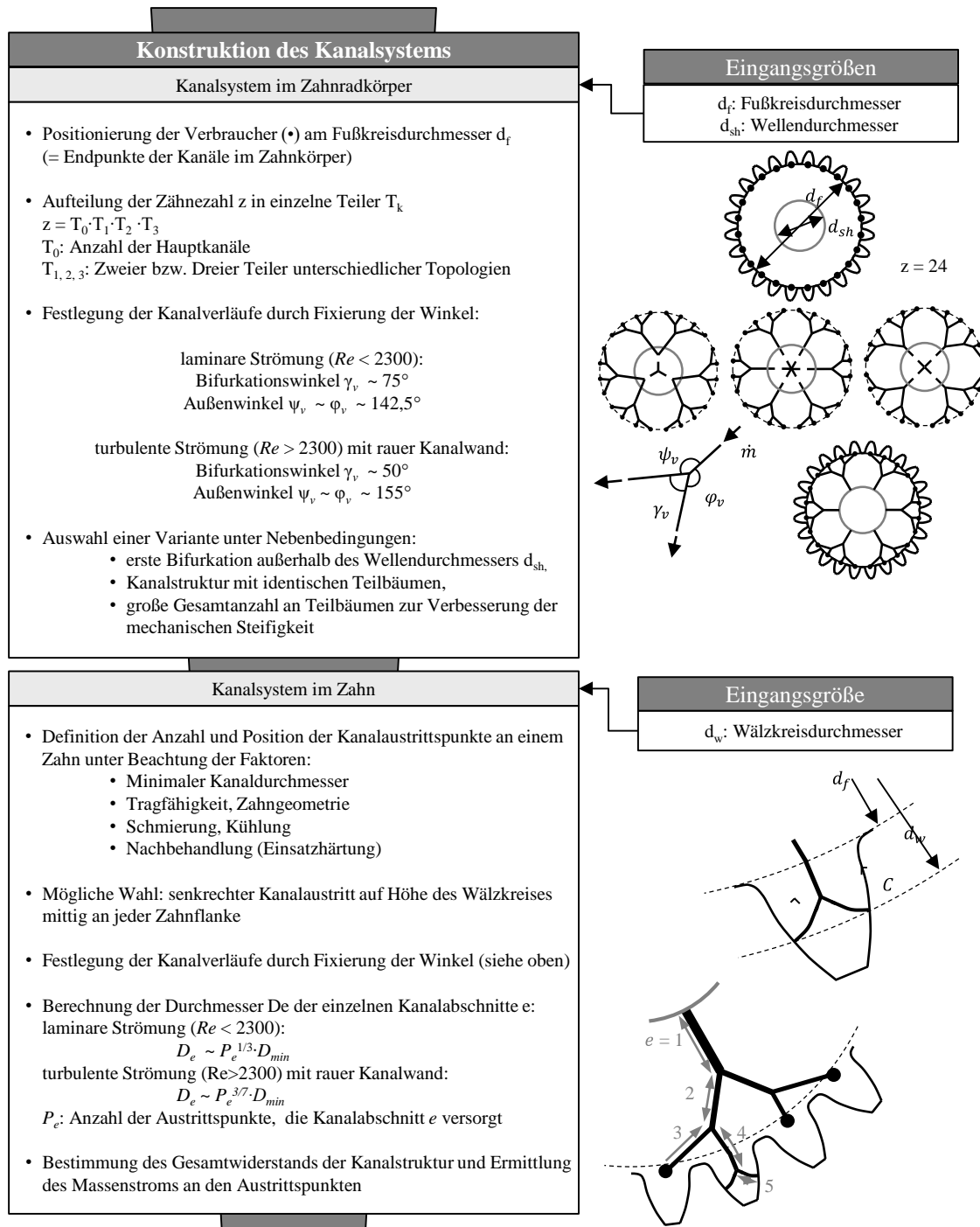


Abbildung A-6: Detaildarstellung der Auslegungsmethodik (Teil 2)

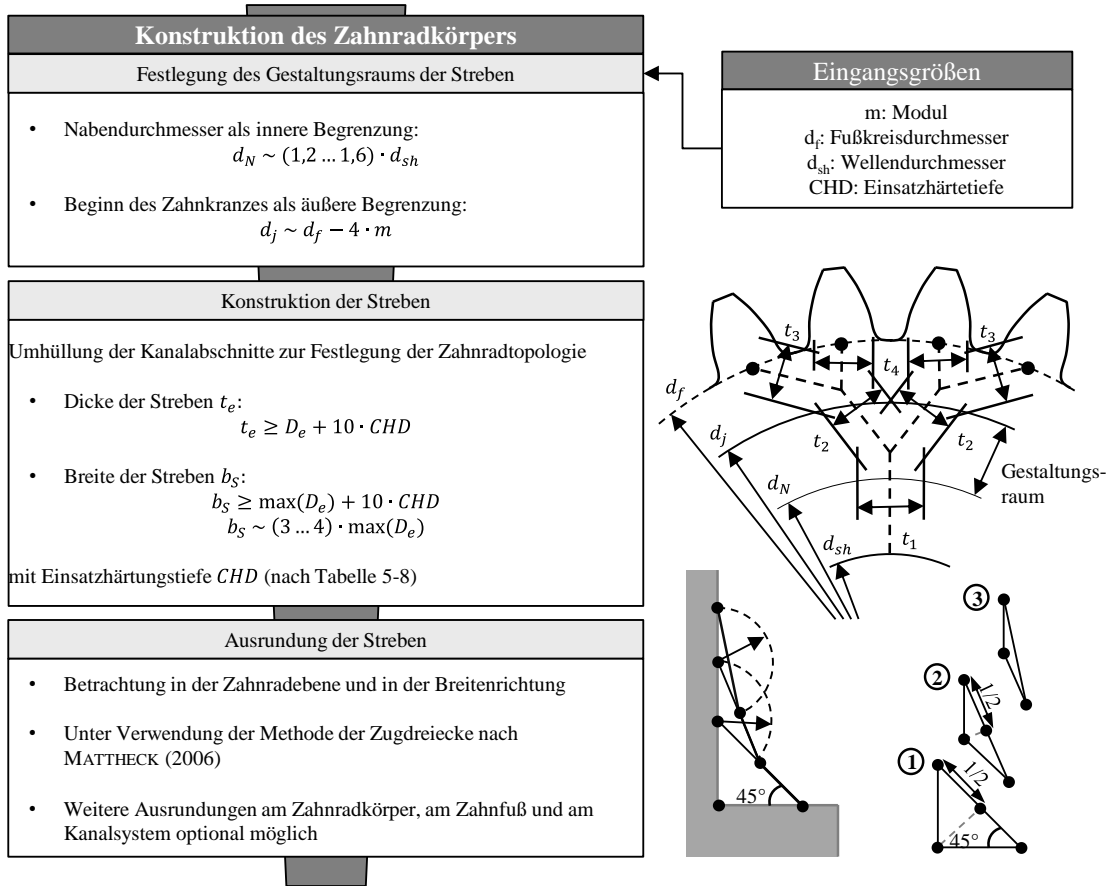


Abbildung A-7: Detaildarstellung der Auslegungsmethodik (Teil 3)

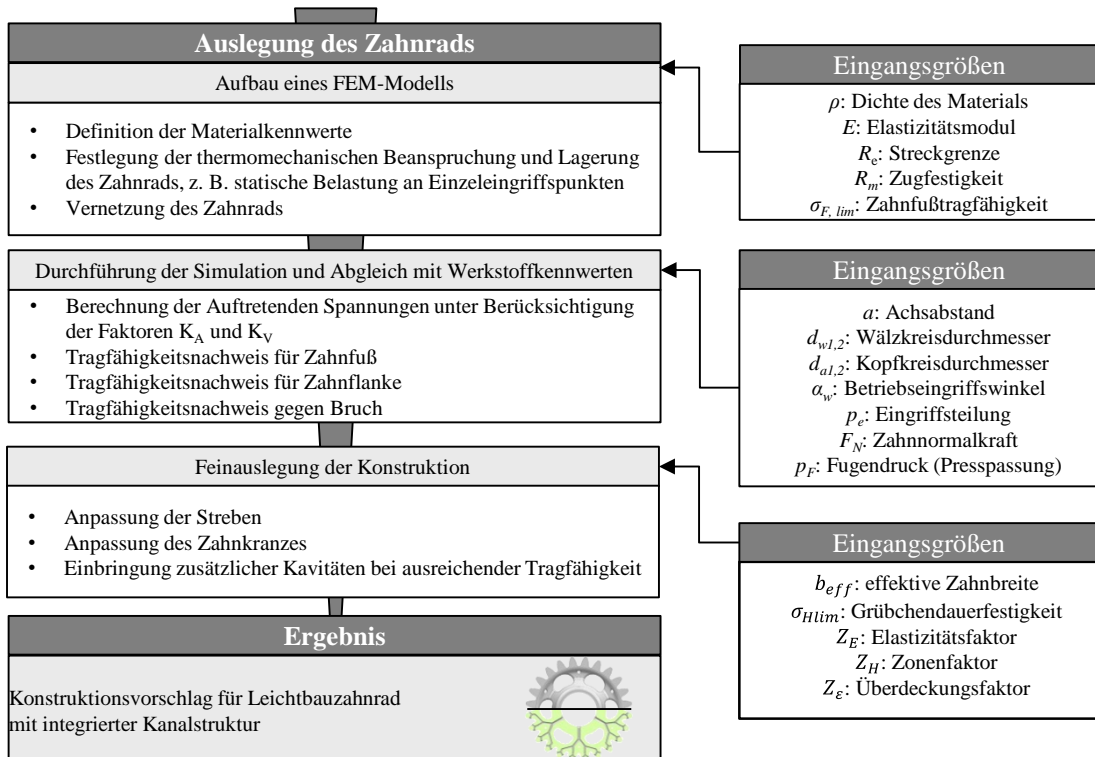


Abbildung A-8: Detaildarstellung der Auslegungsmethodik (Teil 4)

11 Studienarbeiten

Im Rahmen dieser Dissertation entstanden am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) und an der Fraunhofer-Einrichtung für Gießerei-, Composite- und Verarbeitungstechnik IGCV in den Jahren 2012 bis 2017 unter wesentlicher wissenschaftlicher, fachlicher und inhaltlicher Anleitung des Autors die folgenden studentischen Arbeiten (siehe Tabelle 10-1), in welchen verschiedene Fragestellungen zur Optimierung und Herstellung von Zahnrädern durch die additive strahl- und pulverbettbasierte Fertigung untersucht wurden und deren Ergebnisse in Teilen in das vorliegende Dokument eingeflossen sind. Der Autor dankt allen Studierenden für ihr Engagement bei der Unterstützung dieser wissenschaftlichen Arbeit.

Tabelle 10-1: Liste der im Rahmen dieser Arbeit betreuten studentischen Arbeiten mit Autor und Titel sowie inhaltliche Zuordnung der inhaltlichen Zuarbeit

Autor	Titel	Universität / Hochschule	Kapitel
Biedermann, M.	Funktionsleichtbau eines additiv gefertigten Zahnrads auf Grundlage der <i>Constructal Theory</i>	Studienarbeit Technische Universität München	5
Casper, J.	Potenzialanalyse des Selektiven Laserschmelzens für die Zahradfertigung	Semesterarbeit Technische Universität München	6.1
Andreas Fehle, A.	Implementierung einer konturnahen Kühlung in Zahnräder	Masterarbeit Technische Universität München	4.8
Freitag, M.	Bionischer Leichtbau von Zahnrädern für die Fertigung mittels Laser Beam Melting	Bachelorarbeit Technische Universität München	5
Gralow, M.	Systematische Gestaltung additiv zu fertigender Bauteile nach bionischen Prinzipien	Masterarbeit Universität Bremen	5, 10.1
Heinisch, M.	Konstruktions- und Prozessrichtlinien zur Verbesserung der dynamischen Belastbarkeit von additiv gefertigten Leichtbaustrukturen	Masterarbeit Technische Universität München	3.5
Lipp, L.	Entwicklung einer Methodik zur fertigungsgerechten Auslegung mittels SLM hergestellter Fluidkanäle	Bachelorarbeit Technische Universität München	3.5.7
Martin, T.	Belastungsgerechter Leichtbau von Zahnrädern für die Fertigung mittels Selektivem Laserstrahlschmelzen	Bachelorarbeit Technische Universität München	5
Remitschka, T.	Auslegung einer integrierten Kühlschmierung bei additiv gefertigten Zahnrädern	Bachelorarbeit Hochschule Augsburg	5.1.1
Siegemund, P.	Verbesserung der Oberflächenrauheit laserstrahlgeschmolzener Bauteile aus 16MnCr5	Bachelorarbeit Hochschule Hof	3.5.7
Stacheder, L.	TRIZ-basierte Auslegung von Bauteilen für die additive Fertigung nach Prinzipien der Bionik	Masterarbeit Technische Universität München	10.1
Stöckeler, F.	Prozesskette zur Wärmebehandlung und mechanischen Nachbearbeitung additiv gefertigter Zahnräder	Bachelorarbeit Hochschule Augsburg	3.7
Wallner, K.	Entwicklung einer Prozesskette für die Verarbeitung von 16MnCr5 mittels selektivem Laserstrahlschmelzen	Masterarbeit Hochschule Kempten	3.5