



Untersuchungen zur mechanischen Zuverlässigkeit sowie zum Schädigungsverhalten von additiv gefertigten TiAl6V4 Gitterstrukturen

Dissertation
zur
Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)
der Fakultät für Maschinenbau und Schiffstechnik
der Universität Rostock

vorgelegt von
Wiebke Radlof, geb. am 01.11.1990 in Rostock
aus Rostock

Rostock, September 2022

Gutachter / Gutachterinnen:

Prof. Dr.-Ing. Manuela Sander, Universität Rostock, Lehrstuhl für Strukturmechanik
Prof. Dr.-Ing. Hermann Seitz, Universität Rostock, Lehrstuhl für Mikrofluidik

Datum der Einreichung: 27.09.2022

Datum der Verteidigung: 31.01.2023

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Lehrstuhl für Strukturmechanik der Universität Rostock.

Hiermit bedanke ich mich bei allen Personen, die zum Gelingen dieser Doktorarbeit beigetragen haben.

Mein besonderer Dank gilt meiner Doktormutter Prof. Dr.-Ing. Manuela Sander für die ausgezeichnete Betreuung meiner Arbeit, die exzellente Förderung, den wertvollen wissenschaftlichen Austausch sowie die immerwährende Unterstützung und Motivation.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Hermann Seitz danke ich für die Erstellung des Gutachtens, die wertvollen Hinweise und die gute Zusammenarbeit im Projekt.

Der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) danke ich für die finanzielle Unterstützung im Rahmen des integrierten Graduiertenkollegs (IGK) im SFB 1270 ELAINE.

Darüber hinaus bedanke ich mich bei meinen Kollegen und Kolleginnen vom Lehrstuhl für Strukturmechanik für den fachlichen Austausch, die stetige Unterstützung und die hervorragende kollegiale Arbeitsatmosphäre. Besonders möchte ich mich bei Herrn Dr.-Ing. Horst Heyer für die großartige Bereitstellung seiner Hilfe bei allen numerischen Fragen bedanken. Herrn Dr.-Ing. Christopher Benz und Martin Radtke danke ich vielmals für die unermüdliche Unterstützung und Hilfestellung bei der Durchführung aller experimentellen Untersuchungen.

Weiterhin gilt mein Dank Herrn Christian Polley vom Lehrstuhl für Mikrofluidik für die wertvolle Unterstützung im Bereich der additiven Fertigung sowie die gute Zusammenarbeit im gemeinsamen Projekt.

Für die Bearbeitung einzelner wissenschaftlicher Teilfragestellungen bedanke ich mich ebenfalls bei meinen studentischen Hilfskräften, insbesondere bei Malte Ole Loft und Tilmann Allzeit, die durch ihre engagierte Mitarbeit zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Mein herzlichster Dank gilt jedoch meinen Eltern, Großeltern und meinem Partner Jan, die mir meinen Weg erst ermöglichten, mich in meinem Handeln uneingeschränkt unterstützten und mir auch in beschwerlichen Zeiten stets zur Seite standen.

Inhaltsverzeichnis

Nomenklatur	V
1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung	1
1.2 Zielstellung und Vorgehensweise	2
2 Grundlagen und Stand der Forschung	5
2.1 Additive Fertigung metallischer Gitterstrukturen	5
2.1.1 Pulverbasiertes Elektronenstrahlschmelzen	6
2.1.2 Eigenschaften der Titanlegierung TiAl6V4	6
2.1.3 Gitterstrukturen und deren Klassifizierung	8
2.1.4 Vorteile und Anforderungen an additiv gefertigte Gitterstrukturen für einen Einsatz als lasttragendes Knochenimplantat	11
2.2 Mechanische Eigenschaften von Gitterstrukturen unter quasi-statischer Beanspruchung	12
2.2.1 Grundlegendes	12
2.2.2 Experimentelle Untersuchungen	16
2.2.3 Numerische Untersuchungen	22
2.3 Mechanische Eigenschaften von Gitterstrukturen unter zyklischer Beanspruchung	24
2.3.1 Grundlegendes	25
2.3.2 Experimentelle Untersuchungen	28
2.3.3 Konzepte und numerische Analysen	32
2.4 Zusammenfassung und Forschungsbedarf	34
3 Experimentelle Untersuchungen des Grundwerkstoffs	35
3.1 Probengeometrie und -herstellung	35
3.2 Mechanische Eigenschaften des Grundwerkstoffs	37
3.2.1 Ermittlung der quasi-statischen Werkstoffeigenschaften	38
3.2.2 Einfluss fertigungsbedingter Fehler auf die Duktilität	40
3.2.3 Ermittlung der zyklischen Spannungs-Dehnungskurve	42
3.2.4 Bestimmung der Dehnungswöhlerlinie	46
3.2.5 Einfluss fertigungsbedingter Defekte auf das Ermüdungsverhalten	47
3.3 Zwischenfazit	50
4 Herstellung und Charakterisierung der Gitterstrukturen	53
4.1 Design und Auswahl der Probentypen	53
4.1.1 Entwicklung des Basisgitters	53

4.1.2	Entwicklung versuchsspezifischer Probengeometrien	56
4.1.3	Probenfertigung	57
4.2	Charakterisierung der Fertigungsgenauigkeit	58
4.2.1	Ermittlung der geometrischen Abweichungen	58
4.2.2	Ermittlung der Oberflächenrauheit	61
4.2.3	Charakterisierung der Mikrostruktur	62
4.3	Zwischenfazit	64
5	Experimentelle Untersuchungen zum Grenztragverhalten von Gitterstrukturen	65
5.1	Mechanisches Verhalten unter axialer Drucklast	66
5.1.1	Versuchsdurchführung und Auswertung	66
5.1.2	Einflussgrößen auf die quasi-statischen Druckeigenschaften	69
5.1.3	Einflussgrößen auf das Verformungs- und Schädigungsverhalten	74
5.2	Mechanisches Verhalten unter Vierpunktbiegebelastung	79
5.2.1	Versuchsdurchführung und Auswertung	79
5.2.2	Einflussgrößen auf die quasi-statischen Biegeeigenschaften	81
5.2.3	Verformungs- und Schädigungsverhalten	83
5.3	Mechanisches Verhalten unter Torsionbelastung	85
5.3.1	Versuchsdurchführung und Auswertung	85
5.3.2	Einflussgrößen auf die quasi-statischen Torsioneigenschaften	87
5.3.3	Verformungs- und Schädigungsverhalten	88
5.4	Zwischenfazit	90
6	Experimentelle Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von Gitterstrukturen	93
6.1	Versuchsdurchführung und Auswertung	93
6.2	Methoden zur Charakterisierung des Schädigungsverhaltens	96
6.2.1	Digitale Bildkorrelationstechnik	96
6.2.2	Temperaturfeldmessung	97
6.2.3	Gleichstrompotentialmethode	98
6.2.4	Schliffbildanalyse	99
6.3	Ermüdungsverhalten unter axialer Drucklast	99
6.3.1	Einflussgrößen auf die Ermüdungslebensdauer	99
6.3.2	Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens	103
6.4	Ermüdungsverhalten unter Vierpunktbiegebelastung	110
6.4.1	Einflussgrößen auf die Ermüdungslebensdauer	110
6.4.2	Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens	113
6.5	Ermüdungsverhalten unter Torsionsbelastung	120
6.5.1	Einflussgrößen auf die Ermüdungslebensdauer	120
6.5.2	Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens	122
6.6	Zwischenfazit	127

7 Numerische Untersuchungen der Gitterstrukturen	129
7.1 Geometrie und Randbedingungen	129
7.1.1 Modellvarianten	129
7.1.2 Realisierung unterschiedlicher Lastfälle	131
7.1.3 Diskretisierung und Konvergenzanalyse	132
7.2 Material- und Schädigungsmodell	134
7.2.1 Parameteridentifikation an Vollproben und Übertragung auf Gitterstrukturen	135
7.2.2 Einfluss der Aufbaurichtung	137
7.2.3 Übertragung des Schädigungsmodells auf weitere Belastungsfälle	138
7.2.4 Bewertung der Berechnungsgenauigkeit einer Schädigungssimulation	139
7.3 Numerische Untersuchungsergebnisse zum Grenztrag- und Versagensverhalten der Gitterstrukturen	141
7.3.1 Ergebnisse und Diskussion des Druckversuchs	141
7.3.2 Ergebnisse und Diskussion des Biegeversuchs	147
7.3.3 Ergebnisse und Diskussion des Torsionsversuchs	150
7.4 Numerische Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten der Gitterstrukturen	154
7.4.1 Vorgehensweise	154
7.4.2 Ergebnisse und Einflussfaktoren	155
7.5 Zwischenfazit	157
8 Zusammenfassung und Ausblick	159
Literaturverzeichnis	161
A Anhang	179

Nomenklatur

Symbol	Bedeutung
A, B, H, m_1, n_1	Materialkonstanten des <i>Johnson-Cook</i> Verfestigungsgesetz
A_g	Bruchdehnung
C	Koeffizient der <i>Gibson-Ashby</i> Gleichung
D	Zustandsvariable
D_1, D_2, D_3, D_4, D_5	<i>Johnson-Cook</i> Schädigungsparameter
E	Elastizitätsmodul
E^*	relative Steifigkeit
E_1^*	quasi-elastischer Gradient einer Gitterstruktur
E_2^*	elastischer Gradient einer Gitterstruktur
E_b	Biegemodul
E_s	Elastizitätsmodul des Grundwerkstoffs
$E_{\text{Zug}}, E_{\text{Druck}}$	Tangentenmodul im Zug- bzw. Druckbereich
F	Kraft
F_{\max}	Maximalkraft
G	Schubmodul
I	Flächenträgheitmoment
I_T	Torsionsflächenträgheitsmoment
IST	inkrementeller Stufenversuch
K'	zyklischer Verfestigungskoeffizient
K^*	relative Eigenschaft einer Gitterstruktur
K_s	relative Eigenschaft des Grundwerkstoffs
M	Maxwellzahl
M_b	Biegemoment
$M_{b,a}$	Amplitude des Biegemoments
$M_{b,\max}$	maximales Biegemoment
$\Delta M_b / \Delta w$	Steifigkeitsreduktion im Biegeversuch
$M_{\max} / M_{b,\max}$	normiertes Lastniveau im Biegeversuch
$M_{\max}(10^6 \text{ Lw}) / M_{b,\max}$	normierte und absolute Langzeitfestigkeit bei 10^6 Lw im Biegeversuch
$M_{b,a}(10^6 \text{ Lw})$	normierte und absolute Langzeitfestigkeit bei 10^6 Lw im Biegeversuch
$M_{T,a}$	Amplitude des Torsionsmoments
$M_{T,\max}$	maximales Torsionsmoment
$\Delta M_T / \Delta \varphi$	Steifigkeitsreduktion im Torsionsversuch
$M_{\max} / M_{T,\max}$	normiertes Lastniveau im Torsionsversuch
$M_{\max}(10^6 \text{ Lw}) / M_{T,\max}$	normierte und absolute Langzeitfestigkeit bei 10^6 Lw im Torsionsversuch
$M_{T,a}(10^6 \text{ Lw})$	normierte und absolute Langzeitfestigkeit bei 10^6 Lw im Torsionsversuch
MST	Mehrstuifenversuch
N	Schwingspielzahl
N_A	Anrißschwingspielzahl
N_D	Eckschwingspielzahl
N_f	Versagensschwingspielzahl
N_G	Grenzschwingspielzahl
N_i	Schwingspielzahl bei Rissinitiierung

Symbol	Bedeutung
P	Porosität
P_{SWT}	Schädigungsparameter nach <i>Smith, Watson</i> und <i>Topper</i>
P_b	Porenbreite
R	Spannungsverhältnis
R^2	Regressionkoeffizient
R_m	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	Dehngrenze im Zugversuch
S_b	Stegbreite
T	Spannungsmehrachsigkeit
T^*	dimensionslose Temperatur
T_{P1}, T_{P2}	Temperatur der Referenzpunkte P1 und P2
$T_{\max,i}$	maximale Temperatur in ausgewählten Stegen
ΔT_i	Temperaturanstieg in ausgewählten Stegen
U_{pot}	Potentialdifferenz
ΔU_{pot}	Potentialdifferenzanstieg
V_{hohl}	Hohlraumvolumen
V_{gesamt}	Gesamtvolumen
V_{gitter}	Gittervolumen
W_T	Torsionswiderstandsmoment
a	<i>Basquin</i> Koeffizient
$area$	Defektfläche
b, c	Duktilitätskoeffizienten
f	Frequenz
j	Anzahl der Knoten
k	<i>Basquin</i> Exponent
l_A	Abstand zwischen den oberen und unteren Auflagerrollen im Vierpunktbiegeversuch
l_B	Abstand zweier Messpunkte auf der Probenoberfläche
m, n	Exponenten der <i>Gibson-Ashby</i> Gleichung
n'	zyklischer Verfestigungsexponent
p	hydrostatischen Druck
s	Anzahl der Streben
t, h	Höhe und Breite einer Gitterstruktur
\bar{u}^{pl}	äquivalente plastische Verschiebung
w	Durchbiegung
w_{DIC}	lokale Probendurchbiegung
$w(M_{b,\max})$	Probendurchbiegung bei maximalem Biegemoment
$w(M_{b,\max})_{\text{EXP}}$	experimentelle Probendurchbiegung bei maximalem Biegemoment
$w(M_{b,\max})_{\text{FEM}}$	numerische Probendurchbiegung bei maximalem Biegemoment
z_{\max}	maximaler Abstand der Randfaser zur neutralen Faser
ε	Dehnung
$\varepsilon_{a,e}$	elastischer Dehnungsanteil
$\varepsilon_{a,p}$	plastischer Dehnungsanteil
$\varepsilon_{a,t}$	Gesamtdehnungsamplitude

Symbol	Bedeutung
$\varepsilon_{D\sqrt{area}}$	Schwellwertdehnung
ε_f	kritische Dehnung
ε_n	Normaldehnung
$\dot{\varepsilon}_{w,pl}^*$	dimensionslose plastische Dehnrate
$\varepsilon(\sigma_{1,max})$	Dehnung bei maximaler Druckfestigkeit
γ	Scherdehnung
μ	Reibungskoeffizient
ρ	relative Dichte
ρ^*	Dichte einer Gitterstruktur
ρ_s	relative Dichte des Grundwerkstoffs
$\sigma(t)$	zeitlich veränderliche Spannung
σ^*	relative Spannung
σ_a	Ausschlagsspannung bzw. Spannungsamplitude
$\sigma_a(10^6 \text{ Lw})$, $ \sigma_{\min} (10^6 \text{ Lw})/\sigma_{0,2}$	absolute und normierte Langzeitfestigkeit bei 10^6 Lw im Druckversuch
$\sigma_{b,max}$	Biegefestigkeit
σ_D	Spannung bei Dauerfestigkeit
$\sigma_{D\sqrt{area}}$	Schwellwertspannung
$\sigma_{e,max}$	maximale Druckspannung bei 10^6 Lw
$\sigma'_f, \varepsilon'_f$	Festigkeitskoeffizienten
σ_m	Mittelspannung
σ_o	Oberspannung
σ_p	Plateauspannung
σ_{p20}	Druckspannung bei 20 % der Plateauspannung
σ_{p70}	Druckspannung bei 70 % der Plateauspannung
σ_s	Spannung des Grundwerkstoffs
σ_u	Unterspannung
σ_y	Dehngrenze im Druckversuch
σ_V	Vergleichsspannung nach von Mises
σ_W	Wechselfestigkeit
$\sigma_{\max}, \sigma_{\min}$	Spannung bei maximaler bzw. minimaler Last
$\sigma_{0,2}$	Offsetspannung
$\sigma_{1,max}$	maximale Druckfestigkeit
$ \sigma_{\min} /\sigma_{0,2}$	normiertes Lastniveau im Druckversuch
$\Delta\sigma$	Schwingbreite
τ_{\max}	maximale Schubspannung
φ	Verdrehwinkel
$\varphi(M_{T,max})$	Verdrehwinkel bei maximalem Torsionsmoment
ω	skalare Schädigungsvariable
3D	dreidimensional
<i>ALLIE</i>	interne Energien
<i>ALLKE</i>	kinetische Energien
AM	Additive Fertigung (vom engl. <i>additive manufacturing</i>)
BR	Baurichtung (vom engl. <i>build direction</i>)
CAD	Computer-Aided Design

Symbol	Bedeutung
CT	Computertomographie
DIC	digitale Bildkorrelation (vom engl. <i>digital image correlation</i>)
EBM, PBF-EB/M	Elektronenstrahlschmelzverfahren (vom engl. <i>Powder Bed Fusion of Metals using a Electron Beam</i>)
ELI	Extra Low Interstitial
FEA	Finite-Elemente-Analyse
FEM	Finite-Elemente-Methode
GA	<i>Gibson und Ashby</i>
Gew.%	Gewichtsprozent
GTN	<i>Gurson, Tvergaard, Needleman</i>
J-C	<i>Johnson-Cook</i>
µCT	mikro-Computertomographie
PBF-LB/M	Laserstrahlschmelzen (vom engl. <i>Powder Bed Fusion of Metals using a Laser Beam</i>)
Lw	Lastwechsel
STP	Dateiformat STEP (Standard Exchange of Product)
TPMS	dreifach periodische Minimalflächen (vom engl. <i>triply periodic minimal surfaces</i>)

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Mit der Entwicklung des 3D-Pulverdruckverfahrens in den 1990er Jahren ist die Herstellung additiv gefertigter metallischer Strukturen geeignet worden [1]. Der Fertigungsprozess erfolgt schichtweise, was die Herstellung von Bauteilen hoher Komplexität sowie von filigranen und dennoch steifen und hochfesten Strukturen erlaubt [2]. Durch stetige Optimierung und Verbesserung wird dem 3D-Druck-Verfahren ein globales Marktvolumen von 5,59 Milliarden Euro in der Medizintechnik für das Jahr 2030 prognostiziert. Neben der Luft- und Raumfahrtindustrie (9,59 Milliarden Euro), der Automobilbranche (2,61 Milliarden Euro) und dem Einzelhandel (1,89 Milliarden Euro) bietet die additive Fertigung daher enormes Potential im biomedizinischen Kontext [3]. Insbesondere auf dem Gebiet der Endoprothetik hat sie in den letzten zehn Jahren ein schnelles Wachstum erfahren und wird aktuell zur Herstellung von Hüft- und Kniegelenkersatz, Implantaten für die Schädelrekonstruktion und Wirbelsäulenimplantaten eingesetzt [4–6]. Die additive Fertigung ermöglicht z.B. die Herstellung von Hüftendoprothesen, bestehend aus metallischen Gitterstrukturen (siehe Abbildung 1.1), für die bereits in mehreren Studien eine bessere Performance im Vergleich zu herkömmlich hergestellten metallischen Endoprothesen nachgewiesen wurde [7]. Ein Vorteil einer porösen Hüftendoprothese (Abbildung 1.1c) im Vergleich zu einem soliden Hüftschäft (Abbildung 1.1a) besteht in deren verringriger Steifigkeit. Aufgrund des zellulären Aufbaus können mechanische Eigenschaften erreicht werden, die denen des umliegenden Knochens ähneln, wodurch ein Knochenabbau infolge von *Stress-Shielding* verringert wird [8]. Ein weiterer Vorteil besteht in der vergrößerten Implantatoberfläche, was das Einwachsen von Knochenzellen und damit eine Implantatverankerung fördert [9, 10].

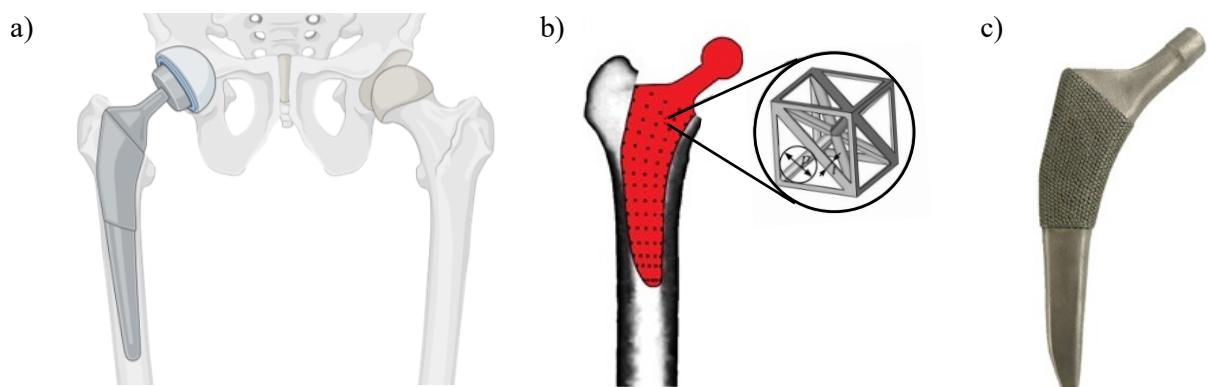


Abbildung 1.1: Additive Fertigung in der Hüftendoprothetik: a) künstliches Hüftgelenk am Beispiel einer herkömmlichen Endoprothese (created with BioRender.com), b) Ersatz eines soliden Hüftimplantats durch Gitterstrukturen [7] und c) additiv gefertigte Hüftprothese bestehend aus Gitterstrukturen [7]

Für eine sichere Anwendung der additiv gefertigten metallischen Gitterstrukturen in der Medizintechnik muss deren mechanische Zuverlässigkeit jedoch garantiert werden können. Hinsichtlich der Anwendung in der Hüftendoprothetik umfasst dies vor allem die zyklische Beanspruchung, z.B. in Folge des Gehens oder Joggens. Ebenso können ein Sturz auf die Hüfte, ein Sprung oder ein Stolpern einmalig hohe Lasten hervorrufen, die durch das Implantat ertragen werden müssen [11]. Eine Sicherstellung der Ermüdungs- und Grenztragfestigkeit ist damit unerlässlich. Aus diesem Grund sind die Untersuchungen zum Ermüdungs- sowie Grenztragverhalten von additiv gefertigten Gitterstrukturen Gegenstand der aktuellen Forschung. Jedoch beschränken sich die bisherigen Analysen vorrangig auf einachsige Zug- und Druckbeanspruchungen [12]. Da Hüftendoprothesen jedoch einer sehr komplexen Belastungssituation ausgesetzt sind, treten neben den axialen Belastungen auch Biege- und Torsionsbelastungen auf [11], die bisher wenig bis gar nicht untersucht wurden [12–14].

1.2 Zielstellung und Vorgehensweise

Um die mechanische Zuverlässigkeit additiv gefertigter TiAl6V4 Gitterstrukturen gewährleisten zu können, erfolgten im Rahmen dieser Arbeit umfangreiche experimentelle und numerische Untersuchungen. Das übergeordnete Ziel ist dabei die Identifizierung und Charakterisierung des Grenztrag- und Ermüdungsverhaltens, nicht nur hinsichtlich des Belastungsfalls Druck, sondern auch der Biegung und der Torsion.

Das erste Teilziel der Arbeit umfasst die Identifizierung und Beschreibung von Einflussgrößen, wie relative Dichte, Stegbreite und Zellenanzahl einer Gitterstruktur, auf deren mechanisches Verhalten. Hierzu wurden Gitterstrukturen mit unterschiedlichen strukturellen Eigenschaften konstruiert, additiv gefertigt und im Druck-, Biege- und Torsionsversuch unter quasi-statischer und zyklischer Beanspruchung geprüft. Da insbesondere für additiv gefertigte Gitterstrukturen, weder für quasi-statische noch zyklische Versuche, Prüfvorschriften existieren, mussten geeignete Probengeometrien entwickelt und Versuchsprozeduren erstellt werden. Ein zweites Teilziel der Arbeit besteht in der Identifizierung und Charakterisierung des lokalen Verformungs- sowie Schädigungsverhaltens der Gitterstrukturen. Zu diesem Zweck wurden verschiedene Mess- und Analysemethoden, wie die digitale Bildkorrelation, die Temperaturfeldmessung, die Gleichstrompotentialmethode sowie mikroskopische und mikrocomputertomographische Analysen angewandt. Ein drittes Teilziel der Arbeit ist die Vorhersage des mechanischen Verhaltens der Gitterstrukturen mit der Finite-Elemente-Methode. Dabei lag ein besonderer Fokus der quasi-statischen numerischen Analysen auf der Untersuchung eines lokalen Schädigungsmodells zur Abbildung des lokalen Deformationsverhaltens der Gitterstrukturen, sowohl im Druck-, Biege- als auch Torsionsversuch. In der numerischen Lebensdaueranalyse erfolgte die Ermittlung von Wöhlerkurven exemplarisch an einem Gitterstrukturdesign unter Biege- und Torsionslast.

Für die Materialbeschreibung in den numerischen Analysen erfolgten im Rahmen dieser Arbeit sowohl quasi-statische als auch zyklische Experimente an additiv gefertigten Vollproben, die das vierte Teilziel der Arbeit darstellen. So wurden monotone Zugversuche durchgeführt, um das elastisch-plastische Werkstoffverhalten zu beschreiben. Das zyklische Werkstoffverhalten wurde in Stufenversuchen ermittelt. Die dabei bestimmte zyklische Spannungs-Dehnungskurve bildet zusammen mit der Dehnungswöhlerlinie die Basis für die numerische Lebensdaueranalyse. Die Ermittlung der Dehnungswöhlerlinie erfolgte in Schwingfestigkeitsversuchen.

Ein fünftes und letztes Teilziel der Arbeit stellt die Charakterisierung der Fertigungsgenauigkeit sowohl bei den additiv gefertigten Gitterstrukturen als auch den Vollproben dar. Unter Anwendung verschiedener mikroskopischer, makroskopischer und morphologischer Analysen wurden fertigungsbedingte Abweichungen und Defekte ermittelt und deren Einfluss sowohl auf die experimentellen Ergebnisse als auch in den numerischen Analysen bewertet.

Die in dieser Arbeit vorgestellten Ergebnisse und insbesondere die Charakterisierung der Einflussgrößen sollen helfen, die Anwendung und Herstellung additiv gefertigter TiAl6V4 Gitterstrukturen in der Medizintechnik voranzubringen. Die gewonnenen Erkenntnisse können zum Beispiel auf Gitterstrukturen jeglicher Form übertragen werden, wodurch eine Basis für eine schadenstolerante Auslegung von porösen Implantaten geschaffen wird.

2 Grundlagen und Stand der Forschung

In diesem Kapitel werden die Grundlagen und der Stand der Forschung zu elektronenstrahlgeschmolzenen TiAl6V4 Gitterstrukturen zusammen dargestellt. Da sich diese Arbeit sowohl der mechanischen Zuverlässigkeit sowie dem Schädigungsverhalten von Gitterstrukturen widmet, ist das Kapitel wie folgt gegliedert. Zunächst werden die Grundlagen der additiven Fertigung vorgestellt. Dies beinhaltet die Beschreibung des pulverbasierten Elektronenstrahlschmelzen sowie die Beschreibung der verwendeten Titanlegierung TiAl6V4. Es folgt die Beschreibung und Klassifizierung von Gitterstrukturen im Allgemeinen, bevor die Vorteile und Anforderungen an additiv gefertigte metallische Gitterstrukturen für einen Einsatz als lasttragende Knochenimplantate beschrieben werden. Da das mechanische Verhalten metallischer Gitterstrukturen maßgeblich vom additiven Fertigungsprozess abhängt, werden anschließend die grundlegenden mechanischen Eigenschaften von natürlichen Gitterstrukturen sowie der Stand der Forschung zum mechanischen Verhalten von elektronenstrahlgeschmolzenen TiAl6V4 Gitterstrukturen zusammengefasst. Da lasttragende Knochenimplantate sowohl quasi-statischen als auch zyklischen Beanspruchungen ausgesetzt sind, erfolgt die Darstellung des aktuellen Forschungsstandes hier zum Grenztrag- und Ermüdungsverhalten. Hierbei liegt ein besonderer Fokus auf dem Zusammenhang zwischen den strukturellen Gegebenheiten einer Gitterstruktur und deren mechanischen Eigenschaften. Im Weiteren werden Methoden zur Beschreibung und Charakterisierung des Schädigungsverhaltens vorgestellt. Den letzten Schwerpunkt stellt die Beschreibung und Vorhersage des mechanischen Verhaltens der Gitterstrukturen mit analytischen und numerischen Verfahren dar. Abschließend wird der Stand der Forschung zusammengefasst und der abgeleitete Forschungsbedarf aufgezeigt.

2.1 Additive Fertigung metallischer Gitterstrukturen

Die additive Fertigung (engl. *additive manufacturing* - AM) beschreibt einen schichtweisen Aufbau von dreidimensionalen Objekten aus einem digitalen Computermodell heraus [1]. Auf diese Weise können die Limitierungen herkömmlicher Fertigungsverfahren, wie die Fertigung von Hinterschneidungen, Hohlräumen oder auch Löchern, umgangen werden und hochkomplexe Bauteile, wie z.B. Gitterstrukturen, in einem Stück gefertigt werden [15]. Ausgangspunkt der additiven Fertigung ist das CAD-Modell des gewünschten Objektes, welches anschließend durch eine entsprechende Software (*Slicer*-Programm) in Schichten geteilt wird und so dem 3D-Drucker als Vorlage dient. Es existieren eine Vielzahl von additiven Fertigungstechnologien, die unterschiedliche Materialien, wie Metalle, Keramiken oder Polymere, zur Fertigung nutzen. Für einen vollständigen Überblick der additiven Fertigungsverfahren sei an dieser Stelle auf die Literatur, z.B. in [15–17], verwiesen.

Für die Herstellung metallischer Gitterstrukturen, z.B. im biomedizinischen Kontext, zählen die beiden pulverbasierten Fertigungsverfahren, das Elektronenstrahlschmelzen und das Laserstrahlschmelzen, zu den relevantesten AM-Verfahren [4, 6, 8, 18].

2.1.1 Pulverbasiertes Elektronenstrahlschmelzen

Das pulverbasierte Elektronenstrahlschmelzen (Electron Beam Melting EBM bzw. Electron Powder Bed Fusion PBF-EB/M) ist 1997 vom schwedischen Hersteller *Arcam AB* entwickelt und patentiert worden. Bei dem Prozess wird Metallpulver schichtweise auf eine Bauplattform aufgebracht, wobei jede Schicht mittels eines Elektronenstrahls im Hochvakuum an definierten Koordinaten bis zum Schmelzpunkt erhitzt wird. Durch das Verschmelzen des Pulvers innerhalb einer Schicht und über mehrere Schichten hinweg, wird das Bauteil dreidimensional aufgebaut. Der als Energiequelle genutzte Elektronenstrahl wird innerhalb einer Elektronenstrahlröhre erzeugt. Die emittierten Elektronen werden durch elektromagnetische Felder gelenkt, bevor sie mit halber Lichtgeschwindigkeit auf das Metallpulver treffen. Beim Laserschmelzen (PBF-LB/M) wird Metallpulver, ähnlich dem EBM-Verfahren, schichtweise an vorgegebenen Koordinaten, jedoch mittels Laserstrahl aufgeschmolzen und so zu einem Bauteil verbunden. Im Gegensatz zum Laserschmelzen wird das Pulver beim Elektronenstrahlschmelzen vor dem eigentlichen Schmelzen leicht versintert, weshalb die Bauteile eine geringere Eigenspannung aufweisen. In der Regel besitzen EBM-Drucker eine höhere Druckgeschwindigkeit als PBF-LB/M-Drucker, da der Elektronenstrahl eine höhere Energiekonzentration hat. Dies ermöglicht ein schnelleres Aufschmelzen des Metallpulvers, sorgt jedoch auch für eine schlechtere Oberflächengüte und geringere Bauteilgenauigkeit [19]. Dagegen wird durch das Hochvakuum der Einschluss von Sauerstoff vermieden, wodurch die EBM-Bauteile eine höhere Dichte als beim Laserschmelzen aufweisen. [20, 21]

Sowohl das EBM- als auch PBF-LB/M-Verfahren konnten bereits zur erfolgreichen Herstellung von z.B. orthopädischen Implantaten genutzt werden [6]. Neben den biokompatiblen Materialien wie 316L und Cobalt Chrom (CoCr) wird die Titanlegierung TiAl6V4 dabei am häufigsten verwendet [4, 18].

2.1.2 Eigenschaften der Titanlegierung TiAl6V4

Die Titanlegierung TiAl6V4 besitzt neben einer exzellenten Biokompatibilität und Korrosionsbeständigkeit im menschlichen Körper hervorragende mechanische Eigenschaften bei einem gleichzeitig geringem Gewicht. Aus diesem Grund gehört sie zu einem der am häufigsten gewählten Materialien, um lasttragende biomedizinische Implantate herzustellen. Zusätzlich zählt die Legierung zu einem der am häufigsten verwendeten Metalle bei der additiven Fertigung. [22, 23]

In Abhängigkeit der Zusammensetzung existieren zwei verschiedene Arten der Legierung TiAl6V4: die standardmäßige Legierung, die auch als *Grade 5* bezeichnet wird und das *Extra Low Interstitial* (ELI), auch als *Grade 23* bekannt. Die beiden Legierungen unterscheiden sich lediglich im maximal erlaubten Anteil des Sauerstoffs. Er beträgt 0,2 Gew.% für *Grade 5* und ca. 0,13 Gew.% für *Grade 23*. Ein geringerer Sauerstoffanteil bewirkt eine gesteigerte Duktilität sowie Rissfestigkeit [24]. Beide Legierungen stehen für die additive Fertigung mittels EBM-Verfahren durch den Hersteller *Arcam AB* zur Verfügung. Die chemische Zusammensetzung des dabei verwendeten TiAl6V4 ELI Pulvers ist z.B. in Tabelle 2.1 gegeben. Für EBM-gefertigte TiAl6V4 Strukturen ergeben sich entsprechend dem Materialdatenblatt die in Tabelle 2.2 zusammengetragenen mechanischen Eigenschaften. Damit besitzen die aus *Grade 5* oder *Grade 23* prozessierten EBM Materialien vergleichbare und sogar teilweise bessere mechanische Eigenschaften als herkömmlich produzierte TiAl6V4 Bauteile [25].

Tabelle 2.1: Chemische Zusammensetzung des TiAl6V4 ELI Pulvers (*Grade 23*) in Gew.%, entsprechend des Materialdatenblattes [26]

Element	Al	V	C	Fe	O	N	H	Ti
Gew.%	6,0	4,0	0,03	0,10	0,1	0,01	< 0,003	Rest

Tabelle 2.2: Vergleich der mechanischen Eigenschaften von EBM gefertigten sowie herkömmlich hergestellten TiAl6V4 Strukturen (ermittelt an Voll- bzw. Rundproben) [25]

	EBM - TiAl6V4 (Grade 5)	EBM-TiAl6V4 (ELI)	TiAl6V4* (Grade 5)	TiAl6V4** (Grade 5)
Fließgrenze ($R_{p0,2}$)	950 MPa	930 MPa	758 MPa	860 MPa
Zugfestigkeit (R_m)	1020 MPa	970 MPa	860 MPa	930 MPa
Bruchdehnung	14 %	16 %	>8 %	>10 %
Reduzierung der Fläche (RA)	40 %	50 %	>14 %	>25 %
Elastizitätsmodul	120 GPa	120 GPa	104 GPa	114 GPa

* ASTM F1108 (gegossen)

** ASTM F1472 (geschmiedet)

Die Charakteristika und mechanischen Eigenschaften EBM-gefertigter Vollproben wurden in der Fachliteratur sehr intensiv erforscht, z.B. in [6, 20, 21, 27–30]. Die Analyse der verfügbaren Literatur ergab eine große Streuung um die in Tabelle 2.2 zusammengefassten Herstellerangaben. Als Hauptindikatoren wurden die Oberflächenrauheit, die Porosität, d.h. kleine Defekte im Inneren des Vollmaterials, und die Mikrostruktur identifiziert [29–31]. Diese charakteristischen Eigenschaften resultieren aus dem additiven Fertigungsprozess und sind durch Einflussgrößen wie Prozessparameter, Orientierung auf der Bauplatte, Bauplattenausnutzung, Probenaufbaurichtung, Probengröße und der Probennachbearbeitung beeinflusst.

Trotz intensiver Forschung und stetiger Verbesserung der Fertigungsverfahren lassen sich diese fertigungsbedingten Defekte und Unregelmäßigkeiten nicht vermeiden. Aus diesem Grund ist die Identifizierung lokaler Phänomene der gefertigten Komponenten und deren Berücksichtigung bzw. Überführung in analytische und numerische Modelle, mit denen die mechanischen Eigenschaften in geeigneter Weise abgebildet werden können, Gegenstand aktueller Untersuchungen [29, 30, 32].

2.1.3 Gitterstrukturen und deren Klassifizierung

Trotz der Vielzahl fertigungstechnischer Herausforderungen bietet das 3D-Druckverfahren ganz entscheidende Vorteile auf dem Gebiet der Medizintechnik. So lassen sich nicht nur patientenindividuelle Implantate und Medizinprodukte herstellen, sondern auch bisherige Komplikationen, wie sie beispielsweise bei einer herkömmlichen Hüftendoprothese auftreten, umgehen. Wie bereits in Abbildung 1.1 dargestellt, ermöglicht die additive Fertigung z.B. die Herstellung von Hüftendoprothesen, die aus metallischen Gitterstrukturen bestehen. Gitterstrukturen sind eine besondere Form der zellularen Strukturen.

Zellulare Strukturen beschreiben ein Netzwerk aus Streben und Platten [33]. Sie unterscheiden sich von typischen Ingenieurstrukturen wie Balkentrag- oder Fachwerken im Wesentlichen in ihrer Skala. So sind Strukturdurchmesser im Bereich von Milli- und Mikrometern bei zellulären Strukturen üblich [34]. Zudem hängen ihre Eigenschaften nicht nur von der chemischen Zusammensetzung und der Mikrostruktur, sondern auch von ihrer Mikroarchitektur ab. Unter Berücksichtigung der Mikroarchitektur lassen sich zellulare Strukturen in stochastische und regelmäßige Strukturen einteilen. Eine regelmäßige Struktur besteht auf mikroarchitektonischer Ebene aus sogenannten Einheitszellen, die sich regelmäßig im Raum wiederholen, Abbildung 2.1c. Die regelmäßigen Strukturen werden als Gitterstrukturen bezeichnet, während die stochastischen Strukturen, bei denen keine regelmäßigen Einheiten erkennbar sind, als Schäume bezeichnet werden, Abbildung 2.1a-b.

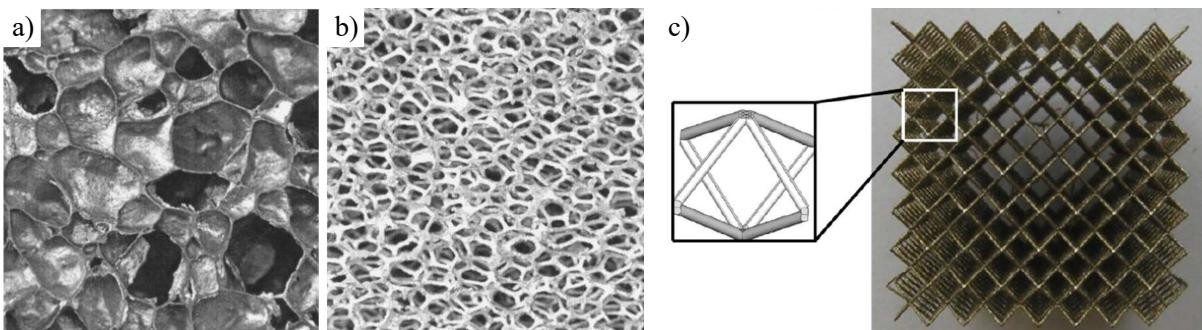


Abbildung 2.1: Beispiele für zellulare Strukturen: a) geschlossener Zellschaum [35], b) offener Zellschaum [35] und c) regelmäßige Gitterstruktur bestehend aus *BCC* Einheitszellen nach [36]

Gitterstrukturen lassen sich basierend auf ihren strukturellen Eigenschaften auf verschiedene Arten klassifizieren. Im Hinblick auf die verwendeten Einheitszellen, werden offene und geschlossene Gitterstrukturen unterschieden. Offene Gitterstrukturen besitzen lediglich geschlossene Zellkanten, während bei den geschlossenen Strukturen zusätzlich die Flächen zwischen den Zellkanten mit Material gefüllt sind. Offenzzellige Gitterstrukturen sind durchlässig für Flüssigkeiten, wie Gewebsflüssigkeit, was für gewöhnlich eine Anforderung im biomedizinischen Kontext darstellt. Geschlossene Gitterstrukturen werden im Gegensatz dazu vorrangig bei isolierenden Fragestellungen (thermisch, schalldämmend) angewandt. [33, 34, 37]

In Abhängigkeit der gewählten Einheitszelle können 3D-Strukturen in Form strebenbasierter Gitterstrukturen oder Strukturen mit dreifach periodischen Minimaloberflächen (engl. *triply periodic minimal surface*, TPMS) in Form von Schoen-Gyroid oder Schwartz-Diamant Strukturen auftreten, Abbildung 2.2. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit werden strebenbasierte Gitterstrukturen, siehe Abbildung 2.2a betrachtet. Strebenbasierte Strukturen sind durch Knoten gekennzeichnet, die an den Ecken, den Rändern oder in der Mitte einer Zelle auftreten und durch Streben, d.h. schlanke, gerade Stäbe oder auch Balken, miteinander verbunden sind. Anhand der Knotenpunkte lassen sich strebenbasierte Einheitszellen über die Maxwell-Zahl M charakterisieren [34]:

$$M = s - 3 \cdot j + 6 \quad \text{3D Strukturen} \quad (2.1)$$

Dabei sind s und j die Anzahl der Streben und die Anzahl der Knoten in der betrachteten Gitterstruktur. Wenn $M \geq 0$ ist, werden externe Lasten im Gitter axial aufgenommen, sodass diese *dehnungsdominiert* sind. Für den Fall $M < 0$ liegt ein *biegedominiertes* Strukturverhalten vor, da nicht ausreichend Streben mit Knoten verbunden sind, die durch Gleichgewichtsmomente ausgeglichen werden können [38, 39]. Dehnungsdominierte Strukturen kennzeichnen sich durch eine höhere Steifigkeit sowie ein effizienteres strukturelles Verhalten gegenüber biegedominierten Strukturen aus, da die Streben ausschließlich auf Zug oder Druck belastet werden [37, 38].

Neben den strebenbasierten Gitterstrukturen existieren TPMS-Strukturen, die immer häufiger Gegenstand aktueller Untersuchungen sind [12, 40]. Diese Strukturen zeichnen sich durch eine kontinuierlich gekrümmte Oberflächengeometrie aus, die sich als vorteilhaft für deren Herstellbarkeit erweist [39, 41, 42]. Die Existenz von TPMS-Strukturen wurden erstmalig durch den deutschen Mathematiker Hermann Schwarz im 19. Jahrhundert mathematisch bewiesen [43]. TPMS sind Flächen, die mathematisch so geschaffen sind, dass sie keine sich selbst schneidenden oder gefalteten Flächen besitzen [44, 45]. Die Strukturen können mathematisch mit der *level-set*-Methode beschrieben werden, wodurch gewünschte Charakteristika, wie Dichtegrad, einstellbar sind [46]. Es gibt zwei Möglichkeiten, TPMS-Gitterstrukturen aus der mathematischen Gleichung heraus zu erstellen. Im ersten Fall wird die TPMS aufgedickt, um eine kompakte Struktur, die skelett-TPMS-basierte Gitter zu erhalten, Abbildung 2.2b. In der zweiten Variante wird das Volumen, welches durch die TPMS geteilt wird, gefüllt, Abbildung 2.2c. Dadurch entstehen die sogenannten platten-TPMS-basierte Gitterstrukturen [47].

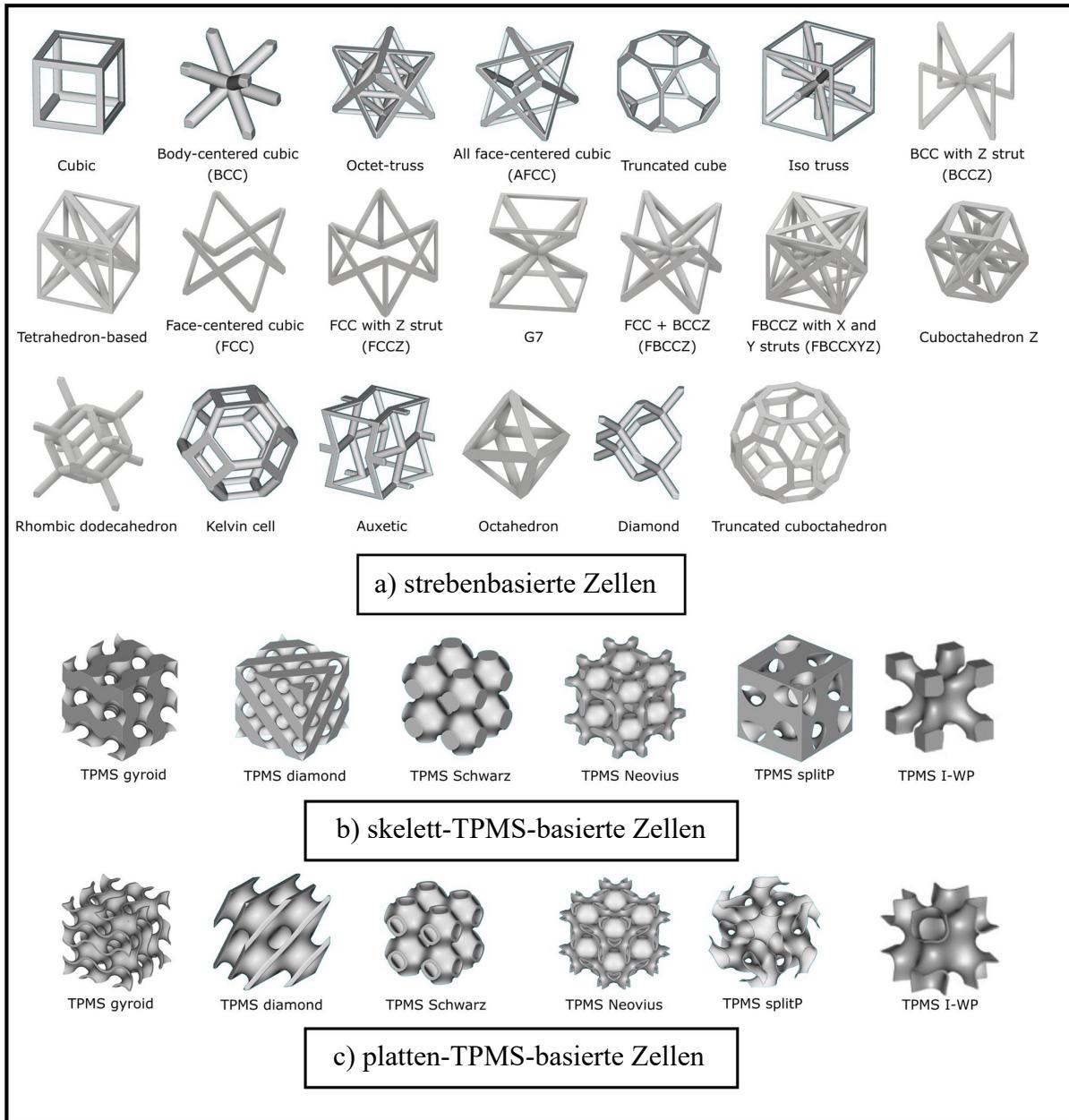


Abbildung 2.2: Verschiedene Mikroarchitekturen einer Gitterstruktur nach [12]: a) strebenbasierte Einheitszellen, b) skelett- und c) platten-TPMS-Strukturen

2.1.4 Vorteile und Anforderungen an additiv gefertigte Gitterstrukturen für einen Einsatz als lasttragendes Knochenimplantat

Eine Endoprothese ist ein künstliches Gelenk, welches im Rahmen einer Operation in den Körper implantiert wird. Sie dient dem dauerhaften Ersatz krankhafter oder zerstörter Knochenstrukturen (z.B. durch Unfall oder Osteoporose verursacht). Die Implantation einer Endoprothese im Hüftgelenk zählt mit ca. 240.000 durchgeführten Operationen im Jahr 2019 zu einer der häufigsten Operationen in deutschen Krankenhäusern [48]. Als Material für einen lasttragenden Endoprothesenschaft sind neben Cobalt-Chrom-Molybdän-Gusslegierungen vor allem Titanlegierungen die erste Wahl. Titanlegierungen besitzen eine bessere Biokompatibilität als andere metallische Implantatmaterialien und ihre mechanischen Eigenschaften kommen denen des Knochens am nächsten. Dennoch haben die derzeit verwendeten Endoprothesenschäfte bestehend aus einer Titanlegierung den Nachteil, steifer als Knochen zu sein. Dieses Ungleichgewicht zwischen dem Implantat und dem umliegenden Knochen kann zu einer Schwächung und sogar Rückbildung des Knochens führen (*Stress-Shielding*), woraufhin eine Revision notwendig ist. [49]

Der Ersatz des Vollmaterialbereichs eines Hüftimplantats durch Gitterstrukturen, wie es z.B. in Abbildung 1.1c dargestellt ist, bietet zwei erhebliche Vorteile. Zum einen können Endoprothesen produziert werden, die einen Elastizitätsmodul vergleichbar zu dem des Knochens besitzen. Der somit verringerte Steifigkeitsunterschied zwischen Implantat und Knochen reduziert das *Stress-Shielding* und ermöglicht eine verlängerte Lebensdauer des Implantats. Zum anderen begünstigen zellulare Strukturen das Einwachsen von Knochenzellen (Osseointegration), was die Implantatlockerung reduziert und ebenfalls zu einer verlängerten Implantatlebensdauer beitragen kann. [50, 51]

Für einen erfolgreichen Einsatz metallischer Gitterstrukturen als lasttragende Knochenimplantate ergeben sich grundsätzlich die folgenden Anforderungen:

- gute Biokompatibilität
- mechanische Eigenschaften, die mit dem umliegenden Knochen vergleichbar sind
- geeignete Porengröße und relative Dichte
- Osteokonduktivität und -induktivität

Sowohl die nötige Stabilität als auch Biokompatibilität ist durch die Verwendung der Titanlegierung, TiAl6V4, gegeben [22]. Aufgrund der Designfreiheit der additiven Fertigung können Gitterstrukturen mit gewünschten strukturellen Eigenschaften hergestellt werden. Eine Variation der strukturellen Eigenschaften führt dabei zu unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften [52–54]. Zusätzlich begünstigen offenporige Gitterstrukturen sowohl den Nährstofffluss als auch eine Gefäßbildung. Über einen längeren Zeitraum wird dadurch das Knocheneinwachsen in die offenporige Gitterstruktur ermöglicht, was wiederum eine verbesserte Knochen-Implantat-Festigkeit zur Folge hat [8]. Die Porengröße der additiv gefertigten Gitterstrukturen entscheidet maßgeblich über das Erreichen einer verbesserten Osseointegration.

Eine ideale Porengröße einer Gitterstruktur, bei der die beste Osseointegration erfolgt, ist jedoch nach wie vor nicht geklärt. In älteren Studien wurde eine ideale Porengröße von 0,3 mm bis 0,5 mm angenommen, wobei die Porengröße grundsätzlich 0,3 mm nicht unterschreiten und 1 mm nicht überschreiten sollte, um die Knochenneubildung (Osteoinduktion) und Vaskularisierung zu erleichtern [55, 56]. Neuere Untersuchungen mit *in-vivo* Testungen zeigen die bestmögliche Osseointegration bei Porengrößen von 0,7 mm bis 1,2 mm [57].

Ein Teil der Osteoinduktivität offenporiger Gitterstrukturen beruht auf deren Permeabilität. Permeabilität erzeugt ein günstiges Milieu für die Adhäsion, Migration und Proliferation von Zellen [58]. Außerdem ermöglicht sie die verbesserte Nährstoffversorgung der Knochensubstanz und den Abtransport von Schadstoffen und Stoffwechselprodukten. Die Permeabilität ergibt sich aus der Porosität, der Porengröße und der Art der Einheitszelle. Hohe Porosität und große Poren steigern die Permeabilität, während ausgeprägte Verwindungen innerhalb der Einheitszelle negative Auswirkungen darauf haben [59]. Die Anwendung von Gitterstrukturen mit den beschriebenen morphologischen Merkmalen zeigen bereits deutliche Funktionalitätssteigerungen gegenüber den klassischen monolithischen Hüftendoprothesen [7, 8, 60].

2.2 Mechanische Eigenschaften von Gitterstrukturen unter quasi-statischer Beanspruchung

Es sind vor allem die grundlegenden Arbeiten von *Gibson* [61] und *Ashby* [34], die umfassend auf den Aufbau, das mechanische Verhalten sowie den physikalischen Eigenschaften von natürlichen und künstlich hergestellten zellulären Strukturen eingehen. Im Zuge der Weiterentwicklung der Fertigungstechnologien fanden umfassende Forschungsarbeiten, insbesondere auf dem Gebiet der metallischen Schäume, statt [62–64]. Untersuchungen zur Gestaltung zellularer Strukturen über den Einsatz additiver Fertigungsverfahren sowie deren mechanischen Verhalten wurden erstmals von *Rehme* [65] in großem Umfang durchgeführt. Jedoch ermöglicht die additive Fertigung die Herstellung von Gitterstrukturen, deren Grenztrag- und Verformungsverhalten insbesondere auf lokaler Ebene bisher nur unzureichend experimentell erforscht wurde. In diesem Kapitel werden daher die im Rahmen der vorliegenden Arbeit relevanten grundlegenden Eigenschaften und die in den bisherigen Arbeiten identifizierten Einflüsse sowie die entwickelten Konzepte zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens einer Gitterstruktur vorgestellt.

2.2.1 Grundlegendes

Im Wesentlichen wird das mechanische Verhalten einer Gitterstruktur durch drei Faktoren bestimmt: (1) das Material, aus dem die Struktur besteht, (2) die Morphologie und Form der Einheitszellen und (3) die relative Dichte.

Relative Dichte

Der wichtigste Parameter zur Beschreibung einer Gitterstruktur ist die relative Dichte. Sie beschreibt das Verhältnis von der Dichte der Gitterstruktur, ρ^* , zu der Dichte des Basismaterials, ρ_s :

$$\rho = \frac{\rho^*}{\rho_s} \quad (2.2)$$

Die relative Dichte gibt an, wie viel Feststoff im Gesamtvolumen einer Gitterstruktur vorhanden ist. Das Komplement der relativen Dichte ist die Porosität, die als $P = 1 - \rho$ berechnet wird. Die Parameter können durch geometrische Überlegungen in Abhängigkeit von der Länge und Durchmesser der Gitterstreben für verschiedene Arten von Gitterstrukturen berechnet werden [33].

Effektive Eigenschaften

Das *Gibson-Ashby*-(GA)-Modell [33] ist zur Bestimmung effektiver mechanischer Eigenschaften von zellulären Strukturen, zu denen die hier betrachteten Gitterstrukturen zählen, am weitesten verbreitet. Demnach lässt sich eine effektive Eigenschaft K^*/K_s über das Skalierungsgesetz:

$$\frac{K^*}{K_s} = C \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^n \quad (2.3)$$

mit der relativen Dichte korrelieren. C und n sind dabei experimentell zu ermittelnde Parameter. Die Variablen K^* und K_s beschreiben die effektiven Eigenschaften der Gitterstrukturen und die des zugehörigen Vollmaterials. Die effektive Eigenschaft K^*/K_s kann mechanisches Verhalten wie die Steifigkeit oder die Festigkeit, repräsentieren. Hierbei sind, wie oben bereits eingeführt, zwischen biege- und dehnungsdominiertem Verhalten zu unterscheiden. Die von *Gibson & Ashby* [33] ermittelten Exponenten sind in Tabelle 2.3 zusammengefasst.

Tabelle 2.3: *Gibson-Ashby*-Modell für effektives mechanisches Verhalten zellularer Strukturen [33]

Lastfall	Mechanische Eigenschaft	Skalierungsgesetz
Biegedominiert	Elastizitätsmodul	$\frac{E^*}{E_s} = C \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^2$
	Festigkeit	$\frac{\sigma^*}{\sigma_s} = C \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^{1,5}$
Dehnungsdominiert	Elastizitätsmodul	$\frac{E^*}{E_s} = C \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)$
	Festigkeit	$\frac{\sigma^*}{\sigma_s} = C \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)$

σ^* Dehngrenze der Gitterstruktur

σ_s Dehngrenze des Ausgangsmaterials

Experimentelle Untersuchungen zeigen oftmals eine Abweichung zu dem beschriebenen Modell, was eine neue Ermittlung der Parameter C und n nach Gleichung 2.3 oder die Entwicklung neuer Rechenmodelle, z.B. in [66], erfordert. Dennoch wird die Korrelation zwischen relativer Dichte und effektiven Eigenschaften nach Gleichung 2.3 in der Literatur großflächig akzeptiert und standardmäßig verwendet.

Druckbeanspruchung

Gitterstrukturen werden in anwendungsrelevanten Applikationen überwiegend auf Druck und Biegung belastet [33]. Das Kompressionsverhalten unterscheidet sich hierbei von isotropen Werkstoffen und ist als Druckspannungs-Dehnungskurve in Abbildung 2.3 gezeigt. Der charakteristische Kurvenverlauf lässt sich grundsätzlich in drei Abschnitte unterteilen: (1) der linear-elastische Bereich, der bis zum Nachgeben der Streben, reicht; (2) der Plateaubereich, in dem die Zellen beginnen allmählich zusammenzubrechen; (3) die Verdichtungsphase, in der die Zellen nacheinander versagen, zueinander in Kontakt treten und die Struktur somit kompaktiert. Auffällig ist hierbei das unterschiedliche mechanische Verhalten für eine dehnungsdominierte Struktur (Abbildung 2.3a) im Vergleich zu einer biegedominierten Struktur (Abbildung 2.3b). So ist die Spannungs-Dehnungskurve einer dehnungsdominierten Struktur generell durch eine höhere Steifigkeit sowie eine höhere Druckfestigkeit, bei gleicher relativer Dichte, gekennzeichnet.

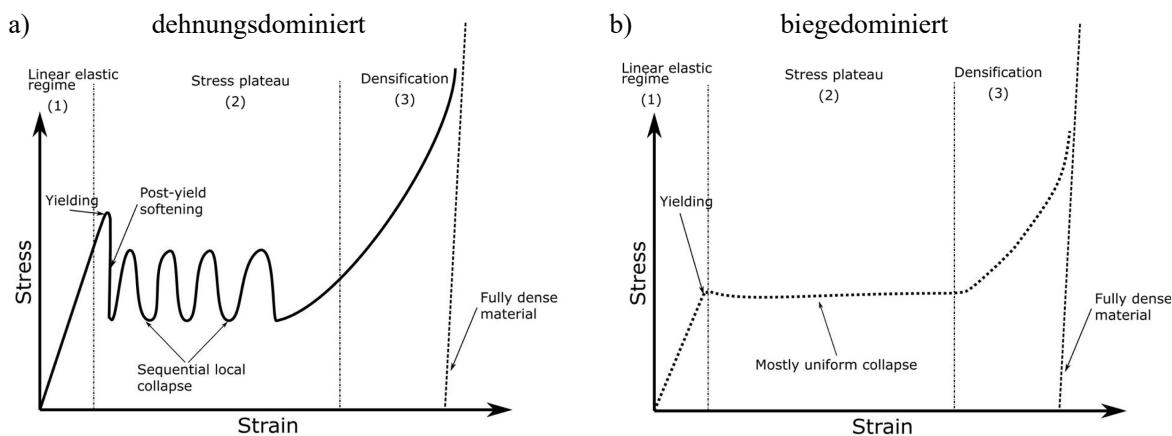


Abbildung 2.3: Typische Druckspannungs-Dehnungskurven von a) dehnungsdominierten und b) biegedominierten Gitterstrukturen mit Veranschaulichung der unterschiedlichen Bereiche: (1) linear-elastischer Bereich, (2) Plateaubereich und (3) Verdichtungsphase [12]

Bei einer dehnungsdominierten Struktur erfolgt die Verformung der Gitterstreben, im Anschluss an den linear-elastischen Bereich, vorrangig durch Dehnung. Bei fortschreitender Belastung kommt es an den Gitterstreben zum Versagen, wodurch sich die Belastung anschließend auf ganze Zellebenen ausbreitet. Das Versagen einer kompletten Zellebene tritt nach Erreichen der Druckfestigkeit plötzlich ein und ist durch ein rapides Absinken der Spannung gekennzeichnet.

Das Versagen erfolgt dabei in Abhängigkeit des Materials und der Einheitszellenform entweder durch Knicken oder Sprödbruch. Der anschließende Plateaubereich ist durch Spalten und Täler gekennzeichnet, die das fortschreitende Versagen der Zellebenen anzeigen. Von Dehnung dominierte Strukturen sind daher strukturell effizienter, neigen aber zu plötzlichen Ausfällen und sind nicht in der Lage Verformungsenergie umzuwandeln. Biegedominierte Strukturen sind hingegen nachgiebiger und verfügen über einen gleichmäßigen Übergang zum Plateaubereich, welches sich relativ flach fortsetzt. Dieses Verhalten liegt in der vorrangigen Biegung, der auf Druck belasteten Streben, begründet. [34, 61]

Grundsätzlich treten Biege- und Dehnungsanteile in beiden Gitterstrukturtypen nach *Merk* [67] gleichzeitig, jedoch mit unterschiedlichen Anteilen auf. Dennoch sind dehnungsdominierte Gitterstrukturen aufgrund ihrer höheren spezifischen Festigkeiten und Energieabsorptionen gegenüber biegedominierten Strukturen in der Auslegung zu bevorzugen [68].

Zugbeanspruchung

Das Verformungsverhalten von zellulären Strukturen unter Zugbeanspruchung unterscheidet sich maßgeblich von demjenigen unter Druckbeanspruchung. Zwar gelten die im vorangegangenen Abschnitt beschriebenen Mechanismen für die elastische Verformung und das Einsetzen der plastischen Verformung bei der Druckbeanspruchung ebenfalls bei der Zugbeanspruchung, womit die Formeln in Tabelle 2.3 zulässig sind. Die Ausbildung eines Plateaubereichs wird allerdings nicht beobachtet. Stattdessen erfolgt zu Beginn der Belastung eine Rotation der Zellkanten und Streben in Richtung der Lastachse, in dessen Folge die Spannung mit zunehmender Dehnung ansteigt [33, 65]. Das qualitative Verformungsverhalten unterscheidet sich mit Erreichen der Zugfestigkeit in Abhängigkeit der Verformungsmechanismen. Im Falle eines biegedominierten Verhaltens wird ein schneller Spannungsabfall mit hohen Dehnungen bis zum Eintreten des Probenversagens beobachtet, was *Rehme* [65] als duktiles Materialverhalten bezeichnet.

Dehnungsdominierte Strukturen zeigen ein als spröde bezeichnetes, vorzeitiges Probenversagen, wobei die Spannung insgesamt langsamer mit niedrigeren Dehnungen abfällt. Nach Überschreiten der Zugfestigkeit berichtet *Rehme*, unabhängig vom Verformungsmechanismus, von einer Ausbildung kleinerer Spannungsanstiege (von ihm als Verformungsverfestigung bezeichnet). Wie auch von *Gibson* und *Ashby* berichtet, resultiert dies aus einem Übergang von Rotation zu Streckung von Streben in bestimmten Zellschichten [33, 65]. Weder *Rehme* [65] noch *Gibson* und *Ashby* [33] gehen auf eine mathematische Beschreibung der Zugfestigkeit von zellulären Materialien ein.

Schub- und Biegebeanspruchung

Eine Schubbeanspruchung wird von *Gibson* und *Ashby* [33] nicht betrachtet. Generell existieren nur sehr wenige experimentelle grundlegende Untersuchungen hinsichtlich der Schubfestigkeit von zellulären Strukturen, von denen sich die allermeisten auf Schäume beziehen [65]. Dennoch konnte für eine auf Schub belastete zellulare Struktur ein Spannungs-Dehnungsverhalten identifiziert werden, das in etwa dem der Zugbeanspruchung entspricht [69]. Zur Beschreibung der Schubfestigkeiten wurde das einfache Potenzgesetz, wie von *Gibson* und *Ashby* in Gleichung 2.3 verwendet und die Exponenten und Koeffizienten in Abhängigkeit der relativen Dichte sowie der Zellform bestimmt [70]. Auf eine mathematische Beschreibung der experimentell ermittelten Schubfestigkeiten in Abhängigkeit der relativen Dichte wird hingegen nicht eingegangen.

Im Gegensatz zur Schubbeanspruchung wird die Biegebeanspruchung an zellulären Strukturen in der Arbeit von *Gibson* und *Ashby* [33] betrachtet. Dies umfasst jedoch die Biegefesteit von Sandwichstrukturen sowie deren optimales Design hinsichtlich der Steifigkeit unter Dreipunktbiegung [33]. Bei einer Sandwichstruktur bildet der Kern der Konstruktion eine zellulare Struktur die von zwei stabilen Deckschichten begrenzt ist. Dieses Design unterscheidet sich jedoch grundlegend von der in der vorliegenden Arbeit betrachteten Probengeometrie und wird daher nicht weiter betrachtet.

Aufbauend auf den *Gibson* und *Ashby* Vorhersagemodellen entwickelten *Liu* et al. [71] ein Strukturmodell, auf dessen Grundlage die mechanischen Eigenschaften von Gitterstrukturen mit Hilfe analytischer Modelle, für Beanspruchungen wie z.B. Zug, Biegung, Torsion, Schub und Ermüdung, theoretisch beschrieben werden können. Aus den analytischen Modellen lassen sich eine Reihe mathematischer Beziehungen ableiten, was eine Bewertung der Eigenschaftsbeziehungen von Gitterstrukturen in Abhängigkeit der Porosität ermöglicht. So entspricht bspw. die Beschreibung der Druckeigenschaften, dem GA-Modell. Die Korrelation zwischen relativer Dichte und effektiven Eigenschaften nach *Gibson-Ashby* (Gleichung 2.3) ist daher in der Literatur großflächig akzeptiert und wird standardmäßig verwendet.

2.2.2 Experimentelle Untersuchungen

Experimentelle Untersuchungen an additiv gefertigten Gitterstrukturen zeigen oftmals nicht nur Abweichungen zum GA-Modell nach Gleichung 2.3, sondern auch Abweichungen zum vorhergesagten Verformungsverhalten nach Abbildung 2.3. Es sind vor allem Eigenschaften auf lokaler Ebene, die das mechanische Verhalten einer additiv gefertigten Struktur maßgeblich beeinflussen und sich deshalb von den Eigenschaften der im vorangegangen Abschnitt dargestellten, herkömmlich hergestellten, zellulären Strukturen, zu denen die Gitterstrukturen zählen, unterscheiden. Diesbezüglich hat sich die Fertigung und die dadurch resultierenden fertigungsbedingten Imperfektionen, neben dem Material, der Einheitszellenform, sowie der relativen Dichte als wesentliche Einflussfaktoren herausgestellt [12].

Für eine sichere Anwendung additiv gefertigter Gitterstrukturen, z.B. in der Medizintechnik, ist eine Kenntnis über deren Struktur-Fertigungs-Eigenschafts-Wechselwirkung von entscheidender Bedeutung. Trotz intensiver Forschung auf diesem Gebiet [12, 13, 29, 54, 72] ist die Wechselwirkung noch nicht vollständig verstanden, weshalb mechanische Untersuchungen immer noch zu den aktuellen Forschungsbemühungen in der Fachwelt zählen. Die im Rahmen der bisherigen Arbeiten identifizierten Einflüsse sowie die untersuchten Belastungsarten werden in diesem Abschnitt vorgestellt. Der Fokus liegt dabei auf den Untersuchungsergebnissen von Gitterstrukturen, die mittels EBM-Verfahren aus der Titanlegierung TiAl6V4 hergestellt wurden, da sowohl dieses Verfahren als auch das Material im Rahmen der vorliegenden Arbeit Anwendung fand.

Einflussfaktoren auf die quasi-statischen Druckeigenschaften

Einen allumfassenden Überblick ermöglicht die jüngste Übersichtsarbeit von *Benedetti* et al. [12]. Darin vergleichen die Autoren zahlreiche experimentelle Untersuchungen an Gitterstrukturen, die mit verschiedenen additiven Fertigungsverfahren und Materialien hergestellt wurden. Aus diesem Grund gibt sie einen umfassenden Überblick der bisherigen Ergebnisse, die auch insbesondere für EBM-gefertigte TiAl6V4 Gitterstrukturen gelten. Unabhängig von der Wahl der Einheitszelle und unabhängig von der Wahl des Ausgangsmaterials (z.B. TiAl6V4, 316L oder CoCr) weisen alle Gitterstrukturen einen abnehmenden Trend mit sinkender relativer Dichte auf, Abbildung 2.4. Dies gilt sowohl für die relative Steifigkeit, als auch für die relative Festigkeit, die hier in Form der Dehngrenze ausgewertet wurde. Auch wenn dieser Trend grundsätzlich der bereits von *Gibson* und *Ashby* entdeckten Abhängigkeit zwischen der relativen Dichte und den effektiven mechanischen Eigenschaften entspricht, zeigen alle experimentellen Daten eine bessere Übereinstimmung mit der Vorhersage für biegedominierte Strukturen, obwohl bei einigen Untersuchungen die Einheitszellengeometrien per Definition eher den dehnungsdominierten Strukturen zuzuordnen sind [12]. Die Forscher begründeten ihre Entdeckung mit der geometrischen Ungenauigkeit der tatsächlich gefertigten Gitterstrukturen, wodurch beispielsweise unerwünschte Biegeeffekte infolge von Ausrichtungsfehlern der Streben entstehen [12].

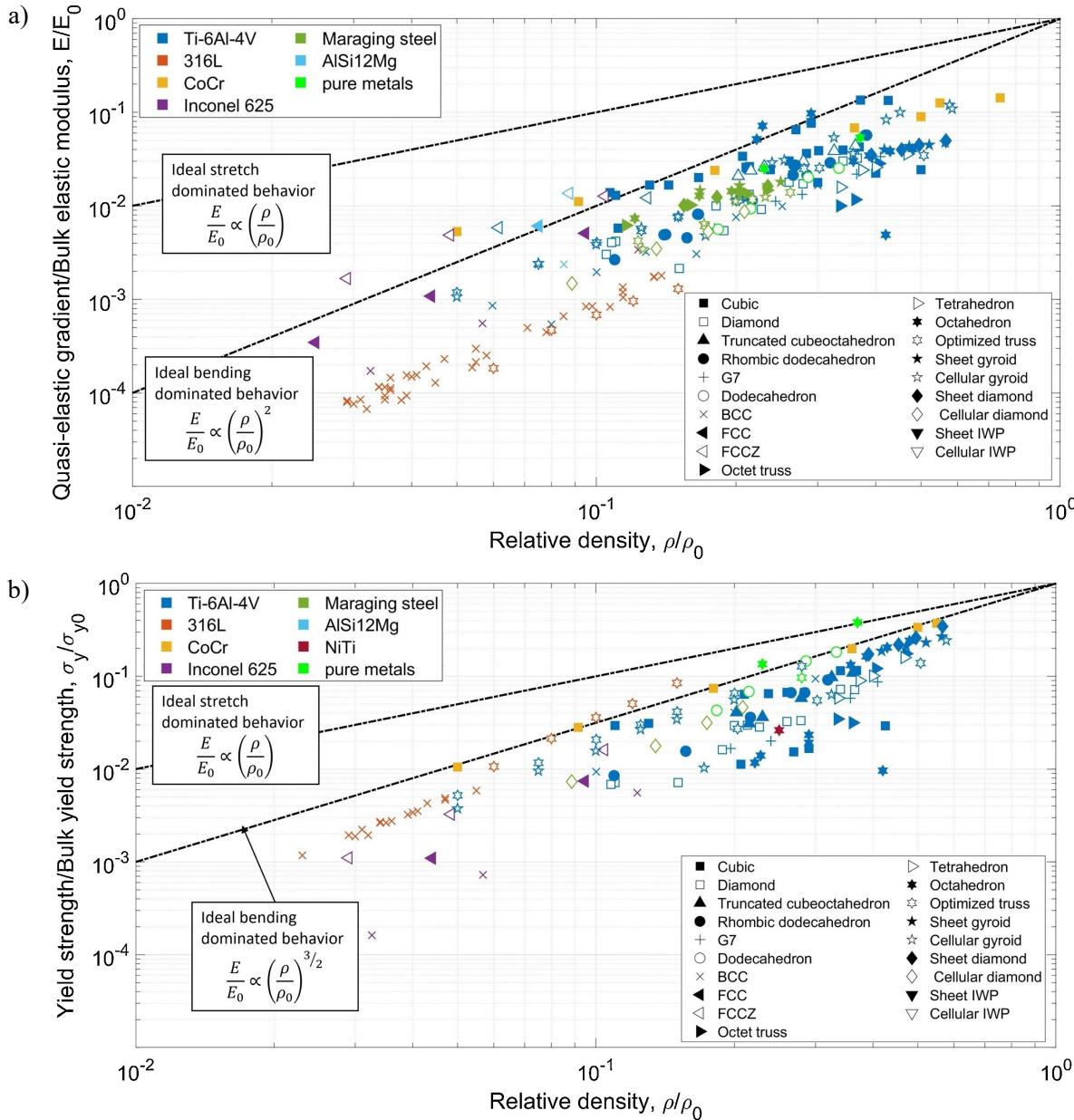


Abbildung 2.4: Quasi-statische Druckeigenschaften für eine Vielzahl von experimentellen Ergebnissen aus der Fachliteratur für unterschiedliche Einheitszellengeometrien, Materialien und additiven Fertigungsverfahren (vor allem PBF-LB/M und EBM). Darstellung der a) relativen Steifigkeit und b) relativen Dehngrenze in Abhängigkeit der relativen Dichte sowie Veranschaulichung der *Gibson-Ashby* Vorhersagemodelle [12]

Es sind vor allem die Arbeiten der Forschergruppen um *Murr* [21, 28, 53] und *Hrabe* [73], die anfänglich den Einfluss struktureller Eigenschaften von EBM-gefertigten TiAl6V4 strebenbasierten Strukturen, wie relative Dichte und Zellform, auf das mechanische Verhalten unter Druckbeanspruchung untersuchten.

Auch hierbei wurden bereits Abhängigkeiten ermittelt, die mit dem GA-Modell approximiert werden konnten. Allerdings ergaben sich Exponenten, die oberhalb der von *Gibson* und *Ashby* vorhergesagten Werte lagen. *Li* et al. [53] begründeten die identifizierte Diskrepanz mit der Mikrostruktur, der Oberflächenrauheit der Streben und der Einheitszellenform an sich. Vor allem identifizierten sie überlagerte Biege- und Knickkomponenten, die zum Versagen der Gitterstrukturen führten, die in dem theoretischen Modell keine Berücksichtigung finden.

In den anschließenden Forschungsbemühungen rückte die Fertigung als möglicher Einflussfaktor auf das mechanische Verhalten in den Fokus der Untersuchungen. Der Begriff Fertigung beinhaltet nicht nur das verwendete Fertigungsverfahren (z.B. EBM), sondern auch die verwendeten Prozessparameter, die Qualität des Ausgangsmaterials, die Probenausrichtung und -orientierung auf der Bauplatte und die Bauplattenausnutzung. Die bisherigen Untersuchungsergebnisse zeigen, dass das Zusammenspiel all dieser Parameter die resultierende Mikrostruktur sowie die geometrischen Eigenschaften einer additiv gefertigten Struktur beeinflussen, was wiederum zu unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften führt [5, 72, 74–76]. In [77–82] sind z.B. die Einflüsse der prozessbedingten Variablen auf die resultierende Mikrostruktur sowie die mechanischen Eigenschaften für EBM-gefertigte Strukturen vielfach untersucht und nachgewiesen worden.

Veränderte geometrische Eigenschaften beschreiben Abweichungen zwischen der Geometrie des CAD-Ausgangsmodells und der tatsächlich gefertigten Struktur und werden als geometrische Imperfektionen bezeichnet. Neben den Ausrichtungsfehlern von Streben zählen die Poren, d.h. kleine Hohlräume oder Gaseinschlüsse im Inneren des Vollmaterials, die Oberflächenrauheit und Stegbreitenabweichungen (siehe Abbildung 2.5) zu den typischen Fertigungsfehlern EBM-gefertigter Gitterstrukturen [76, 83, 84]. Mittelpunkt aktueller Untersuchungen ist die Charakterisierung der geometrischen Imperfektionen sowie die Identifizierung deren Einflüsse auf das mechanische Verhalten [5, 12].

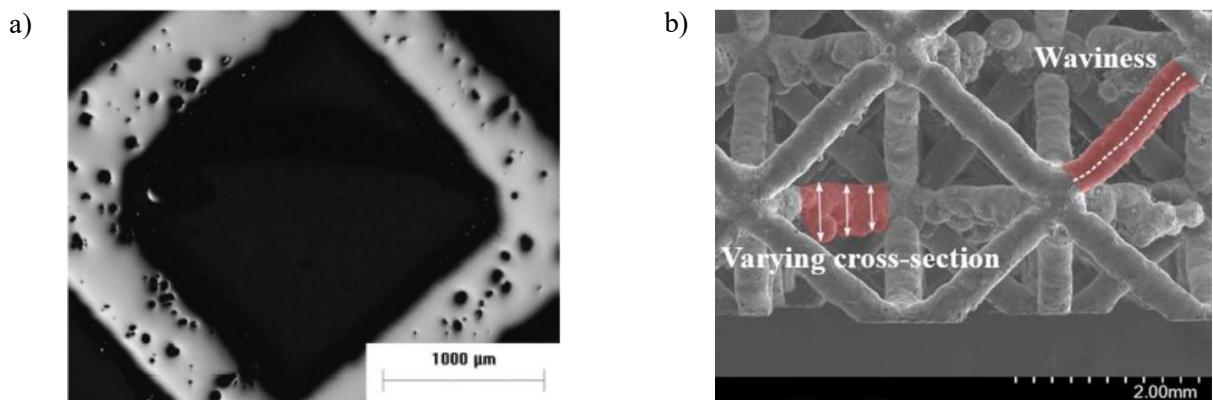


Abbildung 2.5: Beispielhafte Darstellung geometrischer Imperfektionen an additiv gefertigten Gitterstrukturen nach [12]: a) Porosität im Vollmaterialbereich der Gitterstreben und b) Stegwelligkeiten und Stegbreitenunterschiede

Diesbezüglich haben sich bildbasierte Methoden etabliert, mit denen einerseits die Fertigungsgenauigkeit und andererseits das lokale Verformungsverhalten sowie die zugrundeliegenden Schädigungsmechanismen einer additiv gefertigten Gitterstruktur identifiziert werden können. Bildbasierte Methoden lassen sich hinsichtlich ihrer unterschiedlichen Anwendungen in Verformungsanalysen, Fraktographie, sowie morphologische und thermografische Analysen differenzieren. Die Analysemethoden können dabei *in-situ*, d.h. während des Versuchs, oder *ex-situ*, d.h. vor oder nach dem Versuch angewendet werden.

Die mikro-computerthomographische (mikro-CT) Analyse zählt bspw. zu den morphologischen Untersuchungsmethoden, die eine Charakterisierung der Fertigungsgenauigkeit einer additiv gefertigten Struktur ermöglicht. Gegenüber den visuellen mikroskopischen und makroskopischen Analysen, erlaubt die CT-Analyse eine Untersuchung im Inneren der Gitterstruktur. So konnte die mikro-CT Auswertung in vielen Studien dazu genutzt werden, die geometrischen Abweichungen, wie Stegbreitenunterschiede oder -welligkeiten zu identifizieren, aber auch interne Poren innerhalb der Stege zu quantifizieren [52, 83, 85, 86]. Darüber hinaus nutzen *Zhao et al.* [87] mikro-CT Analysen sowohl *ex-situ* als auch *in-situ*, zur Charakterisierung des Schädigungsverhaltens quasi-statisch und auch zyklisch belasteter Gitterstrukturen. Zudem ermöglichen die *in-situ* mikro-CT Scandaten in Kombination mit einem Algorithmus der digitalen Bildkorrelation eine hochauflösende volumetrische Analyse während der quasi-statischen Druckbelastung.

Bei der digitalen Bildkorrelation (engl. *digital image correlation*, DIC) handelt es sich um eine optische Verformungsanalyse, die eine berührungslos Dehnungs- und Verschiebungsmessungen auf der Probenoberfläche ermöglicht. In verschiedenen Studien konnte bereits ein *in-situ* Ansatz unter Verwendung der DIC genutzt werden, um das Verformungsverhalten sowie die Schädigungsentwicklung von additiv gefertigten Gitterstrukturen zu identifizieren [88–92]. Grundsätzlich ermöglicht die DIC-Analyse eine Charakterisierung des Verformungsverhaltens, in dem Dehnungen lokal an den Streben betrachtet werden. In quasi-statischen Druckversuchen konnten so z.B. hoch beanspruchte Stellen lokalisiert werden, an denen das Versagen am Ende auch eintrat (siehe Abbildung 2.6).

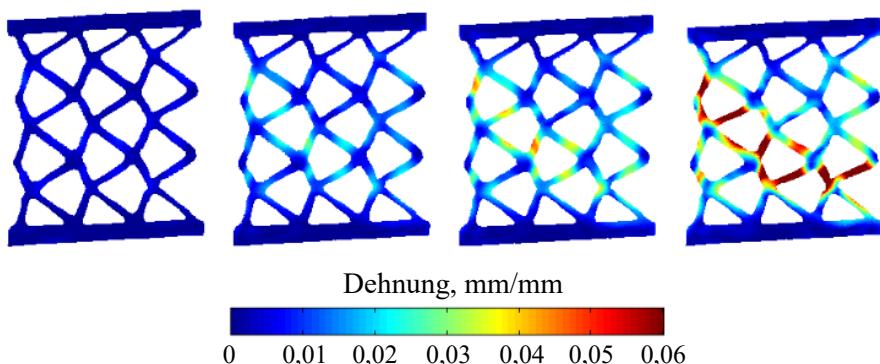


Abbildung 2.6: Charakterisierung des Verformungsverhaltens einer druckbelasteten Gitterstruktur durch Analyse des Dehnungsfeldes auf der Probenoberfläche mittels DIC [90]. Hoch beanspruchte Stellen können durch hohe Dehnungen (Hotspots) identifiziert werden.

Zudem konnten *Brenne* et al. [88] zeigen, dass sowohl biegedominierte als auch dehnungsdominierte Einheitszellen durch eine Überlagerung von Biege- und Druckkräften belastet werden. Mit dieser Entdeckung begründeten sie, warum höhere Steifigkeiten und Festigkeiten experimentell erreicht werden, als sie analytisch vorhergesagt werden können. Während die meisten Untersuchungen bei quasi-statischer Druckbelastung erfolgten, untersuchten z.B. *Brenne* et al. [88] zusätzlich die Zugbelastung. Allerdings konnten zum jetzigen Zeitpunkt keine experimentellen Untersuchungen in Kombination mit der DIC an additiv gefertigten Gitterstrukturen unter Biege- oder Torsionsbeanspruchung gefunden werden.

Weitere Belastungsarten

Während das mechanische Verhalten additiv gefertigter Gitterstrukturen für die Belastungsfälle Druck und Zug umfassend erforscht ist, fehlen nach wie vor systematische Untersuchungen weiterer elementarer Belastungsarten, wie Torsion, Schub oder Biegung.

Hinsichtlich der Biegebelastung konnte lediglich eine Studie an EBM-gefertigten TiAl6V4 Gitterstrukturen gefunden werden. So ermittelten *Horn* et al. [93] in ihren Vierpunktbiegeversuchen einen signifikanten Einfluss der relativen Dichte auf die mechanischen Eigenschaften. Sowohl der Biegemodul als auch die Biegefesteigkeit konnten mit der analytischen Gleichung nach *Gibson* und *Ashby* in Abhängigkeit der relativen Dichte approximiert werden. Im Gegensatz dazu ließ sich kein signifikanter Einfluss der Einheitszellengröße auf die mechanischen Eigenschaften feststellen. In der Übersichtsarbeit von *Riva* et al. [14] aus dem Jahr 2021 werden lediglich acht Studien zu Biegeversuchen an PBF-LB/M-gefertigten Gitterstrukturen vorgestellt. Dies verdeutlicht ebenfalls den bisher geringen Umfang von Biegeexperimenten an additiv gefertigten Gitterstrukturen. Dabei konzentriert sich die Mehrzahl auf den Dreipunktbiegeversuch, der z.B. in Anlehnung an die ISO Norm 7438 [94] durchgeführt wird [95] und sich damit von dem in der vorliegenden Arbeit durchgeführten Vierpunktbiegeversuch unterscheidet.

Das mechanische Verhalten additiv gefertigter Gitterstrukturen wurde hinsichtlich des Belastungsfalls Schub bzw. Torsion ebenso selten wie für die Biegebeanspruchung untersucht. *Parthasarathy* et al. [96] führten zum Beispiel Scherversuche durch, um die Bindung zwischen den Schichten einer Gitterstruktur zu bewerten. Es wurden Proben mit unterschiedlicher Porosität untersucht, wobei gezeigt werden konnte, dass der Schubmodul nicht mit der Porosität korreliert. Als Grund wurden Fertigungsfehler angenommen. Die Arbeitsgruppe um *Monopoli* führten in [97] und [98] Torsionsversuche an zylindrischen EBM-gefertigten TiAl6V4 Proben durch und ermittelten den Schubmodul sowie die Schubspannung in Abhängigkeit unterschiedlicher Einheitszellengeometrien (strebenbasiert und TPMS-basiert) und unterschiedlicher relativer Dichte. Sowohl für strebenbasierte- als auch TPMS-basierte Zellen verringerten sich der Schubmodul und die Schubspannung mit sinkender relativer Dichte [97, 98].

2.2.3 Numerische Untersuchungen

Heutzutage gehört die Anwendung der numerischen Analyse, mit der Finite-Elemente-Methode (FEM), zur Lösung naturwissenschaftlicher und technischer Probleme zum Stand der Forschung [99]. Im Kontext additiv gefertigter Gitterstrukturen lassen sich deren mechanische Eigenschaften sowie verschiedene Möglichkeiten unterschiedlicher Formen und Größen von Einheitszellen mit Hilfe der FEM testen. Ein großer Vorteil dieser Methode besteht darin, dass sie den experimentellen Aufwand, der zur vollständigen Charakterisierung der gedruckten Gitterstrukturen erforderlich ist, erheblich verringert. Ein weiterer entscheidender Vorteil der FEM ist, dass eine detaillierte Spannungs-Dehnungs-Verteilung erhalten werden kann, die für die Designoptimierung von Gitterstrukturen nützlich ist. Außerdem ermöglicht die FEM eine Bewertung der Versagensarten von Gitterstrukturen, was für biomedizinische Implantate wichtig ist.

Allerdings sind bei metallischen Gitterstrukturen nicht alle FE-Modelle gleich genau. Zu den zwei wichtigsten Faktoren, die die Genauigkeit beeinflussen, zählen die Art des verwendeten Elements und die Genauigkeit der geometrischen Darstellung der Gitterstruktur [13]. So führen Volumenelemente zu genaueren Vorhersagen der relativen Beziehungen zwischen der Dichte und den mechanischen Eigenschaften als Balkenelemente, die auf den Theorien von *Euler-Bernoulli* oder *Timoshenko* basieren [13]. Zusätzlich besitzen Volumenmodelle gegenüber den balkenbasierten Modellen eine Gültigkeit für Gitterstrukturen mit niedrigen relativen Dichten sowie die Möglichkeit lokale Spannungen und Dehnungen auszuwerten [12, 100]. Sowohl für Balkenelemente als auch für Volumenelemente kann in den FE-Modellen entweder die idealisierte Geometrie der Gitterstrukturen oder die tatsächliche Geometrie, einschließlich der durch den Herstellungsprozess verursachten Imperfektionen, verwendet werden. Grundlage des idealisierten Modells bildet z.B. die CAD-Ausgangsgeometrie, wohingegen die tatsächliche Geometrie z.B. durch Segmentierung von mikro-CT Bildern einer Probe gewonnen werden kann.

Die Verwendung der tatsächlichen Geometrie der Gitterstrukturen führt in der Regel zu genaueren Vorhersagen der Topologie-Eigenschafts-Beziehungen im Vergleich zu den idealisierten Geometrien. Da die Prozedur der Bildsegmentierung und die anschließende Überführung in ein FE-Modell allerdings sehr umfangreich ist, wird sie vorrangig nur für eine kleine Anzahl an Einheitszellen mit linear-elastischem Materialverhalten, wie z.B. in [85, 101–105] durchgeführt. Die Forschergruppen führten im Detail quasi-statische linear-elastische FE-Analysen (FEA) an einer oder mehreren Einheitszellen durch, mit dem Ziel das Versagensverhalten der Gitterstrukturen zu bewerten. Dabei konnten sie nachweisen, dass lokale Spannungshotspots an den Stellen auftraten, an denen experimentell ebenfalls das Versagen beobachtet wurde. *Sercombe* et al. [104] zeigten im Detail, dass ein Versagen an den Stellen auftrat, wo die FEA hohe lokale Zugspannungen aufgrund schlechter Fertigungsqualität voraussagte. *Mahmoud* et al. [102] und *Dallago* et al. [85] untersuchten unabhängig voneinander das quasi-statische Druckverhalten an unterschiedlichen PB-LB/M-gefertigten Einheitszellen und identifizierten Fertigungsabweichungen, die als Spannungskonzentrationen wirken, welche wiederum eine Rissbildung begünstigen.

Neben der Geometrie der Gitterstruktur, sowie des gewählten Elementtyps hängt die Genauigkeit der FE-Modelle von den dem Modell zugewiesenen Materialeigenschaften ab. Im Falle einer linear-elastischen FEA bedienen sich viele Gruppen den vom Hersteller zur Verfügung gestellten Materialeigenschaften oder den in der Fachliteratur verfügbaren Daten. Dabei handelt es sich zwar in den meisten Fällen um denselben Herstellungsprozess, allerdings weisen grundlegende Untersuchungen zu den Materialeigenschaften von EBM TiAl6V4 Proben eine relativ große Streuung auf (siehe Kapitel 2.1.2).

Neben linear-elastischen Untersuchungen rücken elastisch-plastische Simulationen in Kombination mit einem lokalen Schädigungsmodell, mit dem Ziel das Versagensverhalten der Gitterstrukturen zu bewerten, immer mehr in den Fokus der Untersuchungen. Die Beschreibung des elastisch-plastischen Materialverhaltens kann dabei durch eine Fließkurve oder durch ein Verfestigungsgesetz erfolgen. In beiden Fällen liefert die Fachliteratur nur eine begrenzte Auswahl. Darüber hinaus ist aufgrund der fertigungsbedingten Einflüsse, eine Materialcharakterisierung an derselben Fertigungsmaschine mit möglichst gleichen Prozessparametern zu bevorzugen, mit denen die Gitterstrukturen ebenfalls gefertigt und geprüft werden. Dies ist besonders relevant, wenn die experimentellen Ergebnisse zur Validierung der Simulationen herangezogen werden, wie es im Rahmen der vorliegenden Arbeit der Fall ist.

Zur Vorhersage des duktilen Schädigungsverhaltens metallischer Bauteile existieren z.B. die Modelle nach *Rice* und *Tracy* [106], *Johnson-Cook* [107], *Cockraft* und *Latham* [108] oder *Gurson*, *Tvergaard* und *Needleman* [109–111]. Um jedoch das Schädigungsverhalten druckbelasteter, additiv gefertigter, metallischer Gitterstrukturen abzubilden, wurde bisher lediglich das *Johnson-Cook* (J-C) Schädigungsmodell angewandt [112–116]. Ein Vergleich der berechneten Spannungs-Dehnungskurven mit den experimentellen Kurven, wie es exemplarisch in Abbildung 2.7 dargestellt ist, veranschaulicht die Zuverlässigkeit des J-C Modells bezüglich der Vorhersage der ersten Spannungsspitze und des Plateaubereichs. Während die erste Spannungsspitze in der Regel gut vorhergesagt werden kann, weichen die Spannungsausschläge im numerisch abgebildeten Plateaubereich von den experimentellen Daten ab. Darüber hinaus wurde in den meisten Fällen eine zu hohe Steifigkeit numerisch vorhergesagt. Eine Anpassung des linear-elastischen Bereichs an die experimentellen Ergebnisse konnte durch Berücksichtigung der fertigungsbedingten Abweichungen z.B. in [114, 117] erreicht werden. Dennoch geht aus dem Vergleich der experimentellen und numerischen Daten hervor, dass noch keine optimalen J-C Parameter gefunden wurden und Forschungsbedarf auf diesem Gebiet besteht. So könnte eine Validierung der numerischen Modelle auf Basis lokaler experimenteller Daten die Abbildung des Schädigungsverhaltens verbessern. Bisher erfolgte die Validierung der numerischen Modelle auf Grundlage globaler experimenteller Daten. Eine Validierung des Schädigungsmodells auf Basis lokaler experimenteller Daten konnte zum jetzigen Zeitpunkt nicht gefunden werden.

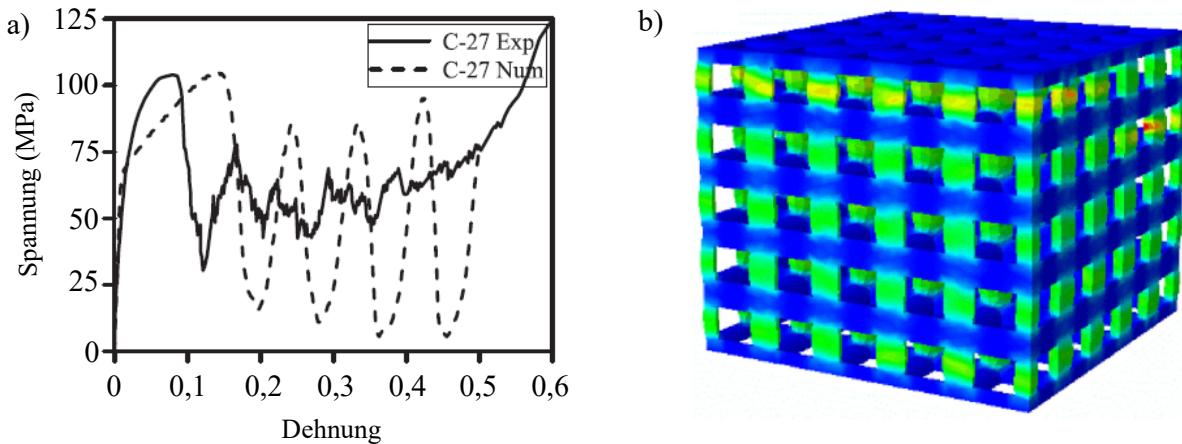


Abbildung 2.7: Numerische Simulation des quasi-statischen Druckversuchs unter Anwendung des *Johnson-Cook* SchädigungsmodeLLs nach [112]

- a) Vergleich der experimentellen und numerischen Spannungs-Dehnungskurven
- b) Verformungsverhalten einer kubischen Gitterstruktur zum Zeitpunkt der ersten maximalen Spannungsspitze

2.3 Mechanische Eigenschaften von Gitterstrukturen unter zyklischer Beanspruchung

Eine zeitlich veränderliche (zyklische) Belastung führt zu einem völlig anderen Versagensverhalten von Bauteilen und Strukturen als eine quasi-statische Belastung [118]. Beispielsweise tritt im Ermüdungsversuch ein Versagen des Materials weit unterhalb der statischen Festigkeitsgrenzen ein. So liegt für die Titanlegierung TiAl6V4 die Langzeitfestigkeit bei Zug-Druck-Wechselbelastung (siehe Abbildung 2.9) bei ca. 60 % der Zugfestigkeit [119]. Für einen sicheren Einsatz von Bauteilen und Strukturen in zyklisch beanspruchten Anwendungen, wie es z.B. biomédizinische Implantate darstellen, ist eine Bewertung und Charakterisierung der Ermüdungsfestigkeit sowie des Ermüdungsverhaltens zwingend erforderlich. Während die grundlegenden physikalischen Mechanismen für das Ermüdungsverhalten von Werkstoffen z.B. in [118, 120, 121] umfassend beschrieben sind, ist das Ermüdungsverhalten zyklisch belasteter zellulärer Strukturen erst wenig erforscht. Es waren vor allem die Arbeitsgruppen um *Gibson* und *Ashby*, die zunächst das Ermüdungsverhalten von trabekulärem Knochen [122] sowie die Ermüdungsmechanismen bei druckbelasteten Aluminiumschäumen [123–125] untersuchten. Die additive Fertigung ermöglicht heutzutage die Herstellung metallischer Gitterstrukturen, deren Ermüdungsfestigkeit und Ermüdungsverhalten bisher nur unzureichend experimentell und numerisch erforscht wurde. In diesem Kapitel werden daher zunächst die im Rahmen der vorliegenden Arbeiten relevanten Grundlagen einer Ermüdungsuntersuchung vorgestellt. Anschließend folgt eine Übersicht der bisherigen experimentellen und numerischen Ergebnisse zum Ermüdungsverhalten von additiv gefertigten Gitterstrukturen.

2.3.1 Grundlegendes

Die Ermüdungsfestigkeit kann als Oberbegriff zur Schwingfestigkeit und Betriebsfestigkeit verwendet werden. Während die Schwingfestigkeit die Ermüdungsfestigkeit bei periodisch wiederholten Belastungen bezeichnet, umfasst die Betriebsfestigkeit die Ermüdungsfestigkeit bei zufallsartig oder auch aperiodisch deterministischen Lastablauf [126].

Kenngrößen eines Schwingspiels

Wird ein Bauteil oder eine Struktur durch eine Kraft $F(t)$ zyklisch belastet, ergibt sich eine zeitlich veränderliche Spannung $\sigma(t)$ bzw. Schwingspiel, Abbildung 2.8. Ein Schwingspiel bzw. ein Lastzyklus ist gekennzeichnet durch eine Oberspannung, σ_o bzw. σ_{max} , eine Unterspannung σ_u bzw. σ_{min} , eine Mittelspannung σ_m und eine Ausschlagsspannung σ_a . Die Kenngrößen sind in Abbildung 2.8 anhand von Kerbspannungen σ definiert, gelten aber analog auch für Schubspannungen, Nennspannungen, Dehnungen oder äußere Belastungen [127]. Für die Ermüdungsbewertung ist insbesondere der Spannungsausschlag bzw. die Spannungsamplitude σ_a , die Mittelspannung σ_m und das R -Verhältnis von Bedeutung. Die Spannungsamplitude wird durch

$$\sigma_a = \frac{\sigma_o - \sigma_u}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2}. \quad (2.4)$$

und die Mittelspannung durch

$$\sigma_m = \frac{\sigma_o + \sigma_u}{2} \quad (2.5)$$

beschrieben, wobei sich die Schwingbreite $\Delta\sigma$ aus der Differenz der Extrema $\sigma_o - \sigma_u$ ergibt.

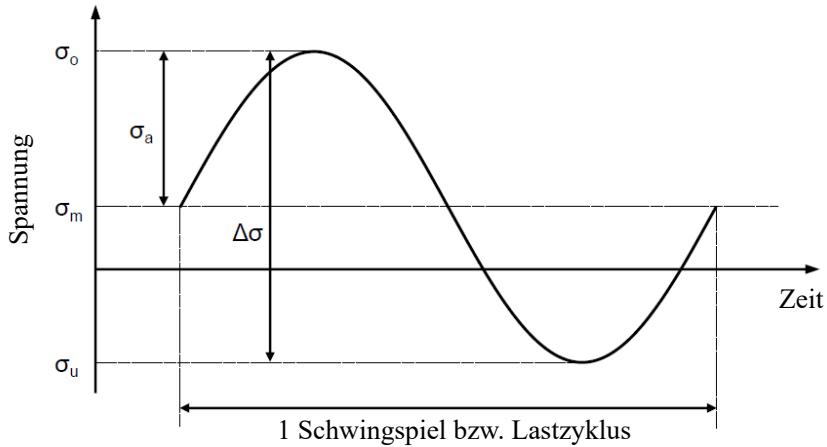


Abbildung 2.8: Kenngrößen eines Schwingspiels nach [127]

Die absolute Lage des Schwingspiels wird durch das Spannungsverhältnis R charakterisiert:

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (2.6)$$

In Abbildung 2.9 sind verschiedene Spannungsverhältnisse dargestellt. So beschreibt das Spannungsverhältnis $R = -1$ eine wechselnde Beanspruchung mit $\sigma_m = 0$. $R = 0$ beschreibt eine (zug-)schwellende Beanspruchung mit $\sigma_m = \sigma_a$, wohingegen $R = \pm\infty$ für eine (druck-)schwellende Beanspruchung mit $\sigma_m = -\sigma_a$ steht. $R = +1$ bezeichnet eine ruhende (statische) Beanspruchung mit $\sigma_a = 0$. Während im Bereich $-\infty \leq R < 1$ die Mittelspannung mit dem Spannungsverhältnis ansteigt, steht $R = +1$ rein formal für eine konstante positive oder negative Spannung. Für Schwingspiele, deren Ober- und Unterspannungen im reinen Druckbereich liegen und die z.B. bei Stützen von Maschinenfundamenten auftreten, ergeben sich Spannungsverhältnisse von $R > +1$.

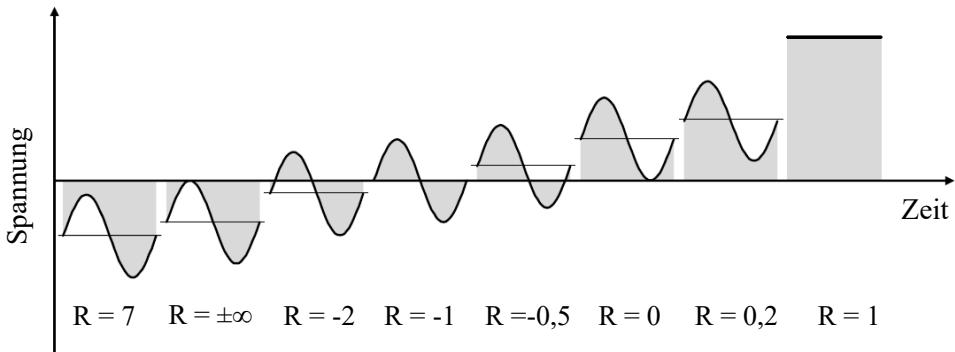


Abbildung 2.9: Beispiele unendlicher Spannungsverhältnisse nach [127]

Wöhlerlinie

Die Basis für die Beschreibung der Ermüdungsfestigkeit schwingend bzw. zyklisch beanspruchter Bauteile bildet die Wöhlerlinie (engl. S-N-curve). In dem auf Wöhler [128, 129] zurückgehenden und benannten Schwingversuch werden Proben oder Bauteile einer periodisch wiederholten, meist annähernd sinusförmigen Lastamplitude konstanter Größe bei gleichbleibender ruhender Mittellast unterworfen [126]. Die Wöhlerlinie beschreibt den Zusammenhang zwischen aufgebrachter konstanter Lastamplitude und ertragbarer Schwingspielzahl bzw. Lastwechselzahl (Lw) bis zum vollständigen Bruch der Proben. Ihre Ermittlung erfolgt experimentell im Ermüdungsversuch, indem Bauteile bzw. Proben mit konstanter Amplitude bis zum Versagen oder einer vorher festgelegten Grenzlastzyklenzahl beansprucht werden. Abbildung 2.10 zeigt schematisch eine Wöhlerlinie, die in drei Bereiche Kurzzeitfestigkeit, Zeitfestigkeit und Dauer- bzw. Langzeitfestigkeit unterteilt ist. Die Kurzzeitfestigkeit beschreibt einen Bereich, der bis zu Lastzyklenzahlen von ca. $N = 10^3 \dots 10^4$ reicht und in dem die statische Festigkeit ausschlaggebend ist. Die maximale Amplitude, die bei Zugbeanspruchung direkt zum Bruch führt, ist bestimmt durch $\sigma_o = R_m$.

Im Bereich der Zeitfestigkeit nimmt die ertragbare Lastzyklenzahl mit fallender Spannungsamplitude deutlich zu. Dieser Zusammenhang kann nach *Basquin* [130] durch eine Potenzfunktion beschrieben werden:

$$N = a \cdot (\sigma_a)^{-k} \quad (2.7)$$

Es ist zu beachten, dass Wöhlerlinien mathematisch üblicherweise als Funktion $N = f(\sigma_a)$ beschrieben werden, die grafische Darstellung im Gegensatz dazu aber mit den Lastzyklen auf der horizontalen und den Spannungsamplituden auf der vertikalen Achse erfolgt [127].

Die Konstante C in der Wöhlerliniengleichung 2.7 besitzt keine physikalische Bedeutung. Daher wird die Gleichung häufig, wie in [127] beschrieben, als Punktrichtungsgleichung durch den Abknickpunkt $(\sigma_D; N_D)$ formuliert

$$\sigma_a = \sigma_D \cdot \left(\frac{N}{N_D} \right)^{-\frac{1}{k}} \quad (2.8)$$

bzw. umgestellt nach N :

$$N = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_D} \right)^{-k} \quad (2.9)$$

wobei k die Neigung der Zeitfestigkeitslinie ist. N_D wird als Eckschwingspielzahl bezeichnet, die den Zeitfestigkeitsbereich vom Bereich der Dauer- bzw. Langzeitfestigkeit abgrenzt. Die Eckschwingspielzahl wird durch den Werkstoff, die Beanspruchungsart, die Geometrie, die Temperatur oder das Fügeverfahren beeinflusst [131]. Klassische Definitionen für Grenzschwingspielzahlen sind $N_D \approx 2 \cdot 10^6 \dots 10^7$ Lastwechsel [127, 131].

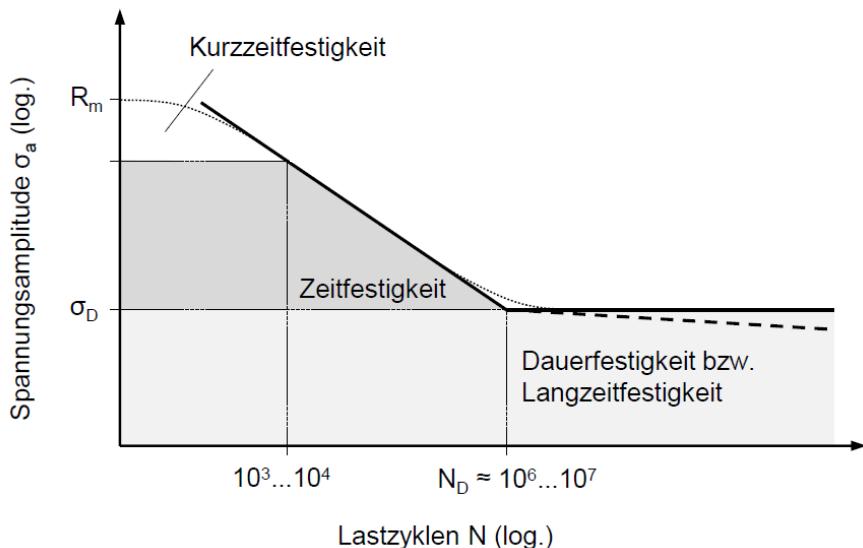


Abbildung 2.10: Einteilung der Wöhlerlinie nach [127]

2.3.2 Experimentelle Untersuchungen

Das Ermüdungsverhalten metallischer Gitterstrukturen ist bisher nur unzureichend experimentell erforscht worden. Dies liegt zum einen an der Herstellbarkeit dieser Strukturen, die erst durch die Entwicklung der additiven Fertigung Anfang der 2000er Jahre ermöglicht wurde. Zum anderen existieren keinerlei Normen oder Vorschriften, die das experimentelle Vorgehen beschreiben. Letzteres ist auch der Hauptgrund, weshalb vorrangig die relativ einfach umsetzbare, axiale Druckbelastung Gegenstand bisheriger Untersuchungen ist. Die Übersichtsarbeiten von *Ren et al.* [132] und *Benedetti et al.* [12] beinhalten den aktuellen Forschungsstand über das Ermüdungsverhalten additiv gefertigter metallischer Gitterstrukturen. Im Folgenden werden die für die vorliegende Arbeit relevanten Ergebnisse, überwiegend aus den Übersichtsarbeiten sowie den darin referenzierten Publikationen vorgestellt.

Ermüdungsverhalten einer druckbelasteten Gitterstruktur

Eine zyklisch auf Druck belastete Gitterstruktur beschreibt einen langsam voranschreitenden Schädigungsprozess, der sich zunächst lokal auf das Material sowie die Gitterstreben und anschließend global auf die gesamte Gitterstruktur auswirkt. Zur Beurteilung des Ermüdungsverhaltens einer zyklisch unter axialem Druck belasteten Gitterstruktur wird vorrangig die globale Dehnungsänderung ausgewertet, die typischerweise drei Bereiche zeigt, Abbildung 2.11. Im ersten Bereich, Stage I, steigt die Dehnung zunächst kurz an, bevor sie nahezu konstant bleibt, wobei dieser Bereich auf wenige Zyklen während des Versuchbeginns begrenzt ist. Im Bereich zwei, Stage II, steigen die Dehnungen weiter kontinuierlich an, wobei nur geringe Änderungen stattfinden. Der Bereich drei, Stage III, ist charakterisiert durch einen rapiden Anstieg der Dehnungen, gefolgt vom Versagen der Struktur. Neben dem Dehnungsverlauf ermöglicht eine Auswertung der Steifigkeitsreduktion Rückschlüsse auf die Schädigungsentwicklung einer zyklisch belasteten Gitterstruktur [133]. Denn sowohl die Dehnungsänderungen als auch die Steifigkeitsreduktion liegen in dem Wachstum von ErmüdungsrisSEN begründet.

Das Wachstum von ErmüdungsrisSEN kann bei metallischen Werkstoffen grob in drei Phasen eingeteilt werden: die Rissentstehung, den stabilen Rissfortschritt und den Restbruch [134]. Im Kontext additiv gefertigter Gitterstrukturen lassen sich die drei Phasen anhand des Dehnungsverlaufs ableiten, Abbildung 2.11. Generell wird die Rissentstehung und der stabile Rissfortschritt (Risswachstum) an den Streben dem Bereich zwei zugeordnet. Zu diesem Zeitpunkt wird das Ermüdungsverhalten durch die Kombination von plastischer Dehnungsakkumulation und ErmüdungsriSSausbreitung beeinflusst. Der dritte Bereich ist die Phase des Rissfortschritts, in dem die Ausbreitungsrate der Risse drastisch steigt, die ErmüdungsrisSEn zusammenwachsen und der Restbruch an den Streben eintritt. Das Versagen einzelner Streben führt zu irreversiblen Deformationen der gesamten Gitterstruktur bis hin zu deren kompletten Versagen. [12]

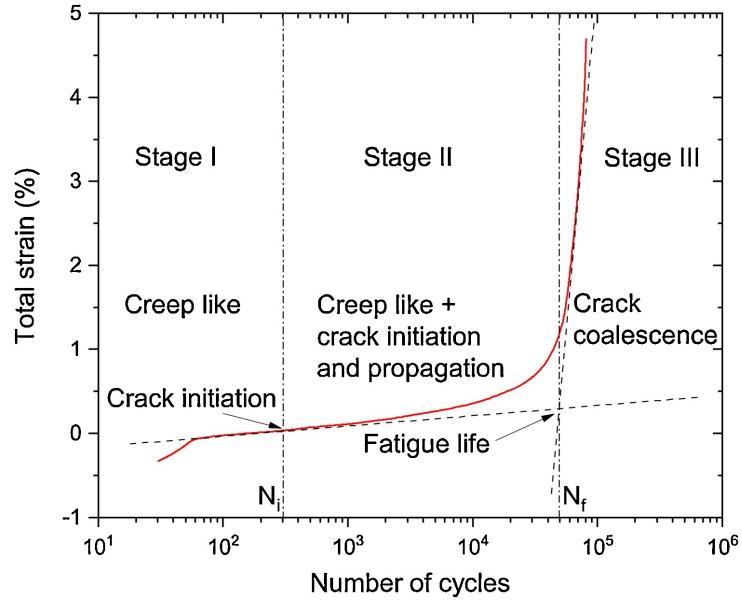


Abbildung 2.11: Typischer dreistufiger Dehnungsverlauf einer druckbelasteten Gitterstruktur mit Darstellung der unterschiedlichen Lebensdauerphasen [12]

Einflussfaktoren auf die Ermüdungsfestigkeit einer druckbelasteten Gitterstruktur

Die Ergebnisse der zyklischen Druckversuche an einer additiv gefertigten Gitterstruktur werden in der Regel in einem absoluten, $|\sigma_a|$, oder normierten, $|\sigma_{\min}|/\sigma_{0,2}$, Wöhlerdiagramm dargestellt, Abbildung 2.12. Für die Darstellung der Versuchsergebnisse in einem Wöhlerdiagramm muss die Versagensschwingspielzahl, N_f , zuvor ermittelt werden. Eine genaue Definition bzw. Vorschrift zur Ermittlung der Versagensschwingspielzahl hat sich bisher jedoch nicht etabliert. Boniotti et al. beschreiben z.B. in [135] eine experimentelle Methode, wie anhand des Dehnungsverlaufs zunächst die Rissinitiierung, N_i , und anschließend die Versagensschwingspielzahl ermittelt werden kann, siehe Abbildung 2.11. Für eine genaue Beschreibung dieser Vorgehensweise sei an dieser Stelle auf die Veröffentlichung verwiesen [135]. In weiteren Untersuchungen wird ein Versagen z.B. bei einer Steifigkeitreduktion von 10 % [136], 90 % [137] oder zum Zeitpunkt, bei dem es zu einem rapiden Anstieg der Dehnungsänderung kommt [52, 133, 138], angenommen.

Typischerweise werden die Versuchsergebnisse einer Ermüdungsuntersuchung an additiv gefertigten Gitterstrukturen durch eine Wöhlerlinie beschrieben. Dabei hat sich die Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden in Anlehnung an die *Basquin* Gleichung [130] mit Gleichung 2.10 etabliert [135–137]. Abweichend zu der analytischen Gleichung in Gleichung 2.7 wird bei Gitterstrukturen die normierte Belastung, $|\sigma_{\min}|/\sigma_{0,2}$, üblicherweise mit dem Potenzgesetz:

$$|\sigma_{\min}|/\sigma_{0,2} = a \cdot N^k \quad (2.10)$$

in Abhängigkeit des *Basquin*-Koeffizienten und Exponenten, a und k , sowie der Lastwechselzahl, N , beschrieben.

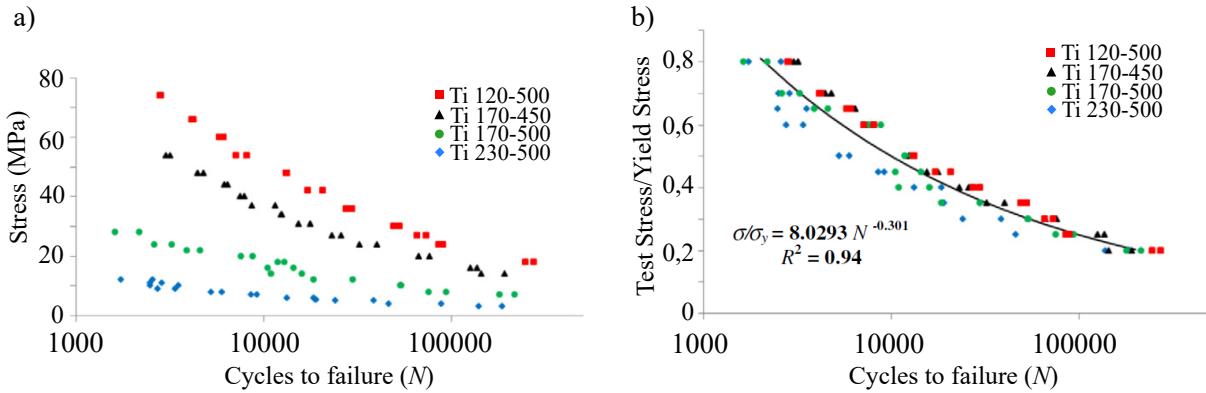


Abbildung 2.12: Exemplarische Darstellung von Ermüdungsergebnissen druckbelasteter PB-LB/M TiAl6V4 Gitterstrukturen bestehend aus Dodecahedron Einheitszellen mit Stegbreiten in einem Bereich von 120 µm bis 230 µm und Porengrößen von 450 µm bis 500 µm nach [137] in einem a) absoluten und b) normierten Wöhlerdiagramm

Gegenstand der Ermüdungsuntersuchungen ist oftmals die Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit sowie die Identifizierung von Einflussgrößen auf diese [12]. In Untersuchungen an additiv gefertigten Gitterstrukturen im biomedizinischen Kontext beschreibt die Ermüdungsfestigkeit die maximale globale Spannung, bei der die Struktur 10^6 Lw erträgt [92].

Bisher untersuchte Einflussgrößen auf die Ermüdungsfestigkeit sind z.B. die relative Dichte, die Einheitszellengeometrie oder des Ausgangsmaterials. Die Arbeitsgruppe um *Zadpoor* waren die ersten, die eine Abhängigkeit der Ermüdungsfestigkeit bei zyklisch druckbelasteten Gitterstrukturen von der Einheitszellengeometrie und der relativen Dichte entdeckten [139]. Weiterhin vermuteten die Autoren, dass die Abhängigkeit von der relativen Dichte durch Normierung auf die quasi-statischen Kennwerte, z.B. die Dehngrenze, eliminiert werden könnte. Diese Vorgehensweise soll eine Darstellung der normierten Ermüdungsfestigkeit in alleiniger Abhängigkeit von der Einheitszellengeometrie ermöglichen. Dieser Ansatz wurde ebenfalls in [12] übernommen und ist in Abbildung 2.13 gezeigt.

Jedoch zeigen die Ergebnisse, dass die Daten nicht, wie vermutet, exakt in eine Kurve zusammenfallen. Daraus hinaus ist ein abnehmender Trend mit sinkender relativer Dichte, trotz Normierung auf die quasi-statischen Dehngrenze, ersichtlich. Aus diesem Grund werden in [12] weitere Einflüsse neben der Einheitszellengeometrie vermutet. Einerseits wird die Verwendung der quasi-statischen Dehngrenze als Normierungsgröße in Frage gestellt und andererseits die Relevanz der geometrischen Imperfektionen als Einflussgröße auf das Ermüdungsverhalten aufgeworfen. Insbesondere wird dem Einfluss der fertigungsbedingten geometrischen Imperfektionen, ebenso wie bei den quasi-statischen Untersuchungen, auch bei den zyklischen Untersuchungen eine ganz entscheidende Rolle bescheinigt, deren Relevanz zum jetzigen Zeitpunkt nur unzureichend verstanden ist.

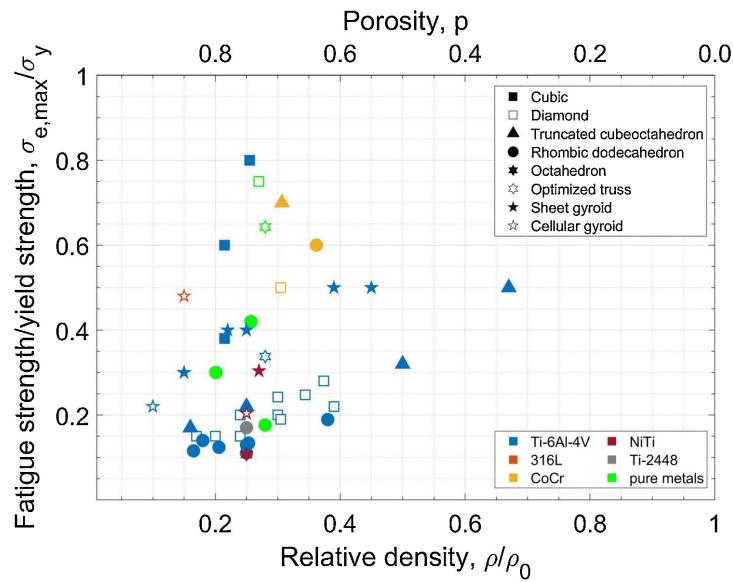


Abbildung 2.13: Übersicht der normierten Ermüdungsfestigkeit für additiv gefertigte Gitterstrukturen mit unterschiedlichen Einheitszellengeometrien und Ausgangsmaterialien in Abhängigkeit von der relativen Dichte, sowie der Porosität. $\sigma_{e,max}$ ist die Ermüdungsfestigkeit, d.h. die maximale globale Druckspannung bei der 10^6 Lastwechsel ertragen werden. Die Normierung erfolgte auf der im quasistatischen Druckversuch ermittelten Dehngrenze σ_y . [12]

Des Weiteren betonen die Autoren in [12], dass es sich bei der Ermüdung additiv gefertigter Gitterstrukturen um lokale Phänomene handelt, die sich von der globalen mechanischen Reaktion der gesamten Gitterstruktur unterscheidet. Dies hebt erneut die Notwendigkeit zur Identifikation der nicht vermeidbaren lokalen Defekte in zukünftigen Forschungsarbeiten hervor. Möglichkeiten stellen diesbezüglich die Anwendung der DIC, mikro-CT Scans sowie eine Temperaturfeldmessung [140] dar.

Weitere Belastungsarten

Im Gegensatz zur Druckbeanspruchung ist das Ermüdungsverhalten additiv gefertigter TiAl6V4 Gitterstrukturen unter Torsions- oder Biegebeanspruchung nicht bekannt. Zum jetzigen Zeitpunkt konnte lediglich eine experimentelle Untersuchung im zyklischen Biegeversuch [141] und keine Untersuchung im zyklischen Torsionsversuch gefunden werden, was den Forschungsbedarf auf diesem Gebiet verdeutlicht. Die Untersuchung unter Biegelast erfolgte dabei an einer Sandwichstruktur, die sich in ihrer Form maßgeblich von den in der vorliegenden Arbeit untersuchten Strukturen unterscheidet. Auch wenn das Versagensverhalten der Gitterstruktur dabei analysiert wurde, lag der Einfluss struktureller Eigenschaften darüber hinaus nicht im Fokus der Untersuchungen.

2.3.3 Konzepte und numerische Analysen

Zur Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen und Konstruktionen stehen die Nennspannungskonzepte, die örtliche Konzepte und bruchmechanische Konzepte zur Verfügung. Die Konzepte sind in Fachbüchern, z.B. in [126, 127, 131, 142] umfassend für Bauteile und metallische Konstruktionen beschrieben. Beim Nennspannungskonzept wird von einer globalen Betrachtung der Belastungen und Beanspruchungen im Nennquerschnitt ausgegangen. Die Beschreibung der Bauteil- oder Strukturbeanspruchung erfolgt demnach durch Nennspannungen, die ermittelt werden, indem äußere Lasten auf eine Nettoquerschnittsfläche bezogen werden. Dieses Konzept wird gemäß der FKM-Richtlinie *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile* für Bauteile mit einer einfachen Regelgeometrie empfohlen, bei denen der Nennquerschnitt eindeutig definiert ist. Nach *Sander* wird beim örtlichen Konzept das elastisch-plastische Werkstoffverhalten an der kritischen Stelle eines Bauteils zur Vorhersage der Lebensdauer bis zum Erreichen eines technischen Anrisses verwendet. Da Kerben vorwiegend die kritischen Stellen eines Bauteils beschreiben, wird dieses Konzept vielfach auch als Kerbgrundbeanspruchungskonzept bezeichnet. Das Konzept basiert auf der Idee, dass das Spannungs-Dehnungs-Verhalten im Kerbgrund vergleichbar ist zu dem einer ungekerbten Probe. Dabei bleiben jedoch sehr häufig charakteristische Eigenschaften einer Kerbe, wie beispielsweise der Spannungsgradient, die Mehrachsigkeit oder der Größeneinfluss unbeachtet. Im Gegensatz zum Nennspannungs- und Kerbgrundbeanspruchungskonzept gehen die bruchmechanischen Konzepte von kleinen Fehlstellen oder Rissen innerhalb der Bauteile und Strukturen aus. Da so bereits ein Anriss vorliegt, interessiert nur noch ein Rissfortschritt sowie eine Aussage über die Restlebensdauer. Mit den Gesetzmäßigkeiten des Makrorisswachstums kann die Restlebensdauer dann beschrieben werden. [131]

Konzepte zur Lebensdauervorhersage additiv gefertigter Gitterstrukturen

Nach *Ren* et al. [132] und *Benedetti* et al. [12] kann die Lebensdauer einer zyklisch belasteten Gitterstruktur sowohl mit der globalen als auch lokalen Lebensdauervorhersage abgeschätzt werden. Bei der globalen Lebensdauervorhersage beruht die Ermüdungslebensdauer auf den Materialeigenschaften des Ausgangsmaterials sowie der im Versuch global aufgebrachten Spannung [125, 133]. Die Grundlage dieser Vorgehensweise bildet das Nennspannungskonzept. Aufgrund des lokalen Charakters des Ermüdungsversagens, vor allem bei geometrisch komplexen Bauteilen, wie den Gitterstrukturen, stellt die lokale Lebensdauervorhersage jedoch ein geeigneteres Konzept dar. Der Gesamtansatz der lokalen Lebensdauervorhersage, auch örtliches Konzept oder Strain-life Konzept, geht ebenfalls davon aus, dass die Ermüdungslebensdauer einer Gitterstruktur auf Grundlage der mechanischen Eigenschaften des Ausgangsmaterials vorhergesagt werden kann. Die Idee besteht vielmehr darin, die Anrisslebensdauer ausgehend von der elastisch-plastischen örtlichen Beanspruchung der kritischen Stelle im Vergleich zur Dehnungswöhlerlinie unter Verwendung einer Schadensakkumulationshypothese zu bestimmen [131]. Hinsichtlich der Gitterstrukturen beschreiben die kritischen Stellen beispielsweise die Kerbspannungen lokal an den Gitterstreben, den internen Lunkern oder den Gaseinschlüssen.

Typischerweise werden die Spannungs- und Dehnungsverteilungen im Bauteil mit einer linear-elastischen FEA ermittelt. Unter Anwendung des *Neuber* Ansatzes [143] oder der äquivalenten Verzerrungsenergiedichte nach *Molski* [144] und *Glinka* [145] können die elastisch-plastischen Kerbspannungen und Dehnungen analytisch berechnet werden. Die anschließende Lebensdauervorhersage erfolgt mit einer experimentell bestimmten zyklischen Spannungs-Dehnungskurve sowie einer Dehnungswöhlerlinie in Kombination mit entsprechenden Schädigungsparametern. Die Verwendung von Schädigungsparametern ermöglicht eine Berücksichtigung des Mittelspannungseinflusses. Der bekannteste Schädigungsparameter ist der nach *Smith*, *Watson* und *Topper* [146]:

$$P_{\text{SWT}} = \sqrt{\sigma_{\max} \cdot \varepsilon_{a,t} \cdot E} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \varepsilon_{a,t} \cdot E} \quad (2.11)$$

wobei $\varepsilon_{a,t}$ der totalen Dehnungsamplitude und E dem Elastizitätsmodul entspricht.

Numerische Lebensdauervorhersage

Für die numerische Simulation des Ermüdungsverhaltens von Gitterstrukturen wurden bisher vorrangig Balkenmodelle angewendet. *Zargarian* et al. [147, 148] nutzten in ihren Studien z.B. zufällig verteilte Werte für den Querschnitt der Balkenelemente und verschoben die Abschnitte eines jeden Elements, wodurch Fertigungsfehler, wie Stegbreitenunterschiede und -welligkeiten berücksichtigt wurden. Ihre Ermüdungssimulation basiert auf den experimentellen Wöhlerkurven der Gitterstreben sowie der *Miner* Regel [149], wobei die Schadensakkumulation früherer Versagensereignisse berücksichtigt wurde. Vor allem konnte gezeigt werden, dass die Beziehung zwischen der Versagensschwingspielzahl und der Ermüdungsfestigkeit (Wöhlerkurven) durch ein Potenzgesetz beschreibbar ist. Des Weiteren konnte nachgewiesen werden, dass die Ermüdungsfestigkeit deutlich durch Fertigungsfehler, wie der Stegbreitenabweichung, beeinflusst wird [147]. *Hedayati* et al. [150] verwendeten Spannungskonzentrationsfaktoren, um Kerbwirkungen, z.B. infolge der Oberflächenrauheit, zu erfassen. Die aufgrund der zyklischen Belastung fortschreitende Schädigung in der Gitterstruktur wurde ebenfalls auf Grundlage von Wöhlerkurven, die zur Beschreibung des Ermüdungsverhaltens des Ausgangsmaterials dienen, und der *Miner* Regel berechnet. Das Berechnungsmodell wurde zur Vorhersage der Wöhlerkurve der Gitterstrukturen angewandt und führte für niedrige Spannungsniveaus zu akzeptablen Ergebnissen. Im Gegensatz dazu wurden für größere Spannungen unrealistisch kurze Lebensdauern vorhergesagt.

Zum Nachweis der Langzeitfestigkeit von zellulären Strukturen führten *Lipinski* et al. [151] eine elastische 3D-FE-Analyse im Zeitfestigkeitsbereich durch. Die Analyse der Ermüdungslifeis dauer basierte auf der Amplitude und dem Mittelwert der lokalen maximalen Hauptspannungen. Der Einfluss der geometrischen Spannungskonzentrationen wurde durch eine Kerbwirkungszahl berücksichtigt, die anhand einer analytischen Gleichung als Funktion des Spannungsgradienten bestimmt wurde. Bei Vorhandensein relevanter plastischer Verformungen versagt das vorgestellte Konzept jedoch. Weiterhin betonen die Autoren, dass die Anwendung des klassischen *Neuber*-Ansatzes unzureichend für additiv gefertigte rau Proben sei.

Diesbezüglich könnte die Verwendung des Kerbgrundbeanspruchungskonzeptes einen vielversprechenderen Ansatz darstellen, der im Rahmen additiv gefertigter Gitterstrukturen noch nicht untersucht wurde. Lediglich *Peng* et al. zeigten in ihrer Arbeit [152] die Anwendbarkeit der örtlichen Lebensdauervorhersage mit einem FE-Tool. So führten sie eine parametrische Lebensdaueranalyse für verschiedene Einheitszellengeometrien von Gitterstrukturen unter Anwendung des örtlichen Konzeptes durch. Sie nutzten dafür das Tool *Fe-Safe* von dem FE-Programm *Abaqus* und ermittelten unter Anwendung der *Brown-Miller*-Theorie [153] Wöhlerkurven für die untersuchten Strukturen. Allerdings erfolgte kein Vergleich der numerischen Ergebnisse mit experimentellen Daten.

2.4 Zusammenfassung und Forschungsbedarf

Die wichtigsten Eigenschaften beim Design poröser lasttragender Knochenimplantate umfassen somit die sorgfältige Auswahl der relativen Dichte, der Porengröße und der Poren-Interkonnektivität, d.h. die Wahl der Einheitszellenform, um eine ausreichende mechanische Zuverlässigkeit zu erreichen. Diese Strukturmerkmale beeinflussen zum einen die statischen und zum anderen die Ermüdungseigenschaften der metallischen Implantate. Ein weiterer Einflussfaktor auf die mechanischen Eigenschaften stellt deren Fertigung dar. Um ein besseres Verständnis der Struktur-Fertigungs-Eigenschafts-Beziehungen zu erlangen, wird in Fachliteratur intensiv an den Gitterstrukturen sowohl experimentell, analytisch als auch numerisch, z.B. in [12, 13, 29, 54, 72] geforscht. Trotz intensiven Forschungsbemühungen sind die mechanischen Eigenschaften additiv gefertigter Gitterstrukturen nicht vollständig verstanden. Einerseits fehlen systematische Untersuchungen hinsichtlich der elementaren Belastungsarten, wie Biegung und Torsion, und andererseits ist der Einfluss lokaler Phänomene auf das globale mechanische Verhalten unzureichend erforscht. Um diese Lücke zu schließen, erfolgten im Rahmen der vorliegenden Arbeit umfangreiche experimentelle und numerische Untersuchungen zum Grenztrag- und Ermüdungsverhalten mittels EBM gefertigter TiAl6V4 Gitterstrukturen. Insbesondere die Charakterisierung des mechanischen Verhaltens unter Biege- und Torsionslast sowie die Charakterisierung verschiedener Einflüsse auf diese stellt einen Neuwert dar. Zur Identifikation des lokalen Schädigungsverhaltens sollen neben der digitalen Bildkorrelation erstmals die Temperaturfeldmessung sowie die Gleichstrompotentialmethode angewandt werden. Während das numerische Schädigungsverhalten bisher nur hinsichtlich des Belastungsfalls Druck erforscht wurde, wird ein Schädigungsmodell untersucht, mit dem zusätzlich das Verformungsverhalten unter Biege- und Torsionslast numerisch abgebildet werden kann. Zu diesem Zweck erfolgte erstmals eine Kalibrierung des lokalen SchädigungsmodeLLs mit den lokalen experimentellen Ergebnissen der digitalen Bildkorrelation. Ebenso stellt die durchgeführte numerische Lebensdaueranalyse auf Grundlage des Kerbgrundbeanspruchungskonzeptes im Rahmen von 3D Finite-Elemente-Analysen einen Neuwert dar.

3 Experimentelle Untersuchungen des Grundwerkstoffs

Das Ziel der experimentellen Untersuchungen am Grundwerkstoff ist die mechanische Charakterisierung des additiv gefertigten Ausgangsmaterials, aus dem auch die Gitterstrukturen hergestellt wurden. Hierzu zählen die quasi-statischen sowie zyklischen Werkstoffeigenschaften, die in ein-achsigen Zugversuchen, zyklischen Stufenversuchen und Schwingfestigkeitsversuchen an additiv gefertigten Rundproben ermittelt wurden. Die Probengeometrien und -fertigungen sowie die Versuchsdurchführungen und -auswertungen werden in diesem Kapitel dargestellt.

3.1 Probengeometrie und -herstellung

Für die experimentelle Untersuchung des Grundwerkstoffs, war es aufgrund der unterschiedlichen Beanspruchungen, quasi-statisch und zyklisch, erforderlich, zwei unterschiedliche Rundprobengeometrien additiv zu fertigen. Zur Ermittlung der quasi-statischen Werkstoffeigenschaften erfolgten monotone Zugversuche, für deren Versuchsdurchführung Zugproben der Form A nach DIN 50125:2009-07 [154] eingesetzt werden konnten, Abbildung 3.1b. Zur Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens wurden dehnungsgeregelte Versuche durchgeführt, weshalb die Probenform in Anlehnung an die Empfehlung einer Rundprobe nach der ASTM Norm E606 [155] Anwendung fand, Abbildung 3.1d. Damit die Materialeigenschaften des Grundwerkstoffs ohne Einfluss der Oberflächenrauheit untersucht werden konnten, wurden zunächst Vollzylinder gefertigt (siehe Abbildung 3.1a,c), die anschließend durch maschinelle Bearbeitung in die Form der Rundproben abgedreht wurden. Aus diesem Grund erfolgte die Dimensionierung der Zylinder mit einem Aufmaß.

Die Probenfertigung erfolgte am *Lehrstuhl für Mikrofluidik* der Universität Rostock an einer *Arcam Model A1* Anlage der Firma Arcam AB (Göteborg, Schweden) über das Elektronenstrahlschmelzverfahren (EBM). Das Ausgangsmaterial war bei allen Proben das Pulver aus der Titanlegierung TiAl6V4 ELI (*Grade 23*) mit einer mittleren Teilchengröße von 70 µm, welches aus dem laufenden Prozess verwendet wurde. Die chemische Zusammensetzung des verwendeten Pulvers ist entsprechend der Herstellerangaben in Tabelle 2.1 zusammengefasst. Die additive Fertigung der Proben erfolgte mit den in Tabelle 3.1 gelisteten Prozessparametern mit einer Schichtdicke von 50 µm.

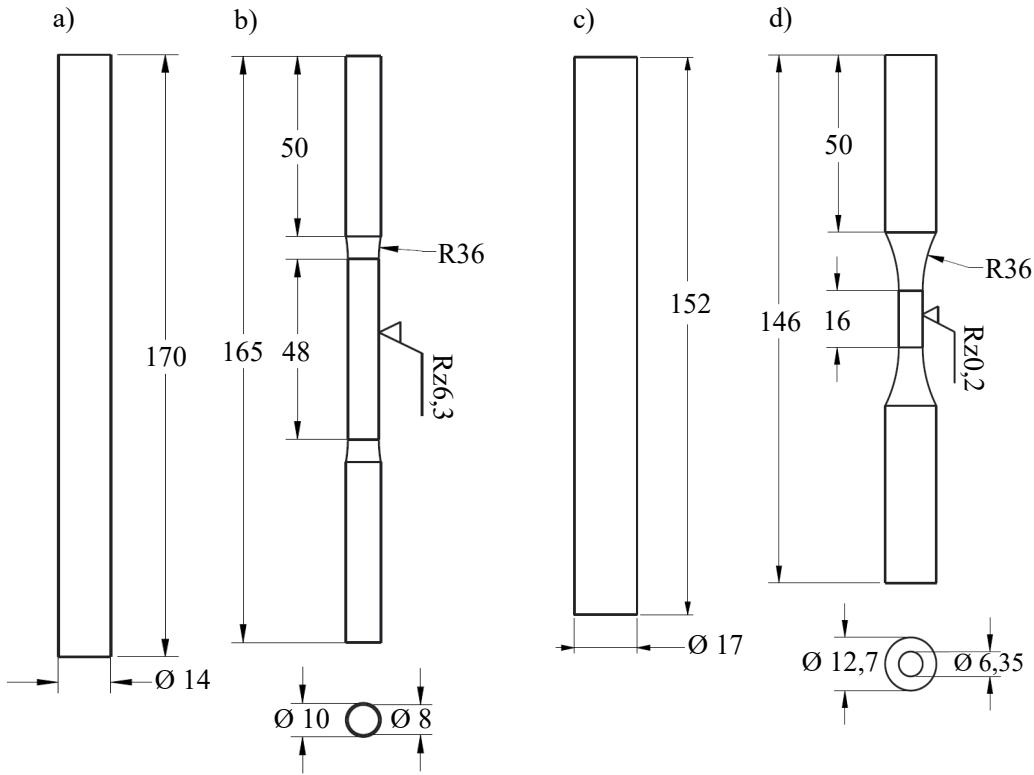


Abbildung 3.1: Probengeometrien für die experimentellen Untersuchungen am Grundwerkstoff
 a) Ausgangsgeometrie, b) Endgeometrie für Zugversuche
 c) Ausgangsgeometrie, d) Endgeometrie für zyklische Versuche
 angegeben in mm.

Tabelle 3.1: Wichtige Prozessparameter für die additive Fertigung der Strukturen mittels EBM

Prozessparameter	Hatch	Außenkontur	Innenkontur
Stromstärke	21 mA	4 mA	10 mA
Ablenkgeschwindigkeit	4530 mm/s	340 mm/s	800 mm/s
Abstand	0,1 mm	0,29 mm	0,25 mm

Um den Einfluss der Aufbaurichtung auf die Werkstoffeigenschaften zu untersuchen, wurden die Proben in einer vertikalen, diagonalen sowie horizontalen Orientierung gefertigt. Bei der vertikalen Aufbaurichtung erfolgt die Fertigung und damit der Auftrag der Schichtebenen entlang der Probenlängsachse, Abbildung 3.2a. Dagegen ist bei der horizontalen Aufbaurichtung die Probe um 90 Grad gedreht, wodurch der Auftrag der Schichtebenen senkrecht zur Probenlängsachse verläuft, Abbildung 3.2c. Bei der diagonalen Aufbaurichtung befindet sich die Probe in einem Winkel von 45 Grad zur Bauplatte, Abbildung 3.2b. Die Belastung erfolgte im Versuch an allen Proben unabhängig von der Aufbaurichtung entlang deren Probenlängsachse.

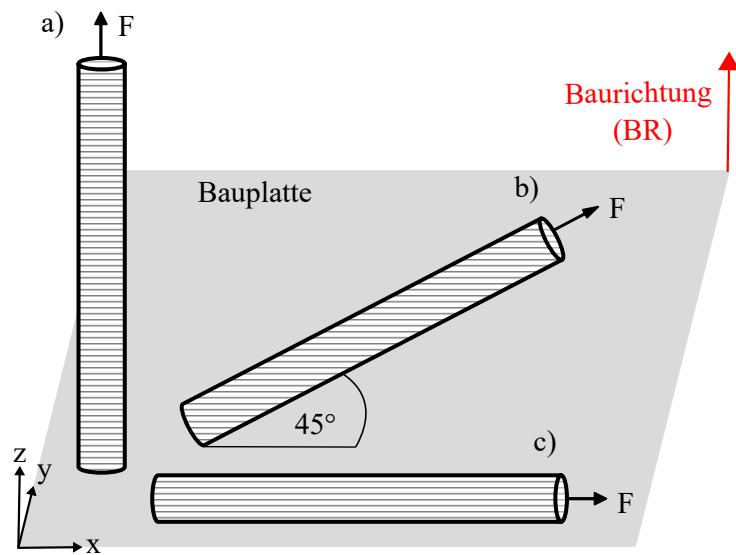


Abbildung 3.2: Aufbaurichtung der Vollproben, bei denen die horizontalen Linien in den Proben die Schichtebenen des Druckprozesses andeuten:
a) vertikal, b) diagonal, c) horizontal gebaute Proben

3.2 Mechanische Eigenschaften des Grundwerkstoffs

Das Versuchsprogramm ist für die EBM gefertigten TiAl6V4 Rundproben in Tabelle 3.2 zusammengefasst.

Tabelle 3.2: Versuchsprogramm an den EBM TiAl6V4 Rundproben unter Angabe der Probenanzahl sowie die untersuchten Dehnungsschwingungen bei den zyklischen Versuchen.

Bau-richtung	Zug-versuche		Mehrstuifen-versuche		inkrementelle Stufenversuche		Dehnungswöhler-versuche	
	Anzahl	Anzahl	Dehnungs-amplituden	Anzahl	Dehnungs-amplituden	Anzahl	Dehnungs-amplituden	
vertikal	8	4	0,2 - 1,2 %	1	0,1 - 1,2 %	14	0,3 - 1 %	
diagonal	3	/	/	/	/	/	/	
horizontal	3	2	0,2 - 1,2 %	1	0,1 - 1,2 %	6	0,4 - 1 %	

3.2.1 Ermittlung der quasi-statischen Werkstoffeigenschaften

Die einachsigen Zugversuche erfolgten an der servohydraulischen 100 kN Instron 8801 Prüfmaschine in Anlehnung an die ISO Norm 6892-1 [156] mit einer konstanten Dehnrate von $2,5 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ bezogen auf die Anfangsmesslänge der Rundproben bis zu deren Probenversagen. Die Probenlängenänderung wurde unter Anwendung eines Extensometers mit einer Prüflänge von 39,4 mm gemessen. Die Auswertung der Zugversuche erfolgte nach ISO Norm 6892-1 aus den im Zugversuch aufgenommenen Kräften, Verschiebungen und Dehnungen. Neben der Ermittlung der technischen Spannungen und Dehnungen wurden der Elastizitätsmodul, die Zugfestigkeit, die Fließspannung und die Bruchdehnung bestimmt.

Die aus den Experimenten resultierenden Spannungs-Dehnungskurven sind als Mittelwertkurven in Abhängigkeit der untersuchten Aufbaurichtung in Abbildung 3.3 dargestellt. Die daraus ermittelten quasi-statischen Werkstoffeigenschaften sind unter Angabe des Mittelwertes \pm Standardabweichung in Tabelle 3.3 zusammengefasst. Während sich die Elastizitätsmodule für die drei untersuchten Aufbaurichtungen nur leicht voneinander unterscheiden und mit Werten zwischen 114–118 GPa im Bereich der bereits publizierten Angaben für EBM prozessierte TiAl6V4 Vollproben [157, 158] liegen, deuten die weiteren Werkstoffeigenschaften auf eine Richtungsabhängigkeit. So besitzen die horizontal gebauten Proben die höchste Zugfestigkeit bei gleichzeitig geringster Bruchdehnung im Vergleich zu den vertikal und diagonal gebauten Zugproben.

Insbesondere die Aufbaurichtungsabhängigkeit wurde vielfach in der Fachliteratur für vertikal und horizontal gebaute Proben untersucht [27, 157–163]. In diesem Zusammenhang zeigt Abbildung 3.4 einen Vergleich der in dieser Arbeit ermittelten Werkstoffeigenschaften mit den Literaturdaten.

Einerseits zeigen die in der vorliegenden Arbeit ermittelten Daten eine Abhängigkeit, die mit der Literatur qualitativ vergleichbar ist. Doch andererseits liegen die tatsächlichen Werte nicht in dem Bereich der bereits publizierten Ergebnisse, Abbildung 3.4. So weisen die in dieser Arbeit untersuchten Proben größere Dehngrenzen und Zugfestigkeiten, bei geringeren Bruchdehnungen auf.

Dies deutet neben der Aufbaurichtung auf weitere Einflussfaktoren hin, die die mechanischen Eigenschaften der additiv gefertigten Vollproben beeinflussen. In diesem Zusammenhang wurden in der Fachliteratur bereits die Oberflächenrauheit, fertigungsbedingte Defekte sowie die Mikrostruktur als Hauptindikatoren identifiziert [29–31]. Da die Zugproben in dieser Arbeit maschinell abgedreht wurden, kann der Einfluss der Oberflächenrauheit vernachlässigt werden. Zudem erfolgte die Probenherstellung immer mit denselben Prozessbedingungen, weshalb der Einfluss einer variierenden Mikrostruktur als vernachlässigbar klein angesehen wird. Aus diesem Grund wird der größte Einfluss durch fertigungsbedingte Defekte vermutet, welche im Folgenden genauer untersucht werden.

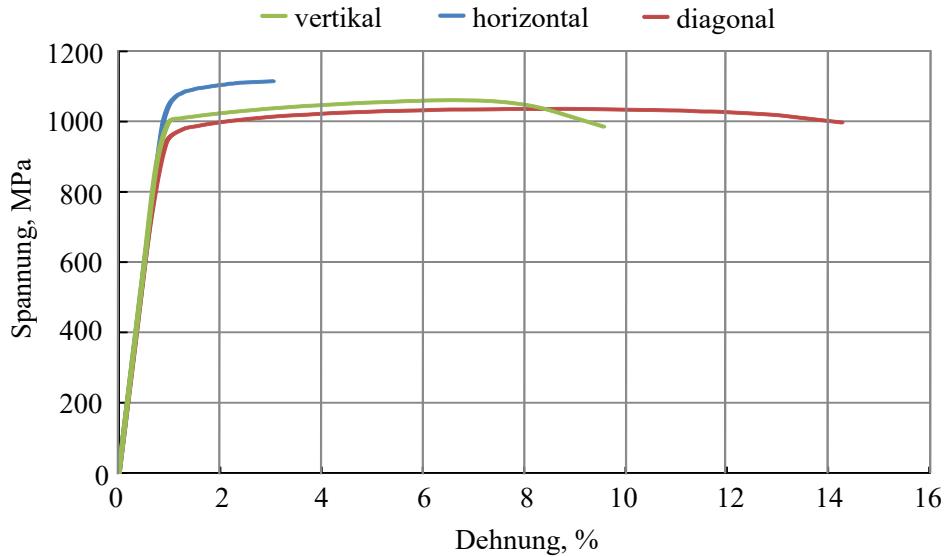


Abbildung 3.3: Monotone Spannungs-Dehnungskurven (Mittelwertkurven) in Abhängigkeit von der Aufbaurichtung

Tabelle 3.3: Zugeigenschaften EBM hergestellter TiAl6V4 Proben unter Berücksichtigung der Aufbaurichtung [164]

Aufbau-richtung	Elastizitätsmodul, GPa	Dehgrenze, MPa	Zugfestigkeit, MPa	Bruchdehnung, %
vertikal	$118 \pm 1,3$	1004 ± 22	1060 ± 20	$8,9 \pm 1,6$
diagonal	$114 \pm 0,4$	957 ± 5	1037 ± 4	$13,1 \pm 1,3$
horizontal	$115 \pm 0,3$	1071 ± 5	1114 ± 15	$2,1 \pm 0,8$

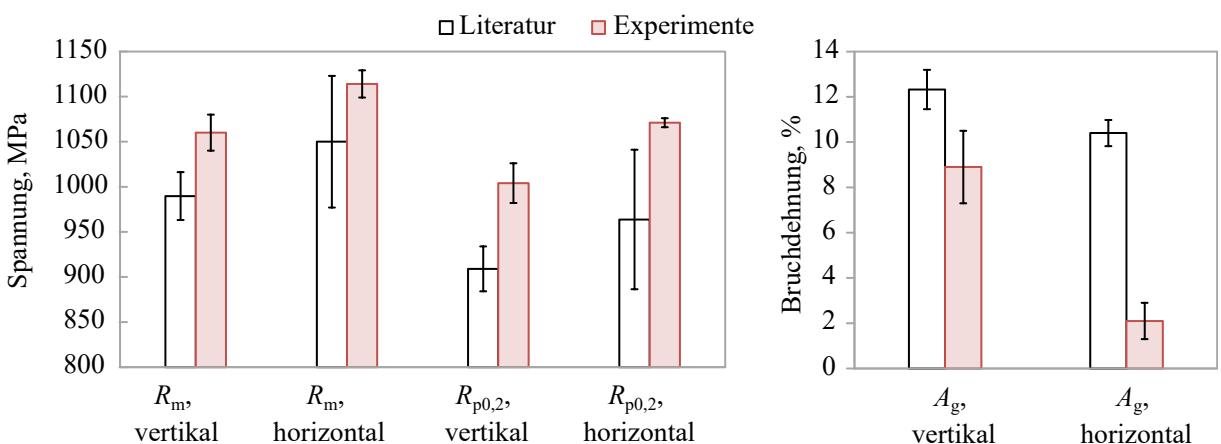


Abbildung 3.4: Vergleich der gemessenen Zugeigenschaften mit der Literatur für die Zugfestigkeit R_m , der Dehgrenze $R_{p0,2}$ und der Bruchdehnung A_g für vertikal und horizontal gebaute Proben nach [164].

3.2.2 Einfluss fertigungsbedingter Fehler auf die Duktilität

Auffällig bei den experimentellen Ergebnissen, der in der vorliegenden Arbeit untersuchten Proben, ist die um 75 bis 84 % reduzierte Bruchdehnung der horizontalen Proben im Vergleich zu den vertikalen und diagonalen Proben, Tabelle 3.3. Die Bruchdehnung ist ein Maß für die Duktilität des Materials und liegt mit einem Wert von 2 % für die horizontal gebauten Proben lediglich im Bereich der Literaturangaben für EBM prozessierte Zugproben, die nicht maschinell abgedreht wurden [165, 166]. Aufgrund der im Rahmen dieser Untersuchungen durchgeführten maschinellen Nachbearbeitung der Rundproben wird vorrangig ein Einfluss aus dem Bauteilinneren auf die Duktilität vermutet und daher die Bruchflächen im Folgenden untersucht.

Sowohl die Versagens- als auch die Bruchflächenanalyse der Zugproben erfolgte lichtmikroskopisch am Digitalmikroskop *VHX500* der Firma Keyence (Neu-Isenburg, Deutschland). Abbildung 3.5 zeigt eine exemplarische Darstellung vom Versagensort für je eine vertikale, diagonale und horizontale Probe, deren Eigenschaften repräsentativ für die jeweilige Aufbaurichtung stehen. Demnach weisen alle Zugproben einen vorrangigen Mischbruch auf. Weitergehend zeigt Abbildung 3.6 die Bruchflächen der in Abbildung 3.5 abgebildeten Proben. Dabei sind zwei EBM-typische Defekttypen [30], die *Lack-of-fusions* und die *Poren* bzw. Gaseinschlüsse erkennbar. Bei den *Lack-of-fusion* Defekten handelt es sich um unaufgeschmolzene Partikel, die in unterschiedlichem Ausmaß auf allen drei Proben zu sehen sind. Auffällig ist, dass die Defekte direkt oder in der Nähe der Probenrandes auftreten, z.B. in Abbildung 3.6a und c. Weitergehend weisen die Bruchflächen eine unterschiedliche Ausprägung und Anzahl der Defekte auf.

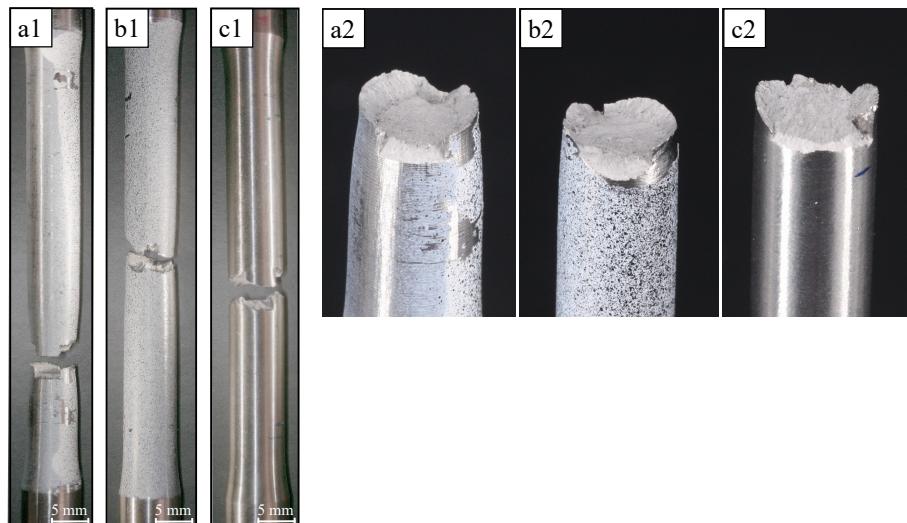


Abbildung 3.5: Exemplarische Darstellung der versagten Zugproben in der (1) Frontalansicht und (2) schrägen Draufsicht auf die Bruchflächen für unterschiedliche Aufbaurichtungen: a) vertikal, b) diagonal und c) horizontal

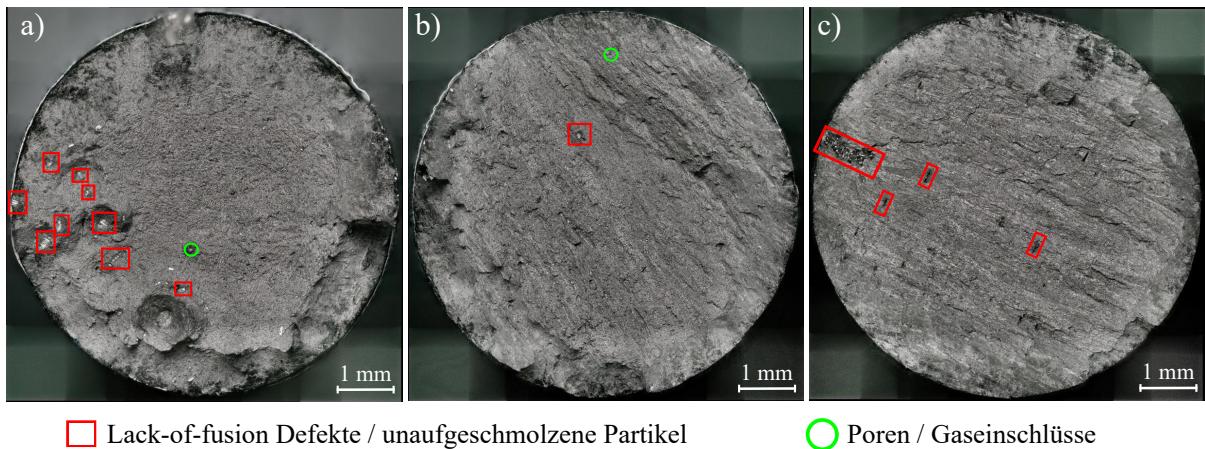


Abbildung 3.6: Exemplarische Darstellung der Bruchflächen von Zugproben in der Draufsicht zur Verdeutlichung fertigungsbedingter Defekte in Abhängigkeit der Probenaufbaurichtung: a) vertikal, b) diagonal und c) horizontal

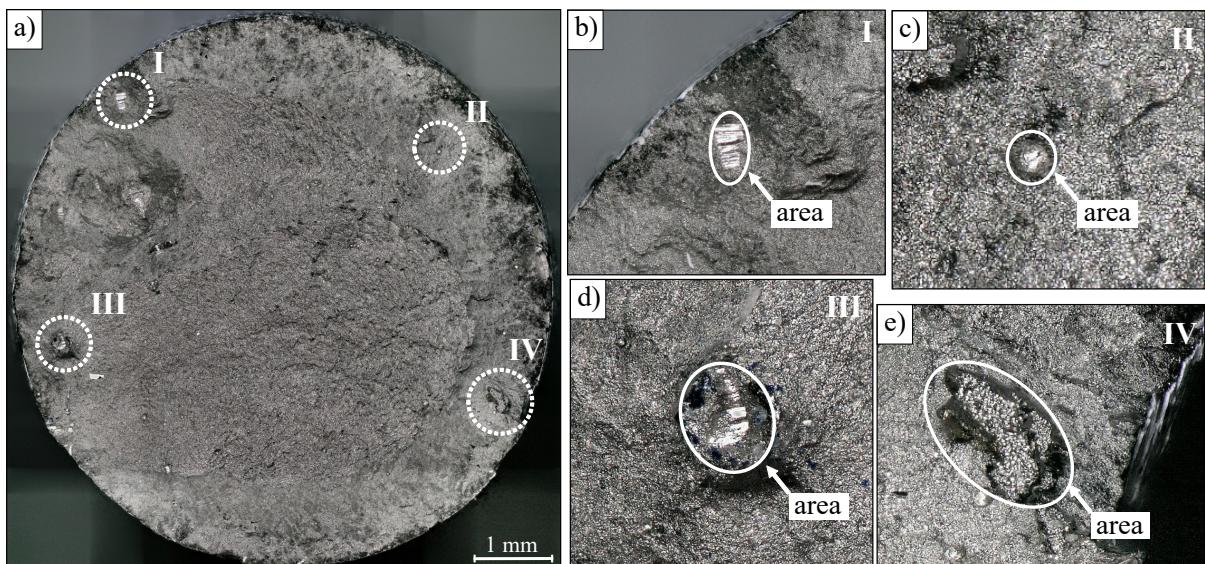


Abbildung 3.7: Bruchfläche einer vertikal gebauten Zugprobe mit repräsentativen Defekttypen sowie Kennzeichnung des Gebietes zur Auswertung der Defektgröße nach [164].
a) Übersichtsdarstellung, b,d,e) Vergrößerung der *Lack-of-fusion* Defekte und
c) Vergrößerung der *Poren* Defekte

Zur Bewertung eines möglichen Einflusses der Defektgröße auf die Duktilität wurden die Defektflächen, welche senkrecht zur Richtung der maximalen Hauptnormalspannung projiziert wurden, durch eine umhüllende Ellipse approximiert. Die umhüllende Ellipse, *area*, ist in Abbildung 3.7b-e) exemplarisch für eine vertikal gebaute Probe veranschaulicht. Sofern mehrere Defekte auf einer Bruchfläche auftraten, wurden diese zu einer Gesamtdefektfläche addiert. Der Zusammenhang zwischen der ermittelten Defektfläche und der Bruchdehnung ist in Abbildung 3.8 dargestellt.

Demnach sinkt die Bruchdehnung bei steigender Defektfläche sowohl für vertikal als auch horizontal gebaute Zugproben. Allerdings scheint die Defektgröße nicht alleiniger Einflussfaktor auf die Bruchdehnung zu sein. So zeigen vertikal gebaute Zugproben eine Bruchdehnung von ca. 8 % bei einer Defektgröße von $0,2\text{--}0,25 \text{ mm}^2$, während horizontal gebaute Zugproben bei derselben Defektgröße eine Bruchdehnung von 3 % aufweisen. Da die Bruchflächen der vertikal und auch der horizontal gebauten Proben *Lack-of-fusion* Defekte aufweisen, scheinen neben der Defektgröße und Defektart weitere Faktoren, wie z.B. Form, Lokalisierung und Ausrichtung des Defektes einen Einfluss auf die Duktilität auszuüben. [164]

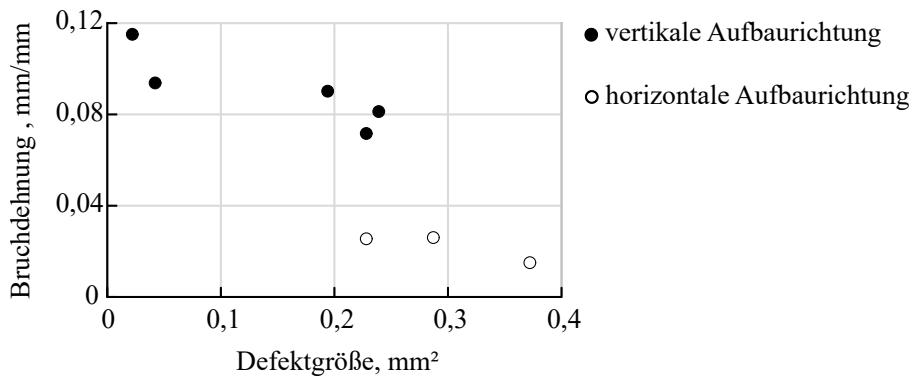


Abbildung 3.8: Korrelation zwischen Defektgröße und Bruchdehnung für vertikal und horizontal gebaute Zugproben [164]

3.2.3 Ermittlung der zyklischen Spannungs-Dehnungskurve

Zur Ermittlung des zyklischen Materialverhaltens wurden inkrementelle Stufen- und Mehrstufenversuche an den in Abbildung 3.1d gezeigten Rundproben durchgeführt. Die Durchführung der Experimente erfolgte an der servohydraulischen *100 kN Instron 8801* Prüfmaschine, dehnungsgeregelt, bei einem Spannungsverhältnis von $R = -1$. Die Prüfvorschrift des Mehrstufenversuchs (MST) gliedert sich in einen aufsteigenden und einen absteigenden Part. Generell wurden die Dehnungsamplituden während des gesamten Versuchs in einem Bereich von 0,2 % bis 1,2 % variiert. Im aufsteigenden Part wurden die Dehnungsamplituden für 20 Zyklen wiederholt, bevor die jeweilige Stufe um 0,2 % Dehnungsamplitude angehoben wurde. Im absteigenden Part wurden die Stufen für jeweils 10 Zyklen gehalten, bevor die Amplituden um 0,1 % reduziert wurden. Die Prüfsequenz ist in Abbildung 3.9a) veranschaulicht. Bei den inkrementellen Stufenversuchen (IST) wurde eine Probe zyklisch mit Dehnungsamplituden zwischen 0,2 % bis 1,2 % in sogenannten Blöcken belastet. Ein Block bestand dabei aus insgesamt 20 Wiederholungen, in denen die Dehnungsamplituden im Bereich von 0,2 % bis 1,2 % rautenförmig variiert wurden. Dabei erfolgte die Belastung bei jeder Dehnungsamplitude für jeweils ein Schwingspiel. Die Blöcke wurden solange wiederholt, bis die Probe versagte. Zur Charakterisierung des zyklischen Werkstoffverhaltens wurde die zyklische Spannungs-Dehnungskurve (ZSDK) aus den Umkehrpunkten der stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Hysteresen bestimmt.

Diesbezüglich zeigt Abbildung 3.9b) die stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Hysteresen für den absteigenden Part des Mehrstufenversuchs exemplarisch für eine vertikal gebaute Probe. Die schwarzen Punkte kennzeichnen die Umkehrpunkte, aus denen die ZSDK bestimmt wurde. Bei genaueren Betrachtung der stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Hysteresen in Abbildung 3.9c fällt eine Differenzierung für den Zug- und Druckbereich auf. Zur Untersuchung einer möglichen Zug-Druckabhängigkeit erfolgte daher die Bestimmung der ZSDK für den Zug- und Druckbereich getrennt voneinander.

Zur analytischen Beschreibung der ZSDK wurde der Dreiparameteransatz nach *Ramberg* und *Osgood* [167] genutzt. Darin setzt sich die zyklischen Kurve aus einem elastischen, $\varepsilon_{a,e}$, und plastischen, $\varepsilon_{a,p}$, Dehnungsanteil zusammen und lautet

$$\varepsilon_{a,t} = \varepsilon_{a,e} + \varepsilon_{a,p} = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'}\right)^{1/n'} \quad (3.1)$$

wobei K' den zyklischen Verfestigungskoeffizienten, n' den zyklischen Verfestigungsexponenten, E den Elastizitätsmodul und σ_a die Spannungsamplitude beschreiben. Für den Elastizitätsmodul des Materials wurde unter Berücksichtigung der Probenaufbaurichtung jeweils ein zyklischer E-Modul bestimmt. Im Detail handelt es sich dabei um den Mittelwert aller im Versuchsdurchlauf ermittelten Tangentenmodule, E_{Zug} und E_{Druck} (siehe Abbildung 3.9c)). Damit ergab sich ein zyklischer E-Modul von 120 GPa für die vertikal und von 117 GPa für die horizontal gebauten Proben.

Mit der Kenntnis des elastischen Dehnungsanteils erfolgte die Bestimmung der *Ramberg-Osgood* Parameter K' und n' aus Gleichung 3.1 iterativ unter Anwendung eines Matlabskripts, bei dem die Spannungsamplituden aus den Umkehrpunkten der stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Hysteresen eingingen. Unter Berücksichtigung des bestmöglichen Fits sind die analytisch bestimmten *Ramberg-Osgood* Parameter in Tabelle 3.4 zusammengefasst. Die Ergebnisse zeigen, dass ein signifikanter Unterschied zwischen den ermittelten Parametern im aufsteigenden Part im Vergleich zum absteigenden Part des Mehrstufenversuchs vorliegt. Im aufsteigenden Part besitzen die vertikal gebauten Proben größere Verfestigungskoeffizienten als die horizontal gebauten Proben, wobei die Parameter für die Druckseite wiederum größer sind als für die Zugseite. Die ermittelten Verfestigungsexponenten sind im aufsteigenden Part für die beiden untersuchten Aufbaurichtungen gleich. Im absteigenden Part zeigen sich nun deutlich größere Verfestigungskoeffizienten sowohl für vertikal als auch horizontal gebaute Proben im Vergleich zu den im aufsteigenden Part ermittelten Werten. Vergleichbar zum aufsteigenden Part liegt auch hier eine Zug-Druckabhängigkeit vor. Allerdings zeigen die vertikal gebauten Proben größere Werte im Zugbereich, während die horizontal gebauten Proben größere Werte im Druckbereich aufweisen. Weitergehend weisen die im inkrementellen Stufenversuch ermittelten Verfestigungskoeffizienten eine größere Übereinstimmung mit den im absteigenden Part der Mehrstufenversuchen ermittelten Parametern. Dies gilt vor allem für die vertikal gebauten Proben.

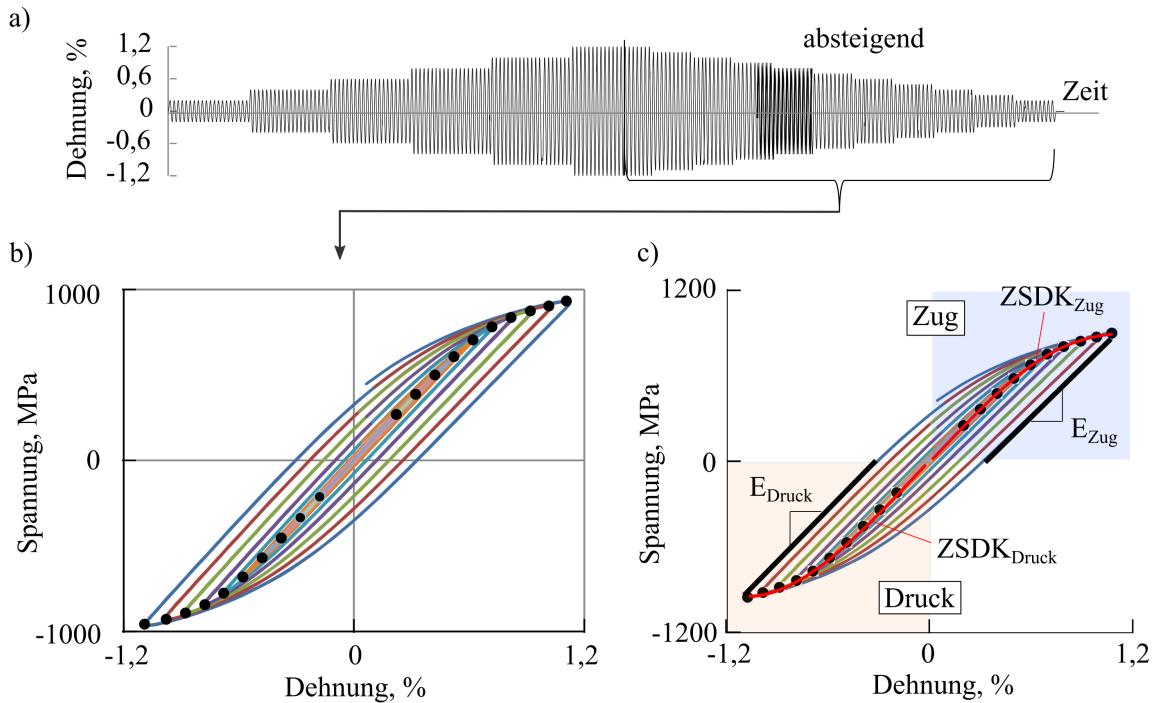


Abbildung 3.9: Kenngrößen eines Mehrstufenversuchs: a) Ablaufplan, b) Ermittlung der zyklischen Spannungs-Dehnungskurve (ZSDK) aus den Umkehrpunkten (schwarze Punkte) der stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Hysteresen für den absteigenden Part und c) Ermittlung der ZSDK differenziert nach Zug- und Druckbereich

Tabelle 3.4: Identifizierte *Ramberg-Osgood* Parameter für vertikal (v) und horizontal (h) gebaute EBM TiAl6V4 Proben mit Differenzierung des Zug- und Druckbereichs im Mehrstufen (MST) und inkrementellen Stufenversuch (IST)

Parameter	MST-aufsteigend		MST-absteigend		IST	
	Zug	Druck	Zug	Druck	Zug	Druck
K' , MPa	v	1018 ± 62	1093 ± 36	2058 ± 157	1670 ± 134	2440
	h	1000 ± 14	1010 ± 0	1605 ± 35	1790 ± 57	2390
n'	v	$0,01 \pm 0,01$	$0,01 \pm 0,01$	$0,14 \pm 0,02$	$0,09 \pm 0,02$	0,17
	h	$0,01 \pm 0$	$0,01 \pm 0$	$0,10 \pm 0$	$0,11 \pm 0,01$	0,18
						0,09

Ein möglicher Grund für die unterschiedlichen Parameter im aufsteigenden und absteigenden Part des Mehrstufenversuchs könnten eventuelle Plastifizierungen im Material sein. So liegt die maximale Dehnungsamplitude bei den Versuchen bei 1,2 %. Eine Auswertung der dabei auftretenden Spannungen zeigte Werte, die im Streuband der zuvor im monotonen Zugversuch ermittelten Dehnungsgrenzen liegen. Entsprechend der Versuchsdurchführung des Mehrstufenversuchs könnte eine Plastifizierung am Ende des aufsteigenden Parts erfolgt sein.

Somit liegt zu Beginn des absteigenden Parts eine Vorplastifizierung vor, die sich in den unterschiedlichen *Ramberg-Osgood* Parametern widerspiegelt. Eine mögliche Plastifizierung könnte ebenfalls bei den inkrementellen Stufenversuchen aufgetreten sein, da dort in jedem Block eine maximale Dehnungsamplitude von 1,2 % erreicht wird. [164]

Aus der Fachliteratur ist bekannt, dass neben der Aufbaurichtung auch Fertigungsfehler, wie interne Porositäten, eine Streuung der Versuchsergebnisse bewirken können [32]. Aus diesem Grund wird der Einfluss der Fertigungsfehler auf die Werkstoffeigenschaften in Kapitel 3.2.5 genauer untersucht.

Doch zunächst zeigt Abbildung 3.10 einen Vergleich der monotonen, im Zugversuch ermittelten, Spannungs-Dehnungskurven mit der im absteigenden Part des Mehrstufenversuchs sowie des inkrementellen Stufenversuchs bestimmten zyklischen Spannungs-Dehnungskurve. Aus dem Vergleich geht hervor, dass ein zyklisches Entfestigungsverhalten für das untersuchte Material vorliegt. Zusätzlich kann dieses Verhalten bereits an dem Verhältnis der Zugfestigkeit zur Dehngrenze identifiziert werden [164]. Mit einem Verhältnis von $R_m/R_{p0,2} = 1,04$ für horizontal und 1,06 für vertikal gebaute Proben liegen die Werte unter dem Verhältnis von 1,2, der in [168] als Indikator für ein zyklisches Entfestigungsverhalten angesehen wird. Ein zyklisches Entfestigungsverhalten wurden bereits von *Carrion* et al. für warmgewalzte TiAl6V4 ELI Materialien nachgewiesen [169]. Zusätzlich zeigte *Biswal* et al. [170], dass die aus der Titanlegierung TiAl6V4 additiv gefertigten Strukturen ein sehr vergleichbares zyklisches Spannungs-Dehnungsverhalten zu deren geschmiedeten Proben besitzen.

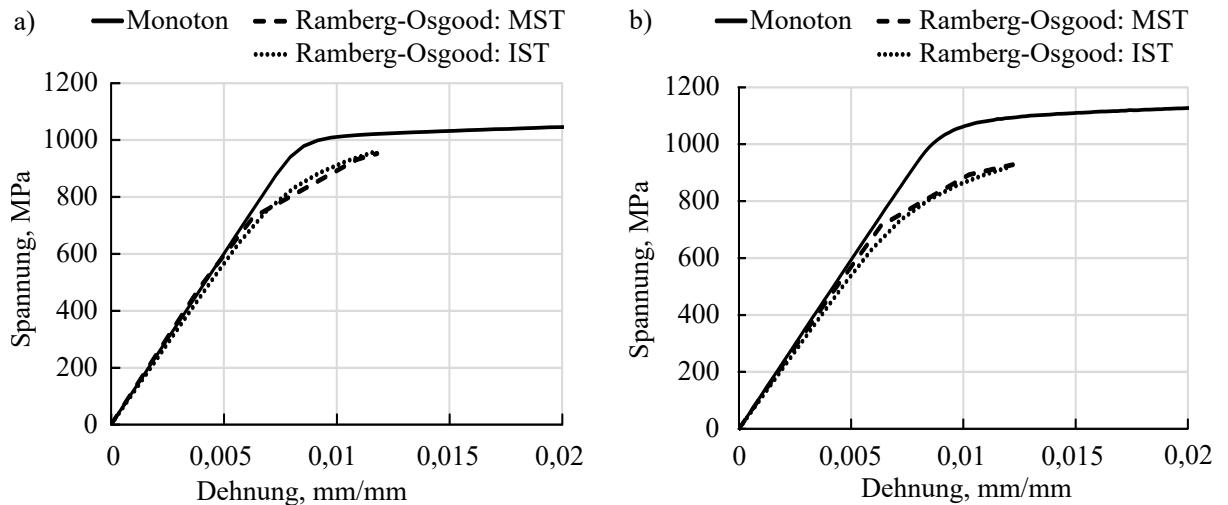


Abbildung 3.10: Entfestigungsverhalten der untersuchten EBM TiAl6V4 Vollproben in a) horizontaler und b) vertikaler Aufbaurichtung [164]

3.2.4 Bestimmung der Dehnungswöhlerlinie

Zur Bestimmung der Dehnungswöhlerlinie wurden Schwingfestigkeitsversuche mit konstanten Dehnungsamplituden und einem Spannungsverhältnis von $R = -1$ mit den in Abbildung 3.1d gezeigten Rundproben durchgeführt. Die Versuche erfolgten an der servohydraulischen 100 kN Instron 8801 Prüfmaschine bei Raumtemperatur mit Prüffrequenzen zwischen 0,5 und 5 Hz in Abhängigkeit der gewählten Dehnungsamplitude. Es wurden jeweils mindestens zwei Proben auf jedem Dehnungshorizont geprüft. Die Dehnungshorizonte befanden sich in einem Bereich von 0,3 % bis 1 %. Als Abbruchkriterien galten eine Grenzschwingspielzahl von $5 \cdot 10^6$ Lastwechsel oder ein Absinken der aufgezeichneten Kraft um 10 %.

In Abbildung 3.11 sind die ermittelten Schwingspielzahlen den Dehnungsamplituden in einem doppel-logarithmischen Diagramm gegenüber aufgetragen. Die Ergebnisauswertung erfolgte analytisch durch eine Dehnungswöhlerkurve über den Ansatz von *Coffin* und *Manson*. Die zugrundeliegende *Coffin-Manson* Gleichung [171–173] beschreibt dabei den Zusammenhang zwischen der Dehnungsamplitude, $\varepsilon_{a,t}$, und der Anrißschwingspielzahl ($2N$) mit einem Potenzansatz für die elastischen, $\varepsilon_{a,e}$ und plastischen, $\varepsilon_{a,p}$, Dehnungsanteile [142]

$$\varepsilon_{a,t} = \varepsilon_{a,e} + \varepsilon_{a,p} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N)^b + \varepsilon'_f (2N)^c \quad (3.2)$$

wobei σ'_f bzw. ε'_f den Festigkeitskoeffizienten und b bzw. c den Duktilitätskoeffizienten entsprechen. Zur Bestimmung der Dehnungswöhlerlinie erfolgte die Auswertung separat für die elastischen und plastischen Dehnungsanteile in Gleichung 3.2 durch eine lineare Regression nach der Methode der kleinsten Abstandsquadrate. Für die Analyse des elastischen Anteils wurde derselbe zyklische Elastizitätsmodul verwendet, der zur Bestimmung der zyklischen Spannungs-Dehnungskurve bestimmt wurde. Bei einer optimalen Anpassung mit Regressionkoeffizienten von $R^2 = 0,995$ ergaben sich die in Tabelle 3.5 zusammengetragenen *Coffin-Manson* Parameter.

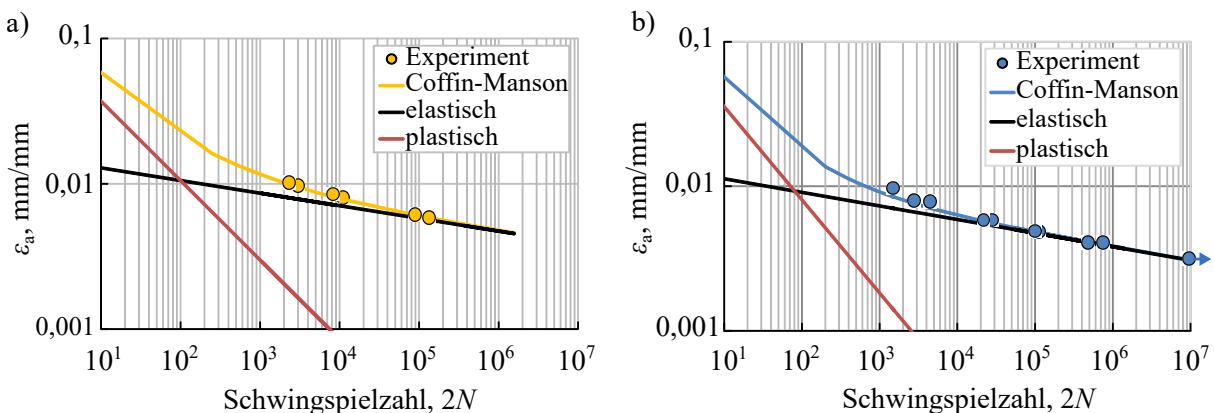


Abbildung 3.11: Versuchsergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche und deren analytische Beschreibung gemäß dem *Coffin-Manson* Ansatz für EBM TiAl6V4 Vollproben in a) horizontaler und b) vertikaler Aufbaurichtung [164]

Tabelle 3.5: Identifizierte *Coffin-Manson* Parameter zur Beschreibung der Dehnungswöhlerlinien für vertikal und horizontal gebaute EBM TiAl6V4 Proben [164]

	E-Modul, GPa	σ'_f , MPa	b	ε'_f , mm/mm	c
vertikal	120	1722	-0,094	0,1575	-0,645
horizontal	117	1935	-0,087	0,13	-0,546

Abbildung 3.12 zeigt die Ergebnisse der im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Schwingfestigkeitsversuche für vertikal gebaute Proben zusammen mit Literaturangaben von Ti-Al6V4 Strukturen, die auf unterschiedliche Weise gefertigt wurden. Im Vergleich zu additiv gefertigten Strukturen, die nicht maschinell abgedreht wurden (lila, rote und blaue Dreiecke), zeigen die in dieser Arbeit durchgeführten Versuche längere Lebensdauern auf denselben Dehnungshorizonten. Für additiv gefertigte, nicht maschinell abgedrehte Proben, sind kürze Lebensdauern aufgrund der schädigungsinitierenden Wirkung der Oberflächenrauheit in der Literatur bereits nachgewiesen [29, 174, 175]. Die Lebensdauern von herkömmlich hergestellten und maschinell abgedrehten Proben (grüne Dreiecke) werden jedoch nicht erreicht. Ein möglicher Grund hierfür kann das Vorhandensein fertigungsbedingter Defekte im Strukturinneren sein. Aus diesem Grund wird im folgenden Abschnitt der Einfluss der Fertigungsfehler auf das Ermüdungsverhalten untersucht.

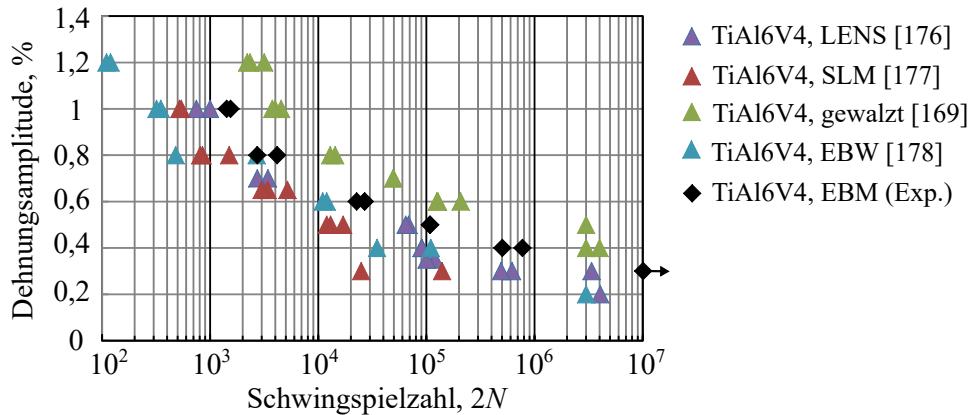


Abbildung 3.12: Vergleich der Schwingfestigkeitsversuche an EBM gefertigten TiAl6V4 Strukturen mit Ergebnissen aus der Literatur [169, 176–178]

3.2.5 Einfluss fertigungsbedingter Defekte auf das Ermüdungsverhalten

Die Bruchflächenanalyse der im Schwingfestigkeitsversuch geprüften Proben erfolgte ebenfalls am Digitalmikroskop *VHX500* der Firma Keyence (Neu-Isenburg, Deutschland). Abbildung 3.13 zeigt exemplarisch die Bruchflächen für eine vertikal bzw. horizontal gebaute Probe, wobei die Rissinitiierungen, die Ermüdungs- und Restgewaltbruchflächen jeweils hervorgehoben sind.

Es ist erkennbar, dass das Versagen jeweils von einem fertigungsbedingten Defekt, entweder dem *Lack-of-fusion* oder den *Poren*, initiiert wird. Beide Defektarten sind sowohl auf den Bruchflächen der vertikal als auch der horizontal gebauten Proben erkennbar. Allerdings deutet die Bruchflächenanalyse an, dass die Risse vorrangig an *Lack-of-fusion*-Defekte initiieren. Weiterhin konnten zwei verschiedene Defektorte auf den Bruchflächen ausgemacht werden, wodurch die Defekte in: (i) Oberflächendefekte (Abbildung 3.13a,c) und (ii) interne Defekte (Abbildung 3.13b) unterschieden werden.

Zur Bewertung des Einflusses des Defektortes auf die Versuchsergebnisse wurden die Schwingfestigkeitsversuche in Abhängigkeit des detektierten Rissinitiierungsortes ausgewertet und in Abbildung 3.14 dargestellt. Dabei fällt auf, dass für horizontal gebaute Proben lediglich ein Riss an einem internen Defekt initiiert. Im Gegensatz dazu weisen vertikal gebaute Proben sowohl Rissinitiierungsorte ausgehend von Defekten im Bauteilinneren sowie von Oberflächendefekten auf. Im Weiteren ist keine Abhängigkeit des Rissinitiierungsortes von der Beanspruchungshöhe erkennbar. Weiterhin fällt auf, dass die horizontal gebauten Proben bei gleicher Dehnungsamplitude im Vergleich zu den vertikal gebauten Proben zu längeren Schwingspielzahlen hin verschoben sind.

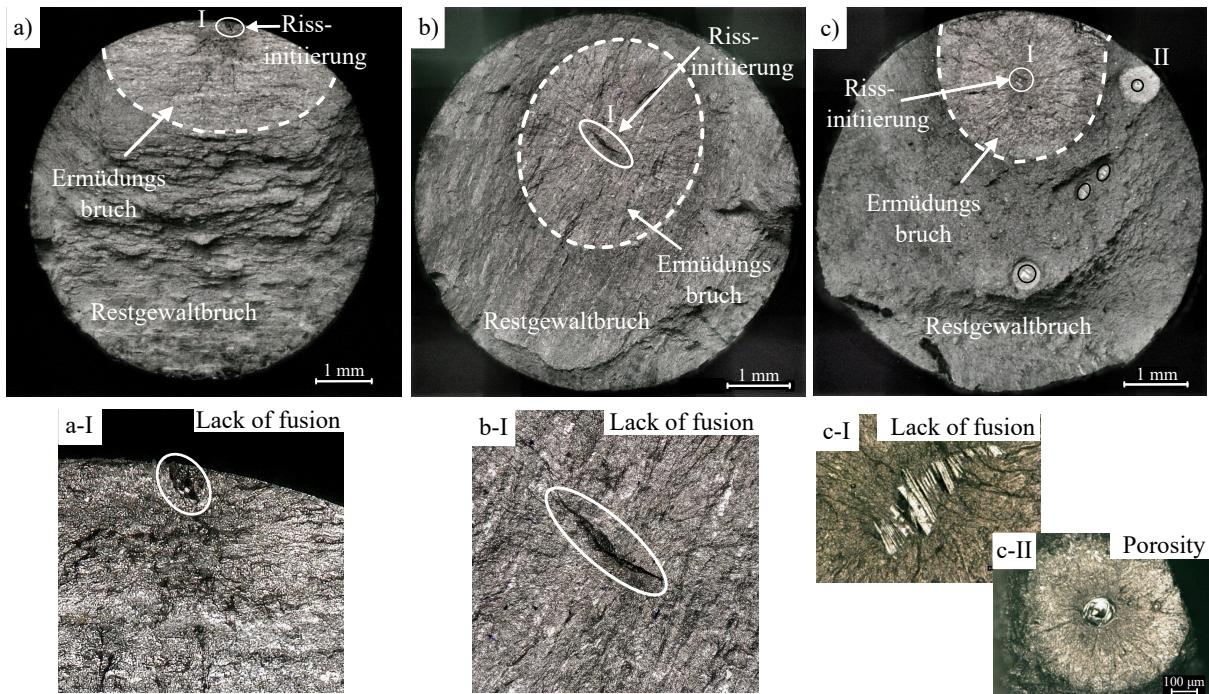


Abbildung 3.13: Vergleich der Bruchflächen EBM gefertigter und zyklisch belasteter TiAl6V4 Vollproben a-b) hergestellt in vertikaler und c) horizontaler Baurichtung mit Vergrößerung der Defekte in der zweiten Zeile nach [164]

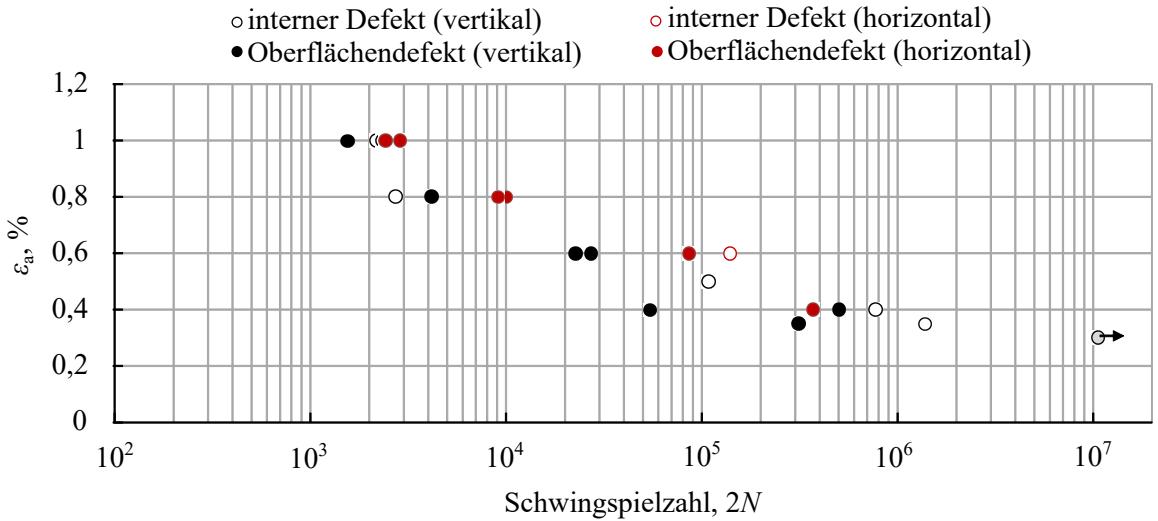


Abbildung 3.14: Schwingfestigkeitsversuch in Abhängigkeit der Defektorte [164]

Zur Identifizierung des Größen- und Positionseinflusses der Defekte wurde der \sqrt{area} -Ansatz nach *Murakami* [179] auf die Ergebnisse des Schwingfestigkeitsversuchs übertragen [164]. In der Originalform erlaubt der \sqrt{area} -Ansatz nach *Murakami* die Vorhersage einer modifizierten Wöhlerkurve basierend auf der Defektgröße, \sqrt{area} , und der Vickers Härte, HV . Der Einfluss des Defektortes wird in Gleichung 3.3 für den Fall des Innendefektes und in Gleichung 3.4 für den Fall eines Oberflächendefektes berücksichtigt:

$$\sigma_{D\sqrt{area}} = \frac{1,56 \cdot (HV + 120)}{(\sqrt{area})^{1/6}} \quad \text{Innendefekt} \quad (3.3)$$

$$\sigma_{D\sqrt{area}} = \frac{1,43 \cdot (HV + 120)}{(\sqrt{area})^{1/6}} \quad \text{Oberflächendefekt} \quad (3.4)$$

Auf den Bruchflächen der in den Schwingfestigkeitsversuchen getesteten Proben wurden mittels *ImageJ* Defektgrößen (\sqrt{area}) von 120–300 μm für vertikal und 75–200 μm für horizontal gebaute Proben ermittelt. Die Vickers Härten wurden an polierten Schliffproben am *Lehrstuhl für Werkstofftechnik* der Universität Rostock bestimmt. Es ergaben sich im Mittel Werte von 348 HV für die vertikal und 359 HV für die horizontal gebauten Proben. Zur Übertragung des \sqrt{area} -Ansatzes auf Schwingfestigkeitsversuche wurde im ersten Schritt die Schwellwertspannung, $\sigma_{D\sqrt{area}}$, mittels des Hooke'sche Gesetzes umgerechnet:

$$\varepsilon_{D\sqrt{area}} = \frac{\sigma_{D\sqrt{area}}}{E}. \quad (3.5)$$

Im zweiten Schritt wurde die so berechnete Schwellwertdehnung genutzt, um eine modifizierte Dehnungswöhlerkurve zu bestimmen. Zu diesem Zweck wurde das Verhältnis der im Versuch aufgebrachten Dehnungsamplitude und der Schwellwertdehnung ($\varepsilon_a / \varepsilon_{D\sqrt{area}}$) in Abhängigkeit der Schwingspielzahl im doppel-logarithmischen Diagramm aufgetragen, Abbildung 3.15.

Die Ergebnisse zeigen, dass die Differenzen zwischen den beiden Aufbaurichtungen durch die Anwendung des $\sqrt{\text{area}}$ -Ansatzes nach *Murakami* verschwinden. Dies lässt die Schlussfolgerung zu, dass die Größe und Position der fertigungsbedingten Defekte maßgeblich die Ermüdungseigenschaften beeinflussen.

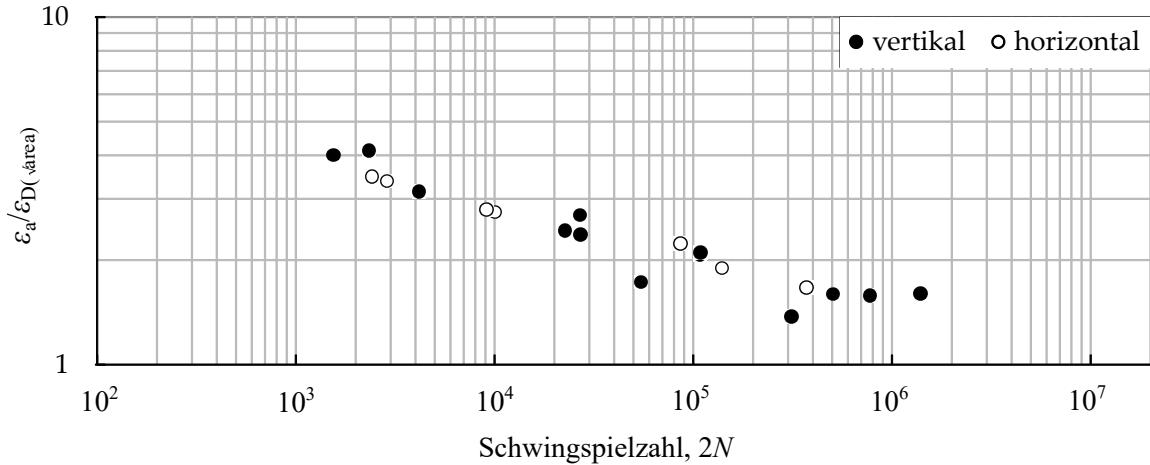


Abbildung 3.15: Auswertung des Schwingfestigkeitsversuchs mit dem modifizierten $\sqrt{\text{area}}$ -Ansatz nach *Murakami* [164]

3.3 Zwischenfazit

Im Rahmen dieses Kapitels erfolgte eine Materialcharakterisierung des EBM gefertigten TiAl6V4 Ausgangsmaterials, aus dem die in dieser Arbeit untersuchten Gitterstrukturen gefertigt wurden. Anhand der durchgeführten Zugversuche wurden elastisch-plastische Werkstoffeigenschaften identifiziert, die eine Abhängigkeit von der Probenaufbaurichtung aufweisen. Während der Einfluss der Probenaufbaurichtung grundsätzlich mit dem in der Literatur übereinstimmt, liegen die im Rahmen dieser Arbeit ermittelten Zugfestigkeiten und Dehngrenzen über den Literaturwerten, wohingegen die Bruchdehnungen teilweise deutlich geringer als in der Literatur ausfallen. Als maßgeblichen Einflussfaktor, vor allem auf die Bruchdehnung, wurde die Größe der vorhandenen Defekte identifiziert. In diesem Zusammenhang ist eine Reduzierung der Bruchdehnung bei ansteigender Defektgröße nachweisbar. Die Ergebnisse zeigen jedoch, dass die Größe der Defekte nicht der einzige Einflussfaktor ist. Mögliche weitere Faktoren sind z.B. die Form, Lokalisierung und Ausrichtung der Defekte.

Anhand der durchgeführten inkrementellen Stufen- und Mehrstufenversuchen wurden zyklische Spannungs-Dehnungskurven ermittelt, die vor allem für vertikal gebaute Proben eine Zug-Druck-abhängigkeit aufweisen. Der Einfluss der Aufbaurichtung ist jedoch im Vergleich zu den Zugversuchsergebnissen vernachlässigbar klein. Darüber hinaus wurden *Ramberg-Osgood* Parameter identifiziert, mit denen die in den Versuchen experimentell ermittelten zyklischen Spannungs-Dehnungskurven analytisch beschrieben werden konnten.

Des Weiteren zeigt der Vergleich der zyklischen Spannungs-Dehnungskurve mit der im Zugversuch ermittelten monotonen Spannungs-Dehnungskurve ein zyklisches Entfestigungsverhalten für das untersuchte EBM gefertigte TiAl6V4 Material.

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche ergaben, dass die additiv gefertigten Strukturen zwar höhere Lebensdauern als nicht maschinell abgedrehte additiv gefertigte Strukturen besitzen, aber über geringere Lebensdauern als herkömmlich hergestellte Titanstrukturen verfügen. Zusätzlich sind die Kurven der horizontal gebauten Proben im Vergleich zu den vertikal gebauten Proben zu längeren Anrißschwingspielzahlen hin verschoben sind. Als Hauptindikatoren wurden dabei die internen Defekte identifiziert. Eine Auswertung der Schwingfestigkeitsversuche unter Anwendung des \sqrt{area} -Ansatzes nach *Murakami* offenbart eine maßgebliche Abhängigkeit der Ermüdungseigenschaften nicht von der Aufbaurichtung an sich, sondern von der Größe und Position der fertigungsbedingten internen Defekte. Doch generell konnten anhand der Schwingfestigkeitsversuche *Coffin-Manson* Parameter ermittelt werden, die die Dehnungswöhlerlinien in Abhängigkeit der Probenaufbaurichtung beschreiben.

Das Ziel dieser Materialcharakterisierung war die Identifikation des elastisch-plastischen sowie zyklischen Materialverhaltens von EBM gefertigten TiAl6V4 Strukturen. Da die in dieser Arbeit untersuchten Gitterstrukturen ebenfalls aus diesem Material hergestellt wurden, liefern die Ergebnisse aus diesem Kapitel die Materialparameter für die numerischen Untersuchungen in Kapitel 7.

4 Herstellung und Charakterisierung der Gitterstrukturen

Das folgende Kapitel beschreibt die Entwicklung, Herstellung und Charakterisierung von Gitterstrukturen, die nachfolgend experimentell (Kapitel 5 und 6) und numerisch (Kapitel 7) untersucht wurden. Wie bereits aus Kapitel 2 bekannt ist, wird das mechanische Verhalten von Gitterstrukturen maßgeblich durch deren strukturellen Eigenschaften beeinflusst. Daher wurden zunächst Gitterstrukturen konstruiert, die eine Variationsvielfalt an strukturellen Eigenschaften aufweisen, um deren Einfluss in nachfolgenden Untersuchungen zu ermitteln. Zusätzlich ist das mechanische Verhalten unter Biege- und Torsionsbeanspruchung weitgehend unbekannt. Daher wurden im zweiten Schritt Probentypen konstruiert, die zum einen die Gitterdesigns beinhalten und zum anderen quasi-statische und zyklisch Experimente in Abhängigkeit unterschiedlicher Belastungsarten ermöglichen. Hinsichtlich einer geplanten Verwendung der Gitterstrukturen als lasttragende Knochenimplantate wurden im Rahmen der vorliegenden Arbeit die einsatzrelevanten Belastungssituationen Druck, Biegung und Torsion untersucht. Neben dem Einfluss struktureller Eigenschaften ist zusätzlich der Einfluss von fertigungsbedingten Defekten auf das mechanische Verhalten aus Kapitel 2 grundsätzlich bekannt, jedoch nicht für die Belastungsfälle Biegung und Torsion. Daher erfolgte im dritten Schritt eine Charakterisierung der Fertigungsgenauigkeit, deren Einfluss vor allem numerisch in Kapitel 7 untersucht wurde.

4.1 Design und Auswahl der Probentypen

Die Entwicklung versuchsspezifischer Probengeometrien erfolgte in drei Schritten. Im ersten Schritt wurde eine Einheitszellenform definiert. Durch Aneinanderreihung der Einheitszelle in alle drei Raumrichtungen entstand im zweiten Schritt ein Basisgitter. Der dritte Schritt war durch die Entwicklung spezifischer Übergangs-, Auflage- oder Einspannbereiche an das Basisgitter gekennzeichnet, die für eine erfolgreiche Testung der Gitterstrukturen mit vorhandenen Prüfmaschinen unerlässlich sind.

4.1.1 Entwicklung des Basisgitters

Für das Basisgitter wurde eine offenporige Gitterstruktur, bestehend aus kubischen Einheitszellen, vorgegeben. Bei einer kubischen Einheitszelle handelt es sich um einen Kubus, dessen Kanten als massive Stege ausgeführt sind, Abbildung 4.1a.

Durch Aneinanderreihung der Einheitszellen in alle drei Raumrichtungen ergab sich eine regelmäßige Struktur, in der nur horizontale und vertikale Stege auftraten, die sich lediglich in den Eckpunkten der Einheitszelle orthogonal kreuzten. Weiterhin wurden benachbarte Stege zu einem Steg zusammengefasst, wodurch sich einheitliche Maße für alle horizontalen und vertikalen Stege ergaben, Abbildung 4.1b. In Anlehnung an die ISO Norm 13314 [180] zur Durchführung eines Druckversuchs an porösen Strukturen wurde eine quaderförmige Außenkontur der Gitterstruktur mit einem Seitenverhältnis von eins gewählt. Dadurch ergab sich eine gleiche Anzahl an Einheitszellen entlang der Höhe, Breite und Tiefe der Gesamtstruktur.

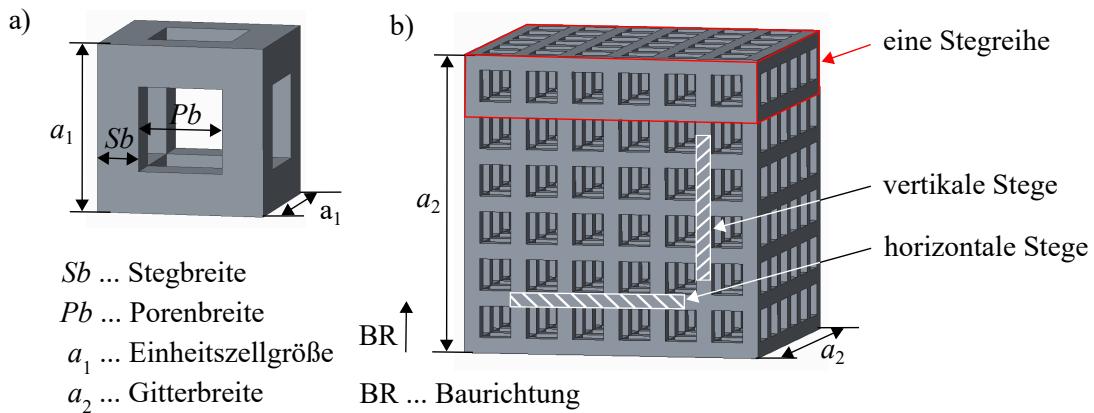


Abbildung 4.1: Charakteristische Eigenschaften einer Gitterstruktur: a) Einheitszelle und b) Basisgitter, dass durch Aneinanderreihung der Einheitszellen entsteht

Wie bereits in Kapitel 2.1.3 dargelegt, gilt die relative Dichte, ρ , bzw. die Porosität, P , als charakteristische Größe, mit der eine Gitterstruktur beschrieben werden kann. Die Porosität entspricht dem prozentualen Anteil des Hohlraumvolumens, V_{hohl} , zum Gesamtvolumen der ausgefüllten Struktur, V_{gesamt} , und ist in Gleichung 4.1 gegeben. Hierbei beschreibt V_{gitter} dem Gittervolumen. Damit es nicht zur Verwechslung zwischen der Porosität, d.h. den Poren im Inneren des Vollmaterials, mit der Porosität als Charakterisierungsgröße der Gitterstruktur kommt, wird fortan die relative Dichte als beschreibende Größe gewählt. Die relative Dichte, ρ , ergibt sich unmittelbar aus der Porosität und ist in Gleichung 4.2 definiert.

$$P = \frac{V_{\text{hohl}}}{V_{\text{gesamt}}} = 1 - \frac{V_{\text{gitter}}}{V_{\text{gesamt}}} \quad (4.1)$$

$$\rho = 1 - P \quad (4.2)$$

Aufgrund der geometrischen Natur der gewählten kubischen Einheitszelle lässt sich das Gittervolumen, V_{gitter} , in Abhängigkeit von der Stegbreite, Sb , der Porenbreite, Pb , sowie der Einheitszellenanzahl, $Anzahl$, analytisch mit der folgenden Gleichung berechnen:

$$V_{\text{gitter}} = (Sb \cdot (Anzahl + 1) + (Pb \cdot Anzahl))^2 - (Anzahl^2 \cdot Pb^2) \cdot (Sb \cdot (Anzahl + 1)) + (Sb^2 \cdot Pb \cdot (Anzahl + 1)^2 + P) \quad (4.3)$$

Mit Hilfe dieser Gleichung konnten eine Vielzahl von Gitterstrukturen mit unterschiedlichsten Parametern konstruiert werden, indem die relative Dichte, die Steg- und Porenbreite sowie die Zellenanzahl variiert wurden. Die unterschiedlichen Designs werden im folgenden Gitterdesignvarianten genannt. Aus der Vielzahl an Möglichkeiten wurden anschließend die Gitterdesignvarianten gewählt, die einerseits die Bedingungen einer optimalen Osseointegration sowie die Herstellbarkeit mit dem verfügbaren 3D-Drucker erfüllten. Im Hinblick auf eine optimale Osseointegration kamen Basisgitter mit relativen Dichten von 0,3 bis 0,5, bei Porenbreiten bis ca. 1,6 mm, in Frage [181]. Hinsichtlich der Fertigungsgenauigkeit des 3D-Druckers sollte eine minimale Steg- bzw. Porenbreite von 0,5 mm nicht unterschritten werden. Entsprechend der ISO Norm zur Durchführung eines Druckversuchs an porösen Strukturen [180] wurde eine konstante Gitterbreite von 15 mm x 15 mm x 15 mm gewählt, wobei die Einheitszellen in Höhe, Breite und Tiefe das Volumen voll auszufüllen hatten. Ein weiterer Hinweis aus der Literatur ist die Konstruktion des Basisgitters mit mindestens fünf Einheitszellen je Raumrichtung. Eine Gesamtübersicht der gewählten Basisgitterdesigns ist in Tabelle 4.1 gegeben. Zusätzlich sind die Versuche angegeben, in denen die Strukturen geprüft wurden.

Tabelle 4.1: Kenngrößen und Maße der Gitterdesignvarianten

Name	rel. Dichte, mm/mm	Sb , mm	Pb , mm	Anzahl gesamt	Belastungsart		
					Druck	Biegung	Torsion
G-03-125	0,3	0,9	1,92	125	x		
G-03-216	0,3	0,78	1,59	216	x	x	x
G-03-343	0,3	0,685	1,36	343		x	
G-03-512	0,3	0,6	1,2	512	x	x	
G-04-216	0,4	0,925	1,42	216	x	x	x
G-04-343	0,4	0,807	1,22	343		x	
G-04-512	0,4	0,716	1,07	512		x	
G-05-125	0,5	1,2	1,52	125	x		
G-05-216	0,5	1,08	1,24	216	x	x	x
G-05-343	0,5	0,93	1,08	343		x	
G-05-512	0,5	0,84	0,93	512	x	x	

4.1.2 Entwicklung versuchsspezifischer Probengeometrien

Mit der Konstruktion des Basisgitters sind die ersten beiden Punkte der Entwicklung versuchsspezifischer Probengeometrien erfüllt. Im dritten Schritt wurden geeignete Übergangs-, Auflage- und Einspannbereiche an das Basisgitter konstruiert. Für die Druckproben wurde das Basisgitter durch einen soliden Bereich von ca. 5 mm erweitert, Abbildung 4.2a. Um eine ebene Auflagefläche bei der Versuchsdurchführung zu erhalten, wurden diese Bereiche nach dem Herstellungsprozess in einer Drehmaschine um wenige Millimeter abgedreht. Für die Biegeprüfung wurde eine Vierpunktbiegevorrichtung mit vier beweglichen Auflagern gewählt (siehe Abschnitt 5.2). Aus diesem Grund wurden die Basisgitter auf zwei gegenüberliegenden Seiten ebenfalls durch solide Bereiche erweitert, Abbildung 4.2b. Die Länge der Auflagebereiche ergab sich aus der Geometrie der Prüfvorrichtung und kann den technischen Zeichnungen im Anhang entnommen werden. Um ein Wegrollen der Proben auf den beweglichen Auflagerollen zu verhindern, wurden quadratische Auflagebereiche gewählt. Zur Realisierung einer Torsionsbelastung wurde ein *Tension/Torsion* Prüfstand gewählt, für den zylindrische Spannbacken mit einem Innendurchmesser von 12 mm zur Verfügung standen. Daraus ergab sich die Vorgabe, die Gitterstrukturen für die Torsionsversuche mit einem soliden zylindrischen Einspannbereich mit einem Außendurchmesser von 12 mm zu erweitern, Abbildung 4.2c. Um sowohl bei den Biege- als auch den Torsionsproben so viel Material wie möglich einzusparen, wurden die Außenmaße der soliden Bereiche im Vergleich zu den Außenseiten der Gitterstrukturen reduziert. Dazu war es erforderlich, die soliden schlankeren Auflage- und Einspannbereiche über Radien zunächst auf die Außengeometrie des Basisgitters zu erweitern. Die Gewährleistung einer optimalen Lastübertragung wurde z.B. für die Torsionsproben in [182] überprüft. Unter Berücksichtigung der Gitterdesignvarianten sind insgesamt sieben Druckproben, neun Biegeproben und drei Torsionsproben konstruiert worden, deren technische Zeichnungen im Anhang gegeben sind (Abbildung A.1 bis A.19).

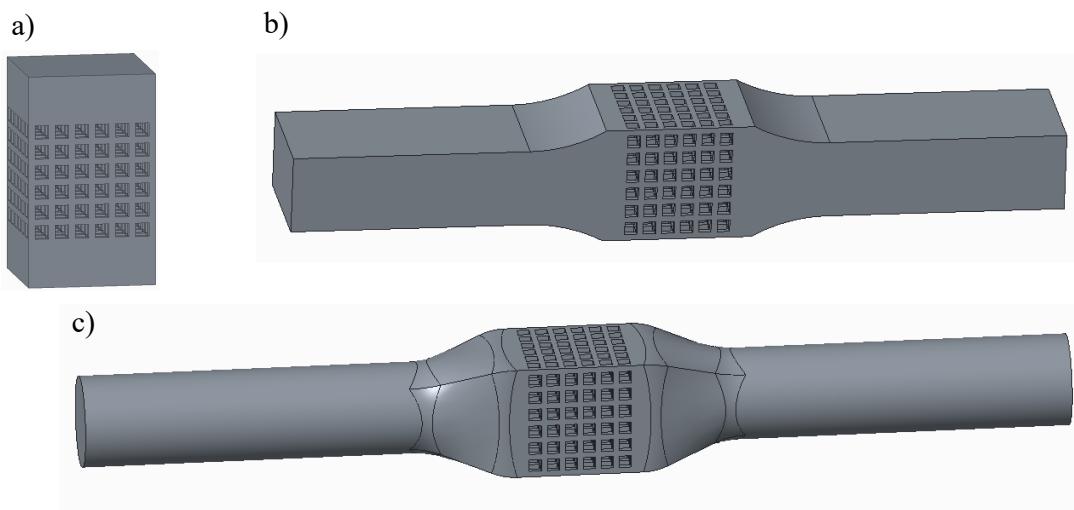


Abbildung 4.2: Exemplarische dreidimensionale Darstellung der CAD Probengeometrien für eine a) Druck-, b) Biege- und c) Torsionsprobe mit einem G-03-216-Basisgitter

4.1.3 Probenfertigung

Die additive Fertigung aller Gitterstrukturen erfolgte, wie die Herstellung der Vollproben, über das EBM-Verfahren mit der TiAl6V4 ELI Legierung. Während der *Lehrstuhl für Mikrofluidik* der Universität Rostock die Fertigung der Druck- und Biegeproben übernahm, wurden die Torsionsproben bei der Firma FIT AG (Grohberg, Deutschland) produziert. Die Probefertigung erfolgte dabei ausschließlich in vertikaler Aufbaurichtung. Damit entspricht die Baurichtung (BR) der Probenlängsachse, wie es exemplarisch in Abbildung 4.3a für die Biegeproben zu sehen ist. Nach dem Fertigungsprozess wurde die Pulver-Rückgewinnungsanlage genutzt, um überschüssige, lose und noch anhaftende Pulverpartikel von der Oberfläche sowie aus den Hohlräumen der Gitterstrukturen zu entfernen, Abbildung 4.3a. Für die anschließende Versuchsdurchführung wurden, wie bereits erwähnt die Druckproben abgedreht, eine Wärmebehandlung erfolgte nicht. Abbildung 4.3b-d zeigt exemplarisch eine additiv gefertigte und für die Experimente vorbereitete Druck-, Biege- und Torsionsprobe der G-03-216-Gitterdesignvariante.

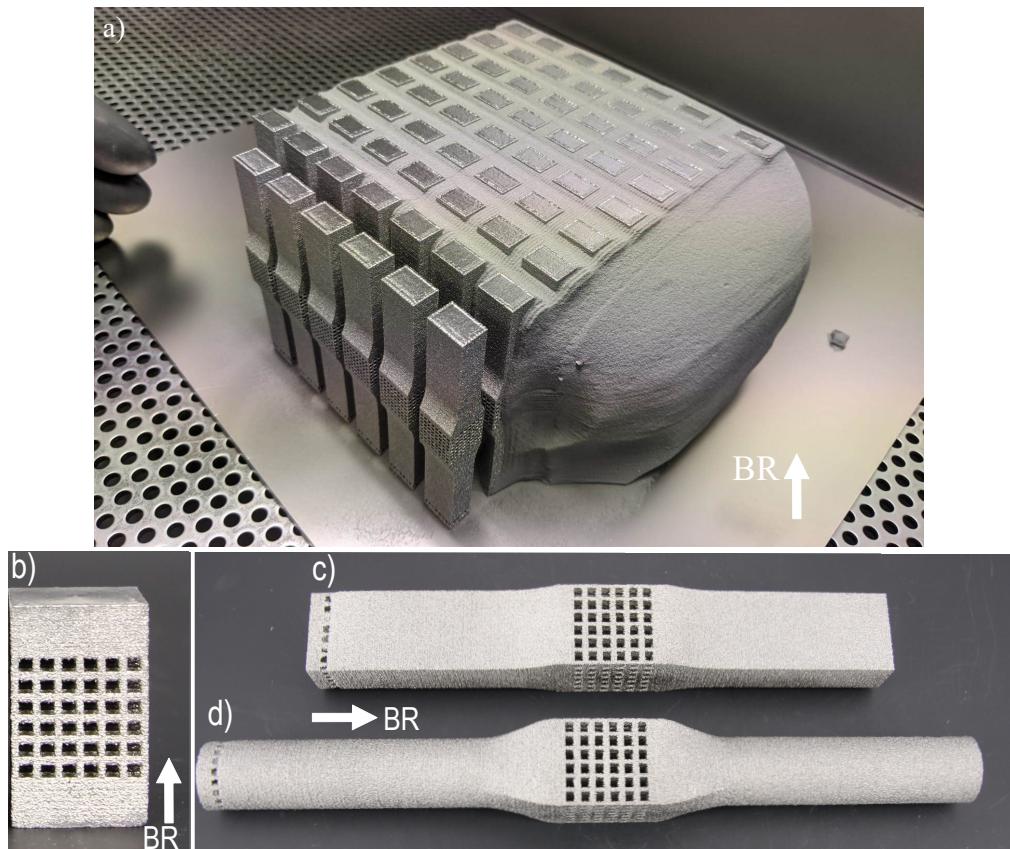


Abbildung 4.3: Exemplarische Darstellung der additiven Fertigung der Gitterstrukturen: a) Bauplatte mit gedruckten Biegeproben und Sinterrückständen in der Pulver-Rückgewinnungsanlage und eine mittels EBM gefertigte b) Druck-, c) Biege- und d) Torsionsprobe mit einem G-03-216-Basisgitter

4.2 Charakterisierung der Fertigungsgenauigkeit

Um den Einfluss der fertigungsbedingten Imperfektionen auf die mechanischen Eigenschaften bewerten zu können, wurden sie im Rahmen der vorliegenden Arbeit an einer Vielzahl der additiv gefertigter Proben in lichtmikroskopischen sowie mikro-computertomographischen Untersuchungen charakterisiert. Als fertigungsbedingte Imperfektionen werden dabei Abweichungen zwischen dem Original-CAD-Modell und der tatsächlich additiv gefertigten Struktur bezeichnet. Typische EBM-bedingte und in der Literatur bekannte Abweichungen bei Gitterstrukturen sind z.B. geometrische Abweichungen, wie Stegbreitenunterschiede, Oberflächenrauheit, unterschiedliche Mikrostrukturen oder Porositäten innerhalb des Materials [5, 12, 76, 83]. Auch wenn deren Vorhandensein bekannt ist, hängt deren Ausmaß von einer Vielzahl an Parametern ab und kann im Vorfeld eines Fertigungsprozesses nur schwer vorhergesagt werden. Aus diesem Grund wurde die Fertigungsgenauigkeit im Rahmen der vorliegenden Arbeit exemplarisch an Druck-, Biege- und Torsionsproben ermittelt.

4.2.1 Ermittlung der geometrischen Abweichungen

Die Charakterisierung der geometrischen Abweichungen erfolgte mit Hilfe des Digitalmikroskops *VHX500* der Firma Keyence (Neu-Isenburg, Deutschland). Hierfür wurden zunächst Übersichtsaufnahmen von jeder Probenseite sowie zusätzlich Bilder von je vier Poren pro Seite mit angrenzenden vertikalen und horizontalen Stegen aufgenommen. Eine exemplarische Übersichtsaufnahme für eine Probenseite ist in Abbildung 4.4a für eine Druckprobe gegeben, während Abbildung 4.4c eine exemplarische Pore zeigt. Ein entscheidender Vorteil dieses Mikroskops ist die Möglichkeit, ein dreidimensionales Bild durch eine Stapelfunktion zu generieren, in dem jedem Pixel ein Höhenwert zugeordnet ist. In Abbildung 4.4b sind die Höhenwerte für eine Porenaufnahme farblich visualisiert. Mit Hilfe der Mikroskop-Software wurden Messebenen in das dreidimensionale Bild gelegt, wobei die Schnittkontur einer solchen Ebene mit der Oberfläche des Modells ein Höhenprofil darstellt. Abbildung 4.4c zeigt exemplarisch eine horizontale Messebene, während das dazugehörige Höhenprofil in Abbildung 4.4d zu sehen ist. Die Höhenprofile wurden für jede Pore in horizontaler und vertikaler Richtung erstellt, wobei angestrebt wurde, den Schnittpunkt beider Ebenen möglichst mittig zu platzieren, um ein eindeutiges Profil zu erhalten und somit eine Vergleichbarkeit der Messungen zu gewährleisten. Bei vier ausgewählten Poren je Probenseite ergaben sich summiert 32 Höhenprofile für einen Probekörper. Bei insgesamt 60 untersuchten Gitterstrukturen ergaben sich 1920 Höhenprofile, deren Auswertung automatisiert mit Hilfe eines am *Lehrstuhl für Strukturmechanik* entwickelten LabVIEW Skriptes erfolgte. [183]

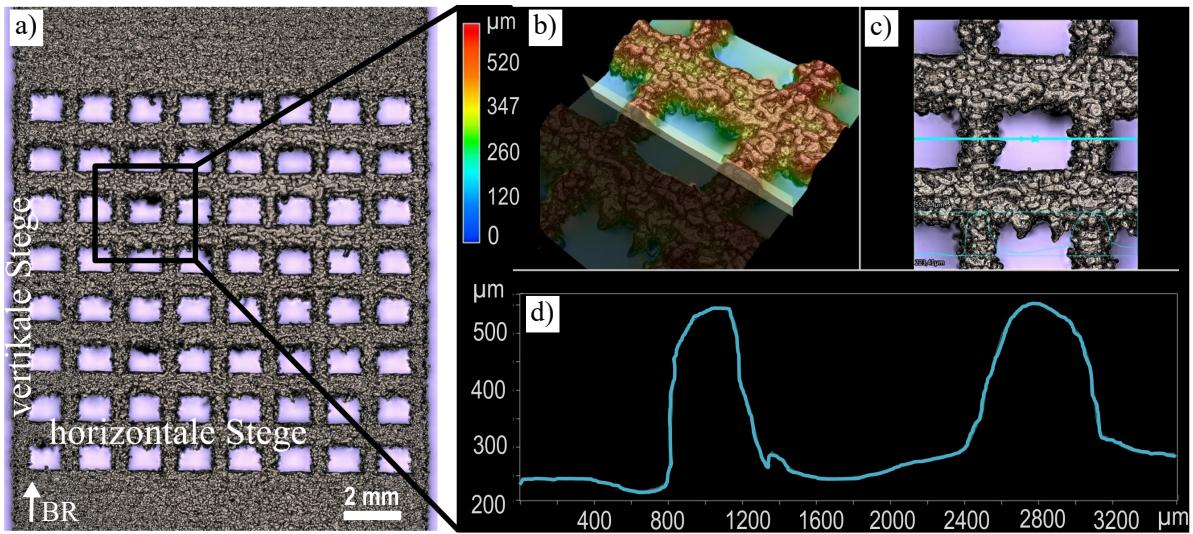


Abbildung 4.4: Auswertung der geometrischen Eigenschaften am Beispiel einer Druckprobe mit Hilfe der Digitalmikroskopie [184]: a) Übersichtsaufnahme einer Probenseite, b) dreidimensionales Bild mit farblich markierten Höhenwerten für eine Pore, c) zweidimensionales Bild einer Pore mit horizontaler Messlinie und d) Höhenprofil entlang einer horizontalen Messebene in einer Porenaufnahme

Die genaue Vorgehensweise ist in Abbildung 4.5 veranschaulicht. Zunächst zeigten sich im Höhenprofil (schwarze Linie) stark abgerundete und teilweise verzerrte Übergänge zwischen den im Höhenprofil höher gelegenen Stegen und den flacheren Bereichen der Poren. Aufgrund des nicht eindeutigen Übergangs konnten diese Eckpunkte für eine Vermessung nicht verwendet werden. Um die Vermessung dennoch reproduzierbar und einheitlich zu gestalten, wurde eine Referenzlinie (gestrichelte rote Linie) erzeugt. Die Referenzlinie stellt die Oberseite der Stege dar. Da diese aber im Vergleich zum CAD-Modell eine starke Oberflächenrauheit aufwies, musste für den entsprechenden Höhenwert ein arithmetischer Mittelwert von Punkten auf den Stegen ermittelt werden. Dafür wurden für jeden Stegbereich im Diagramm 20 äquidistante Linien so platziert, dass sie den Stegbereich schnitten (blaue Punkte in Abbildung 4.5) und sich über diese Schnittpunkte ein gemeinsamer Höhenmittelwert für die Stege errechnen lies. Der gemeinsame Höhenmittelwert entsprach der Referenzlinie. In einem vertikalen Abstand von 100 μm unterhalb der ermittelten Referenzlinie wurde eine Messhilfslinie erzeugt (durchgezogene roten Linie). Die horizontalen Abstände zwischen den Schnittpunkten vom Höhenprofil mit der Messhilfslinie stellen die Abmessungen dar, mit denen eindeutig die Poren- bzw. Stegbreiten ermittelt werden konnten. [183]

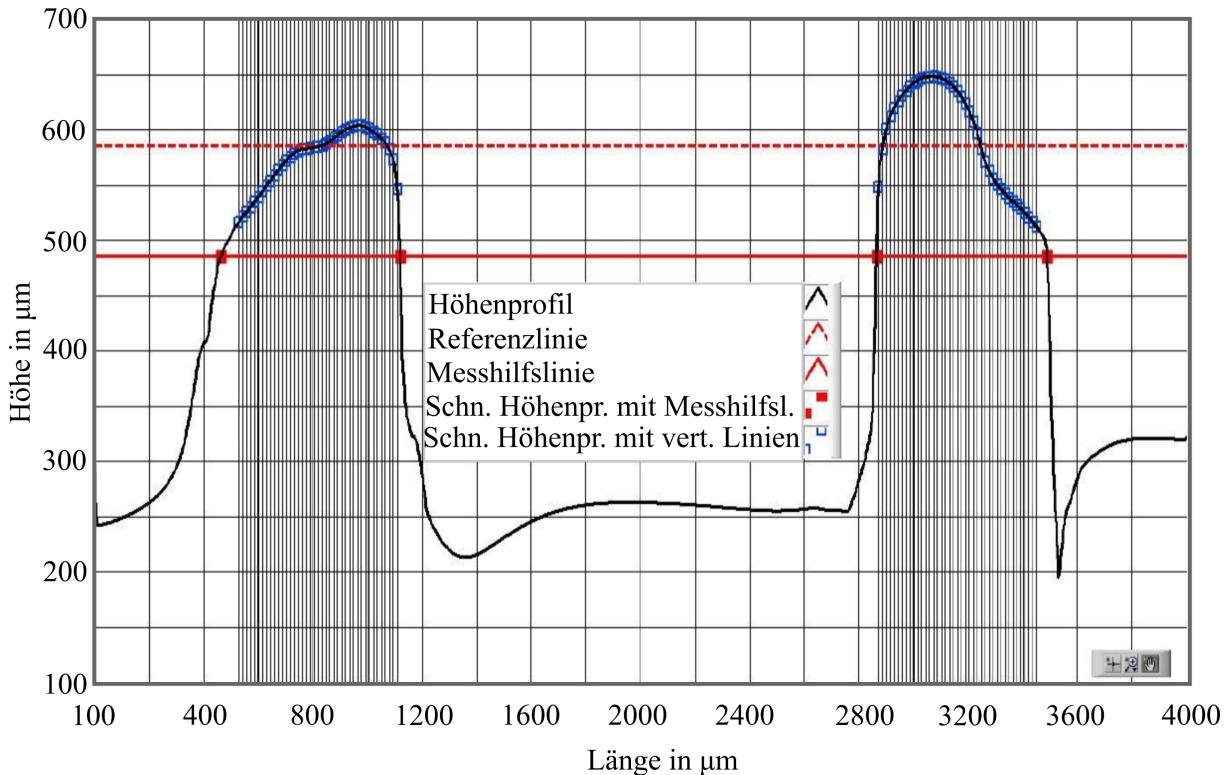


Abbildung 4.5: Automatisierte Auswertung der Höhenprofile zur Bestimmung der Steg- und Porenbreite nach [183]

Sowohl für die Druckproben als auch für die untersuchten Biege- und Torsionsproben ergaben sich überdimensionierte horizontal gebaute Stege, während bei den vertikalen Stegen eine Unterdimensionierung ermittelt wurde. Im Durchschnitt wurde eine relative Abweichungen zwischen der additiv gefertigten Struktur und dem CAD-Modell von -14% bis -24% für die vertikal zur Baurichtung orientierten Stege und 21% bis 27% für die horizontal zur Baurichtung orientierten Stege ermittelt. Weitergehend konnte ein Zusammenhang zwischen der Fertigungsgenauigkeit und der Größe der Steg- bzw. Porenbreiten identifiziert werden. Demnach steigt die Abweichung zwischen 3D-Druck und CAD-Modell mit kleineren und schmaleren Strukturabmaßen [184]. Ausgewählte additiv gefertigte Gitterstrukturen wurde außerdem computertomographisch am *Skyscan 1076* der Firma Bruker (Billerica, MA, USA) untersucht. Die μ CT-Scans wurden bei einem Röhrenstrom von 100 kV sowie einer Röhrenspannung von $100\text{ }\mu\text{A}$ mit Voxelgrößen von bis zu $9\text{ }\mu\text{m}$ erstellt. Um Strahlhärtingartefakte zu reduzieren, wurde ein Aluminiumfilter mit einer Dicke von 1 mm verwendet. Ein akzeptables Signal-zu-Rausch Verhältnis konnte erreicht werden, indem die Proben bei 360° mit je vier Bildern für jeden $0,6^\circ$ Rotationsschritt gescannt wurden. Die Bildrekonstruktion erfolgte mit der zum Scanner zugehörigen Software *NRecon Version 1.6.10.4* unter Anwendung des Feldkamp Algorithmus mit einer Gaussian Glättung von vier sowie einer Strahlhärtingreduzierung von 30% und einer Kreisartefaktreduzierung von 10. Aus den rekonstruierten μ CT Bilddaten wurden mittels *ImageJ* die Stegbreiten exemplarisch für die additiv gefertigten Druckproben ermittelt.

Mit einem relativen Fehler von $-20\% \pm 4,5\%$ für die vertikalen Stege und $22\% \pm 5,2\%$ für die horizontalen Stege liegen sie im Fehlerband der mittels Digitalmikroskop ausgewerteten Abweichung.

4.2.2 Ermittlung der Oberflächenrauheit

Ein Grund für die relativ große Streuung der Stegbreiten liegt in der Oberflächenrauheit der 3D gedruckten Strukturen begründet. Der Natur des 3D-Drucks und im speziell des Elektronenstrahlschmelzverfahrens geschuldet, kommt es an Bauteilkonturen zum Anhaften einzelner beim Druck genutzter Pulverpartikel, wie es exemplarisch in Abbildung 4.6b zu sehen ist. Diese werden beim Druckprozess teilweise angesintert, behalten dadurch ihre ursprüngliche Form und tragen erheblich zur Oberflächenrauheit bei. Aus den lichtmikroskopischen Aufnahmen polierter Probenschliffe (exemplarisch in Abbildung 4.6a) wurde mit dem Open-Source Bildbearbeitungs- und Bildverarbeitungsprogramm *ImageJ* die Oberflächenrauheit der Stege bestimmt. Dafür wurde auf einer definierten Messtrecke l (z.B. die Steglänge) die Höhen- und Tiefenunterschiede der Oberfläche $z(x)$ aufgezeichnet. Der Mittenrauwert R_a ergibt sich dann als arithmetische Mittelwertabweichung des bewerteten Profils. Es ergaben sich folgende Messwerte: vertikaler Steg (v) $55 \pm 13 \mu\text{m}$, horizontaler Steg (H1) $88 \pm 36 \mu\text{m}$, horizontaler Steg (H2) $30 \pm 8 \mu\text{m}$ [185]. Damit entsprechen die Werte denen aus der Literatur [29]. Bedingt durch den Fertigungsprozess ergaben sich für die Ober- und Unterseite der horizontal orientierten Stege (H1 und H2) zwei deutlich unterschiedliche Oberflächenrauheiten. In Übereinstimmung mit der Literatur unterschieden sich diese Rauheiten um das 2-3 fache [29], wobei die größere Rauheit der bauplattennahen Seite entspricht.

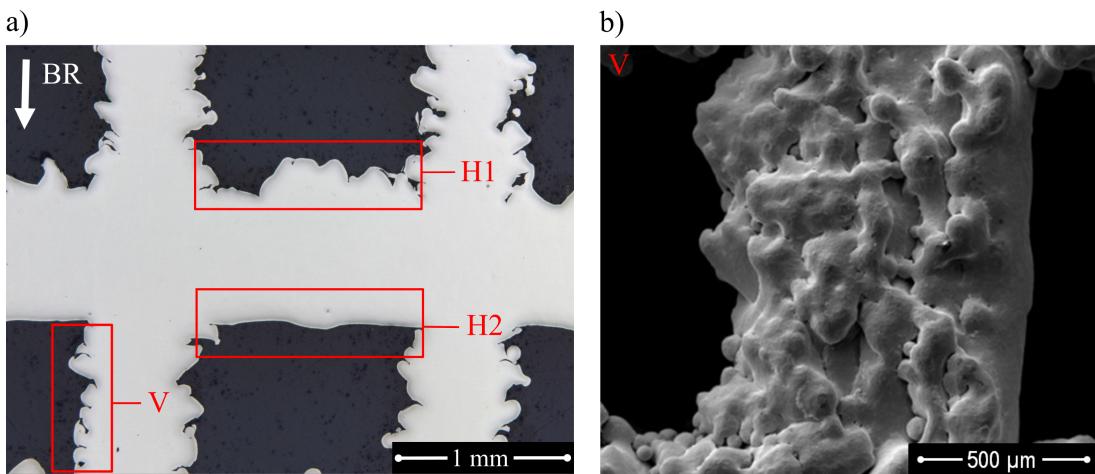


Abbildung 4.6: Charakterisierung der Oberflächenrauheit: a) exemplarisches Schliffbild genutzt zur Bestimmung der Rauheit [185] und b) REM-Aufnahme eines vertikalen Steges, auf der die angesinterten Pulverpartikel zu sehen sind, durch die die Oberflächenrauheit entsteht

4.2.3 Charakterisierung der Mikrostruktur

Zur Charakterisierung der Mikrostruktur der EBM gefertigten TiAl6V4 Gitterstrukturen wurden entsprechende Schliffbilder am *Lehrstuhl für Werkstofftechnik* der Universität Rostock (Ätzmittel: Weck) angefertigt. Hierfür wurden ausgewählte Druckproben metallographisch aufbereitet und die Mikrostruktur einerseits im Vollmaterialbereich und andererseits im Gitterbereich analysiert. Die Dokumentation und Bildaufnahme erfolgte an einem Auflichtmikroskop des Typs *Leica DMI 500 M* der Firma Leica Microsystems (Wetzlar, Deutschland). Das Gefüge im Vollmaterialbereich ist in Abbildung 4.7a in einer Ebene parallel zur Baurichtung und in Abbildung 4.7b in einer Ebene senkrecht zur Baurichtung gegeben. Wie bereits in der Fachliteratur für EBM prozessierte TiAl6V4 Strukturen dargelegt, zeigt sich auch für die in dieser Arbeit untersuchten Proben ein typisches Widmanstätten- und Korbgeflechtgefüge, bestehend aus α - und β -Titan. Die α -Phase entsteht dabei direkt nach der Erstarrung des Schmelzbades während des Abkühlens des Materials auf Prozesstemperaturniveau [185]. Die dargestellten repräsentativen Schliffbilder zeigen, dass die Vollmaterialbereiche der Probe eine Kombination aus diesen beiden Gefügeausprägungen besitzen. Signifikante Unterschiede sind demnach nicht festzustellen, sodass von isotropen Materialeigenschaften im Vollmaterialbereich auszugehen ist.

Innerhalb der Gitterstrukturen weisen die Schliffbilder auf unterschiedliche Mikrostrukturen bei den Stegen hin, siehe Abbildung 4.8a. So zeigen die Gitterstäbe deren Längsachse entlang der Baurichtung verlaufen, Abbildung 4.8b,c; eine Mischung aus einer diffusionslosen martensitischen und einer $\alpha + \beta$ Mikrostruktur. Wohingegen das Schliffbild in Abbildung 4.8a) andeutet, dass in den horizontal ausgerichteten Gitterstäben eine $\alpha + \beta$ Mikrostruktur überwiegt, wie durch den hohen Anteil weißlicher Elemente nach dem Ätzen gefolgt werden kann. [185]

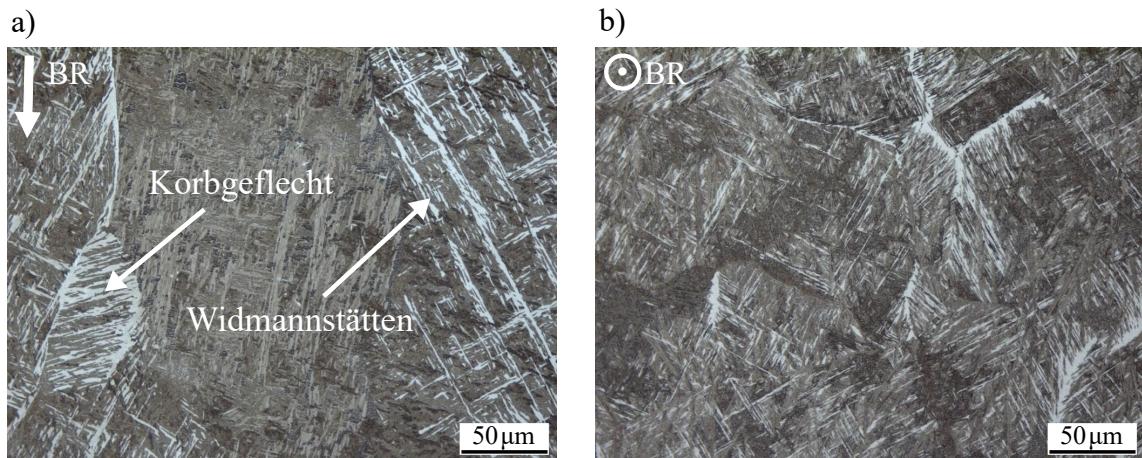


Abbildung 4.7: Repräsentative Schliffbilder aus dem Vollmaterialbereich einer Druckprobe in unterschiedlichen Ebenen [185]: a) parallel und b) senkrecht zur Baurichtung (BR)

Von *Hernández* et al. [186] wurden bereits Unterschiede in der Mikrostruktur zwischen Vollmaterial und Gitterstäbe ausführlich beschrieben. Generell sind aufgrund höherer Abkühlgeschwindigkeiten in den Gitterstäben, bedingt durch eine geringere Masse, feinere α -Lamellen vorzufinden als im Vollmaterialbereich [72]. Da die untersuchten Gitterstäbe mit 600 μm einen noch kleineren Durchmesser besitzen als die von *Hernández* et al. können hier noch höhere Abkühlgeschwindigkeiten erwartet werden. Zusätzlichen berichteten *Tan* et al. [8], dass ab einem Durchmesser kleiner 1 mm α' -Martensit in Gitterstäben vorzufinden sei.

Im Fazit deuten die Schliffbilder an, dass bei den Gitterstäben keine isotropen Materialeigenschaften vorliegen und die Aufbaurichtung der Stege daher zu berücksichtigen ist.

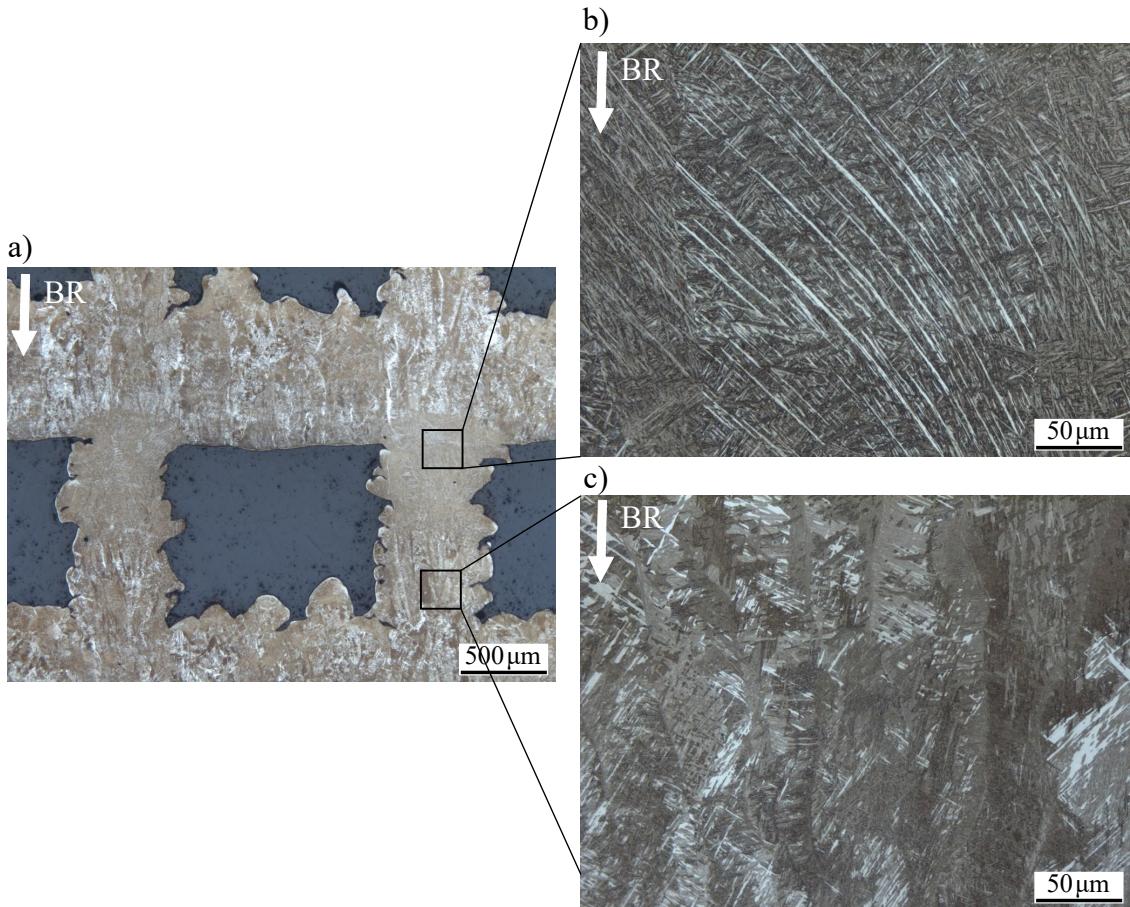


Abbildung 4.8: Schliffbilder der Stege aus einer Ebene parallel zur Baurichtung (BR) mit unterschiedlichen Vergrößerungen [185]

- a) 50-fache Vergrößerung
- b-c) 500-facher Vergrößerung

4.3 Zwischenfazit

In diesem Kapitel wurde die Entwicklung von versuchsspezifischen Probengeometrien bestehend aus kubischen Einheitszellen sowie deren additive Fertigung beschrieben. Die Konstruktion der Proben erfolgte dabei so, dass eine Versuchsdurchführung unter axialer Drucklast, Vierpunktbiegung sowie Torsionslast möglich ist. Die Fertigungsgenauigkeit der additiv gefertigten Proben wurde im Vorfeld der Versuche unter Anwendung lichtmikroskopischer sowie mikro-computertomographischer Analysen charakterisiert.

Für die Ermittlung der Stegbreitenabweichungen wurde eine *LabVIEW*-Routine geschrieben, die eine teil-automatisierte Auswertung auf Grundlage vorhandener lichtmikroskopischer Aufnahmen ermöglicht. Die Analysen zeigen, dass die Streben in den tatsächlich gedruckten Gitterstrukturen, im Vergleich zum dreidimensionalen Ausgangsmodell, je nach Ausrichtung entweder über- oder unterdimensioniert sind. Die Fertigungsabweichung ist dabei mit der Literatur vergleichbar. Die Ergebnisse konnten ebenfalls durch mikro-computertomographische Analysen bestätigt werden. Die im Rahmen dieser Untersuchung ermittelten mittleren Stegbreiten wurden für die Erstellung sogenannter angepasster CAD-Modelle genutzt, mit denen der Einfluss der Fertigungsgenauigkeit in Kapitel 7 numerisch untersucht wird.

Neben der Stegbreitenabweichung wurde die Oberflächenrauheit als Fertigungsabweichung anhand von Schliffbildern charakterisiert. Diese zeigen eine Abhängigkeit von Ort und Lage der Streben, sind aber mit den Literaturangaben vergleichbar.

Für die in dieser Arbeit additiv gefertigten Gitterstrukturen zeigt sich im Allgemeinen ein EBM typisches Widmanstätten- bzw. Korbgeflechtgefüge, bestehend aus α - und β -Titan. Die Untersuchungen zeigen jedoch unterschiedliche Ausprägungen der Mikrostrukturen in Abhängigkeit des Probenortes. So wurden beispielsweise unterschiedliche Mikrostrukturen für die unterschiedlich ausgerichteten Gitterstäbe identifiziert.

5 Experimentelle Untersuchungen zum Grenztragverhalten von Gitterstrukturen

Zur Bewertung der mechanischen Zuverlässigkeit werden in diesem Kapitel die Grenztraguntersuchungen an den in Kapitel 4.1 konstruierten und mittels EBM hergestellten Gitterstrukturen dargestellt. Um ein grundlegendes Verständnis über die mechanischen Eigenschaften und das Strukturverhalten der Strukturen zu erlangen, erfolgten experimentelle Untersuchungen hinsichtlich der Belastungsarten Druck, Biegung und Torsion. Neben den Untersuchungen zum Strukturverhalten lag der Fokus auf der Identifizierung der Struktur-Eigenschafts-Beziehungen. Hierzu wurde der Einfluss strukturbestimmender Parameter, wie relative Dichte und Stegbreite, auf die mechanischen Eigenschaften untersucht. Aus diesem Grund umfasst das Versuchsprogramm, in Tabelle 5.1, insgesamt elf verschiedene Gitterdesignvarianten, deren Testungen in unterschiedlichen Experimenten erfolgten.

Tabelle 5.1: Allgemeine Übersicht der durchgeführten quasi-statischen Versuche in Abhängigkeit der Gitterdesignvarianten

Belastung	Gitterdesign / Bezeichnung										
	G-03	G-03	G-03	G-03	G-04	G-04	G-04	G-05	G-05	G-05	G-05
	-125	-216	-343	-512	-216	-343	-512	-125	-216	-343	-512
Druck	5	9		12	4			5	9		5
Biegung		5	5	5	5	5			5	5	5
Torsion		3			3				3		

Die Herausforderung bei der Realisierung der Experimente ist, dass keine Normen oder Standards für quasi-statische Versuche an additiv gefertigten Gitterstrukturen vorliegen. Es existiert lediglich die ISO 13314 als Norm zur Durchführung von quasi-statischen Druckversuchen an porösen und zellulären Metallen [180], die jedoch nicht für additiv gefertigte Strukturen gilt, weshalb sie nur als Empfehlung angesehen werden kann. Aus diesem Grund werden nachfolgend zunächst die Versuchsdurchführungen und -auswertungen für die drei Belastungsfälle erläutert, bevor die Darstellung der Ergebnisse folgt.

Die Charakterisierung des Strukturverhaltens und insbesondere des Verformungsverhaltens erfolgte für alle drei Belastungsarten mittels DIC. Zu diesem Zweck wurden ausgewählte Probenoberflächen der Gitterstrukturen vor Versuchsbeginn mit einem Specklemuster versehen. Die Aufnahme des Verformungsverhaltens erfolgte *in-situ* über mindestens eine Laborkamera mit 12 Megapixel und einer Aufnahmefrequenz von 4 Hz.

Die anschließende DIC-Bildauswertung wurde mit der Software *Vic-2D Version 6.0.6* der Firma Correlated Solutions (Irmo, SC, USA) unter Anwendung einer Subset-Größe zwischen 29×29 Pixel und 35×35 Pixel sowie einer Subset-Schrittweite von sieben vorgenommen. Die Subset-Größe wurde so gewählt, dass mindestens vier Subsets auf einem Gitterstab in der Breite nebeneinander passen, was eine Vergleichbarkeit der DIC-Daten mit der nachfolgenden Finite-Elemente-Analyse in Kapitel 7 ermöglicht.

5.1 Mechanisches Verhalten unter axialem Drucklast

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden quasi-statische Druckversuche an drei verschiedenen Untersuchungsgruppen durchgeführt, mit dem Ziel unterschiedliche Einflussfaktoren zu ermitteln. Hauptaugenmerk lag in den ersten beiden Untersuchungsgruppen auf dem Zusammenhang zwischen der relativen Dichte bzw. der Stegbreite und dem mechanischen Verhalten [187], während in der dritten Untersuchungsgruppe der Fertigungseinfluss im Mittelpunkt stand [185].

5.1.1 Versuchsdurchführung und Auswertung

Der Versuchsplan der quasi-statischen Druckversuche ist in Tabelle 5.2 für die drei Untersuchungsgruppen zusammengefasst. In Anlehnung an die vorhandene Norm wurden mindestens drei Proben je Versuchsart getestet. Hinsichtlich der Spalte *Versuch* beschreibt *Druckversuch komplett* einen normgerechten Druckversuch, deren Vorgehensweise im folgenden Abschnitt beschrieben wird. Im Gegensatz dazu wird beim *Druckversuch bis zum 1. Versagen* das Experiment unmittelbar nach dem Abfall des ersten Kraft- bzw. Spannungsmaximums gestoppt und die Proben computertomographisch untersucht [187]. In der Untersuchungsgruppe drei kennzeichnet der Stern, *, eine Probenreihe, bei denen die Proben extern an einer anderen EBM-Anlage gefertigt wurden. Dabei wurden dieselbe Prozessparameter und Einstellungen verwendet, wie im Abschnitt 4.1.3 beschrieben. Für weitere Details sei an dieser Stelle auf die Veröffentlichung [185] verwiesen.

Tabelle 5.2: Versuchsplan der quasi-statischen Druckversuche

Gitter- design	rel. Dichte mm/mm	S_b mm	P_b mm	Zell.zahl gesamt	Proben	Versuch
Untersuchungsgruppe 1; Einflussfaktor: relative Dichte						
G-03-216	0,3	0,78	1,59	216	4	Druck komplett
G-04-216	0,4	0,925	1,42	216	4	Druck komplett
G-05-216	0,5	1,08	1,24	216	4	Druck komplett
Untersuchungsgruppe 2; Einflussfaktoren: relative Dichte und Stegbreite						
G-03-512	0,3	0,6	1,2	512	3	Druck komplett
					2	Druck bis 1. Versagen
G-03-216	0,3	0,78	1,59	216	3	Druck komplett
					2	Druck bis 1. Versagen
G-03-125	0,3	0,9	1,92	125	3	Druck komplett
					2	Druck bis 1. Versagen
G-05-512	0,5	0,84	0,93	512	3	Druck komplett
					2	Druck bis 1. Versagen
G-05-216	0,5	1,08	1,24	216	3	Druck komplett
					2	Druck bis 1. Versagen
G-05-125	0,5	1,2	1,52	512	3	Druck komplett
					2	Druck bis 1. Versagen
Untersuchungsgruppe 3; Einflussfaktor: Fertigung						
G-03-512	0,3	0,6	1,2	512	3	Druck komplett
					2	Druck bis 1. Versagen
G-03-512*	0,3	0,6	1,2	512	5	Druck komplett
					2	Druck bis 1. Versagen

* Probenfertigung an einer anderen EBM-Anlage, siehe [185]

Die quasi-statischen Druckversuche erfolgten an der servohydraulischen *MTS 100 kN Landmark 370.10* Prüfmaschine weggesteuert mit einer Prüfgeschwindigkeit von 0,015 mm/s. Die Aufnahme des Verformungsverhaltens erfolgte bei allen Versuchen über die DIC. Dazu wurden die Proben mit einer Lichtquelle vollflächig ausgeleuchtet und die Fotos frontal aufgenommen. Der Prüfaufbau, inklusive DIC und Thermografiekamera, ist in Abbildung 5.1 gegeben. Die Thermografiekamera wird zur Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens genutzt.

Für die quasi-statischen Druckversuche wurden die Proben mittig auf der unteren Druckplatte ausgerichtet und mit einer Vorlast von 100 N belastet. Anschließend erfolgte eine axiale Kompression um 9 mm, wodurch eine Probenstauchung um mindestens 50 % realisiert wurde (*Druckversuch komplett*). Parallel wurden die Zeit, der Verfahrweg und die Kraft aufgezeichnet.

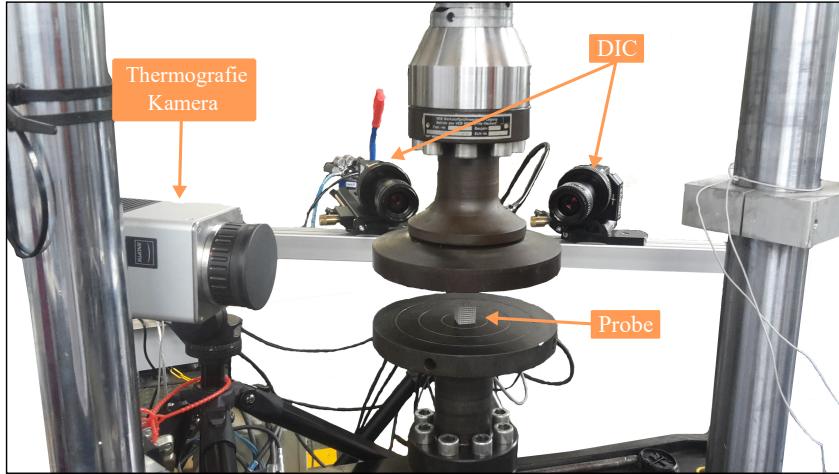


Abbildung 5.1: Additiv gefertigte Gitterstruktur in der Druckprüfung an der servohydraulischen *MTS 100kN Landmark 370.10* Prüfmaschine unter Anwendung der digitalen Bildkorrelationstechnik (DIC) sowie einer Thermografiekamera

Zur Versuchsauswertung wurden die Messdaten in einem Spannungs-Dehnungsdiagramm dargestellt. Hierzu wurden die Spannungen aus den aufgezeichneten Kraftwerten sowie dem initialen Probenquerschnitt, der als solide CAD-Querschnittsfläche angenommen wurde, berechnet. Die Berechnung der Dehnung erfolgte entsprechend der initialen Probenhöhe aus dem aufgezeichneten Verfahrweg sowie unter Berücksichtigung der Maschinensteifigkeit. Die Maschinensteifigkeit wurde in einem Vorversuch als lineare Funktion der Kraft-Verschiebungsdaten ermittelt und anschließend aus den Versuchsdaten der Gitterstrukturen herausgerechnet. Für eine Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse wurden die Rohdaten der Untersuchungsgruppen zwei und drei im Rahmen der vorliegenden Arbeit, abweichend zu deren Veröffentlichungen in [187] und [185], unter Berücksichtigung der soliden CAD-Querschnittsflächen sowie der Maschinensteifigkeit ausgewertet.

Aus den Druckspannungs-Dehnungskurven wurden unter anderem der Gradient im linear-elastischen Bereich, die Offsetspannung bei 0,2 % Dehnung, die Druckfestigkeit sowie die Plateauspannung als mechanische Kenngrößen nach der ISO Norm [180] bestimmt, Abbildung 5.2. Zur Bestimmung des Gradienten im linear-elastischen Bereich beschreibt die Norm zwei verschiedene Vorgehensweisen. In der ersten Variante wird der sogenannte *quasi-elastische Gradient* aus der Steigung der Geraden innerhalb des linearen Verformungsbereichs am Anfang der Druckspannungs-Dehnungskurve ermittelt (siehe E_1^* in Abbildung 5.2). In der zweiten Variante beschreibt der *elastische Gradient* (E_2^*) die Steigung im linear-elastischen Bereich, die bei elastischer Belastung und Entlastung zwischen den Plateauspannungen σ_{p70} und σ_{p20} resultiert. Im Detail beschreibt der *elastische Gradient* die Sekantenlinie, die sich aus der Hystereseschleife ergibt, die beim Entlasten und anschließendem Belasten zwischen 70 % und 20 % der Plateauspannung folgt [180]. Während der *quasi-elastische Gradient* bei den Untersuchungsgruppe zwei und drei bestimmt wurde, erfolgte in der Untersuchungsgruppe eins die Bestimmung des *elastischen Gradienten*.

Dies ermöglicht einen Vergleich der in der Norm beschriebenen Varianten. Aus diesem Grund wurde im Rahmen der Untersuchungsgruppe eins zunächst die Plateauspannung für jede Gitterdesignvariante sowie die Grenzen σ_{p70} und σ_{p20} in einem Vorversuch ermittelt. Im anschließenden Versuch wurde zunächst die Hystereseschleife zwischen σ_{p70} und σ_{p20} durchlaufen, bevor die Proben bis zu einer axialen Kompression von 9 mm zerdrückt wurden. Die Plateauspannung beschreibt den arithmetischen Mittelwert der Spannungen in einem Dehnungsbereich zwischen 20 % und 40 %. Sofern die Probenverdichtung bereits vor 40 % Dehnung einsetzt, wird die Plateauspannung lediglich bis zu einer Dehnung von 30 % ausgewertet.

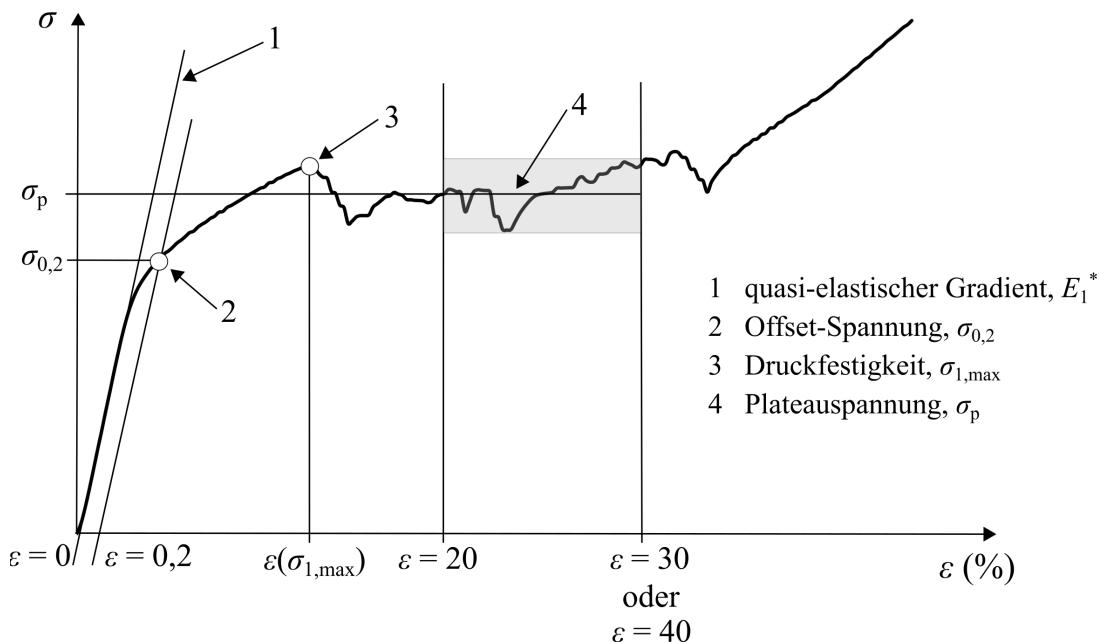


Abbildung 5.2: Exemplarische Darstellung zur Bestimmung der mechanischen Druckkennwerte nach ISO 13314 [180] am Beispiel einer G-05 Gitterstruktur

5.1.2 Einflussgrößen auf die quasi-statischen Druckeigenschaften

Die ermittelten Druckkennwerte sind für die untersuchten Gitterdesignvarianten in Tabelle 5.3 zusammengefasst. Dabei fällt auf, dass sich die Kennwerte teilweise deutlich unterscheiden. Dennoch liegen die ermittelten Parameter in dem Bereich des kortikalen Knochens eines menschlichen Femurs, was sie für eine Anwendung im biomedizinischen Kontext prädestiniert. So werden in *Geetha et al.* [188] und *Kaur et al.* [189] Elastizitätsmodule von 4 bis 30 GPa für den kortikalen Knochen des Femurs angegeben. Weitergehend liegen die Druckfestigkeiten bei ca. 190 MPa [190] und die Dehngrenzen von kortikalem Knochen bei 150 MPa [191].

Tabelle 5.3: Quasi-statische Druckkennwerte in Abhängigkeit der relativen Dichte

Design	rel. Dichte	$\sigma_{1,\max}$, MPa	$\sigma_{0,2}$, MPa	σ_p , MPa	$E_{1,2}^*$, GPa	$\varepsilon(\sigma_{1,\max})$, %
G-03-512 ²	0,3	92,9 \pm 0,4	74,7 \pm 1,7	60,2 \pm 11,0	6,3 \pm 0,3	5,3 \pm 0,7
G-03-512 ³	0,3	113,1 \pm 2,6	94,6 \pm 6,7	93,8 \pm 4,1	5,7 \pm 2,0	7,3 \pm 0,3
G-03-216 ²	0,3	96,9 \pm 1,0	80,8 \pm 2,3	50,4 \pm 2,8	7,3 \pm 0,9	5,7 \pm 0,1
G-03-216 ¹	0,3	96,1 \pm 0,4	84,7 \pm 0,5	48,7 \pm 4,5	7,8 \pm 0,3	4,5 \pm 0,3
G-03-125 ²	0,3	96,1 \pm 1,1	87,4 \pm 0,8	41,4 \pm 3,2	7,3 \pm 0,6	5,0 \pm 0,3
G-04-216 ¹	0,4	165,4 \pm 1,8	138,6 \pm 1,4	103,2 \pm 14,2	13,0 \pm 0,2	6,1 \pm 0,5
G-05-512 ²	0,5	253,0 \pm 12,1	193,5 \pm 16,4	337,6 \pm 3,0	9,6 \pm 3,2	8,2 \pm 1,8
G-05-216 ²	0,5	279,6 \pm 5,7	199,5 \pm 3,0	312,0 \pm 14,6	15,2 \pm 0,8	7,8 \pm 0,6
G-05-216 ¹	0,5	276,0 \pm 6,3	228,7 \pm 1,1	349,5 \pm 13,1	19,8 \pm 0,2	7,0 \pm 1,2
G-05-125 ²	0,5	249,1 \pm 6,9	187,1 \pm 3,5	221,7 \pm 11,9	15,7 \pm 0,6	6,8 \pm 1,4

¹ Ergebnisse der Untersuchungsgruppe 1² Ergebnisse der Untersuchungsgruppe 2³ Ergebnisse der Untersuchungsgruppe 3

Einfluss struktureller Eigenschaften

Zur Veranschaulichung der ermittelten Druckkennwerte sind die Ergebnisse der Untersuchungsgruppen eins und zwei in Abbildung 5.3 dargestellt. Anhand der Balkendiagramme fällt der Einfluss der relativen Dichte in der Untersuchungsgruppe eins, Abbildung 5.3a, unmittelbar auf. Demnach sinken alle quasi-statischen Druckeigenschaften mit abnehmender relativer Dichte. Dabei ist zu betonen, dass in dieser Untersuchungsgruppe jeweils nur eine Designvariante je relative Dichtegruppe untersucht wurde. Im Gegensatz dazu verfügt Untersuchungsgruppe zwei über jeweils drei Vertreter (Gitterdesignvarianten) je relative Dichtegruppe. Untersucht wurden die relativen Dichten 0,3 und 0,5. Die Ergebnisse der relativen Dichtegruppe 0,3 sind in grünen Farbtönen und der relativen Dichtegruppe 0,5 in blauen Farbtönen in Abbildung 5.3b dargestellt. Ebenso wie bei der Untersuchungsgruppe eins sinken die ermittelten Kennwerte mit abnehmender relativer Dichte. Doch innerhalb der relativen Dichtegruppen zeigt sich für ausgewählte Druckeigenschaften zusätzlich eine Abhängigkeit von der Stegbreite. So ist in Abbildung 5.4b ein Absinken der Plateauspannung sowie der Dehnung bei Druckfestigkeit mit abnehmender relativer Dichte, sowie innerhalb einer relativen Dichtegruppe, mit zunehmender Stegbreite ersichtlich. Besonders auffällig ist der Einfluss der Stegbreite auf den linear-elastischen Gradienten. Während der Gradient mit abnehmender relativer Dichte sinkt, steigt er innerhalb einer relativen Dichtegruppe mit zunehmender Stegbreite. Dies impliziert eine Abhängigkeit sowohl von der relativen Dichte, als auch von der Stegbreite.

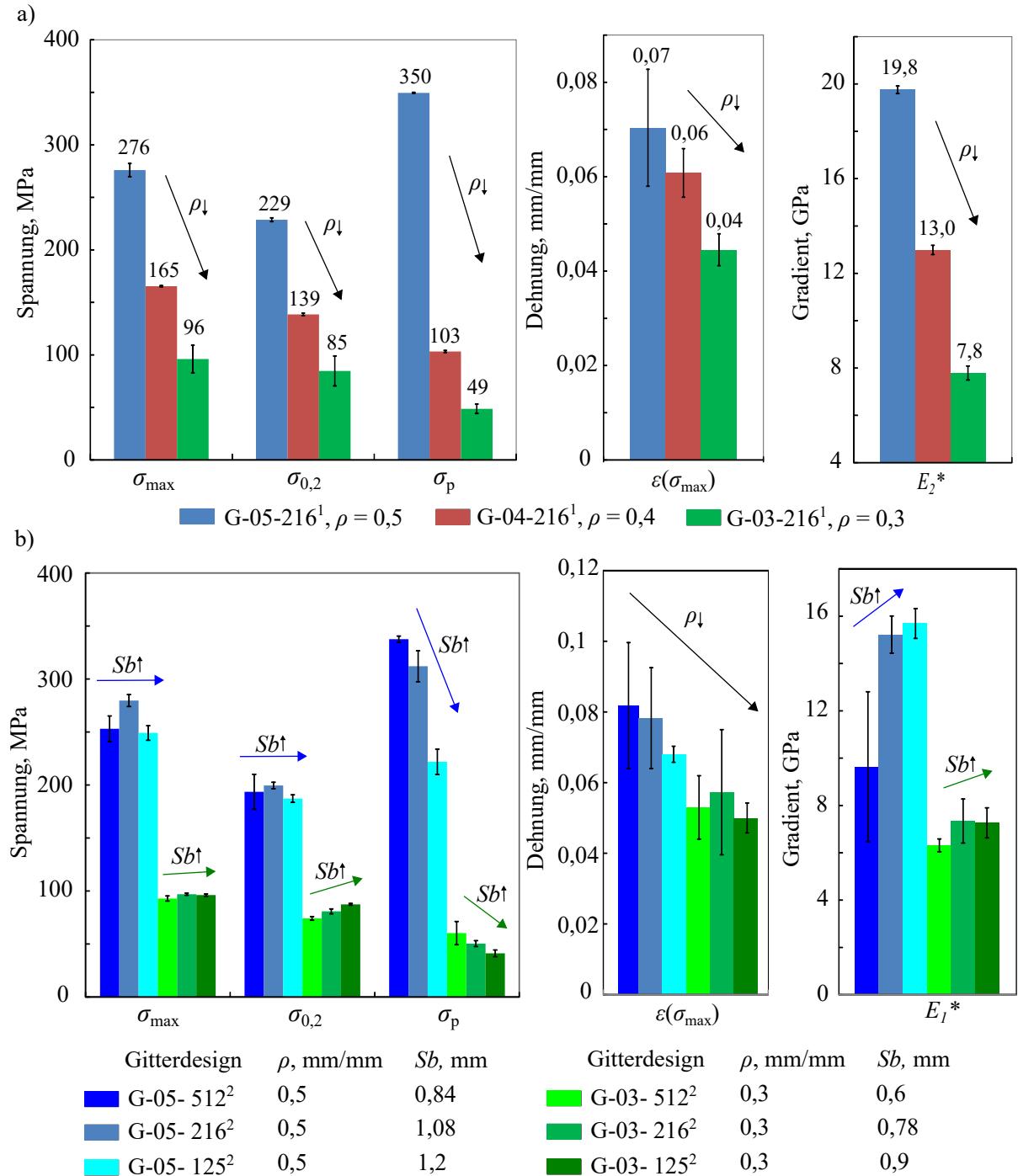


Abbildung 5.3: Druckeigenschaften EBM TiAl6V4 Gitterstrukturen für die Untersuchungsgruppe a) eins und b) zwei

Grundsätzlich ist aus Kapitel 2 bereits bekannt, dass die Druckeigenschaften in Abhängigkeit der relativen Dichte durch das GA-Modell analytisch beschrieben werden können. In der Originalform beschreibt das GA-Modell eine Abhängigkeit der *relativen* Druckkennwerte von der relativen Dichte.

Da im Rahmen dieser Arbeit keine Druckkennwerte an EBM gefertigten soliden Rundproben bestimmt wurden, werden stattdessen die *absoluten* Kennwerte in die analytische Gleichung eingesetzt. Somit ergibt sich für die zwei bedeutendsten Druckeigenschaften folgende Abhängigkeiten:

$$\sigma_{1,max} = C \cdot \rho^m \quad \text{max. Druckfestigkeit} \quad (5.1)$$

$$E^* = C \cdot \rho^n \quad \text{spezifische Steifigkeit} \quad (5.2)$$

Aus der analytischen Approximationen der Versuchsergebnisse aus Untersuchungsgruppe eins mit Gleichung 5.1 und 5.2 geht hervor, dass sowohl die Abhängigkeit der Druckfestigkeit als auch der spezifischen Steifigkeit von der relativen Dichte sehr gut mit dem adaptierten GA-Modell abgebildet werden kann, Abbildung 5.4a. Dabei ergeben sich Exponenten von $m = 2,03$ für die Druckfestigkeit und $n = 1,8$ für den elastischen Gradienten, die sich unmittelbar in die Literaturdaten einfügen [12, 53]. Werden jedoch die Gitterdesignvarianten innerhalb einer relativen Dichtegruppe variiert, gelten die analytischen Modelle nur noch bedingt, was in Abbildung 5.4b zu sehen ist. Während für die Druckfestigkeit in Untersuchungsgruppe zwei ein vergleichbarer Exponent, wie in der ersten Untersuchungsgruppe resultiert und damit Einflüsse weiterer struktureller Eigenschaften vernachlässigbar sind, kann die Abhängigkeit des quasi-elastischen Gradienten von der relativen Dichte nur mit einem Korrelationskoeffizienten von $R^2 = 0,75$ approximiert werden. Eine bessere Beschreibung des quasi-elastischen Gradienten liefert in diesem Zusammenhang die Gleichung

$$E^* = C \cdot \left(\frac{Sb}{\rho}\right)^n \quad (5.3)$$

die in Analogie zum GA-Modell in Gleichung 5.2 durch die Stegbreite, Sb , erweitert wurde [187]. Dabei ergibt sich eine gute Approximation des quasi-elastischen Gradienten aus Untersuchungsgruppe zwei mit einem Korrelationskoeffizienten von $R^2 = 0,92$, Abbildung 5.4c.

Neben der relativen Dichte führte *Großmann* [68], das Aspektverhältnis, Einheitszellengröße zu Stegbreite, zur Auslegung sowie zur Beschreibung der mechanischen Eigenschaften von Gitterstrukturen ein. Die in diesem Kapitel ermittelten Ergebnisse zeigen allerdings eine bessere Abbildung unter Berücksichtigung der Stegbreite mit Gleichung 5.3, als mit dem von *Großmann* vorgeschlagenem Verhältnis. Des Weiteren geht aus den Untersuchungsergebnissen in Tabelle 5.3 hervor, dass der linear-elastische Gradient mit dem quasi-elastischen Gradienten zumindest für die relative Dichtegruppe 0,3 vergleichbar ist. So ergab sich für die Gitterdesignvariante G-03-216 ein relativer Fehler von nur 6,4 %, wobei die Abweichung innerhalb der Streuung liegt. Die Abweichung innerhalb der relativen Dichtegruppe 0,5 liegt hingegen bei 23 %. Ein Vergleich der im Rahmen der Be- und Entlastung aufgebrachten Spannungen mit den Offsetspannungen zeigt, dass die 70 %-ige Plateauspannung bei der relativen Dichtegruppe 0,5 mit ca. 245 MPa die Offsetspannung von ca. 229 MPa übersteigt, was bei der relativen Dichtegruppe 0,3 ($\sigma_{p70} = 34$ MPa) nicht der Fall ist. Somit könnte die erste Hystereseschleife eine Plastifizierung in der Struktur hervorgerufen haben, die für den anschließend höheren Gradienten verantwortlich ist.

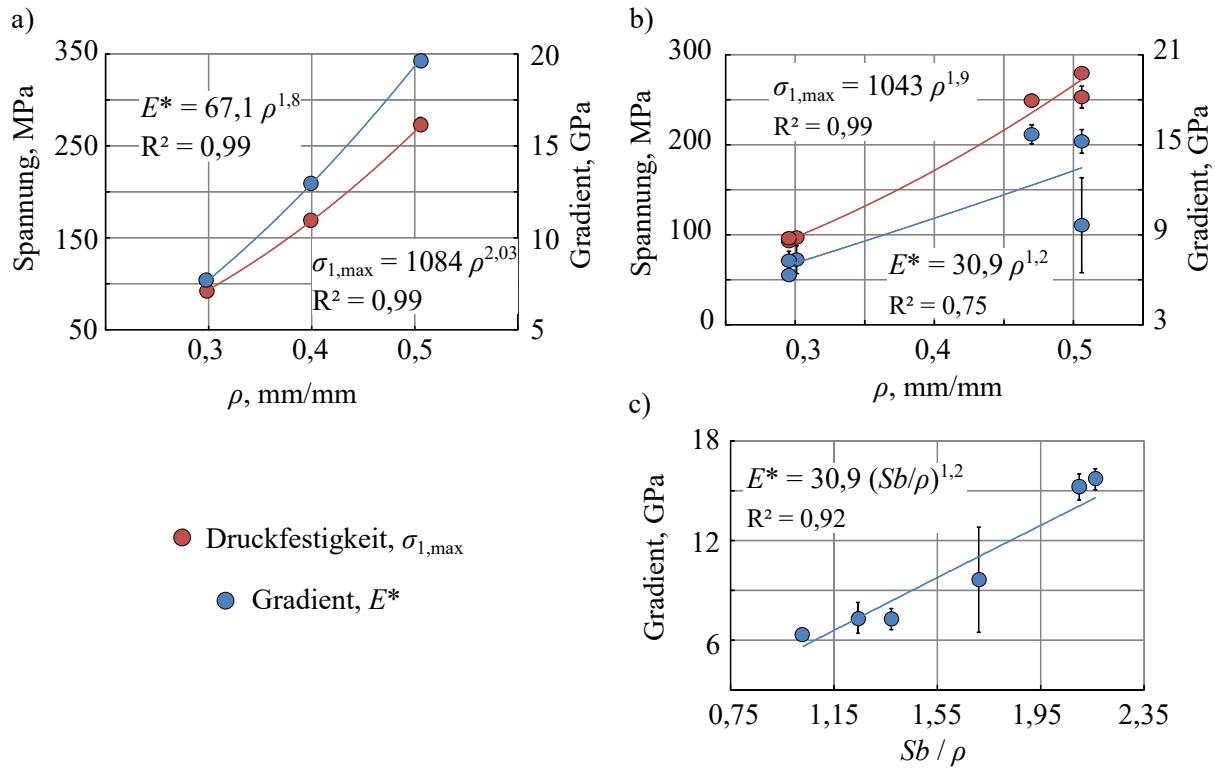


Abbildung 5.4: Einfluss struktureller Eigenschaften auf die Druckeigenschaften EBM TiAl6V4 Gitterstrukturen: a) analytische Approximationen der Versuchsergebnisse aus Untersuchungsgruppe eins mit dem adaptierten GA-Modell, b) analytische Approximationen der Versuchsergebnisse aus Untersuchungsgruppe zwei mit dem adaptierten GA-Modell und c) analytische Approximation des elastischen Gradienten aus Untersuchungsgruppe zwei unter Berücksichtigung der relativen Dichte und der Stegbreite

Einfluss der Fertigung

Ein weiterer Einflussfaktor auf die quasi-statischen Druckeigenschaften stellt die Fertigung der Gitterstrukturen dar, wie es bereits in Radlof et al. [185] gezeigt wurde. In dieser Studie wurden Gitterstrukturen untersucht, die dasselbe Design hatten und mit demselben Fertigungsverfahren, denselben Prozessparametern sowie demselben Ausgangsmaterial hergestellt wurden. Einziger Unterschied war die verwendete Fertigungsmaschine. Wie die Ergebnisse in Abbildung 5.5 zeigen, resultieren unterschiedliche Festigkeiten bei nahezu gleichen quasi-elastischen Gradienten. Aus den morphologischen Untersuchungen geht hervor, dass unterschiedliche Fertigungen zu unterschiedlichen fertigungsbedingten Imperfektionen, d.h. unterschiedlichen Mikrostrukturen und Stegbreitenabweichungen, führen. Als wesentlichster Einflussfaktor wurde dabei die Stegbreitenabweichung identifiziert [185].

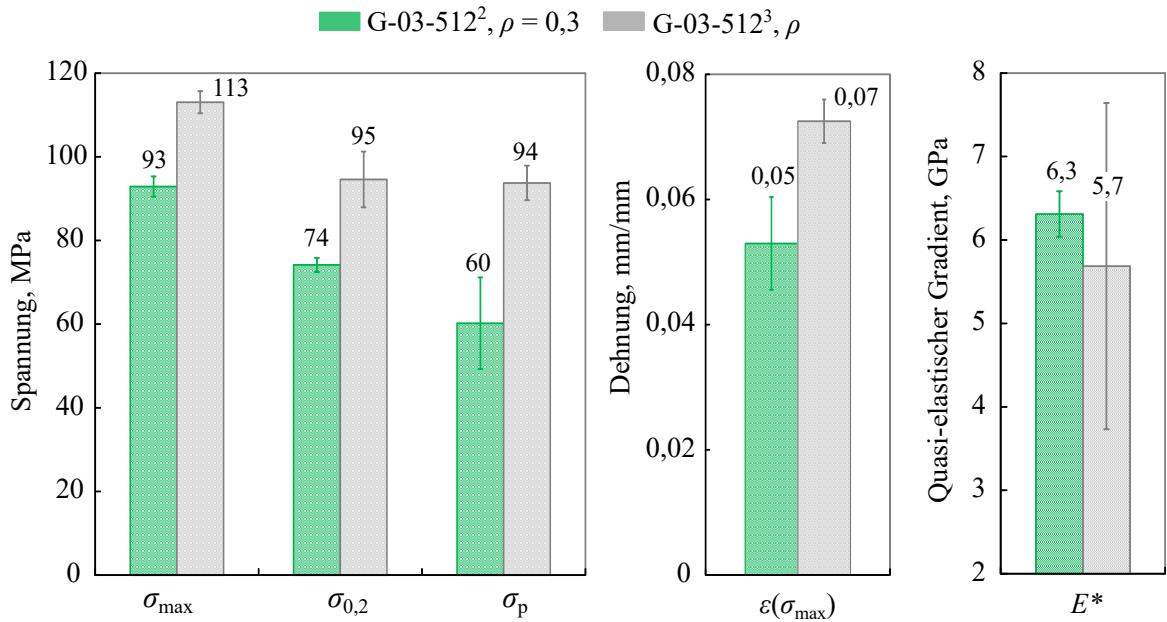


Abbildung 5.5: Einfluss der Fertigung auf die Druckeigenschaften nach [185]

5.1.3 Einflussgrößen auf das Verformungs- und Schädigungsverhalten

Das Verformungsverhalten der druckbelasteten Gitterstrukturen ist in Abbildung 5.6 für die Untersuchungsgruppen eins und zwei dargestellt. Während Abbildung 5.6a die Mittelwertkurven mit dem Streuband der Versuchsergebnisse der Gruppe eins zeigt, sind in Abbildung 5.6b der Übersichtlichkeit halber die Mittelwertkurven ohne Streuband der Gitterstrukturen aus Gruppe zwei dargestellt. Der Einfluss der relativen Dichte auf das globale Verformungsverhalten fällt in beiden Untersuchungsgruppen unmittelbar auf. So zeigen die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,3 und 0,4, entsprechend der Klassifikation nach *Gibson* und *Ashby* [34, 61], ein typisch dehnungsdominiertes Verhalten. Die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 zeigen jedoch eine größere Übereinstimmung mit dem biegedominierten Verhalten. Deutlich wird dies an drei charakteristischen Stellen im Druckspannungs-Dehnungsdiagramm, primär in Abbildung 5.6a. Erstens: im Spannungsabfall nach dem ersten lokalen Maximum, der für die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,3 und 0,4 deutlich ausgeprägter ist, als für die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5. Zweitens: im Plateaubereich, in dem die Oszillation bzw. Spannungsamplitude mit steigender relativer Dichte abnimmt. Drittens: zum Zeitpunkt der Probenverdichtung, der bei den Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 bereits bei ca. 25 % Dehnung beginnt und bei den Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,3 und 0,4 erst bei ca. 45 % bzw. 50 % Dehnung. Der Wechsel zwischen dehnungsdominiertem und biegedominiertem Verformungsverhalten bei druckbelasteten Gitterstrukturen lässt sich typischerweise durch unterschiedliche Einheitszellendesigns begründen [34, 61]. Da dies hier nicht der Fall ist, wird vermutet, dass der Wechsel auf lokale Effekte zurückzuführen ist.

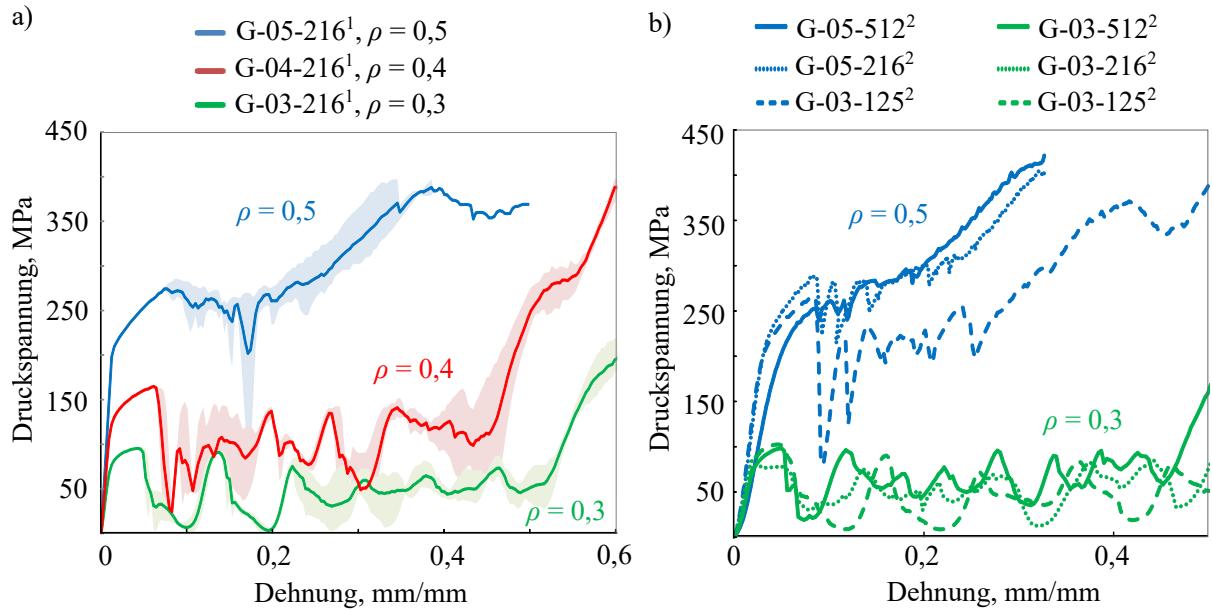


Abbildung 5.6: Einflussgrößen auf das Druckspannungs-Dehnungsverhalten für Gitterstrukturen mit unterschiedlicher relativer Dichte

- a) Ergebnisse der Untersuchungsgruppe eins: Druckspannungs-Dehnungskurven als Mittelwertkurven mit Streuband
- b) Ergebnisse der Untersuchungsgruppe zwei: Mittelwertkurven der Übersichtlichkeit halber ohne Streuband

Auch wenn die in der vorliegenden Arbeit untersuchten Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 eine vorrangig biegedominierte Druckspannungs-Dehnungskurve zeigen, liegt kein reines biegedominiertes Verhalten vor. Denn abweichend zu der GA-Vorhersage (vgl. Abbildung 2.3b) sind die experimentellen Kurvenverläufe durch Spannungsausschläge im Plateaubereich gekennzeichnet. Besonders auffällig ist dies bei den Versuchsergebnissen der Untersuchungsgruppe zwei (blaue Kurven in Abbildung 5.6b).

Des Weiteren steigen die Amplituden der Spannungsausschläge im Plateaubereich innerhalb einer relativen Dichtegruppe mit zunehmender Stegbreite. Dies zeigt sich sowohl für die relative Dichtegruppe 0,5 als auch 0,3. Wie nachfolgend noch genauer beschrieben wird, resultieren die Spannungsausschläge aus dem Versagen einer kompletten Stegreihe. Gitterstrukturen mit zunehmender Stegbreite verfügen designbedingt über größere Einheitszellen (siehe Tabelle 5.2). Der Geometrie der untersuchten Gitterstrukturen geschuldet, entspricht die Höhe einer Stegreihe exakt der Höhe einer Einheitszelle. Steigt demnach die Einheitszellenhöhe, erhöht sich der Weg und damit die Zeit, bis eine versagte Stegreihe mit der darunterliegenden Reihe in Kontakt tritt. Als Folge resultieren in den Druckspannungs-Dehnungskurven höhere Spannungsamplituden für Gitterstrukturen mit zunehmender Einheitszellengröße.

Die Charakterisierung des Schädigungsverhaltens erfolgte unter Anwendung der DIC. Hierbei wurden digitale Bilder von den Gitterstrukturen über deren Versuchsdauer aufgenommen, die dem zugehörigen Punkt auf der Druckspannungs-Dehnungskurve zugeordnet werden können.

Abbildung 5.7 zeigt exemplarisch die charakteristischen Verformungszustände (1. Versagen, weiteres Versagen, Verdichtung) einer druckbelasteten Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3, die deren Schädigungsverhalten beschreiben. Nach Erreichen der Druckfestigkeit kommt es zu einem abrupten Spannungsabfall, der aus dem Versagen einer kompletten Stegreihe resultiert, Abbildung 5.7 - 1. Versagen. Bei fortschreitender Belastung folgen weitere Spannungsausschläge, bedingt durch das Versagen weiterer Stegreihen, bis zur kompletten Verdichtung der Druckprobe, Abbildung 5.7 - weiteres Versagen und Verdichtung. Dieses Versagen wird als Schicht-für-Schicht-Versagen bezeichnet und wurde bereits mehrfach für druckbelastete kubische Gitterstrukturen identifiziert [53, 112, 187].

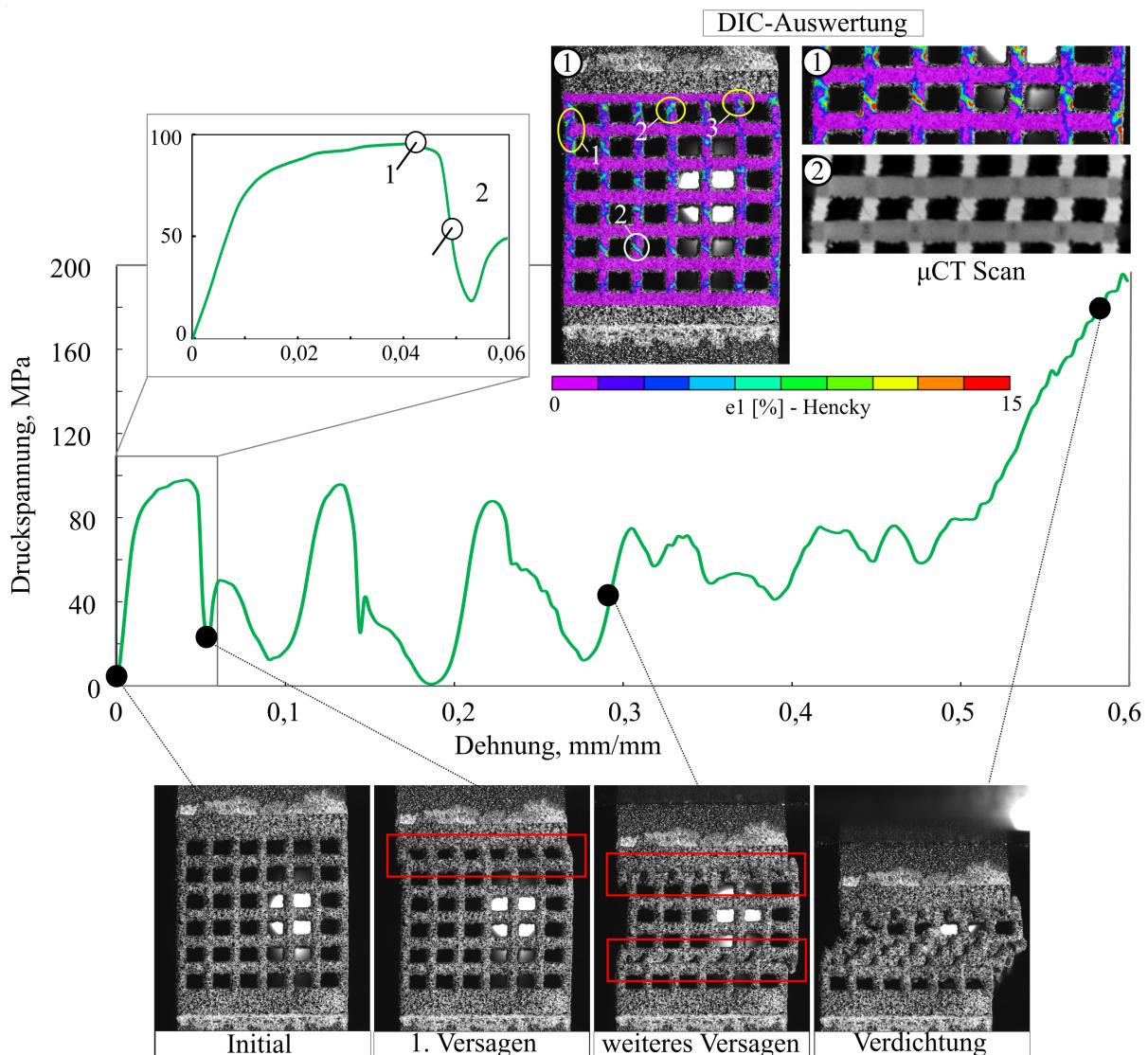


Abbildung 5.7: Darstellung des Verformungs- und lokalen Schädigungsverhaltens exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3 unter Drucklast

Zur Charakterisierung des lokalen Schädigungsverhaltens erfolgte eine Auswertung der aufgenommenen Bilder mithilfe der DIC-Analyse. Im Detail erlauben die so unmittelbar vor bzw. nach Eintritt des Schichtversagens berechneten lokalen Dehnungsfelder auf der Probenoberfläche eine Beurteilung der vorliegenden Versagensmechanismen. Wie in Abbildung 5.7 dargestellt, sind Dehnungshotspots unmittelbar vor Eintritt des ersten Versagens ausschließlich auf den vertikal orientierten Stegen erkennbar (gelbe Kreise). Im Detail sind drei verschiedene Arten der Dehnungsverteilungen an einem Steg ersichtlich. Erstens: an den Eckstegen, vorrangig im 45 Grad Winkel am Übergang zwischen den vertikalen und den horizontalen Stegen (1), Zweitens: an den Mittenstegen, im 45 Grad Winkel über die gesamte Längsachse eines vertikalen Steges (2) und Drittens: an den Mittenstegen, im 90 Grad Winkel am Übergang der vertikal und der horizontal orientierten Stege (3). Bei fortschreitender Stauchung der Proben tritt das Versagen unmittelbar an den zuvor beschriebenen Dehnungshotspots ein. Dies konnte durch μ CT-Scans unmittelbar nach Eintritt des ersten Versagens belegt werden. Zusammengefasst zeigen die DIC-Bilder zunächst eine lokale Biegebeanspruchung zusätzlich zur Druckbeanspruchung an den vertikalen Gitterstäben, was ein Resultat fertigungsbedingter Stegneigungen ist und bereits mehrfach in der Literatur beobachtet wurde [34, 61, 88]. Das Versagen erfolgt anschließend vorrangig durch lokal wirkende Schubbeanspruchungen, was an den 45 Grad Versagenswinkeln, sowie dem seitlichen Herausschieben einzelner Stegreihen, erkennbar ist.

Das charakteristische Schichtversagen gilt ebenfalls für die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 und 0,4 (exemplarisch in Abbildung 5.8 und Abbildung A.22). Allerdings zeigen die DIC-Auswertungen der Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 vorrangig Dehnungshotspots direkt an den Übergängen der vertikalen und der horizontalen Stege, an denen später auch das Stegversagen eintrat, Abbildung 5.8. Dennoch weisen die ebenfalls vorhandenen Dehnungslokalisierungen im 45 Grad Winkel in verschiedenen vertikalen Stegen auf ein Versagen durch Schubdeformation hin. In Summe zeigen die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 ein kombiniertes Versagensverhalten aus lokalem Schubversagen und normalspannungsgesteuertem Versagen.

Zusätzlich zeigen die DIC-Auswertungen zum Zeitpunkt maximaler Belastung, Abbildung 5.7, dass sich die Dehnungshotspots bei den Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,3 stark auf einzelne Stege lokalisieren, während sie sich bei den Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 über die gesamte Probenoberfläche verteilen, Abbildung 5.8. Das Versagen tritt anschließend, wie durch die Dehnungsfelder angedeutet, lokalisiert in einzelnen Stegreihen sowie verteilt über eine Vielzahl von Stegen mehrerer Stegreihen ein. Diese Versagensorte sind neben der Geometrie der Einheitszelle sowie den Versagensmechanismen für die mehr oder weniger stark ausgeprägten Oszillationen und Spannungseinbrüche in den Spannungs-Dehnungskurven (siehe Abbildung 5.6) verantwortlich.

Bezüglich der Versagensmechanismen identifizierten *Leary et al.* [192] einen Wechsel im Verformungsverhalten allerdings von druckbelasteten PBF-LB/M gedruckten Inconel 625 Gitterstrukturen. Im Detail wurde ein Übergang vom lokalen Knicken auf ein lokales Zerdrücken der Stege beobachtet, den die Autoren mit einer zunehmenden Zellgröße begründeten.

Allerdings unterscheiden sich die Einheitszellengrößen in der vorliegenden Arbeit nicht voneinander (2,6–3,9 mm für die relative Dichtegruppe 0,5 und 2,4–3,7 mm für die relative Dichtegruppe 0,3), weshalb der Grund für das unterschiedliche Versagensverhalten direkt auf Stegebene vermutet wird. Somit wird in der vorliegenden Arbeit das Verhältnis der vertikalen Stege zur Porengröße, Sb/Pb , als entscheidender Einflussfaktor auf das elastisch-plastische Verhalten identifiziert. Dieser liegt für die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 im Mittel bei 0,87 und für die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,3 im Mittel bei 0,49.

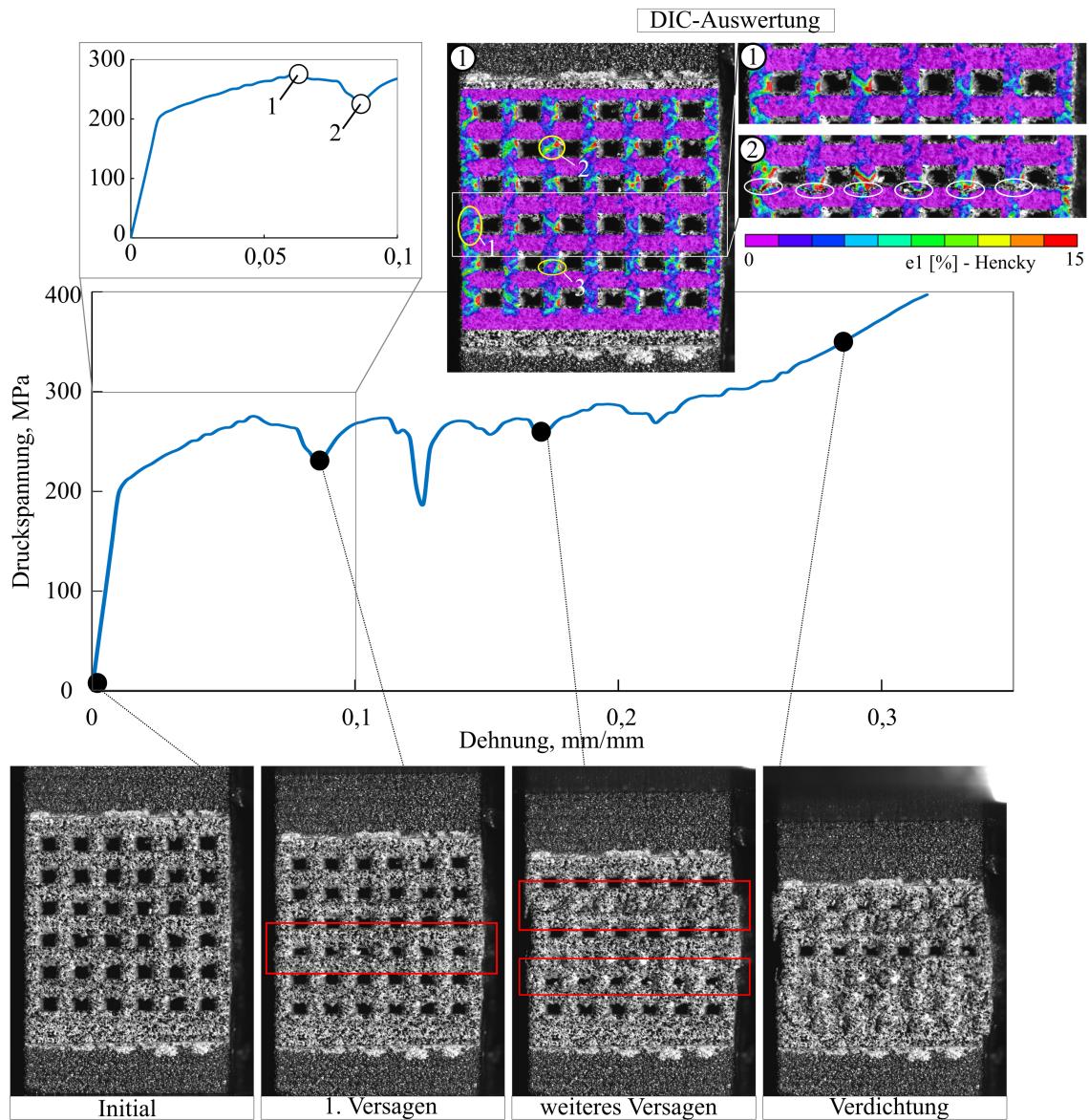


Abbildung 5.8: Darstellung des Verformungs- und lokalen Schädigungsverhaltens exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5 unter Drucklast

5.2 Mechanisches Verhalten unter Vierpunktbiegebelastung

Im Rahmen dieser Arbeit wurden quasi-statische Biegeversuche an neun verschiedenen Gitterdesignvarianten durchgeführt. Dabei wurde die Anzahl der Steg- und Porenbreite sowie die Anzahl der Einheitszellen variiert, sodass jeweils drei verschiedene Designs für die relative Dichtegruppe 0,3; 0,4 und 0,5 resultierten. Dies ermöglichte die Untersuchung sowie Charakterisierung der Einflussgrößen relative Dichte, Stegbreite sowie Zellanzahl auf die ermittelten Biegeeigenschaften.

5.2.1 Versuchsdurchführung und Auswertung

Die Realisierung einer Biegelast auf die konstruierten Gitterstrukturen erfolgte im Vierpunktbiegeversuch, Abbildung 5.9a. Der Vorteil beim Vierpunktbiegeversuch ist, dass eine Probe auf zwei Auflagern platziert und mit einem Prüfstempel an zwei Stellen mittig belastet wird, wodurch zwischen den beiden Auflagestellen ein konstantes Biegemoment über die gesamte Gitterstrukturbreite resultiert. Hierfür wurde eine Vierpunktbiegevorrichtung adaptiert. Die Adaption umfasste aus Sicherheitsgründen sowie zu Messzwecken die Ummantelung der Auflagerrollen mit einer Polyetheretherketonschicht. Zudem wurden die Auflager in eine offene Konstruktion eingebaut, wodurch einerseits der Zugang zur Probe erleichtert und andererseits eine Flexibilität in den Abstandseinstellungen der Auflager ermöglicht wurde. Die Auflagerrollen besitzen einen Durchmesser von 16 mm. Für die Versuchsdurchführung wurde entsprechend der Probengeometrie ein Abstand der inneren Auflager von 42 mm und für die äußeren Auflager von 84 mm eingestellt. Die Vierpunktbiegevorrichtung wurde über T-Profile in die Spannbacken der servohydraulischen 25 kN *Instron 8800* Prüfmaschine mechanisch eingespannt, an der die quasi-statischen Versuche durchgeführt wurden. Abbildung 5.9b zeigt den Prüfstand inklusive Kameras für die digitale Bildkorrelation sowie für die Temperaturfeldmessung. Die Thermografiekamera wird zur Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens genutzt. Um das Verformungsverhalten der zugbelasteten Probenseite zu charakterisieren, wurde in Anlehnung an [193] eine Spiegeltechnik für die DIC eingesetzt. Hierfür wurde ein Spiegel unterhalb der Probe mittig zwischen den beiden Auflagern in die Biegevorrichtung montiert, auf dessen Spiegelfläche eine DIC-Kamera ausgerichtet wurde, Abbildung 5.9b. Eine zweite DIC-Kamera wurde frontal zur Probenvorderseite ausgerichtet, wohingegen die Thermografiekamera das Temperaturfeld bei den Ermüdungsversuchen auf der gegenüberliegenden Seite der Gitterstruktur dokumentierte. Die Analysen zum Temperaturfeld sowie zum Schädigungsverhalten auf der zugbelasteten Gitterstrukturseite erfolgen im Kapitel 6.4.2. Im Rahmen der quasi-statischen Versuche wurde das Verformungsverhalten lediglich auf der frontalen Probenseite analysiert.

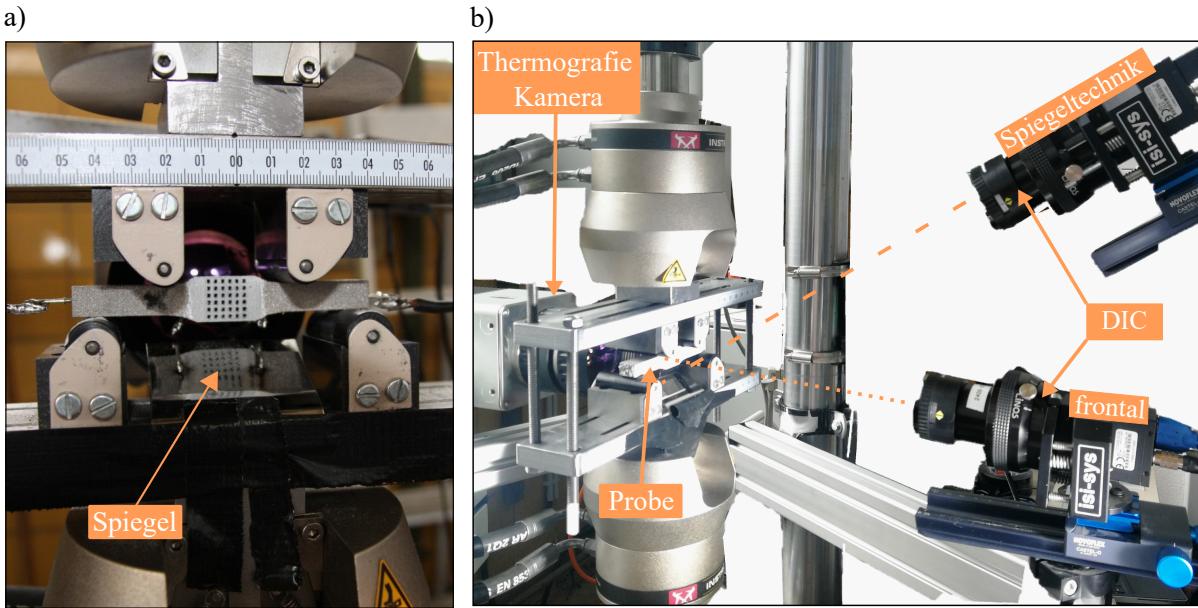


Abbildung 5.9: Versuchsaufbau des Vierpunktbiegeversuchs: a) Biegeprobe eingespannt in die Vierpunktbiegevorrichtung und b) Veranschaulichung des Prüfaufbaus unter Anwendung der digitalen Bildkorrelationstechnik sowie der Thermografiekamera

Zu Beginn der Biegeversuche wurden die Proben mittig auf der Biegevorrichtung positioniert und manuell mit einer Vorlast von 100 N belastet. Für die Ermittlung der quasi-statischen Biegekennwerte wurden die Biegeproben mit einer konstanten Dehnrate von $1 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ bis zum Versagen der Proben geprüft. Parallel wurde die Zeit, die Kraft sowie der Verfahrweg aufgezeichnet, die anschließend zur Datenauswertung herangezogen wurden.

Datenauswertung

Im Rahmen dieser Arbeit erfolgte die Ermittlung des maximalen Biegemoments, der Biegefesteigkeit, des Biegemoduls sowie der maximalen Durchbiegung beim Probenversagen als charakteristische Biegekenngrößen. Die dafür notwendigen Maße sind in Abbildung 5.10 dargestellt.

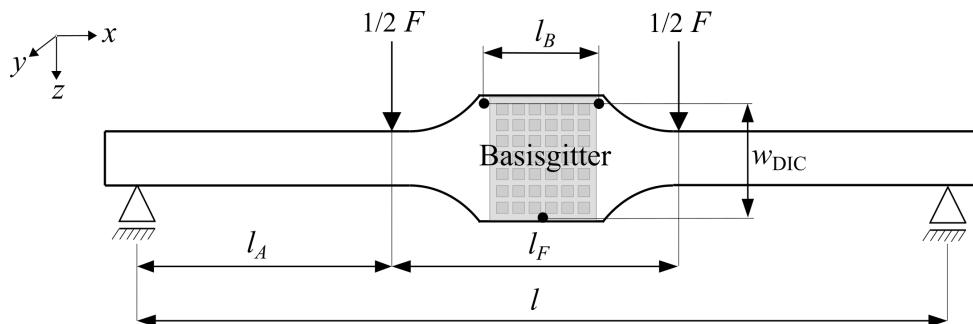


Abbildung 5.10: Kenngrößen einer Biegeprobe im Vierpunktbiegeversuch

Das maximale Biegemoment, $M_{b,\max}$, wird entsprechend Gleichung 5.4

$$M_{b,\max} = \frac{F_{\max} \cdot l_A}{2} \quad (5.4)$$

aus der maximal gemessenen Kraft, F_{\max} und dem Abstand der unteren und oberen Auflagerrollen, l_A , bestimmt.

Die Biegefesteitk, $\sigma_{b,\max}$, entspricht der maximalen Biegespannung, die während eines Biegeversuchs vom Probekörper ertragen wird [194] und berechnet sich im Vierpunktbiegeversuch entsprechend der Gleichung:

$$\sigma_{b,\max} = M_{b,\max} \cdot \frac{z_{\max}}{I} \quad (5.5)$$

aus dem maximalen Biegemoment, $M_{b,\max}$, dem maximalen Abstand der Randfaser zur neutralen Faser, z_{\max} , sowie dem Flächenträgheitsmoment, I . Das Flächenträgheitsmoment wird für die Biegeproben vereinfacht mit den Außenmaßen der Gitterstruktur mit

$$I = \frac{1}{12} \cdot t \cdot h^3 = \frac{1}{12} \cdot 15 \cdot 15^3 \text{ mm}^4 = 4218,75 \text{ mm}^4 \quad (5.6)$$

berechnet. Die Ermittlung des Biegemoduls, E_b , erfolgt mit der Gleichung

$$E_b = \frac{3F \cdot l_B^2 \cdot l_A}{w_{\text{DIC}} \cdot 4t \cdot h^3} \quad (5.7)$$

aus dem Relativweg, w_{DIC} , dem Abstand der oberen und unteren Rolle, l_A , sowie dem Abstand der Messpunkte auf der Probenoberfläche, l_B (siehe Abbildung 5.10a). Der Relativweg, w_{DIC} , entspricht der lokalen Probendurchbiegung und wird aus den Bilddaten der Digitalkameras ermittelt. Im Detail erfolgte die Auswertung dabei über die DIC-Auswertesoftware *Vic-2D*, in dem die Verschiebungen in z -Richtungen an drei definierten Punkten ausgewertet wurden, Abbildung 5.10a. Die Differenz zwischen der Verschiebung in z -Richtung des unteren Punktes und des Mittelwertes der Verschiebungen der oberen Punkte ergibt die lokale Probendurchbiegung.

5.2.2 Einflussgrößen auf die quasi-statischen Biegeeigenschaften

Die ermittelten Biegekennwerte sind für die untersuchten neun Gitterdesignvarianten in Tabelle 5.4 zusammengefasst. Angegeben sind jeweils die Mittelwerte sowie die Standardabweichungen für die fünf getesteten Proben von jedem Design. Bei den Ergebnissen fällt auf, dass sich die Kennwerte in Abhängigkeit von der relativen Dichte unterscheiden. Somit ergeben sich Biegefesteitk, $\sigma_{b,\max}$ von 122–353 MPa, die zum Teil die Biegefesteitk für menschlichen kortikalen Knochen (150–190 MPa [191]) erreichen.

Tabelle 5.4: Quasi-statische Biegekennwerte für die neun untersuchten Gitterdesignvarianten

Design	rel. Dichte	$M_{b,max}$, Nm	$\sigma_{b,max}$, MPa	E_b , GPa	$w(M_{b,max})$, mm
G-03-216	0,3	80 \pm 5,0	142 \pm 7,8	12,7 \pm 0,4	0,06 \pm 0,014
G-03-343	0,3	74 \pm 5,1	132 \pm 8,2	11,7 \pm 0,6	0,06 \pm 0,005
G-03-512	0,3	68 \pm 5,5	122 \pm 8,8	11,0 \pm 0,7	0,05 \pm 0,003
G-04-216	0,4	133 \pm 4,7	237 \pm 7,3	17,5 \pm 0,2	0,08 \pm 0,004
G-04-343	0,4	120 \pm 5,8	213 \pm 9,2	19,3 \pm 1,0	0,06 \pm 0,002
G-04-512	0,4	112 \pm 8,3	198 \pm 13,1	17,6 \pm 0,1	0,06 \pm 0,007
G-05-216	0,5	199 \pm 28,3	353 \pm 45,0	24,1 \pm 1,2	0,11 \pm 0
G-05-343	0,5	182 \pm 9,9	323 \pm 15,7	26,0 \pm 0,4	0,07 \pm 0,008
G-05-512	0,5	169 \pm 13,0	300 \pm 20,7	23,6 \pm 0,8	0,07 \pm 0,007

Einfluss der relativen Dichte

Der Einfluss der relativen Dichte auf die ermittelten Biegekennwerte (Biegefestigkeit und Biegemodul) ist in Abbildung 5.11 verdeutlicht. Die Ergebnisse sind zunächst differenziert für die neun untersuchten Gitterdesignvarianten in Abbildung 5.11a dargestellt. Daraus geht hervor, dass sowohl die Biegefestigkeiten als auch die Biegemodule kontinuierlich abnehmen. Im nächsten Schritt wurden die Ergebnisse in Abhängigkeit der relativen Dichte der untersuchten Gitterdesigns ausgewertet. Die Mittelwerte einer relativen Dichtegruppe sowie deren Standardabweichung in Abbildung 5.11b dargestellt.

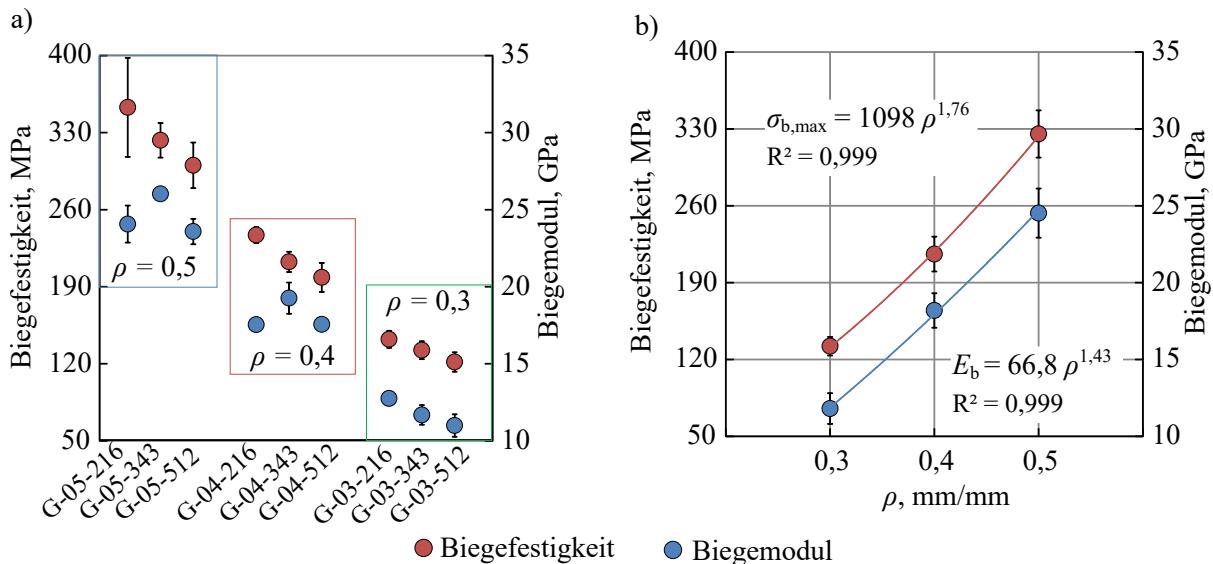


Abbildung 5.11: Darstellung der Einflussgröße relative Dichte auf die Biegeeigenschaften

a) Biegefestigkeit und Biegemodul für die neun untersuchten Designvarianten

b) Analytische Approximation der Biegefestigkeit und des Biegemoduls

Zusätzlich wurden die Ergebnisse in Anlehnung an das adaptierte GA-Modell (vgl. Gleichung 5.1 und 5.2) für die Biegefestigkeit und den Biegemodul ausgewertet. Dabei ergeben sich Exponenten von $m = 1,76$ für die Biegefestigkeit und $n = 1,43$ für den Biegemodul mit Korrelationskoeffizienten von jeweils $R^2 = 0,999$. Sowohl die Abhängigkeit der Biegefestigkeit als auch des Biegemoduls von der relativen Dichte lassen sich demnach sehr gut mit dem adaptierten GA-Modell abbilden. Die Biegefestigkeit für menschlichen kortikalen Knochen (150–190 MPa) wird somit mit kubischen EBM TiAl6V4 Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von ca. 0,3 erreicht.

Einfluss der Stegbreite und der Zellanzahl

Aus Abbildung 5.11a geht jedoch hervor, dass neben der relativen Dichte weitere Einflussfaktoren vorhanden sind. Diesbezüglich sind in Abbildung 5.12 die Einflussgrößen Stegbreite und Zellanzahl dargestellt. Auffällig ist hierbei, dass die Biegefestigkeiten innerhalb einer relativen Dichtegruppe mit zunehmender Stegbreite ansteigen (Abbildung 5.12a). Dies gilt ebenfalls für den Biegemodul in der relativen Dichtegruppe 0,3, jedoch nicht für die relativen Dichtegruppen 0,4 und 0,5; Abbildung 5.12b. Der Einfluss der Zellanzahl ist qualitativ mit der der Stegbreite vergleichbar, nur in umgekehrter Weise. Die Biegefestigkeiten sinken für alle drei untersuchten Dichtegruppen mit zunehmender Zellanzahl, Abbildung 5.12c. Für den Biegemodul gilt diese Abhängigkeit wiederum nur für die relative Dichtegruppe 0,3, Abbildung 5.12d.

Auch wenn die Einflüsse der Stegbreite sowie der Zellanzahl, vor allem auf die Biegefestigkeit, nachgewiesen werden konnten, sind sie im Vergleich zur relativen Dichte vernachlässigbar klein. Zur Auslegung biegebelasteter Gitterstrukturen ist daher die relative Dichte als Bemessungsgröße zu bevorzugen.

5.2.3 Verformungs- und Schädigungsverhalten

Abbildung 5.13 zeigt exemplarisch die Biegekraft-Durchbiegungskurven von drei Proben, die repräsentativ für je eine relative Dichtegruppe stehen. Dabei zeigt sich ein qualitativ vergleichbarer Kurvenverlauf für alle drei untersuchten relativen Dichtegruppen. Gekennzeichnet sind die Verläufe durch einen näherungsweise linearen Anstieg zu Beginn des Versuchs, gefolgt von einer Plastifizierung, erkennbar an der Abflachung der Kurven. Der Eintritt des Strukturversagens erfolgt bei allen untersuchten Proben plötzlich beim Erreichen einer maximalen Biegekraft. Dabei erfolgt das Probenversagen erwartungsgemäß ausgehend von der zugbelasteten Probenseite, wie es exemplarisch in Abbildung 5.13 für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5 dargestellt ist.

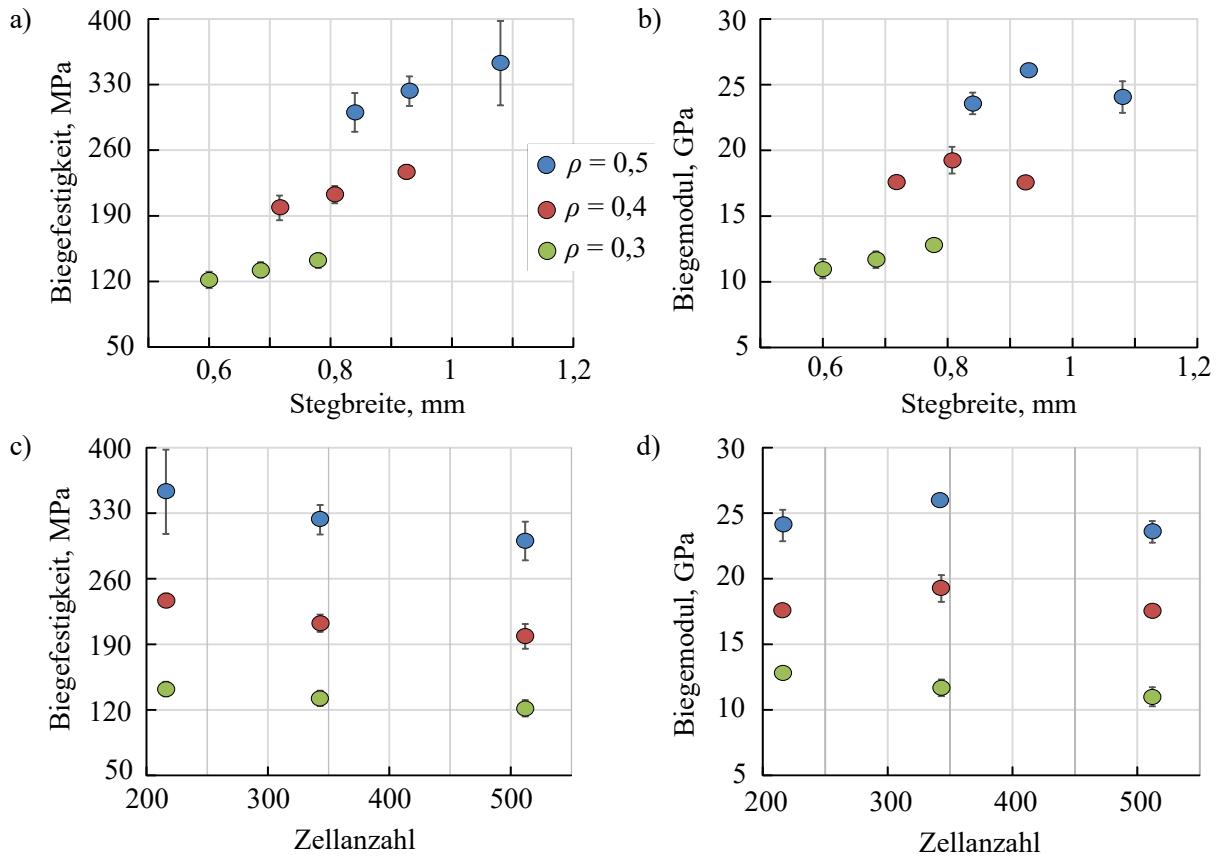


Abbildung 5.12: Darstellung der Einflüsse weiterer strukturbestimmender Parameter auf die Biegeeigenschaften: Einfluss der Stegbreite auf a) die Biegefestigkeit und b) den Biegemodul. Einfluss Zellanzahl auf c) die Biegefestigkeit und d) den Biegemodul

Mit Beginn der Plastifizierung sind auf den DIC-Bildern Dehnungshotspots in den Stegen der zugebelasteten Probenseite erkennbar (gelbe Kreise in Abbildung 5.13 DIC-Auswertung-2). Zum Zeitpunkt der maximalen Belastung kommen weitere Dehnungshotspots in angrenzenden Stegrienen hinzu, Abbildung 5.13 DIC-Auswertung-3. Übersteigt die maximale Zugspannung lokal an den Stegen die zulässige Spannung des Ausgangsmaterials kommt es zur Rissbildung, was nachfolgend zu einem Stegversagen führt. Dieses Stegversagen erfolgt bei fortschreitender Durchbiegung senkrecht zur maximalen Normalspannung und breitet sich in den horizontalen Stegen senkrecht durch die Stegebenen aus, Abbildung 5.13-Versagen. Auffällig ist, dass mehrere Stege der zugbelasteten Seite Dehnungshotspots zum Zeitpunkt der maximalen Belastung aufweisen. Dies resultiert aus dem konstanten Biegemoment, welches infolge der Vierpunktbiegebelastung über den gesamten Bereich des Basisgitters wirkt. Das finale Stegversagen scheint durch die bereits erwähnten Fertigungsabweichungen, wie Stegbreitenunterschied und Oberflächenrauheit, begünstigt zu werden und daher eher zufällig aufzutreten. Das Verformungsverhalten ist für alle untersuchten Gitterdesignvarianten vergleichbar. Unterschiedliche Versagensmechanismen, wie sie bei der Druckbeanspruchung beobachtet wurden, konnten nicht identifiziert werden.

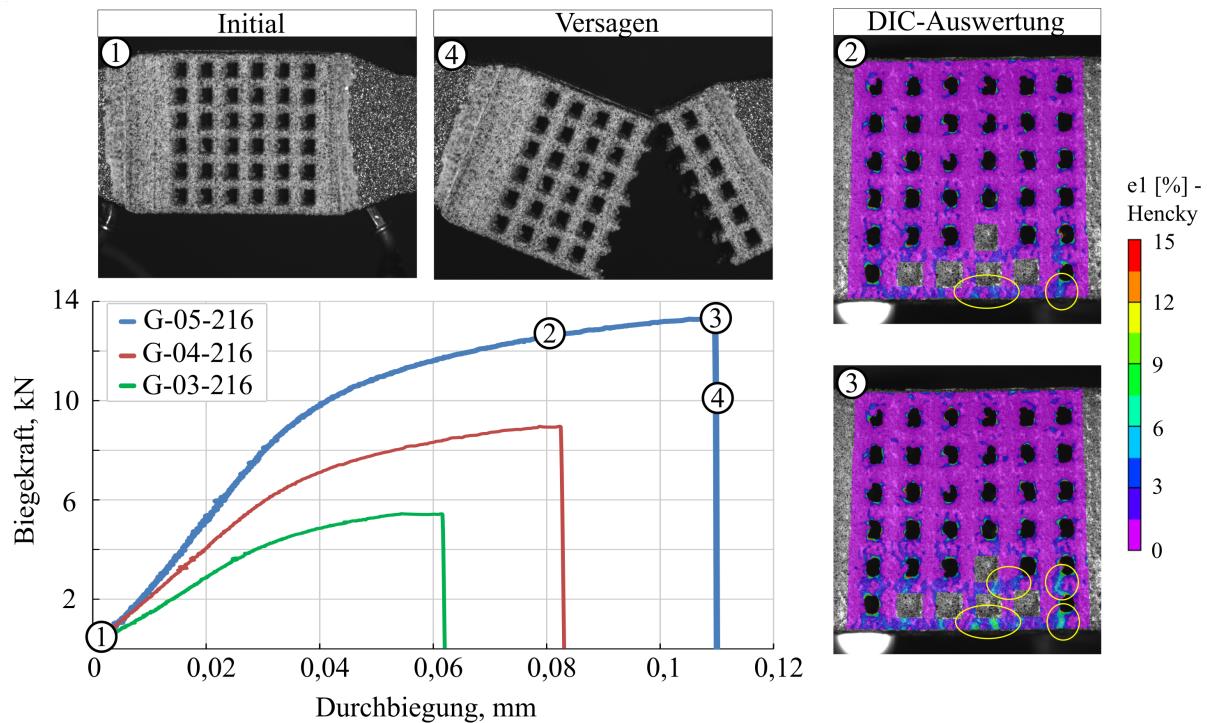


Abbildung 5.13: Biegekraft-Durchbiegungskurven repräsentativ für die relative Dichtegruppen 0,3; 0,4 und 0,5 sowie Darstellung des Verformungs- und lokalen Schädigungsverhaltens exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5

5.3 Mechanisches Verhalten unter Torsionbelastung

Im Rahmen dieser Arbeit wurden quasi-statische Torsionsversuche an drei verschiedenen Gitterdesignvarianten durchgeführt. Bei den Gitterstrukturvarianten wurden die Steg- und Porenbreiten so variiert, dass je eine Probengeometrie für eine relative Dichtegruppe, 0,3; 0,4 und 0,5, untersucht wurde.

5.3.1 Versuchsdurchführung und Auswertung

Die Torsionsversuche erfolgten an der servohydraulischen *Tension/Torsion Instron 8854* Prüfmaschine mit einer konstanten Prüfgeschwindigkeit von 0,1 Grad/sec. Die Aufnahme des Verformungsverhaltens erfolgte bei allen Versuchen über die DIC. Dazu wurden die Proben mit mehreren Lichtquellen vollflächig ausgeleuchtet und die Fotos frontal aufgenommen. Der Prüfaufbau ist in Abbildung 5.14 dargestellt. In der Abbildung ist zusätzlich eine Thermografiekamera zu sehen, die zur Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens genutzt wurde.

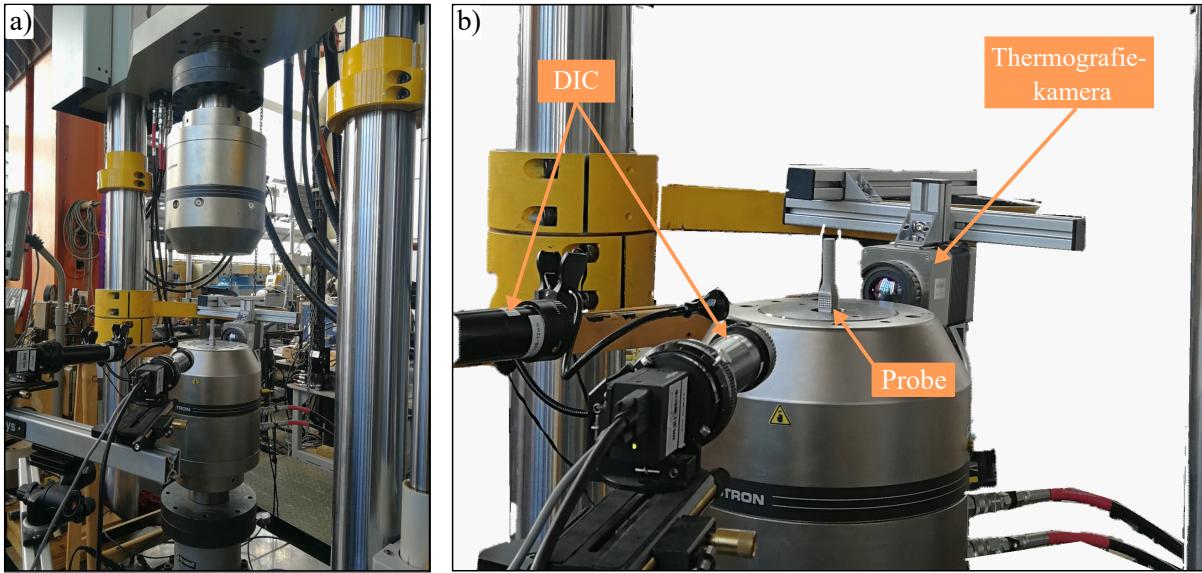


Abbildung 5.14: Experimenteller Aufbau eines Torsionsversuchs: a) Torsionsprobe eingespannt in der *Tension/Torsion Instron 8854* Prüfmaschine und b) Vergrößerung des Messbereichs zur Veranschaulichung der digitalen Bildkorrelationstechnik sowie der Temperaturfeldmessung mittels Thermografiekamera

Im Rahmen der Torsionsprüfung wurden die Proben bis zum Probenversagen tordiert. Parallel wurden die Zeit, die Verdrehung und das Drehmoment, welches im Folgenden als Torsionsmoment bezeichnet wird, aufgezeichnet.

Aus den aufgezeichneten Torsionsmoment-Winkel-Daten wurden die maximale Schubspannung, τ_{\max} , sowie der Schubmodul, G , ermittelt. Die maximale Schubspannung errechnet sich mit der Beziehung

$$\tau_{\max} = \frac{M_{T,\max}}{W_T} \quad (5.8)$$

wobei $M_{T,\max}$ dem maximalen Torsionsmoment und W_T dem Torsionswiderstandsmoment entspricht. Für die Gitterstruktur kann vereinfacht eine quadratische Querschnittsfläche angenommen werden, wodurch sich das Torsionswiderstandsmoment mit der Beziehung

$$W_T = 0,208 \cdot h \cdot t^2 = 0,208 \cdot 15 \cdot 15^2 = 702 \text{ mm}^3 \quad (5.9)$$

errechnet. Mit dem aufgezeichneten Verdrehwinkel, φ , errechnet sich der Schubmodul mit der Beziehung

$$G = \frac{M_T \cdot l}{I_T \cdot \varphi} \quad (5.10)$$

wobei l der Probenlänge, I_T dem Torsionsflächenträgheitsmoment und $G \cdot I_T$ der Torsionssteifigkeit entspricht. [195]

Für die Berechnung des Torsionsflächenträgheitsmoments wird ebenfalls eine quadratische Querschnittsfläche der Gitterstruktur angenommen, womit sich die Gleichung

$$I_T = 0,141 \cdot h \cdot t^3 = 0,141 \cdot 15 \cdot 15^3 \text{ mm}^4 = 7138,125 \text{ mm}^4 \quad (5.11)$$

ergibt.

5.3.2 Einflussgrößen auf die quasi-statischen Torsionseigenschaften

Die quasi-statischen Torsionsversuche erfolgten an jeweils drei Proben von jedem Design. Die ermittelten Torsionskennwerte sind als Mittelwerte sowie unter Angabe der Standardabweichung in Tabelle 5.5 zusammengefasst. Alle ermittelten Schubmodule liegen innerhalb des Schubmodulbereichs für menschliches Knochengewebe (289–3700 MPa) [196, 197].

Tabelle 5.5: Quasi-statische Torsionskennwerte für die untersuchten Designvarianten als Mittelwerte \pm Standardabweichung

Design	rel. Dichte	$M_{T,\max}$, Nm	τ_{\max} , MPa	G , GPa	$\varphi(M_{T,\max})$, deg
G-05-216	0,5	$107,0 \pm 1,9$	$152,4 \pm 2,7$	$2,2 \pm 0,04$	$10,2 \pm 0,36$
G-04-216	0,4	$56,7 \pm 0,6$	$80,8 \pm 0,9$	$1,5 \pm 0,04$	$8,3 \pm 0,65$
G-03-216	0,3	$28,8 \pm 0,7$	$40,9 \pm 1,0$	$0,8 \pm 0,02$	$8,6 \pm 0,72$

Einfluss der relativen Dichte

Die Torsionskennwerte der untersuchten Gitterstrukturen nehmen mit zunehmender relativen Dichte ebenfalls zu, Abbildung 5.15. So verfügen die Gitterstrukturen mit der größten relativen Dichte über die größte Schubspannung bei gleichzeitig großem Schubmodul. In Abbildung 5.15 ist zusätzlich die analytische Approximation in Anlehnung an das adaptierte GA-Modell (vgl. Gleichung 5.1 und 5.2) für die Schubspannung und den Schubmodul angegeben. Sowohl für die Schubspannung als auch den Schubmodul liefert das adaptierten GA-Modell mit Korrelationskoeffizienten von mindestens $R^2 = 0,997$ eine sehr gute analytische Beschreibung der experimentellen Ergebnisse. Dabei ergeben sich Exponenten von $m = 2,56$ für die Schubspannung und $n = 1,94$ für den Schubmodul. Zusätzlich ist zu erwähnen, dass jeweils nur eine Gitterdesignvariante (mit jeweils drei Proben) je relative Dichtegruppe untersucht wurde. Ein Einfluss der Stegbreite oder Zellanzahl, wie bei den Druck- bzw. Biegeversuchen kann an dieser Stelle nicht bewertet werden. Die Ergebnisse zuvor haben allerdings gezeigt, dass die relative Dichte der bestimmende Einflussfaktor ist.

Zum jetzigen Zeitpunkt wurde das mechanische Verhalten EBM gefertigter TiAl6V4 Gitterstrukturen unter Torsionslast lediglich von *Cuadrado et al.* [97], untersucht. Da sie ebenfalls kubische Einheitszellen verwendeten, können die Ergebnisse direkt miteinander verglichen werden.

Für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3 ist der in der vorliegenden Arbeit ermittelte Schubmodul ($G = 0,8 \pm 0,02$ GPa) 44 % kleiner als der Schubmodul ($G = 1,4 \pm 0,1$ GPa) in [97] und die hier ermittelte Schubspannung ($\tau_{\max} = 40,9 \pm 1,0$ MPa) 34 % größer als die Schubspannung ($\tau_{\max} = 30,5 \pm 2,7$ MPa) in [97]. Neben der relativen Dichte von 0,3 untersuchten die Autoren die relative Dichte von 0,2. Diese wurde in der vorliegenden Arbeit zwar nicht experimentell getestet, allerdings kann die Schubspannung und der Schubmodul anhand der in diesem Kapitel bestimmten analytischen Gleichung berechnet werden. Damit ergeben sich für eine relative Dichte von 0,2 ein theoretischer Schubmodul von $G = 0,38$ GPa sowie eine theoretische maximale Schubspannung von $\tau_{\max} = 14,3$ MPa die jeweils 26 % sowie 12,2 % unterhalb der Ergebnisse in [97] liegen. Trotz der prozentualen Abweichungen liegen die Ergebnisse unter Berücksichtigung additiv gefertigter Gitterstrukturen in einem vergleichbaren Bereich. Denn bereits kleinste fertigungsbedingte Abweichungen führen zu unterschiedlichen mechanischen Kennwerten [185]. Darüber hinaus konnte die Anwendbarkeit der hier ermittelten analytischen Gleichungen, mit dem Vergleich der Literaturwerte in [97], belegt werden.

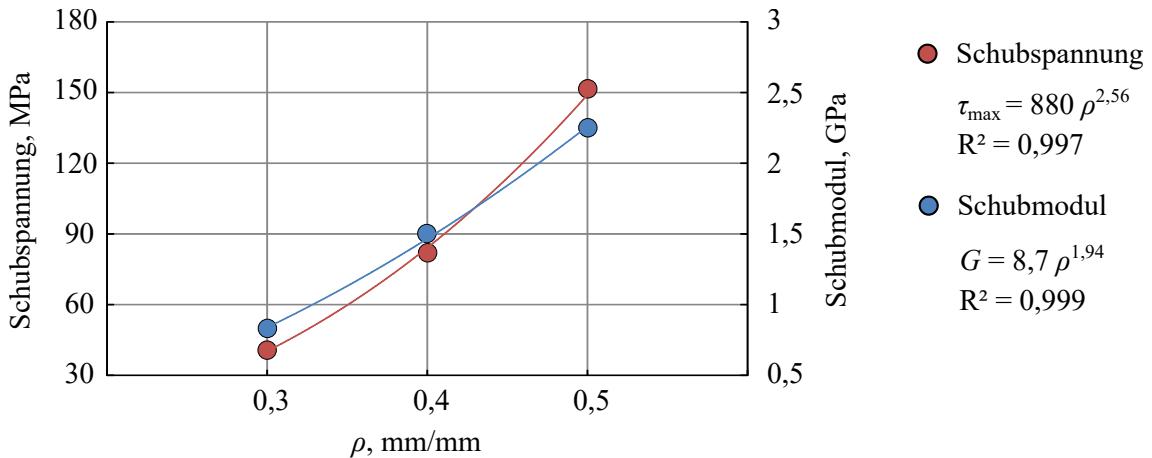


Abbildung 5.15: Einfluss der relativen Dichte auf die Torsionseigenschaften

5.3.3 Verformungs- und Schädigungsverhalten

Das Verformungs- bzw. Schädigungsverhalten der torsionsbelasteten Gitterstrukturen ist in Abbildung 5.16 dargestellt. Dabei sind die Torsionsmoment-Winkelkurven für alle untersuchten Proben abgebildet, während das Schädigungsverhalten exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3 gegeben ist. Die Torsionsmoment-Winkelkurven zeigen für alle untersuchten Proben, unabhängig von deren relativer Dichte, ein qualitativ vergleichbares Verhalten bis zum Eintritt des Probenversagens. Gekennzeichnet sind die Kurven durch einen näherungsweise linearen Anstieg zu Beginn des Versuchs gefolgt von einem Fließen, das durch eine Abflachung der Kurve deutlich wird. Bei fortschreitender Tordierung tritt Probenversagen ein, der in der Belastungskurve durch einen abrupten Abfall des Torsionsmoment gekennzeichnet ist. Dabei zeigen alle untersuchten Proben ein Scherversagen einer Stegebene senkrecht zur Rotationsachse.

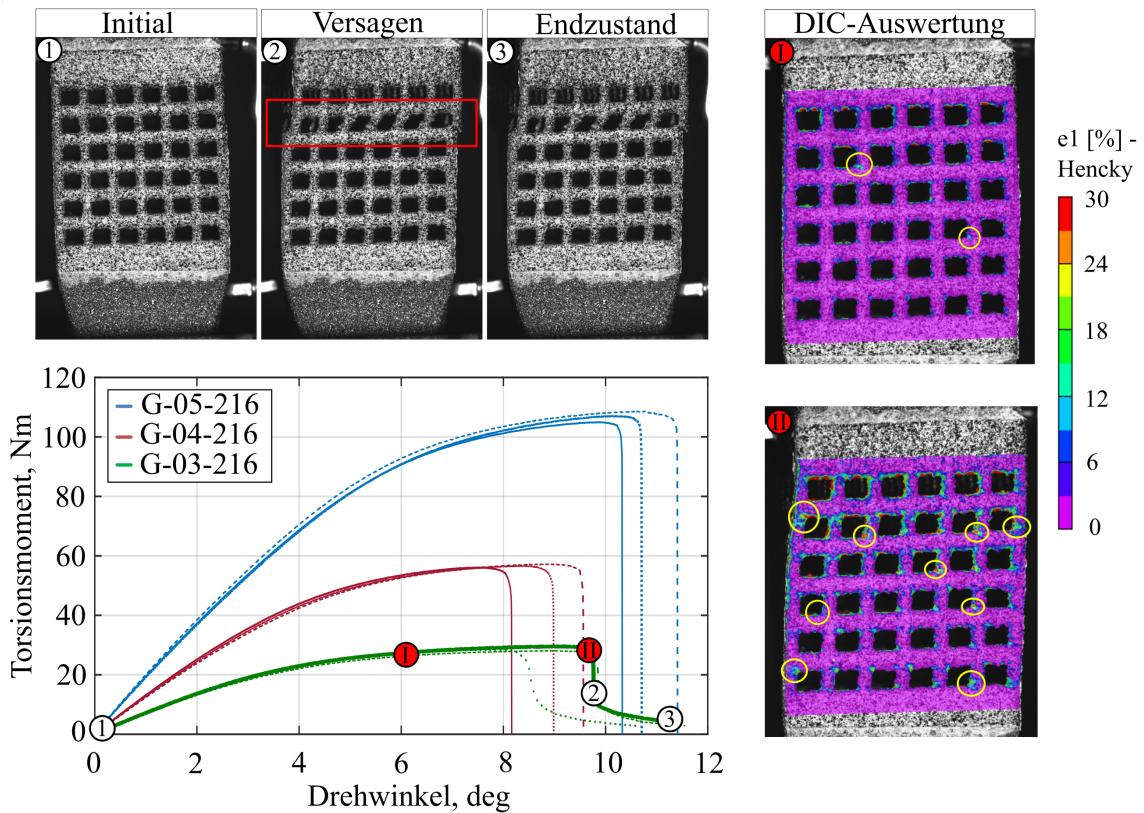


Abbildung 5.16: Torsionsmoment-Winkelkurven der drei untersuchten Gitterdesignvarainten sowie Darstellung des Verformungs- und lokalen Schädigungsverhaltens exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3

Dabei fällt auf, dass jeweils nur eine Zellreihe versagt, wie es in Abbildung 5.16 exemplarisch dargestellt ist. Zusätzlich handelt es sich bei den versagten Stegebenen der untersuchten Proben um immer unterschiedliche Stegreihen. Anhand der DIC-Analyse wird deutlich, dass Dehnungshotspots ausschließlich an den Übergängen der vertikalen zu den horizontalen Stegreihen, d.h. an den Ecken der kubischen Einheitszellen, auftreten. Bei der Betrachtung einer Einheitszelle fällt auf, dass sich die Dehnungshotspots auf zwei gegenüberliegende Ecken (Kerben) lokalisieren. Begründet wird dies mit der lokalen Schubbeanspruchung an den Einheitszellen in parallelen Ebenen zur Rotationsachse der Gitterstrukturen, die infolge der globalen Torsionsbelastung, aufgrund der Gleichheit zugeordneter Schubspannungen, wirken. Die lokale Schubbeanspruchung führt zu einer Querkraftschubdeformation, die für das anschließende Versagen an den Ecken verantwortlich ist.

Aufgrund der Fertigungsungenauigkeit resultieren Stegbreitenunterschiede und Oberflächenrauheiten, die sich insbesondere im Bereich der Einheitszellenecken nachteilig auswirken. In den bereits durch die Querkraftschubbeanspruchung hoch beanspruchten Bereichen wirken anhaftende bzw. teilweise aufgeschmolzene Pulverpartikel wie Mikrokerben, wodurch eine Rissbildung zusätzlich begünstigt und sogar beschleunigt wird.

Das Versagen einer Stegreihe ist demnach das Resultat der lokalen Schubbeanspruchung in Kombination mit den zufällig verteilten Fertigungsimperfektionen.

Auffällig bei den Belastungskurven ist, dass die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,3 nach dem 1. Versagen bei einem Torsionsmoment von ca. 4 Nm stagnieren, während die anderen beiden untersuchten relativen Dichtegruppen unmittelbar auf 0 Nm absinken. Ein möglicher Grund für das Stagnieren liegt in den dünneren Stäben der relativen Dichtegruppe 0,3. Die dünneren Stäbe können leichter in die Belastungsrichtung rotieren und damit die lokale Beanspruchung reduzieren als dicke Stäbe. Dies könnte zunächst zu weiteren Rissen in anderen Stegreihen führen, wie es in Abbildung 5.16 DIC-Auswertung II angedeutet ist, doch folgt eine Art Setzungserscheinung, woraufhin die bereits versagte Stegebene nicht komplett abschert, Abbildung 5.16 - Endzustand.

5.4 Zwischenfazit

In diesem Kapitel wurden die mechanischen Eigenschaften von additiv gefertigten Gitterstrukturen in Abhängigkeit der Belastungsarten Druck, Biegung und Torsion untersucht. Dabei wurden mechanische Eigenschaften ermittelt, die in dem Bereich von menschlichem kortikalem Knochen liegen. Dies begünstigt einen Einsatz der getesteten Gitterstrukturen als lasttragende Knochenimplantate.

Die Untersuchungen ermöglichten zusätzlich eine Bewertung des Einflusses struktureller Eigenschaften wie relative Dichte, Stegbreite und Zellanzahl auf die resultierenden mechanischen Eigenschaften. Für alle drei untersuchten Belastungsfälle zeigen die experimentellen Ergebnisse, dass das maximale Tragverhalten der Strukturen sowie deren spezifische Steifigkeiten mit zunehmender relativer Dichte ansteigen. Zusätzlich konnten analytische Gleichungen gefunden werden, mit denen sowohl die Festigkeiten als auch die Steifigkeiten unter Druck-, Biege- und Torsionsbeanspruchung in Abhängigkeit der relativen Dichte der untersuchten Gitterstruktur vorhergesagt werden können. Während die relative Dichte in den meisten Fällen als Haupteinflussfaktor identifiziert wurde, bedarf es weiterhin der Berücksichtigung der Stegbreiten, um die Steifigkeit einer druckbelasteten Gitterstruktur vorhersagen zu können.

Die Gültigkeit der analytischen Modelle konnte für die Druck- und Torsionsbeanspruchung mit Hilfe von Literaturangaben belegt werden. Aufgrund der fehlenden Untersuchungen regelmäßiger Gitterstrukturen unter Vierpunktbiegung in der Literatur, steht der Nachweis für diesen Belastungsfall allerdings noch aus.

Der Einfluss der relativen Dichte wurde nicht nur auf die mechanischen Eigenschaften, sondern auch auf das Verformungsverhalten der getesteten Strukturen untersucht. Diesbezüglich zeigen die Ergebnisse, dass das globale Verformungsverhalten der Gitterstrukturen sowohl von den geometrischen Eigenschaften der Gitterstrukturen als auch von den lokalen Verformungsmechanismen abhängen. Zur Identifizierung der lokalen Ereignisse stellt die DIC-Auswertung eine geeignete Methode dar.

Für den Belastungsfall Biegung zeigten die Gitterstrukturen eine zunehmende Grenztragfähigkeit bei gleichzeitig zunehmender Widerstandsfähigkeit gegen Versagen mit zunehmender relativer Dichte. Während die Grenztragfähigkeit unter Torsionslast ebenfalls mit zunehmender relativer Dichte ansteigt, ist die Widerstandsfähigkeit gegen Versagen für die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,4 am geringsten. Für beide Belastungsfälle unterschieden sich die Versagensmechanismen jedoch nicht in Abhängigkeit von den strukturellen Eigenschaften. Während der Einfluss der relativen Dichte auf das Verformungsverhalten druckbelasteter Gitterstrukturen mit denen unter Biege- und Torsionslast vergleichbar ist, zeigte sich dennoch eine deutliche Abhängigkeit der Versagensmechanismen von den strukturellen Eigenschaften der untersuchten Gitterstrukturen. So geht aus den Untersuchungen zwar hervor, dass alle untersuchten Druckproben ein vorrangiges Versagen durch Schubdeformation erfahren, allerdings wiesen die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 ein zusätzliches normalspannungsgesteuertes Bruchversagen an den Übergängen der vertikalen und der horizontalen Stegreihen auf. Hierfür wurde als wesentlicher Einflussfaktor die Stegbreite bzw. das Verhältnis von Stegbreite zu Porenbreite identifiziert.

6 Experimentelle Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von Gitterstrukturen

Um ein grundlegendes Verständnis über das Ermüdungsverhalten der EBM prozessierten Ti-Al6V4 Gitterstrukturen zu erhalten, erfolgten zyklische Versuche hinsichtlich der Belastungsarten Druck, Biegung und Torsion. Neben der Identifizierung der Ermüdungsfestigkeit lag der Fokus bei den Untersuchungen auf der Charakterisierung des lokalen Schädigungsverhaltens. Weitergehend wurden hinsichtlich der Struktur-Eigenschafts-Beziehungen Einflussgrößen, wie relative Dichte und Stegbreite auf die Ermüdungseigenschaften beleuchtet.

6.1 Versuchsdurchführung und Auswertung

Die zyklischen Experimente erfolgten für alle drei Belastungsarten sowohl mit denselben Prüfmaschinen, denselben Prüfaufbauten, sowie denselben Probengeometrien, wie bei den quasi-statischen Experimenten (siehe Kapitel 5). Ebenso umfassten die Prüfpläne der zyklischen Experimente dieselben Untersuchungsgruppen und Gitterdesignvarianten.

Da sowohl für die Durchführung als auch für die Auswertung der Ermüdungsversuche an additiv gefertigten Gitterstrukturen keine Normen, Vorschriften oder Standards existieren, konnten lediglich Hinweise hierzu aus der Literatur z.B. in [12, 14] übernommen werden. Das grundsätzliche Ziel der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Ermüdungsuntersuchungen umfasst die Charakterisierung des zyklischen Strukturverhaltens auf zwei Lasthorizonten im Zeitfestigkeitsbereich (Bereich I: $5 \cdot 10^4$ bis $1 \cdot 10^5$ Lw und Bereich II: $2 \cdot 10^5$ bis $5 \cdot 10^5$ Lw). Die Identifizierung der Lasthorizonte erfolgte in Voruntersuchungen an mindestens einer Probe von jeder Gitterdesignvariante auf Basis der quasi-statischen Kennwerte. Für eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse in Abhängigkeit der untersuchten Gitterdesignvarianten sowie der unterschiedlichen Untersuchungsgruppen wurden die Lasthorizonte auf die quasi-statischen Kennwerte normiert. So erfolgte die Normierung im Druckversuch auf die Offsetspannung, $\sigma_{0,2}$, und im Biege- sowie Torsionsversuch auf das maximale Biegemoment, $M_{b,max}$, bzw. das maximale Torsionsmoment, $M_{T,max}$. Die identifizierten Lasthorizonte sind unter Angabe der aufgebrachten Belastungssamplituden sowie des normierten Horizonts für die getesteten Gitterstrukturen im Druckversuch in Tabelle 6.1 und im Biege- sowie Torsionsversuch in 6.2 zusammengefasst.

In Anlehnung an die Literatur erfolgten die Ermüdungsversuche an jeweils zwei Proben auf jedem Lasthorizont. Unterschieden sich die erreichten Bruchschwingspielzahlen der beiden Proben um mehr als 40 %, wurde eine weitere Probe getestet. Diese Vorgehensweise garantiert zwar keine Ermittlung einer statisch abgesicherten Wöhlerlinie, ermöglicht jedoch die prinzipielle Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens.

Tabelle 6.1: Parameter der Ermüdungsversuche an den Gitterstrukturen unter Druckbelastung

Design	rel. Dichte	Horizont 1		Horizont 2	
		Normierung	σ_a , MPa	Normierung	σ_a , MPa
Gruppe 1					
G-03-216 ¹	0,3	$1,02 \times \sigma_{0,2}$	38,6	$1,07 \times \sigma_{0,2}$	40,5
G-04-216 ¹	0,4	$1,07 \times \sigma_{0,2}$	65,3	$1,10 \times \sigma_{0,2}$	66,8
G-05-216 ¹	0,5	$1,09 \times \sigma_{0,2}$	111,1	$1,13 \times \sigma_{0,2}$	116,0
Gruppe 2					
G-03-512 ²	0,3	$1,15 \times \sigma_{0,2}$	38,2	$1,20 \times \sigma_{0,2}$	39,8
G-03-216 ²	0,3	$1,04 \times \sigma_{0,2}$	38,6	$1,10 \times \sigma_{0,2}$	40,4
G-03-125 ²	0,3	$1,05 \times \sigma_{0,2}$	40,6	$1,15 \times \sigma_{0,2}$	43,6
G-05-512 ²	0,5	$1,05 \times \sigma_{0,2}$	92,2	$1,10 \times \sigma_{0,2}$	98,0
G-05-216 ²	0,5	$1,10 \times \sigma_{0,2}$	102,0	$1,3 \times \sigma_{0,2}$	120,0
G-05-125 ²	0,5	$1,13 \times \sigma_{0,2}$	95,0	$1,15 \times \sigma_{0,2}$	99,0
Gruppe 3					
G-03-512 ³	0,3	$1,15 \times \sigma_{0,2}$	38,2	$1,20 \times \sigma_{0,2}$	39,8
G-03-512 ³	0,3	$1,05 \times \sigma_{0,2}$	41,8	$1,15 \times \sigma_{0,2}$	46,6

¹ Ergebnisse der Untersuchungsgruppe 1² Ergebnisse der Untersuchungsgruppe 2³ Ergebnisse der Untersuchungsgruppe 3**Tabelle 6.2:** Parameter der Ermüdungsversuche an den Gitterstrukturen unter Biege- und Torsionslast

Design	rel. Dichte	Belastungssamplituden, M_a in Nm			
		im Biegeversuch		im Torsionsversuch	
		$0,15 \times M_{b,max}$	$0,2 \times M_{b,max}$	$0,12 \times M_{T,max}$	$0,17 \times M_{T,max}$
G-03-216	0,3	5,4	7,2	3,45	4,85
G-03-343	0,3	5,0	6,7		
G-03-512	0,3	4,6	6,1		
G-04-216	0,4	8,9	11,9	6,85	9,7
G-04-343	0,4	8,1	10,8		
G-04-512	0,4	7,6	10,1		
G-05-216	0,5	13,4	17,9	12,85	18,2
G-05-343	0,5	12,3	16,4		
G-05-512	0,5	11,4	15,2		

Die Voruntersuchungen zur Identifizierung der Lasthorizonte wurden außerdem dazu genutzt, die Maschinendynamik von jedem Prüfstand mit der PID-Regelung in Abhängigkeit der Gitterdesignvariante zu optimieren. So erfolgten die Versuchsdurchführungen mit Prüffrequenzen von $f = 30$ Hz im Druckversuch, $f = 20$ Hz im Biegeversuch und $f = 10$ Hz im Torsionsversuch. Die zyklische Beanspruchung erfolgte im Druckversuch mit einer schwellenden Beanspruchung bei einem Spannungsverhältnis ($R = \sigma_{\min}/\sigma_{\max}$) von $R = 10$. Im Torsionsversuch erfolgte eine rein-wechselnde Beanspruchung bei einem Spannungsverhältnis von $R = -1$. Hinsichtlich einer anwendungsbezogenen zyklischen Biegebeanspruchung, z.B. im Hüftimplantat, bei der die Durchbiegung unter normalen Beanspruchungen nur in eine Richtung erfolgt, wurde ein Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ gewählt.

Die Proben wurden im Ermüdungsversuch bis zum kompletten Probenversagen bzw. bis zu einer Grenzschwingspielzahl von $N_G = 1 \cdot 10^6$ Lw geprüft. Um die Versuchsergebnisse in einem Wöhlerdiagramm auszuwerten, wurden die Versagensschwingspielzahl, N_f , aus den Versuchsdaten ermittelt. Wie bereits aus Kapitel 2 bekannt, gibt es keine konkreten Vorgaben zur Ermittlung der Versagensschwingspielzahlen, sondern nur Empfehlungen aus vorangegangenen Untersuchungen. Aus diesem Grund erfolgte im Rahmen dieser Arbeit die Definition des Probenversagens im Biegeversuch bei einer Lastwechselzahl, bei der die Probensteifigkeit auf 75 % abgefallen ist. Im Torsionsversuch wird hingegen die Lastwechselzahl gewählt, bei der die Probensteifigkeit auf 50 % gesunken ist. Die Ermittlung der Versagensschwingspielzahlen im Druckversuch erfolgte mit der von *Kolken et al.* [138] präsentierten Methode. Darin wird die Versagensschwingspielzahl anhand des sprunghaften Anstiegs im Dehnungs-Lastwechselzahlen-Diagramm bestimmt. Dabei entspricht die Lastwechselzahl zum Zeitpunkt des lokalen Minimums der ersten Ableitung, $d\varepsilon/dN$, dem Zeitpunkt der Versagensschwingspielzahl. Die Vorgehensweise ist exemplarisch in Abbildung 6.1 dargestellt.

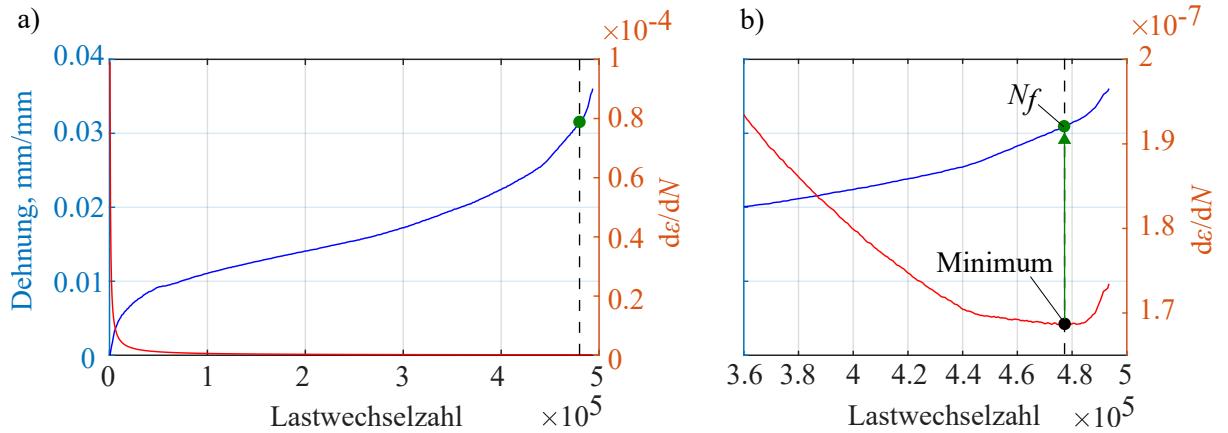


Abbildung 6.1: Ermittlung der Versagensschwingspielzahl, N_f , anhand der Dehnungsentwicklung im Druckversuch: a) Dehnungsentwicklung sowie deren erste Ableitung in Abhängigkeit der Lastwechselzahl und b) Ausschnitt aus a)

Zur Charakterisierung der Ermüdungslebensdauer erfolgte die Auswertung der ermittelten Versagensschwingpielzahlen in einer absoluten und normierten Wöhlerkurve. Auf diese Weise konnten normierte Zeitfestigkeitsgeraden in Anlehnung an die *Basquin* Gleichung [130] ermittelt werden. Für die Belastungsfälle Druck, Biegung und Torsion ergaben sich die Beziehungen

$$|\sigma_{\min}|/\sigma_{0,2} = a \cdot N_f^b \quad (6.1)$$

$$M_{\max}/M_{b,\max} = a \cdot N_f^b \quad (6.2)$$

$$M_{\max}/M_{T,\max} = a \cdot N_f^b \quad (6.3)$$

mit den normierten Lastniveaus $|\sigma_{\min}|/\sigma_{0,2}$ für Druck, $M_{\max}/M_{b,\max}$ für Biegung, $M_{\max}/M_{T,\max}$ für Torsion sowie den *Basquin* Koeffizienten a und b . Hierbei ist zu beachten, dass die Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden abweichend zu der Potenzfunktion in Gleichung 2.7 als Funktion $|\sigma_{\min}|/\sigma_{0,2}$ bzw. $M_{\max}/M_{b,T,\max} = f(N)$ erfolgte, um die Vergleichbarkeit mit den Literaturangaben, z.B. in [12], zu gewährleisten. Zudem wurden zur Beschreibung des Beanspruchungszustandes im Biege- und Torsionsversuch die Momente verwendet. Eine Umrechnung in die entsprechenden Biege- und Schubspannungen ist mit den Gleichungen 5.5 und 5.8 jederzeit möglich. Aus den ermittelten Zeitfestigkeitsgeraden wurden die für die Medizintechnik relevanten Langzeitfestigkeiten extrapoliert. Diesbezüglich wird im biomedizinischen Kontext, in Untersuchungen an additiv gefertigten Gitterstrukturen, standardmäßig die Belastungsamplitude, die bei 10^6 Lastwechsel erreicht wird, als Langzeitfestigkeit angenommen [92].

6.2 Methoden zur Charakterisierung des Schädigungsverhaltens

Die Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens erfolgte im Rahmen dieser Arbeit global durch Auswertung der Maschinendaten und lokal unter Anwendung verschiedener *in-situ* sowie *ex-situ* Mess- und Analysemethoden. *In-situ*, d.h. während der Versuchsdurchführung, wurden die DIC, die Temperaturfeldmessung sowie die Gleichstrompotentialmethode zur Charakterisierung des Schädigungsverhaltens angewandt. *Ex-situ*, d.h. im Anschluss an die Experimente, erfolgte die Identifizierung der zugrundeliegenden Schädigungsmechanismen mittels Schliffbildanalyse.

6.2.1 Digitale Bildkorrelationstechnik

Für die Anwendung der DIC wurden die zu untersuchenden Probenoberflächen vor Versuchsbeginn mit einem Specklemuster versehen. Die Aufnahme des Verformungsverhaltens erfolgte mit 12 MP Kameras lastwechselgesteuert über ein Fulcrum Modul der Firma isi-sys (Kassel, Deutschland).

Hinsichtlich der Generierung einer ausreichenden Datenmenge bei gleichzeitiger ressourcenschonender Anwendung wurde die Aufnahmefrequenz an die zu erwartende Bruchschwingspielzahl angepasst. Daher resultierten unterschiedliche Aufnahmefrequenzen in Abhängigkeit des Belastungshorizonts (Bereich I: ein Bild alle 250 Lw und Bereich II: ein Bild alle 500 Lw). Die Kameras wurden so positioniert, dass die Gitterstruktur möglichst groß aufgelöst wurden, wodurch eine Auflösung von 100 Pixel/mm bis 133 Pixel/mm resultierte. Das lokale Dehnungsfeld auf der Probenoberflächen wurde aus den aufgenommenen Bilddaten mittels *Vic-2D Version 6.0.6* berechnet. Die Prüfaufbauten sowie weitere Parameter zur DIC-Auswertung sind in Kapitel 5 beschrieben.

6.2.2 Temperaturfeldmessung

Bei der Thermografie handelt es sich um ein berührungsloses, kamerabasiertes, optisches *in-situ* Messverfahren zur Bestimmung von Temperaturfeldern auf der Probenoberfläche. Mit Hilfe einer Infrarot-Thermografiekamera lassen sich Temperaturerhöhungen in Echtzeit charakterisieren, die bei plastischer Verformung, Dehnungslokalisierung und/oder Phasenumwandlungen auftreten [198]. Da sich diese Methode bereits bei soliden Proben bewährt hat [140], wird deren Anwendbarkeit auf Gitterstrukturen im Rahmen dieser Arbeit untersucht. Dafür wurden die Versuchsaufbauten durch eine Temperaturfeldmessung mit Hilfe der Infrarotkamera *VarioCam® HD* der Firma InfraTec (Dresden, Deutschland) ergänzt (siehe Abbildung 5.1, 5.9 und 5.14). Um eine Temperaturerhöhung so rauschfrei wie möglich messen zu können, wurden die Probenoberseiten im Vorfeld geschwärzt. Zusätzlich wurde der Kamerakopf so nah wie möglich an die Proben montiert. Bedingt durch die Prüfmaschinen und die Versuchsaufbauten ergaben sich Abstände zwischen der Probenoberfläche und der Kameralinse von 75 mm bei den Druckversuchen, 25 mm bei den Biegeversuchen und 120 mm bei den Torsionsversuchen. Die Aufnahmefrequenzen wurden zwischen 1 Hz und 5 Hz variiert.

Die Auswertung des Temperaturfeldes erfolgte in *IRBIS Version 3.1* der Firma InfraTec (Dresden, Deutschland). Dabei lag die Identifizierung einer möglichen Temperaturerhöhung lokal auf den Gitterstäben im Fokus der Untersuchungen. Im Detail wurde ein Temperaturanstieg, ΔT_i , unter Anwendung der maximalen Temperatur in ausgewählten Stegen, $T_{\max,i}$, sowie unter Berücksichtigung zweier Referenzpunkte, T_{P1}, T_{P2} , mit Hilfe der Gleichung 6.4 ermittelt.

$$\Delta T_i = T_{\max,i} - 0,5 \cdot (T_{P1} + T_{P2}) \quad (6.4)$$

Die Referenzpunkte befanden sich auf der Probe, allerdings außerhalb der Gitterstruktur, z.B. im Übergang zwischen Gitterstruktur oder im Einspann- oder Auflagebereich (siehe Abbildung 6.2) und somit dort wo eine geringe Beanspruchung erwartet wurde. Die Ermittlung der maximalen Temperaturen erfolgten durch Auswertung von Linien, die manuell über die auszuwertenden Stege gelegt wurden.

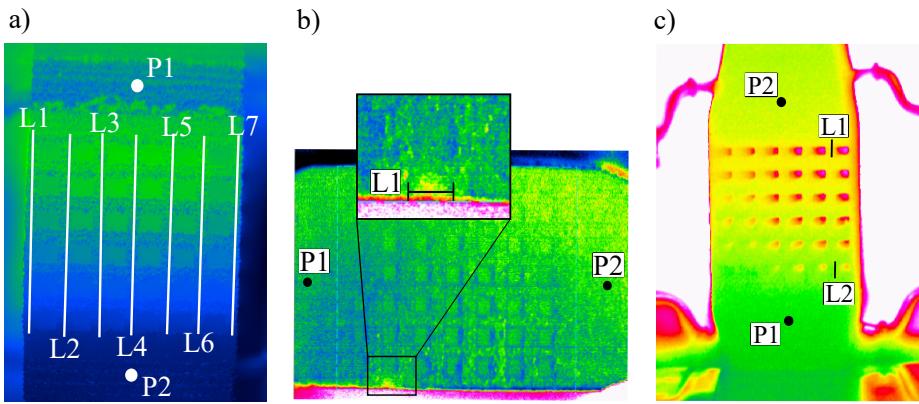


Abbildung 6.2: Exemplarische Darstellung des Auswertebereichs bei der Temperaturfeldmessung an drei verschiedenen Versuchsproben
a) Druckprobe, b) Biegeprobe, c) Torsionsprobe

6.2.3 Gleichstrompotentialmethode

Bei der Gleichstrompotentialmethode wird ein konstanter Strom, I , in die Probe eingeleitet und die Potentialdifferenz, U_{pot} , an definierten Punkten abgegriffen. Das Prinzip beruht auf dem Ohm'schen Gesetz, nach dem der elektrische Widerstand mit dem Risswachstum aufgrund der Verringerung des Probenquerschnitts steigt [118, 199].

Für die experimentelle Ermittlung der Potentialdifferenz wurden Lötstifte mittels Punktschweißen an die Versuchsproben angebracht. Die Potentialabgriffspunkte sind in Abbildung 6.3 exemplarisch für die Druck-, Biege- und Torsionsproben gezeigt. Für die Messung der Potentialdifferenz wurden die Lötstifte über $1,5 \text{ mm}^2$ Elektrokabel bei der Stromeinleitung und über $0,75 \text{ mm}^2$ Elektrokabel bei der Stromabnahme mit dem Rissfortschrittsmessgerät *DCM-2* der Firma MATELECT LTD (Harefield, Großbritannien) verbunden und in den experimentellen Aufbau eingebunden. Die Höhe des Stroms lag bei allen Versuchen bei 6 A.

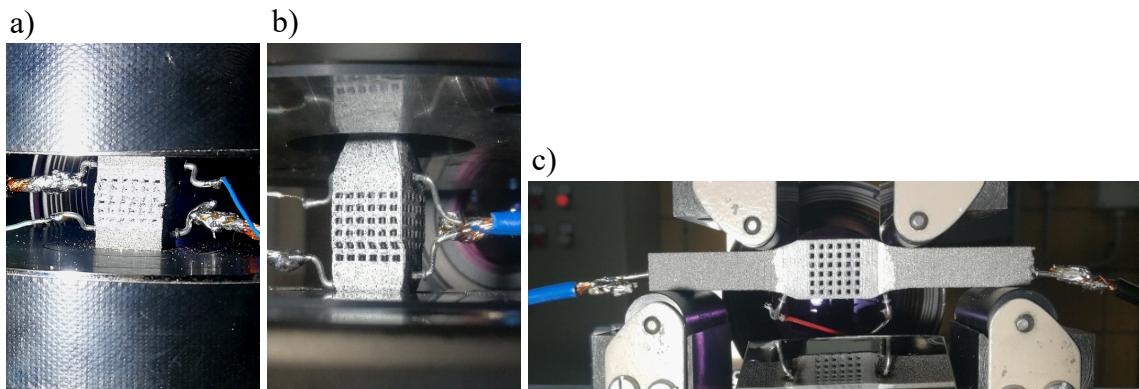


Abbildung 6.3: Messung der Potentialdifferenz an einer: a) Druck-, b) Torsions- und c) Biegeprobe

6.2.4 Schliffbildanalyse

Die Schliffbildanalyse ist eine zerstörende Prüfung, die zur Identifizierung der zugrundeliegenden Schädigungsmechanismen der untersuchten Gitterstrukturen angewandt wurde. Hierfür wurden ausgewählte Versuche bis zu einem zuvor definierten Abbruchkriterium geprüft und anschließend metallographisch aufbereitet, mit dem Ziel, Risse bzw. Rissinitiierungsorste zu detektieren. Als Abbruchkriterien wurden Potentialdifferenzanstiege, ΔU_{pot} , genutzt, die in Abhängigkeit der untersuchten relativen Dichtegruppe sowie der Versuchsart in Tabelle 6.3 gelistet sind. Aus den DIC-Auswertungen der vorangegangenen Ermüdungsversuchen wurden versagenskritische Bereiche ermittelt. Die Bereiche beschreiben Orte, die eine hohe Beanspruchung aufweisen und anhand von Dehnungshotspots identifiziert wurden. Anschließend wurden die relevanten Bereiche bzw. Probenseiten der Gitterstrukturen mit dem Präzisionstrenner *IsoMet Low Speed* der Firma Buehler (Leinfelden-Echterdingen, Deutschland) abgetrennt und für weitere Untersuchungen in Epoxidharz eingebettet. Die Analyse der Schliffbilder erfolgte nach den erforderlichen Schleif- und Poliervorgängen am Digitalmikroskop *KH-7700* der Firma Hirox (Limonest, Frankreich).

Tabelle 6.3: Verwendete Potentialdifferenzanstiege zum Stoppen der Ermüdungsversuche an den Gitterstrukturen unter Druck-, Biege- und Torsionslast

rel. Dichte	Potentialdifferenzanstieg ΔU_{pot} unter		
	Druck	Biegung	Torsion
0,5	0,065 mV	0,025 mV	0,5 mV
0,4	0,152 mV	0,1 mV	0,5 mV
0,3	0,35 mV	0,05 mV	0,2 mV

6.3 Ermüdungsverhalten unter axialem Drucklast

Die Ermüdungsuntersuchungen unter axialem Drucklast erfolgten in drei verschiedenen Untersuchungsgruppen an insgesamt sieben unterschiedlichen Gitterdesignvarianten. Dadurch konnten die Einflussfaktoren relative Dichte, Stegbreite und Fertigung auf das Ermüdungsverhalten untersucht werden.

6.3.1 Einflussgrößen auf die Ermüdungslebensdauer

Die Ergebnisse der Ermüdungsversuche sind in Abbildung 6.4 als normierte und absolute Wöhlerkurven dargestellt. Erwartungsgemäß sinken die absoluten Belastungsamplituden mit abnehmender relativer Dichte der getesteten Gitterstrukturen, Abbildung 6.4a und c.

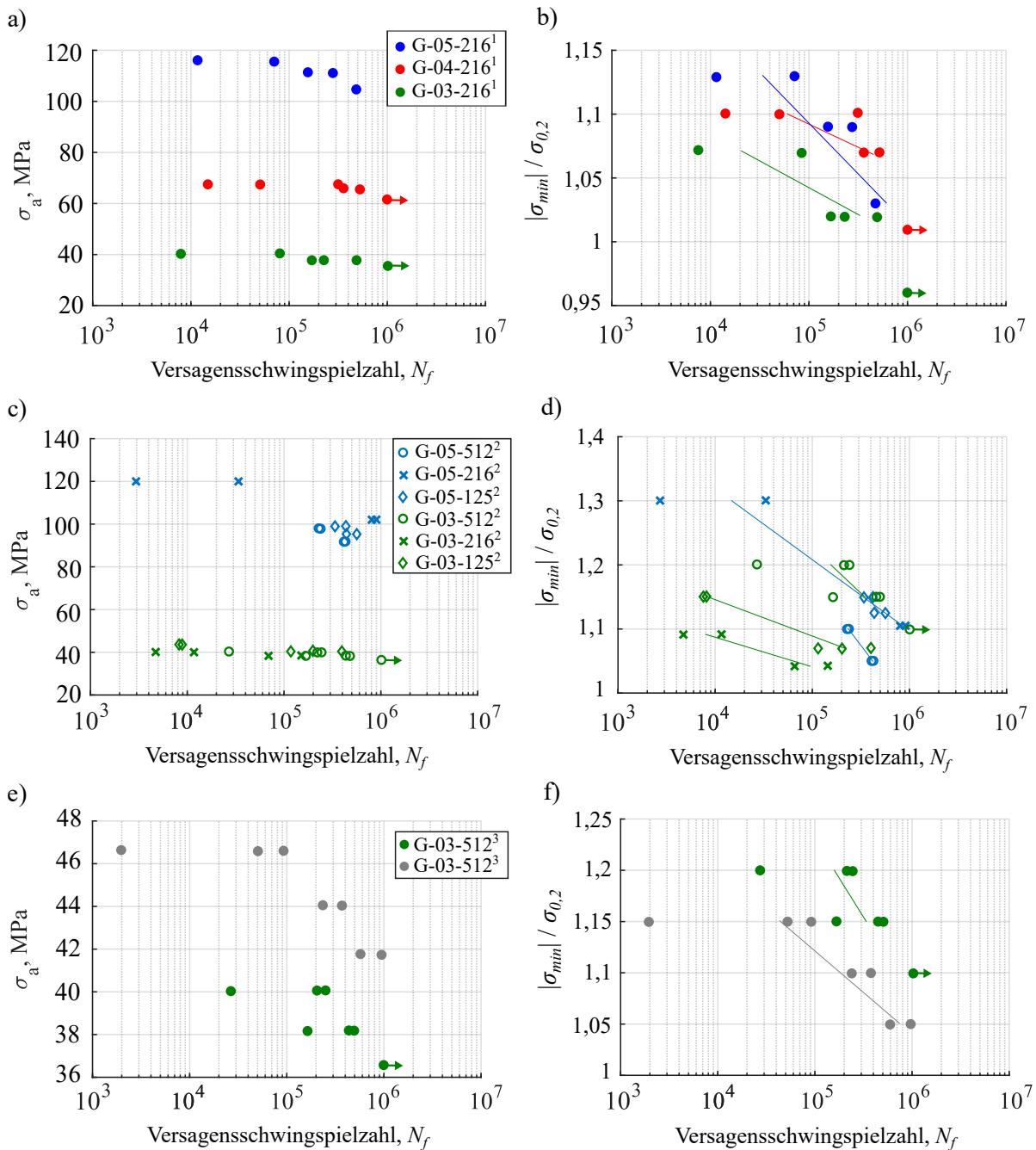


Abbildung 6.4: Auswertung der zyklischen Druckversuche als absolute (links) und normierte (rechts) Wöhlerkurven für die Untersuchungsgruppe a-b) eins, c-d) zwei und e-f) drei

Die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 verfügen demnach über die höchste Widerstandsfähigkeit gegen Ermüdungsversagen durch Drucklast. Durch die Normierung der Beanspruchungsamplituden zeigen die Untersuchungsergebnisse auch weiterhin eine Abhängigkeit und fallen nicht in einem Streuband zusammen, Abbildung 6.4b,d.

Die Idee hinter der Normierung besteht in der alleinigen Darstellung der Versuchsergebnisse in Abhängigkeit des Einheitszellendesigns, was *Yavari* et al. in den Untersuchungen an PBF-LB/M gedruckten TiAl6V4 Gitterstrukturen [137, 200] zeigen konnten. Doch die in der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen an derselben Gitterdesignvariante, Abbildung 6.4e,f, führten zu unterschiedlichen normierten Wöhlerkurven, weshalb neben dem Einheitszellendesign weitere Einflussfaktoren vermutet werden. Zur Quantifizierung der Versuchsergebnisse wurden die normierten Versuchsdaten für jede untersuchte Gitterdesignvariante mit der Potenzfunktion aus Gleichung 6.1 approximiert. Die Ergebnisse der analytischen Auswertung sind in Tabelle 6.4 zusammengefasst. Damit konnten zusätzlich die normierten sowie absoluten einsatzrelevanten Langzeitfestigkeiten bei 10^6 Lastwechsel extrapoliert werden.

Tabelle 6.4: Analytische Auswertung der Versuchsergebnisse druckbelasteter Gitterstrukturen sowie Extrapolation der Langzeitfestigkeit bei 10^6 Lastwechsel

Design	relative Dichte	Analytischer Fit	Lasthorizont bei 10^6 Lw	Langzeitfestigkeit, σ_a
				bei 10^6 Lw
G-03-216 ¹	0,3	$1,22 \cdot N^{-0,013}$	$1,02 \sigma_{0,2}$	38,87 MPa
G-04-216 ¹	0,4	$1,39 \cdot N^{-0,02}$	$1,06 \sigma_{0,2}$	66,11 MPa
G-05-216 ¹	0,5	$1,69 \cdot N^{-0,037}$	$1,01 \sigma_{0,2}$	103,94 MPa
G-03-512 ²	0,3	$2,24 \cdot N^{-0,052}$	$1,09 \sigma_{0,2}$	36,64 MPa
G-03-216 ²	0,3	$1,28 \cdot N^{-0,018}$	$0,99 \sigma_{0,2}$	35,99 MPa
G-03-125 ²	0,3	$1,39 \cdot N^{-0,021}$	$1,04 \sigma_{0,2}$	40,90 MPa
G-05-512 ²	0,5	$3,00 \cdot N^{-0,081}$	$0,98 \sigma_{0,2}$	85,33 MPa
G-05-216 ²	0,5	$1,95 \cdot N^{-0,042}$	$1,09 \sigma_{0,2}$	97,85 MPa
G-05-125 ²	0,5	$3,16 \cdot N^{-0,079}$	$1,06 \sigma_{0,2}$	89,25 MPa
G-03-512 ³	0,3	$2,24 \cdot N^{-0,052}$	$1,09 \sigma_{0,2}$	36,64 MPa
G-03-512 ³	0,3	$1,62 \cdot N^{-0,032}$	$1,04 \sigma_{0,2}$	44,27 MPa

Zur Identifizierung der Einflussgrößen auf das Ermüdungsverhalten druckbelasteter Gitterstrukturen erfolgte in Anlehnung an *Benedetti* et al. [12] eine Auswertung der ermittelten absoluten, $\sigma_a(10^6 \text{ Lw})$, bzw. normierten Langzeitfestigkeiten, $|\sigma_{min}|(10^6 \text{ Lw})/\sigma_{0,2}$, in Abhängigkeit der relativen Dichte, ρ , sowie der Stegbreite, S_b , Abbildung 6.5.

Für die extrapolierten absoluten Langzeitfestigkeiten zeigt sich für die untersuchten Gitterstrukturen ein Anstieg mit zunehmender relativer Dichte, Abbildung 6.5a. Dieser Zusammenhang lässt sich sehr gut mit einer Potenzfunktion approximieren. Entgegen der in [12] und in Abbildung 2.13 gezeigten Abhängigkeit der extrapolierten normierten Langzeitfestigkeiten, zeigen die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Gitterstrukturen keinen abnehmenden Trend mit sinkender relativer Dichte, Abbildung 6.5b. Dies verdeutlicht, dass der Einfluss der relativen Dichte auf das Verformungsverhalten der getesteten Strukturen bereits im quasi-statischen Versuch durch die Offsetspannung erfasst wurde.

Während in den quasi-statischen Versuchen ein Einfluss der Stegbreite auf die Grenztragfestigkeit identifiziert wurde, ist deren Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit marginal. Innerhalb einer relativen Dichtegruppe zeigt sich eine minimale Zunahme der absoluten Langzeitfestigkeit mit zunehmender Stegbreite, Abbildung 6.5c. Im Vergleich zur relativen Dichte ist dieser aber vernachlässigbar.

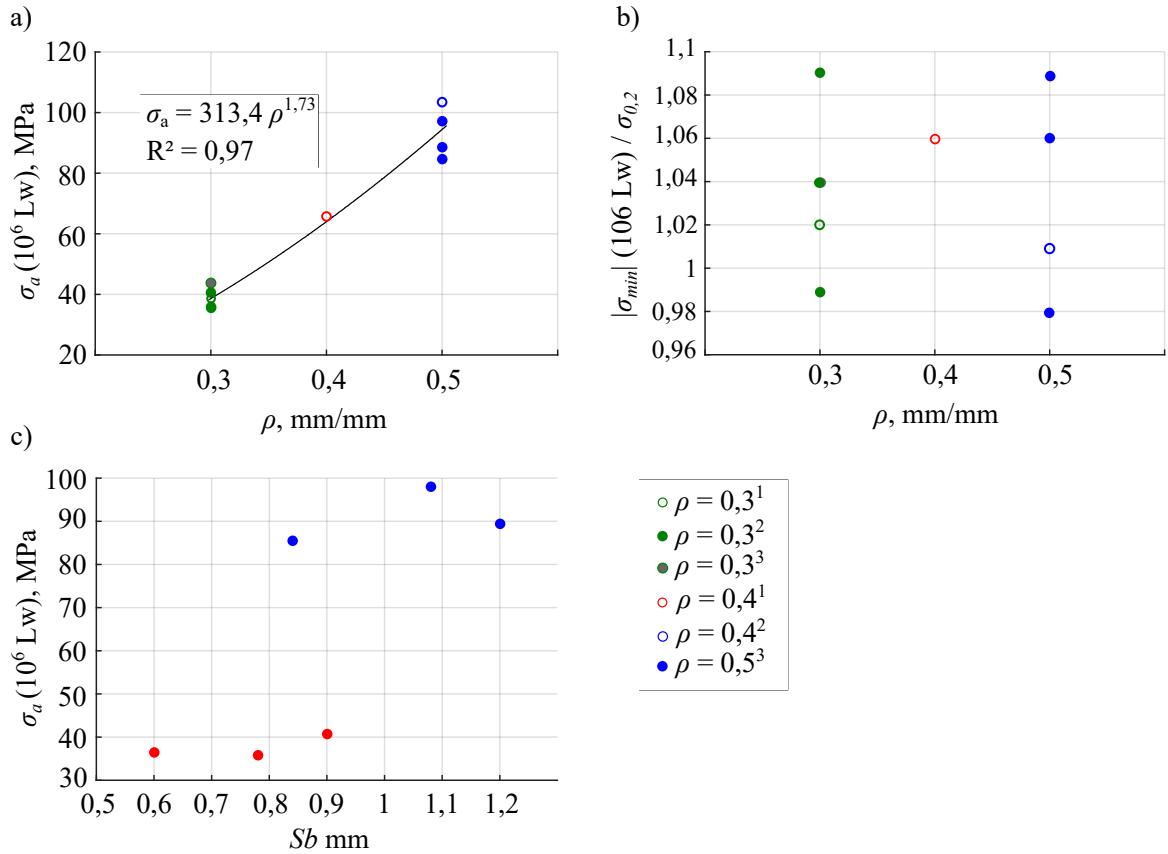


Abbildung 6.5: Einflüsse auf das Ermüdungsverhalten im Druckversuch: a) Einfluss der relativen Dichte auf die extrapolierten Langzeitfestigkeitsamplituden, b) Einfluss der relativen Dichte auf die extrapolierte normierte Langzeitfestigkeit und c) Einfluss der Stegbreite auf die extrapolierte absolute Langzeitfestigkeit

Während die relative Dichte als Haupteinflussfaktor auf die Ermüdungsfestigkeit angesehen werden kann, wurde in *Radlof et al.* [185] die Fertigung als weiterer Einflussfaktor identifiziert, Abbildung 6.4e-f. Im Detail führten unterschiedliche Fertigungen zu unterschiedlichen Stegbreiten und Mikrostrukturen, die letztlich für die unterschiedlichen Ermüdungsfestigkeiten verantwortlich waren. Eine genaue Verantwortlichkeit konnte allerdings nicht festgestellt werden. Doch generell zählen die beiden quantifizierten Abweichungen zu den bisher bekanntesten fertigungsbedingten Imperfektionen, die die Ermüdungseigenschaften beeinflussen [5, 12].

Bei den in der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen fallen die ermittelten normierten Belastungshorizonte auf, die mit $0,98$ bis $1,09 \times \sigma_{0,2}$ größtenteils oberhalb der im quasi-statischen Versuch ermittelten Offsetspannungen liegen. Dennoch tritt das Probenversagen im Zeitfestigkeitsbereich auf. *Yavari* et al. detektierten in ihren Untersuchungen an ebenfalls kubischen Gitterstrukturen [200] kein Ermüdungsversagen bis 10^6 Lw bei einer maximalen Belastung von $0,8 \times \sigma_{0,2}$. Sie begründeten ihre Entdeckungen damit, dass eine zyklische axiale Druckbelastung innerhalb der kubischen Gitterstrukturen lediglich Druckbeanspruchungen hervorrufen, während andere Einheitszellentypen neben der Druckbeanspruchung eine gewisse Biegebeanspruchung erfahren. Diese Überlagerung führt lokal an den Gitterstäben neben Druck- auch zu Zugspannungen. Es ist bekannt, dass Druckspannungen eine wichtige Rolle beim Ermüdungsrisswachstum spielen [134]. Im Allgemeinen können Druckspannungen ein Rissenschließen verursachen und damit das Ermüdungsrisswachstum verzögern. Dies erschwert somit das Risswachstum in Gitterstäben bzw. Gitterstrukturen, die überwiegend auf Druck belastet werden. Im Gegensatz dazu wachsen die Ermüdungsrisse in Gitterstrukturen, die auf andere Einheitszellendesigns basieren, deutlich schneller. Der Grund hierfür sind die aus den zusätzlichen Biegeeffekten resultierenden Zug- und Druckspannungen. Da die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Strukturen mit Belastungen oberhalb der Offsetspannungen dennoch Lebensdauern im Zeitfestigkeitsbereich aufweisen, wird im Folgenden vor allem das lokale Ermüdungsverhalten genauer analysiert.

6.3.2 Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens

Die Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens erfolgte global durch Auswertung des Dehnungsverlaufs sowie einer Potentialdifferenzmessung und lokal durch Analyse des lokalen Dehnungsfeldes auf der Probenoberfläche sowie einer Temperaturfeldmessung.

Dehnungsverlauf und Potentialdifferenzmessung im Druckversuch

Wie bereits aus Kapitel 2.3.2 bekannt, ermöglicht die Dehnungsverlaufsanalyse grundsätzlich eine Ermittlung der drei Lebensdauerphasen: Rissentstehung, stabiler Rissfortschritt und Restbruch. Nach *Boniotti* et al. [135] kann der Bereich des stabilen Rissfortschritts (Bereich II) mit Beginn der Rissinitiierung detektiert werden. Im Detail wird in [135] eine Methode beschrieben, wie anhand des Dehnungsverlaufs zunächst die Rissinitiierung detektiert und anschließend die Versagensschwingspielzahl ermittelt werden kann. Während diese Methode in *Polley* et al. [201] für EBM TiAl6V4 Gitterstrukturen bestehend aus Gyroideinheitszellen angewandt wurde, kann sie im Rahmen dieser Arbeit nicht genutzt werden. In der Vorgehensweise wird zunächst eine annähernd horizontale Linie durch die anfänglichen konstanten Dehnungsamplituden zum Versuchsbeginn gelegt. Eine Erhöhung dieser Linie um 1 %, sowie deren anschließender Schnittpunkt mit der Dehnungskurve, kennzeichnet die Schwingspielzahl bei Rissinitiierung.

Im Gegensatz zu den in [201] untersuchten Gyroidstrukturen, zeigen die in der vorliegenden Arbeit untersuchten kubischen Gitterstrukturen mit sofortigem Beginn des Ermüdungsversuch einen kontinuierlichen Anstieg der Dehnungsamplitude, Abbildung 6.6. Wird dennoch eine Gerade durch die allerersten Dehnungswerte gelegt, ergibt sich nach einem 1-prozentigen Anstieg ein sofortiger Schnittpunkt im darauffolgenden Lastwechsel. Dies zeigt entweder, dass die untersuchten kubischen Gitterstrukturen bereits innerhalb der ersten Lastwechsel eine Rissinitiierung erfahren, was aufgrund der hohen Belastungsamplituden durchaus denkbar ist, oder diese Methode eignet sich nicht für alle Einheitszellentypen. Diese Erkenntnisse lassen allerdings auch die Schlussfolgerung zu, dass aufgrund der hohen Maximallasten, lokale plastische Verformungen hervorgerufen wurden, die einen sofortigen und kontinuierlichen Anstieg der Dehnungsamplituden bewirkten. Allerdings zeigen alle untersuchten Proben in den ersten Lastwechselzahlen einen etwas flacheren Anstieg der in einen steileren Anstieg übergeht, was einen Schädigungsfortschritt mit ansteigender Lebensdauer zeigt. Der Übergang ist allerdings nicht klar definiert oder quantifizierbar, wurde aber dennoch manuell in Abbildung 6.6a-c eingetragen. Der Übergang vom Bereich II, dem stabilen Rissfortschritt, zum Bereich III, dem Restbruch ist visuell gut erkennbar. Er ist durch einen rapiden Anstieg der Dehnungsamplituden gekennzeichnet.

Auffällig ist der in Abbildung 6.6a dargestellte Kurvenverlauf für die Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5 auf dem $1,13 \times \sigma_{0,2}$ Horizont. Für diese Probe ist ein deutlich steilerer Anstieg im Bereich II erkennbar. Hervorgerufen wird dieses Verhalten durch die hohe Belastungsamplitude, die offensichtlich zu einem schnellen Dehnungsanstieg mit vorzeitigem Probenversagen führte.

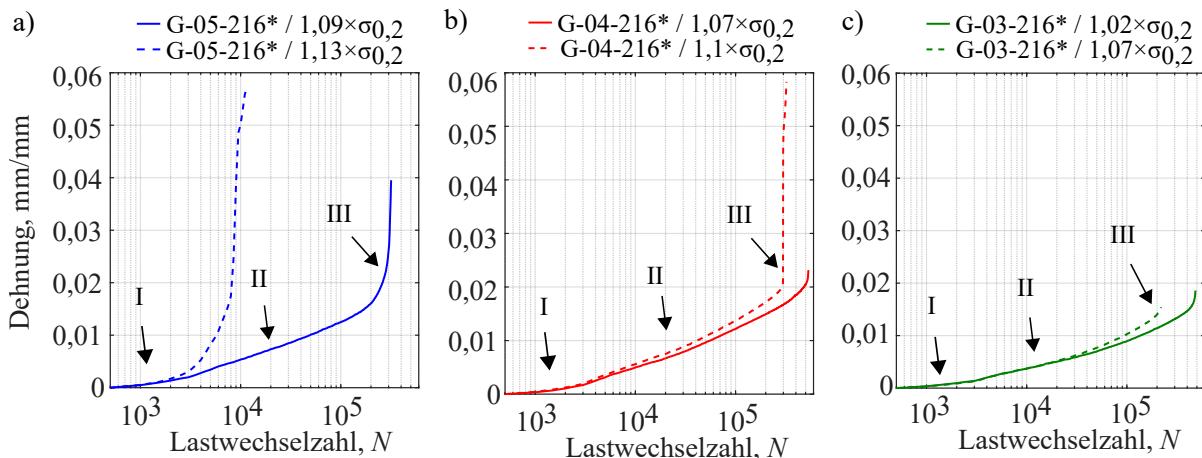


Abbildung 6.6: Dehnungsentwicklung im Ermüdungsversuch unter Druckbelastung auf unterschiedlichen Lasthorizonten exemplarisch für Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von: a) 0,5; b) 0,4 und c) 0,3

Zur Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens wurde die Potentialdifferenzmessung im Rahmen der Untersuchungsgruppe eins angewandt. Bei einer einheitlichen Stromstärke von 6 A resultierte im unbelasteten Zustand eine initiale Potentialdifferenz im Mittel von 2,3 mV für Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5, 3,6 mV für Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,4 und 5,6 mV für Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,3. Im Folgenden wurden die Anfangswerte genutzt und der Anstieg der Potentialdifferenz in Abhängigkeit der Lastwechselzahl bzw. der Lebensdauer ausgewertet. Diesbezüglich zeigt Abbildung 6.7 die Potentialdifferenzkurven exemplarisch für je eine Probe von einer relativen Dichtegruppe zusammen mit deren Dehnungsentwicklungen. Grundsätzlich konnte in allen gültigen Versuchen ein Anstieg der Potentialdifferenz über den gesamten Versuchsablauf gemessen werden. Auffällig ist dabei der sofortige Anstieg der relativen Potentialdifferenz zu Versuchsbeginn, der mit abnehmender relativer Dichte der Gitterstrukturen ansteigt. Da ein Anstieg der Potentialdifferenz grundsätzlich mit dem Anstieg des elektrischen Widerstands, infolge einer Verringerung des Probenquerschnitts, korreliert, zeigt dies, dass die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,3 im Vergleich zu den anderen Strukturen die größten strukturellen Änderungen erfährt. Dies kann in der Querschnittsreduzierung der Gitterstäbe bis hin zum Risswachstum begründet liegen. Um das genau zu quantifizieren sind weitere, z.B. bildgebende Analysetechniken, wie die DIC notwendig. Doch generell scheinen die dünneren in Belastungsrichtung ausgerichteten Gitterstäbe der Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,3 die geringste Widerstandsfähigkeit gegen Ermüdungsversagen zu haben, was bereits die Wöhlerkurven in Abbildung 6.4a zeigten. Darüber hinaus zeigen die Potentialdifferenzkurven ein mit den Dehnungskurven qualitativ vergleichbares Verhalten. Weshalb geschlussfolgert wird, dass die Potentialdifferenzanalyse bei den Druckversuchen keinen erheblichen Mehrwert, gegenüber der Dehnungsanalyse, darstellt.

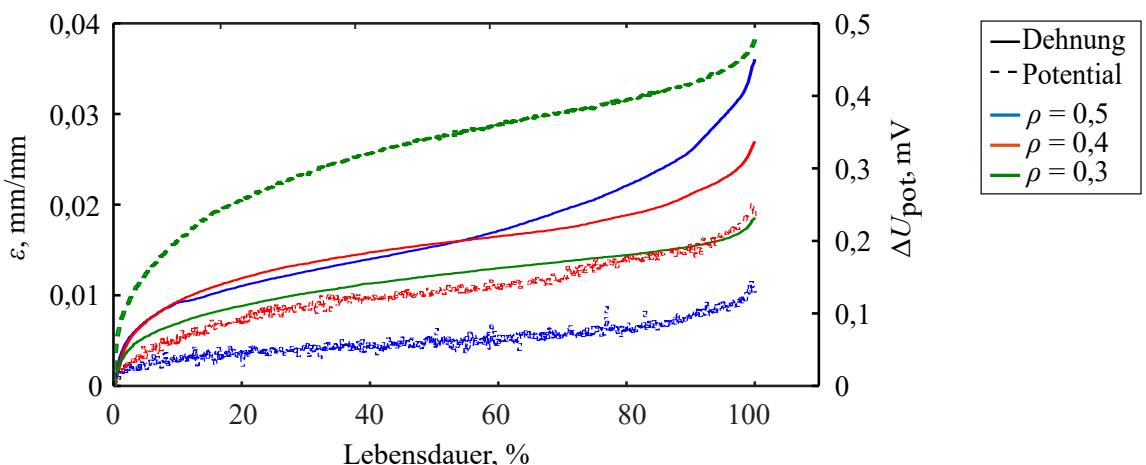


Abbildung 6.7: Exemplarische Darstellung der Potentialdifferenzkurven sowie der Dehnungsverläufe im zyklischen Druckversuch von je einer Probe einer relativen Dichtegruppe

Analyse des Schädigungsverhaltens mittels DIC

Wie bereits erwähnt, lagen die Belastungen im zyklischen Druckversuch bei allen Gitterdesignvarianten oberhalb deren Offsetspannungen. Dies führte bereits innerhalb der ersten Lastwechselzahlen zu einer erheblichen Beanspruchung, die sowohl in der globalen Dehnung als auch in den gemessenen Potentialdifferenzen zu einem sofortigen Anstieg führte, Abbildung 6.7. Aus der DIC-Analyse wird zusätzlich ersichtlich, dass bereits die Erstbelastung bei den Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 zu einer sichtbaren Schädigung verschiedener Stege führte, Abbildung 6.8a. Erkennbar ist dies an den lokalen Dehnungshotspots, die vorrangig an den Übergangsbereichen zwischen den vertikalen und den horizontalen Stegen auftreten. Bei den Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,4 und 0,3 führte die Erstbelastung ebenfalls zu einer Dehnungslokalisierung, jedoch vorrangig entlang der Steglängsachsen vertikaler Stege und nur vereinzelt im Übergang der vertikalen zur horizontalen Stegreihe, Abbildung 6.8a. Die größten Dehnungswerte traten dabei bei den Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 auf und sanken mit abnehmender relativer Dichte. Trotz der hohen Beanspruchung, infolge der Erstbelastung, kam es bei keiner der Strukturen zu einem kompletten Strukturversagen. Vielmehr ertrugen die Gitterstrukturen weitere Lastwechselzahlen, bevor das finale Versagen im Zeitfestigkeitsbereich eintrat.

Das finale Versagensverhalten der getesteten Strukturen unterscheidet sich in Abhängigkeit der untersuchten relativen Dichtegruppe. So zeigen die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,3 und 0,4 ein Schicht-für-Schichtversagen, während sich bei den Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 ein Versagen entlang eines Scherbandes andeutet (gelb markierte Bereiche in Abbildung 6.8b). Die Bildung eines Scherbandes wird bei den entsprechenden Strukturen durch deren Versagensorte begünstigt. Diese lokalisieren sich auf die Übergangsbereiche zwischen den vertikalen und den horizontalen Stegen, wie es bereits durch die Dehnungslokalisierungen infolge der Erstbelastung angedeutet wurde. Zusätzlich konnte bei einer Vielzahl der Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 das Herausbrechen einzelner vertikaler Stege, während des Ermüdungsversuchs, beobachtet werden, wie es exemplarisch in Abbildung 6.8b-gelber Kasten zu sehen ist. Bei den herausgebrochenen Stegen trat das Versagen ebenfalls an den Übergängen zwischen den vertikalen und den horizontalen Stegrielen ein. Im Gegensatz dazu erfolgte das finale Schichtversagen der Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,3 und 0,4, vorrangig durch das Versagen vertikaler Mittenstege im angenäherten 45 Grad Winkel zur Belastungsrichtung und an den Eckstegen am Übergang der vertikalen zu den horizontalen Stegen. Da sich dieses Schädigungsverhalten sehr mit dem unter quasi-statischer Druckbeanspruchung (vgl. Kapitel 5.1.3) ähnelt, lässt dies ein Strukturversagen infolge lokaler plastischer Verformung vermuten.

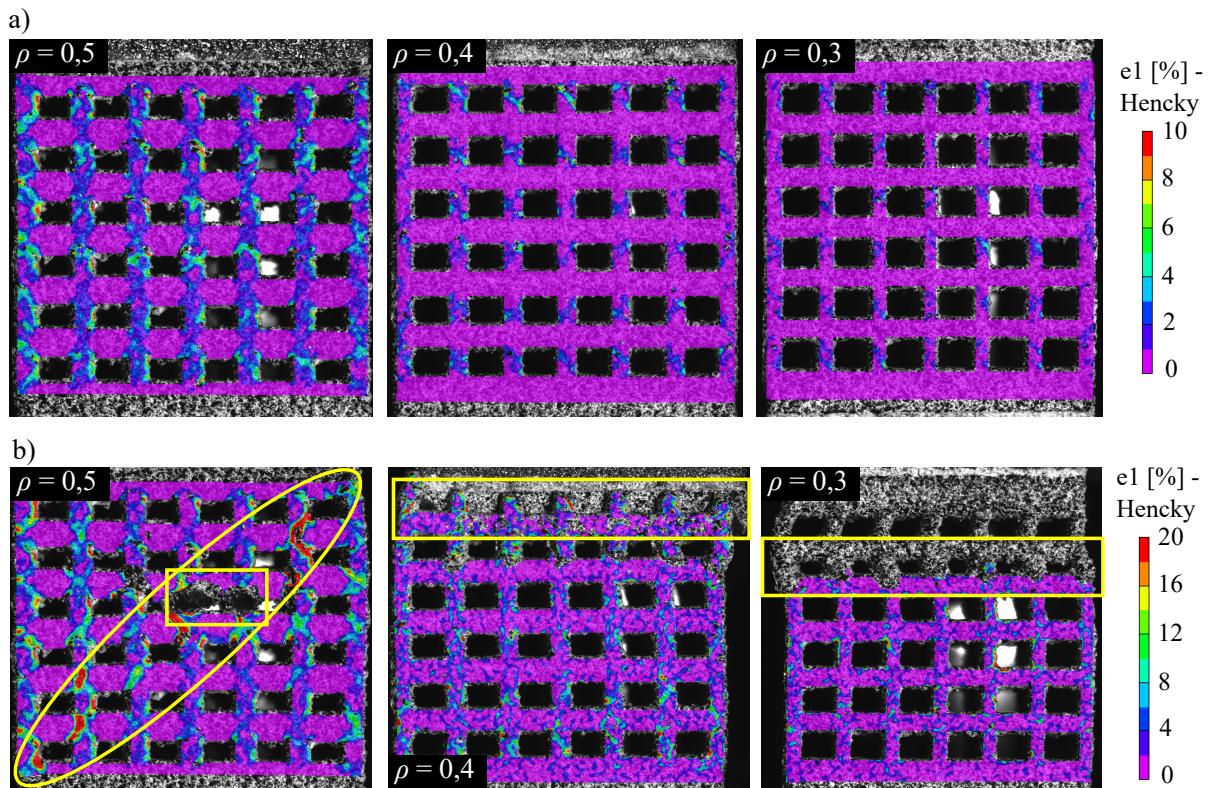


Abbildung 6.8: Schädigungsverhalten der Gitterstrukturen im zyklischen Druckversuch - DIC Dehnungsfelder auf der Probenoberfläche exemplarisch für jeweils eine Gitterdesignvariante mit einer relativen Dichte von 0,5; 0,4 und 0,3: a) Dehnungen infolge der Erstbelastung und b) finales Versagensbild

Bewertung des Schädigungsverhaltens mittels Schliffbildanalyse

Um das Schädigungsverhalten druckbelasteter Gitterstrukturen im Ermüdungsversuch genauer zu untersuchen, wurde je eine Probe von jedem Design der Untersuchungsgruppe eins bei einem Potentialdifferenzanstieg entsprechend der in Tabelle 6.3 gelisteten Werte gestoppt und metallographisch untersucht. Das Ziel war hierbei Potentialdifferenzanstiege zu finden, bei denen bereits Risse bzw. Rissinitiierungen lokal an den Gitterstäben zu sehen sind, um diese bewerten zu können.

Bei allen drei Proben konnten tatsächlich Risse bzw. Rissinitiierungsorte identifiziert werden. Dabei wiesen alle untersuchten Proben die folgenden Eigenschaften auf. Auf der gesamten Probenoberfläche sind kleine Risse ausgehend von der Oberflächenrauheit entlang der vertikal orientierten Stege ersichtlich, Abbildung 6.9a-b. Hierbei kam es, wie bereits aus der Literatur bekannt, zu Spannungskonzentrationen an Oberflächenrauheit, die die Rissinitiierungen begünstigten. Vorrangig bei der Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5, aber auch vereinzelt bei der Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,4 lokalisierten sich weitere Risse im Übergangsbereich zwischen den vertikal und den horizontalen Stegen (Abbildung 6.9c).

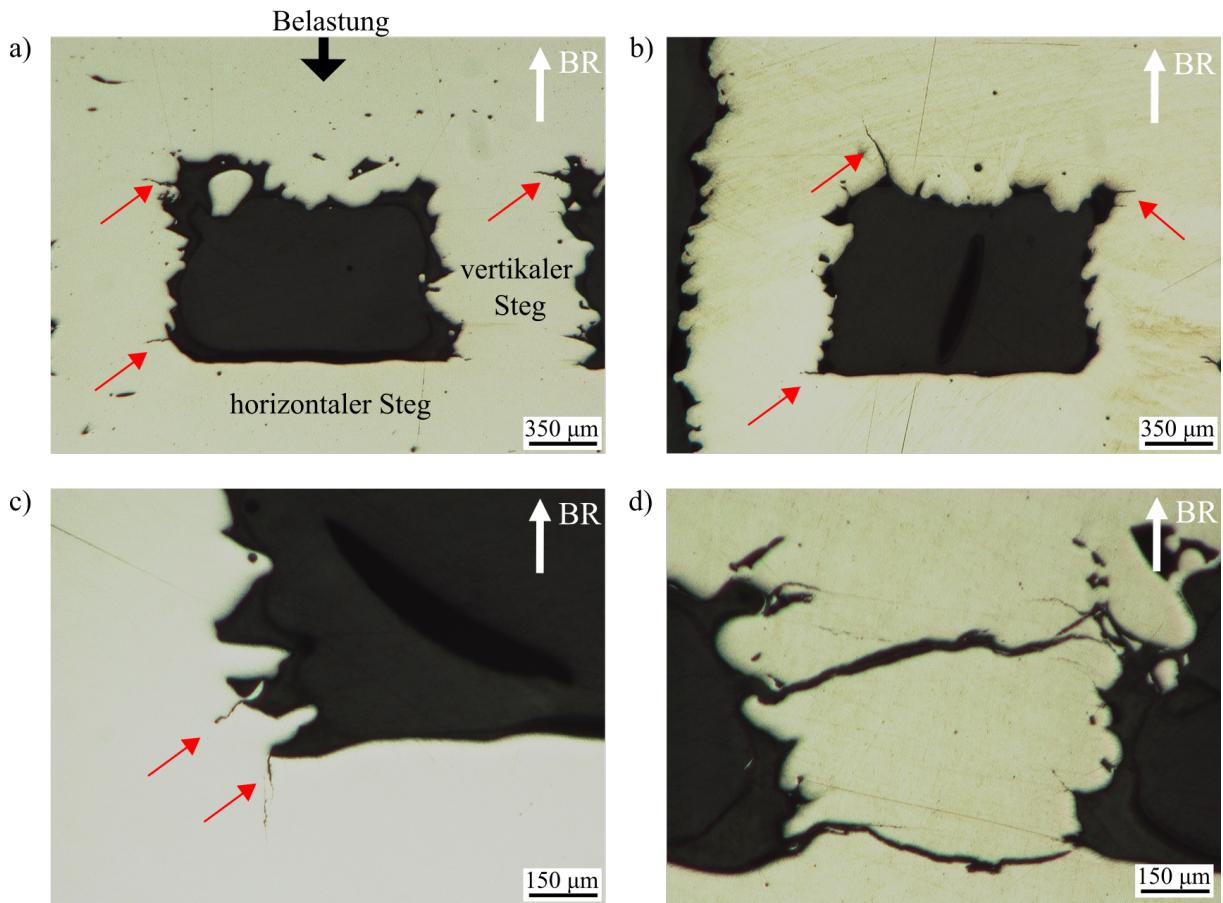


Abbildung 6.9: Risse und Rissinitiierungsorte an verschiedenen zyklisch druckbelasteten Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von a) 0,4; b) 0,3 und c-d) 0,5

Lediglich in der Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5 wurde ein komplett versagter Steg identifiziert, Abbildung 6.9d. Dieser Steg ist durch zwei Risse gekennzeichnet. Erstens: entlang des Übergangs zwischen dem vertikal und den horizontal orientiertem Steg, senkrecht zur Belastungsrichtung und Zweitens: entlang der Steglängsachse in einem Winkel von ca. 20 Grad.

Anhand der Vielzahl kleiner identifizierter Risse im Übergangsbereich der vertikalen und den horizontalen Stegen in allen untersuchten Gitterstrukturen kann geschlussfolgert werden, dass es sich bei den in der DIC identifizierten Dehnungshotspots tatsächlich um Risse handelt.

Temperaturfeldmessung im Druckversuch

Abbildung 6.10 zeigt den Temperaturverlauf aller sieben in Belastungsrichtung ausgerichteten Gitterstäbe exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3. Besonders auffällig ist der steile Temperaturanstieg der unmittelbar mit dem steilen Anstieg der Potentialdifferenz zum Versuchsbeginn korreliert, Abbildung 6.10a. Begründet ist dies vermutlich in der hohen Belastungsamplitude, die oberhalb der Offsetspannung der untersuchten Gitterstruktur liegt und bereits zu Beginn des Versuchs eine Plastifizierung im Material bewirkt. Im fortlaufenden Versuch sinken die Temperaturen in allen Gitterstäben, sinken allerdings nicht unter deren Startwerte. Einerseits deuten die Temperaturen, die über den initialen Starttemperaturen liegen, auf eine bleibende Schädigung infolge der Erstbelastung. Und andererseits scheinen die Gitterstrukturen dennoch die hohen Druckspannungen infolge der Erstbelastung über die Versuchsdauer zu kompensieren, was an dem generellen Absinken der Temperaturen erkennbar ist. Ab ca. 98 % Lebensdauer ist ein leichter Anstieg im Temperaturverlauf sichtbar, Abbildung 6.10b. Da dieser Anstieg ebenfalls in der Potentialdifferenzkurve auftritt, ist dies ein guter Indikator auf die bevorstehende Strukturschädigung. Es folgt eine Temperaturspitze ganz am Endes des Versuchs, die mit dem Versagen einer ganzen Stegreihe korreliert, Abbildung 6.10b und c-II.

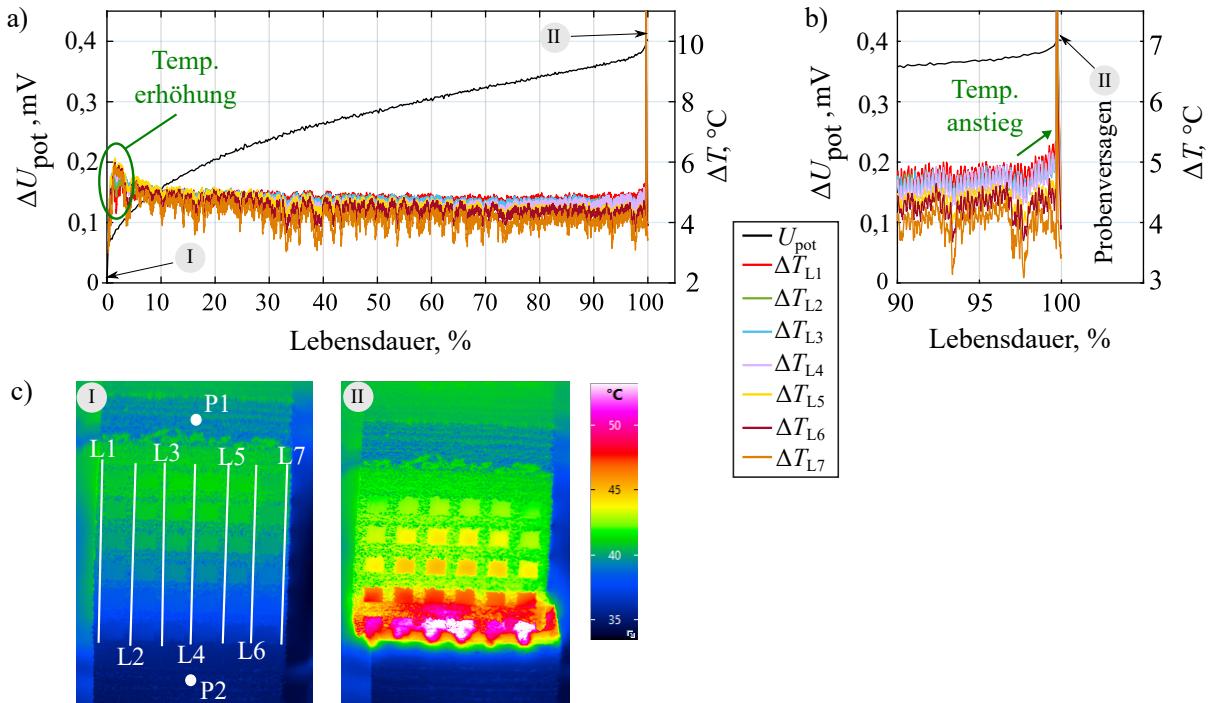


Abbildung 6.10: Analyse des lokalen Ermüdungsverhaltens unter zyklischer Drucklast mittels Thermografie exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3: a) Änderung der Potentialdifferenz sowie des Temperaturverlaufs an der Probenoberfläche in Abhängigkeit der Ermüdungslebensdauer, b) Ausschnitt der Potentialdifferenz/Temperatur-Lebensdauer-Kurve aus a) und c) Temperaturfeldmessungen an der Gitterstruktur zu unterschiedlichen Lebensdauern

Die exemplarisch gezeigte Temperaturauswertung ist für alle untersuchten Gitterstrukturen vergleichbar. Während die DIC sehr gut Orte maximaler Beanspruchung zeigt, kann in der Temperaturfeldmessung lediglich eine globale Beanspruchung anhand des Temperaturverlaufs sowie eine sehr ungenaue Darstellung des Schädigungsverhaltens abgebildet werden. Lokale Versagensorte werden daher lediglich mit der DIC in gewünschter Auflösung dargestellt. Ein weiterer Nachteil der Temperaturfeldmessung ist deren *ex-situ* Auswertung. Im Vergleich dazu ermöglichen die globalen Dehnungs- sowie Potentialdifferenzmessungen Aussagen zum Schädigungsverhalten der untersuchten Gitterstrukturen direkt während des Versuchsablaufs. Aus diesem Grund ist für die Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens sowie der Ermüdungsschädigung druckbelasteter Gitterstrukturen die Dehnungs- oder Potentialdifferenzmessung in Kombination mit der DIC zu bevorzugen.

6.4 Ermüdungsverhalten unter Vierpunktbiegebelastung

Die Ermüdungsuntersuchungen erfolgten unter Vierpunktbiegebelastung an insgesamt neun verschiedenen Gitterdesignvarianten auf den in Tabelle 6.2 zusammengefassten Belastungshorizonten. Abweichend zu den Druckversuchen wurde in den Biegeversuchen das Biegemoment bzw. dessen Amplitude als Beanspruchungsgröße gewählt.

6.4.1 Einflussgrößen auf die Ermüdungslbensdauer

Die Ergebnisse der Ermüdungsversuche sind in Abbildung 6.11 als absolute sowie normierte Wöhlerkurven für alle neun untersuchten Designvarianten dargestellt. Eine differenzierte Darstellung der Untersuchungsergebnisse hinsichtlich der drei relativen Dichtegruppen ist im Anhang in Abbildung A.23 gegeben. Der Einfluss der relativen Dichte auf die Belastungssamplituden ist jedoch bereits in der Gesamtübersicht in Abbildung 6.11a ersichtlich. Wie bei den Druckversuchen sinkt die absolute Belastungssamplitude mit abnehmender relativer Dichte. Ebenfalls wie bei den Druckversuchen verfügen die Gitterstrukturen mit der größten relativen Dichte über die größte Widerstandsfähigkeit aber diesmal gegenüber einer Biegebeanspruchung. Durch die Normierung der maximalen Biegemomente auf die im quasi-statischen Biegeversuch ermittelten maximalen Biegemomente fallen die Versuchsergebnisse nicht in einem Streuband zusammen, Abbildung 6.11b. Dies bedeutet, dass neben dem Einheitszellentyp weitere Einflussfaktoren auf die Ermüdungsfestigkeit vorliegen. Um diese quantifizieren zu können, wurden die Parameter der analytischen Gleichung in 6.2 ermittelt, mit denen die Versuchsergebnisse am besten approximiert werden konnten. Die Ergebnisse der analytischen Fits sind in Tabelle 6.5 für alle neun untersuchten Gitterdesignvarianten zusammengefasst. Mit der analytischen Gleichungen, wurden wie bei den Druckversuchen, die normierten, $M_{\max}(10^6 \text{ Lw})/M_{b,\max}$, und absoluten, $M_{b,a}(10^6 \text{ Lw})$, einsatzrelevanten Langzeitfestigkeiten bei 10^6 Lastwechsel bestimmt.

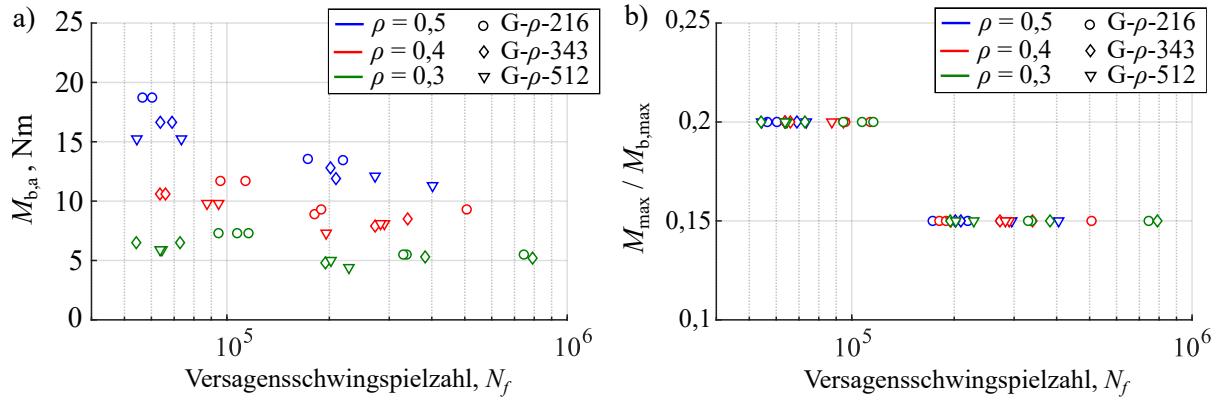


Abbildung 6.11: Auswertung der zyklischen Biegeversuche in einem: a) absoluten und b) normierten Wöhlerdiagramm

Tabelle 6.5: Analytische Auswertung der Ermüdungsversuche unter Biegelast und Extrapolation auf die Langzeitfestigkeit bei 10^6 Lw

Design	relative Dichte	Analytischer Fit	Lasthorizont bei 10^6 Lw	Langzeitfestigkeit, $M_{b,a}$ bei 10^6 Lw
G-03-216	0,3	$3,47 \cdot N^{-0,247}$	$0,11 M_{b,max}$	4,12 Nm
G-03-343	0,3	$0,77 \cdot N^{-0,125}$	$0,14 M_{b,max}$	4,57 Nm
G-03-512	0,3	$2,74 \cdot N^{-0,236}$	$0,11 M_{b,max}$	3,21 Nm
G-04-216	0,4	$1,61 \cdot N^{-0,185}$	$0,12 M_{b,max}$	7,46 Nm
G-04-343	0,4	$1,53 \cdot N^{-0,184}$	$0,12 M_{b,max}$	6,52 Nm
G-04-512	0,4	$3,88 \cdot N^{-0,261}$	$0,11 M_{b,max}$	5,31 Nm
G-05-216	0,5	$1,79 \cdot N^{-0,201}$	$0,11 M_{b,max}$	9,97 Nm
G-05-343	0,5	$2,17 \cdot N^{-0,215}$	$0,11 M_{b,max}$	9,11 Nm
G-05-512	0,5	$1,24 \cdot N^{-0,166}$	$0,13 M_{b,max}$	9,54 Nm

Zur Identifizierung der Einflüsse auf das Ermüdungsverhalten biegebelasteter Gitterstrukturen erfolgte in Analogie zu den Druckversuchen eine Auswertung der extrapolierten Langzeitfestigkeiten in Abhängigkeit der relativen Dichte, ρ , der Stegbreite, Sb , sowie der Zellenanzahl der getesteten Gitterdesignvarianten, Abbildung 6.12. Vergleichbar zu den Druckversuchen steigt die Belastungsspannweite mit zunehmender relativer Dichte. Dieser Trend lässt sich mit einer Potenzfunktion analytisch beschreiben und ist in dem Diagramm für die untersuchten kubischen Gitterstrukturen angegeben, Abbildung 6.12a.

Zusätzlich ist ein Einfluss der Stegbreite auf die ermittelten Langzeitfestigkeitsamplituden in Abbildung 6.12c ersichtlich. Mit wenigen Ausreißern steigen demnach die extrapolierten absoluten Langzeitfestigkeiten mit zunehmender Stegbreite. Die Zellenanzahl hat im Gegensatz zur Stegbreite nur einen marginalen Einfluss, Abbildung 6.12d. Lediglich innerhalb der relativen Dichtegruppe 0,4 ist eine Abnahme der Belastungsamplituden mit zunehmender Zellenanzahl erkennbar, der für die relativen Dichtegruppen 0,5 und 0,3 nicht ersichtlich ist.

Die extrapolierten normierten Belastungshorizonte, bei denen eine Lastwechselzahl von 10^6 ertragen werden kann, liegen für die untersuchten kubischen Gitterstrukturen in einem Bereich von 0,105 bis $0,138 \times M_{b,\max}$ und fallen somit doch in einem Streuband zusammen, Abbildung 6.12b. Dies zeigt, dass der Einfluss der relativen Dichte sowie der Stegbreite auf das mechanische Verhalten bereits im Rahmen der quasi-statischen Versuche ermittelten maximalen Biegemomente erfasst wurde und somit in der normierten Darstellung verschwindet.

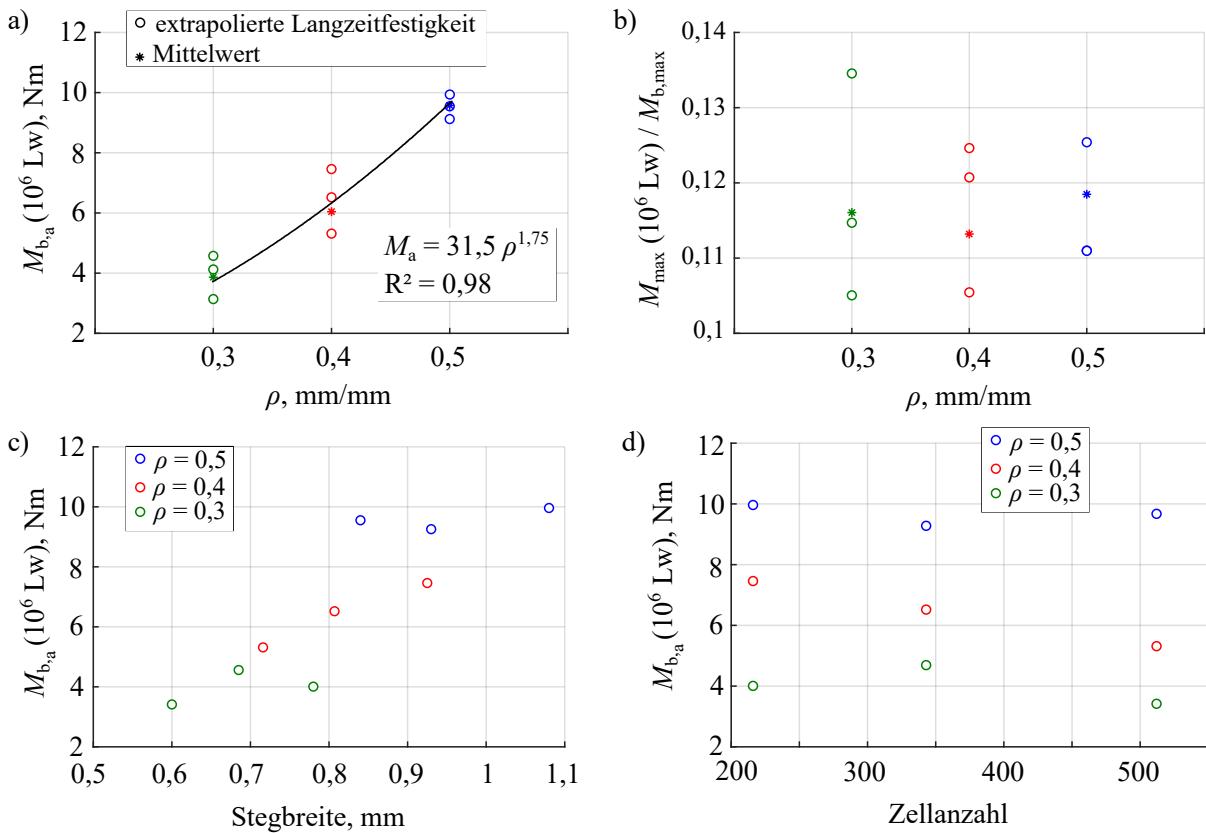


Abbildung 6.12: Einfluss im zyklischen Biegeversuch: a) der relativen Dichte auf die extrapolierten absoluten Langzeitfestigkeitsamplituden, b) der relativen Dichte auf die normierten Langzeitfestigkeiten, c) der Stegbreite auf die absoluten Langzeitfestigkeitsamplituden und d) der Zellenanzahl auf die absoluten Langzeitfestigkeitsamplituden

6.4.2 Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens

Zur Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens biegebelasteter Gitterstrukturen wurde das globale Verhalten und die lokalen Vorgänge analysiert. Zu den globalen Methoden zählen die Analysen der Steifigkeitsdegradation sowie der Verlauf der Potentialdifferenz in Abhängigkeit der Ermüdungslebensdauer. Während zu den lokalen Methoden die Analyse des lokalen Dehnungsfeldes auf der Probenoberfläche, die mittels DIC detektiert wurden, die Analyse der Temperaturverläufe lokal auf den Gitterstäben, sowie die Schliffbildanalyse zählen.

Steifigkeitsdegradation und Potentialdifferenzmessung

Der Steifigkeitsverlauf, $\Delta M_b / \Delta w$, wurde als Relation des Biegemoments, M_b , zum Maschinenverfahrweg, w , für jede Probe ermittelt und normiert in Abhängigkeit der Ermüdungslebensdauer aufgetragen. Die Normierung erfolgte dabei auf den eingeschwungenen Zustand bei ca. 500 Lw. In Abbildung 6.13 ist die Steifigkeitsreduktion exemplarisch für die Ergebnisse von je zwei G-03-343 Proben auf den beiden getesteten Belastungshorizonten dargestellt. Wie bei der Dehnungsänderung druckbelasteter Gitterstrukturen ermöglicht der Verlauf der Steifigkeitskurve Rückschlüsse auf die Lebensdauerphasen der getesteten Gitterstrukturen. Eine Detektion der Rissinitiierung, wie sie in [135] für druckbelastete Gitterstrukturen beschrieben ist, kann in dieser Arbeit allerdings nicht angewandt werden. So handelt es sich im Rahmen dieser Arbeit um Steifigkeitsdegradationsen, während in [135] die Dehnungsänderung ausgewertet wurde. Auch eine Adaption ist nicht möglich, da sich die Kurvenverläufe grundsätzlich unterscheiden. Die Steifigkeitsdegradationsen zeigen dabei die in Abbildung 6.13 abgebildeten Verläufe. Zu Beginn des Versuchs steigen die Steifigkeiten zunächst nur sehr gering an.

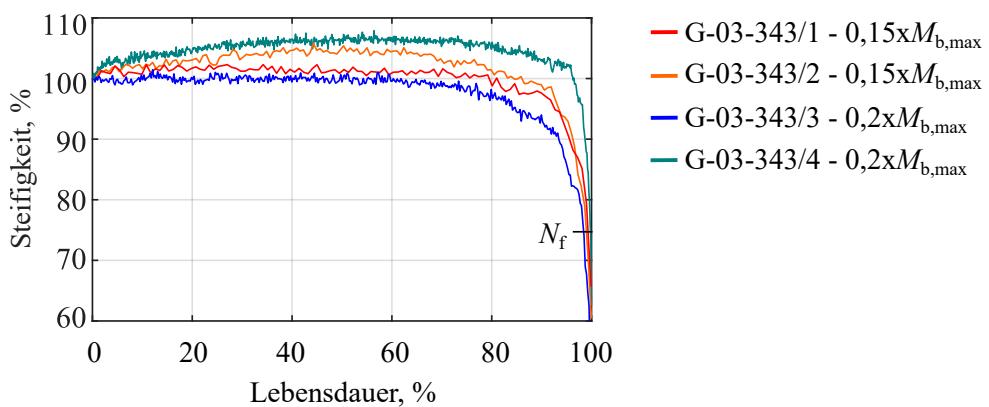


Abbildung 6.13: Steifigkeitsreduktion zyklisch belasteter Biegeproben exemplarisch für die G-03-343 Gitterdesignvariante

Es folgt ein Bereich in dem die Steifigkeiten der untersuchten Proben entweder über eine lange Lebensdauer konstant bleiben (blaue und rote Kurve) oder die Steifigkeiten im Verhältnis zum eingeschwungenen Zustand um bis zu weitere 8 % ansteigen (gelbe und grüne Kurve). Dabei lässt sich kein Verhalten einer bestimmten Gitterdesignvariante, einer relativen Dichtegruppe oder einem Belastungshorizont zuordnen. Auf den Bereich des konstanten Steifigkeitsverlaufs, bzw. leicht ansteigenden Steifigkeitsverlaufs, folgt ein Steifigkeitsabfall. Dabei sinkt die Steifigkeit zunächst langsam, bevor sie kurz vor dem Probenversagen rapide abnimmt. Eine genaue Trennung der Bereiche oder Zuordnung der Lebensdauerphasen ist an dieser Stelle nicht eindeutig quantifizierbar.

Im Rahmen dieser Arbeit konnte die Steifigkeitsdegradation allerdings dazu genutzt werden, um die Versagensschwingspielzahl, N_f , zu ermitteln. Demnach wurde das Probenversagen bei einer Schwingspielzahl definiert, bei der die Steifigkeitsreduktion 75 % beträgt (Abbildung 6.13).

Im Rahmen der Potentialdifferenzmessung ergaben sich für die untersuchten Biegeproben bei einer einheitlichen Stromstärke von 6 A vergleichbare initiale Potentialdifferenzen, wie bei den Druckproben. Im Mittel wurden 5,9 mV, 3,9 mV und 2,9 mV für die relativen Dichtegruppen 0,3; 0,4 und 0,5 gemessen. Wie bei den Druckproben wurden die Anfangsmesswerte genullt und der Anstieg der Potentialdifferenz, ΔU_{pot} in Abhängigkeit der Lastwechselzahl bzw. der Ermüdungslebensdauer ausgewertet. Die gemessenen Potentialdifferenzen sind exemplarisch für je eine Probe von den drei untersuchten relativen Dichtegruppen in Abbildung 6.14 dargestellt. Dabei zeigt sich für alle drei Kurven ein charakteristischer Verlauf. Zunächst bleiben die Potentialdifferenzen nahezu null (Bereich I). Es folgt ein sprunghafter Potentialdifferenzanstieg, der anschließend stufenartig weiter ansteigt (Bereich II). Dem stufenartigem Bereich folgt ein räpler Potentialdifferenzanstieg für die relativen Dichtegruppen 0,5 und 0,4 (Bereich III). Mit jeweils einer Ausnahme zeigen alle drei Gitterdesignvarianten der relativen Dichtegruppe 0,3 in diesem Bereich eine konstant bleibende Potentialdifferenz bis zum Probenversagen.

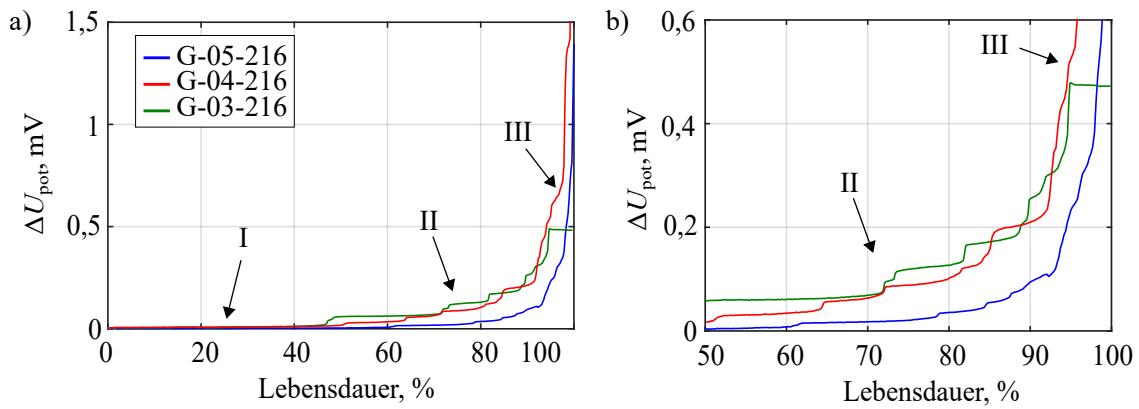


Abbildung 6.14: a) Exemplarische Darstellung der Potentialdifferenzkurven für je eine Probe von einer relativen Dichtegruppe mit b) Vergrößerung der Potentialdifferenzen in einem Lebensdauerbereich von 50 bis 100 %

Für eine Gesamtübersicht sind die Potentialdifferenzverläufe für alle getesteten Gitterstrukturen in Abbildung A.24 dargestellt. Während im Steifigkeitsverlauf noch keine eindeutige Unterteilung in verschiedene Bereiche möglich war, ist dies bei den Potentialdifferenzkurven anders. Die unterschiedlichen Bereiche grenzen sich, wie in Abbildung 6.14 dargestellt, deutlich voneinander ab. Auffällig ist dabei, dass der Beginn des Bereichs II mit zunehmender relativer Dichte zu längeren Lebensdauern hin verschoben ist, während der Bereich III bei allen untersuchten Proben bei ca. 95 % beginnt.

An dieser Stelle kann noch keine fundierte Verbindung zwischen den Potentialdifferenzverläufen und dem Schädigungsverhalten der Gitterstrukturen hergestellt werden. Dies ermöglicht erst die Auswertung der DIC-Bilder, was im Folgenden gezeigt wird.

Potentialdifferenzmessung und DIC im Biegeversuch

Eine kombinierte Auswertung der globalen Messwerte (Steifigkeitsverlauf und Potentialdifferenzmessung) zusammen mit der lokalen Analyse des Dehnungsfeldes auf der Probenoberfläche verdeutlicht die Zusammenhänge zwischen den globalen Kurvenverläufen und dem lokalen Schädigungsverhalten der biegebelasteten Strukturen. Dieser Zusammenhang ist in Abbildung 6.15 exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5 dargestellt.

Die globalen Messwerte eines Biegeversuchs entsprechen der Steifigkeitskurve (blau) sowie der Potentialdifferenzkurve (schwarz), die in Abhängigkeit der prozentualen Lebensdauer in Abbildung 6.15a gezeigt sind. Neben den globalen Daten sind die Dehnungen, die lokal auf der Probenoberfläche während des Ermüdungsversuchs gemessen wurden, ebenfalls in dem Diagramm (grün) eingetragen. Dies war möglich, da die DIC-Technik direkt in die Prüfmethodik eingebunden wurde und so jedem aufgenommenen Bild eine prozentuale Lebensdauer der geprüften Struktur zugeordnet werden konnte. Der Übersichtlichkeit halber ist in Abbildung 6.15b ein Ausschnitt der prozentualen Lebensdauer von 40 bis 80 % gezeigt, um das Verhalten der lokalen Dehnungen (hier rot) zu verdeutlichen. Die lokalen Dehnungen - grün, in Abbildung 6.15a und rot, in Abbildung 6.15b entstammen von unterschiedlichen Probenseiten. Entsprechend des Prüfaufbaus sowie der Verwendung von zwei Kameras konnten im Biegeversuch Bilder von der zugbelasteten Probenseite (bottom - rote Kurven) sowie von der frontalen Probenseite (frontal - grüne Kurven) aufgenommen werden.

In Abbildung 6.15a und b sind charakteristische prozentuale Lebensdauern mit römischen Ziffern versehen. Die DIC-Auswertungen zu diesen *Zeitpunkten* sind in Abbildung 6.15c für die zugebelastete Probenseite und in Abbildung 6.15d für die frontale Probenseite dargestellt. Zusätzlich zeigen Abbildung 6.15c-II und Abbildung 6.15d-IV die Stege, in denen die lokalen Dehnungen (P1-P4-bottom bzw. P1-P3-front) in der DIC-Auswertung ermittelt wurden.

Diese Darstellung ermöglicht nun eine Vielzahl an Aussagen, die nachfolgend exemplarisch für die Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5 vorgestellt werden.

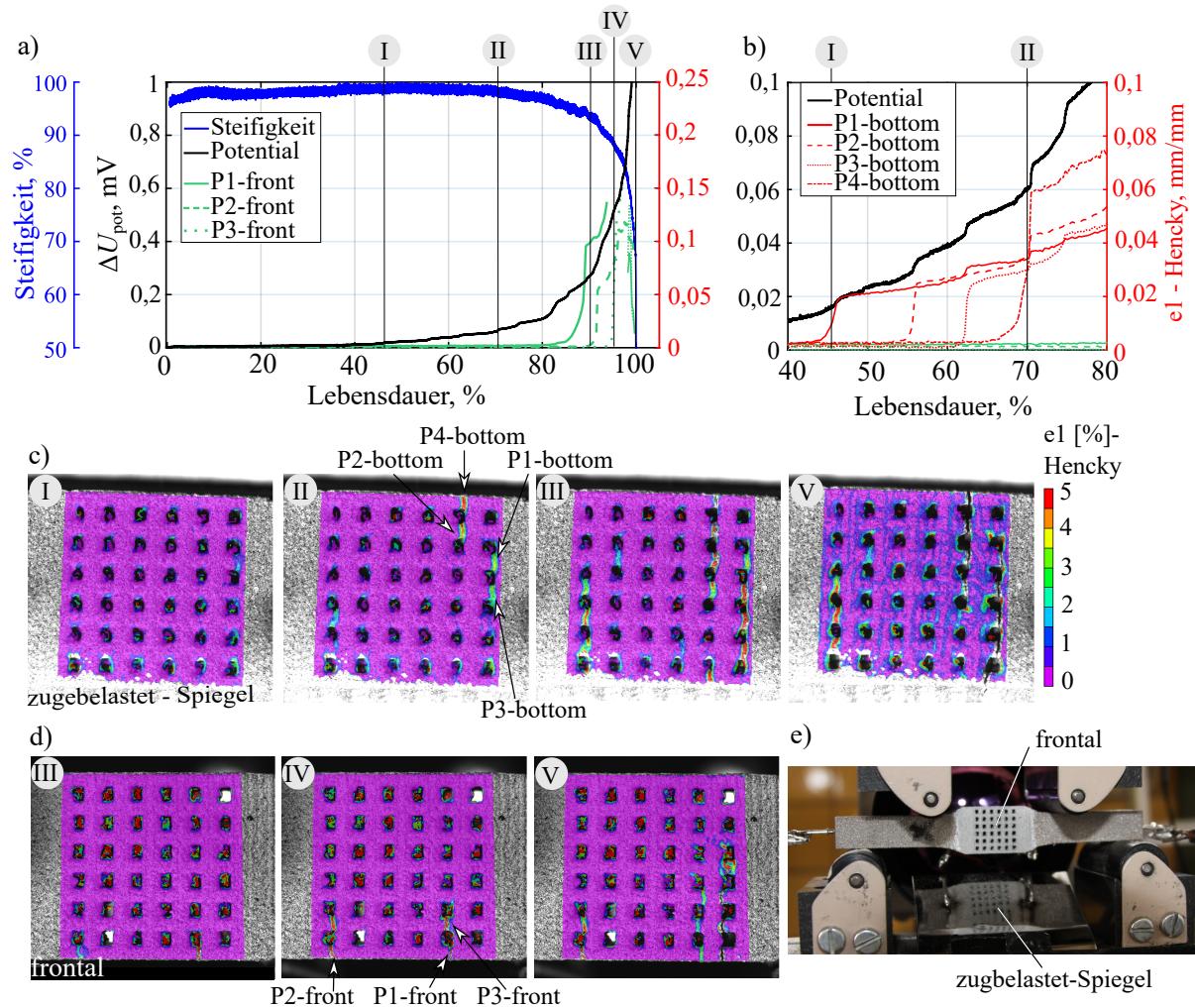


Abbildung 6.15: Analyse des Ermüdungsverhaltens exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5 im Biegeversuch nach [202]. a) Änderung der Steifigkeit, der Potentialdifferenz und der lokalen DIC-Dehnungen der frontalen Probenseite in Abhängigkeit der Ermüdungslebensdauer, b) Vergleich der Potentialdifferenz und der lokalen Dehnungen der zugbelasteten Probenseite in Abhängigkeit der Ermüdungslebensdauer. Darstellung der DIC-Bilder zu unterschiedlichen prozentualen Lebensdauern von c) der zugbelasteten Probenoberfläche und d) der frontalen Probenoberfläche. e) Überblick der Probe und Zuordnung der Probenseiten

Erstens: Der qualitative Verlauf der Steifigkeitskurve ist prinzipiell mit dem Verlauf der Potentialdifferenz vergleichbar. Insbesondere der anfängliche Bereich, in dem die Werte nahezu unverändert bleiben, sowie der Bereich zum Versuchsende, in dem sich die Kurvenverläufe raside fortsetzen. Ebenso der Bereich, der im Kapitel zuvor als Bereich II eingeführt wurde, ist qualitativ vergleichbar. Dabei deutet ein Absinken der Steifigkeitskurve sowie ein Anstieg der Potentialdifferenzkurve auf eine wachsende Probenschädigung hin, Abbildung 6.15a.

Zweitens: Mittels DIC-Auswertung konnten die vertikal gebauten Gitterstäbe als hoch beanspruchte Stellen identifiziert werden. Besonders ersichtlich ist dies auf der zugbelasteten Probenseite in Abbildung 6.15c bei ca. 70 % Lebensdauer (II) und in Abbildung 6.15d für die frontale Probenseite bei einer Lebensdauer von ca. 90 % (III). Des Weiteren lokalisieren sich die hoch beanspruchten Stelle nicht nur auf Stege einer Stegreihe, sondern scheinbar zufällig verteilt über die gesamte zugbelastete Probenoberfläche, Abbildung 6.15c-II. Visuell ist ersichtlich, dass an den hoch beanspruchten Stellen, also den vertikal gebauten Stegen, am Ende des Versuchs Stegversagen eintritt, Abbildung 6.15c-V und Abbildung 6.15d-V.

Drittens: Die zum Stegversagen führende Rissentstehung und -ausbreitung lässt sich anhand des lokalen Dehnungsanstieges identifizieren und quantifizieren. Hierzu wurden, wie bereits erwähnt, Stege sowohl auf der zugbelasteten als auch frontalen Probenseite ausgewählt und deren Dehnungsanstiege in Abhängigkeit der prozentualen Lebensdauer dargestellt. Dabei ist zu erkennen, dass die Dehnungen mit zunehmender Lebensdauer ansteigen. Auf der zugbelasteten Probenseite steigen die ersten Dehnungen ab ca. 45 % Lebensdauer (Abbildung 6.15b), während die lokalen Dehnungen auf der frontalen Probenseiten erst ab einer Lebensdauer von ca. 85 % steigen (Abbildung 6.15a). Übersteigen die Dehnungen einen Wert von ca. 14 % kommt es zu einem makroskopischen Riss bzw. Stegversagen, was in einem Verlust der DIC-Korrelation bei zeitgleichem visuellem Riss erkennbar ist, z.B. für P1-front in Abbildung 6.15a und d-IV. Die lokalen Dehnungen in den Stegen, sowie die anschließenden makroskopischen Risse verdeutlichen, dass das Versagen der zyklisch getesteten Gitterstrukturen erwartungsgemäß und vergleichbar zu den quasi-statischen Versuchen von der zugbelasteten Probenseite ausgeht.

Viertens: Insbesondere im Lebensdauerbereich von 40 bis 80 % fällt auf, dass jeder Anstieg der lokalen Dehnungen in einem Steg der zugbelasteten Probenseite mit einem sprunghaften Anstieg der Potentialdifferenzkurve korreliert, Abbildung 6.15b. Dies belegt eindeutig den Zusammenhang zwischen der gemessenen Potentialdifferenz und der lokalen Probenschädigung. Zusätzlich wird hierbei die Sensitivität der Potentialdifferenzmessung gegenüber der Steifigkeitsreduktion deutlich, da im Lebensdauerbereich von 40 bis 60 %, in dem ersten Potentialdifferenzanstiege erkennbar sind, noch keine Änderungen in der Steifigkeitskurve auftraten.

Das im Rahmen dieser Arbeit dargestellte Strukturversagen ist repräsentativ für alle untersuchten Gitterdesignvarianten. Allerdings variiert der Ort und die Anzahl der versagten Stege bzw. Stegebenen. Ein Einfluss der relativen Dichte oder der Stegbreite ist, wie er sich im quasi-statischen Versuch dargestellt hat, nicht erkennbar. Weitergehend zeigt sich kein Einfluss des Belastungshorizonts auf das identifizierte Versagensverhalten.

Aus der Analyse der Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3 (siehe Abbildung A.25) geht hervor, dass das einsetzende Plateau der Potentialdifferenz nicht mit der Probenschädigung korreliert. So geht aus den DIC-Bildern und den lokalen Dehnungen der zugbelasteten sowie frontalen Probenseite hervor, dass eine Stegschädigung durchaus nach Erreichen des Potentialdifferenzplateaus erfolgt.

Anhand der Analysen wird jedoch deutlich, dass die Gleichstrompotentialmethode generell sehr schnell zeigt, dass eine Schädigung in der Probe vorliegt. Dennoch ist die Kombination mit der DIC notwendig, um die Schädigung lokalisieren zu können. Des Weiteren stellt die Potentialdifferenz eine Möglichkeit zur Detektion der Rissinitiierung, N_i , dar. Sofern die Rissinitiierungsphase bekannt ist, kann deren Anteil an der Gesamtlebensdauer ermittelt werden, wie es z.B. für druckbelastete Gyroidstrukturen in *Polley et al. [201]* beschrieben ist. Dies ermöglicht wiederum die Ableitung geeigneter Lebensdauerkonzepte, um die Ermüdungslebensdauer von Gitterstrukturen in angemessener Weise zu bewerten. *Benedetti et al.* betonten z.B. in [12], dass für die Bewertung der Ermüdungslebensdauer von druckbelasteten Gitterstrukturen im Zeitfestigkeitsbereich ein Ansatz basierend auf der Schädigungsinitiierung sinnvoll ist, während im Kurzzeitfestigkeitsbereich ein Ansatz basierend auf der gesamten Ermüdungslebensdauer zu bevorzugen ist.

Bewertung des Schädigungsverhaltens mittels Schliffbildanalyse

Zur Bewertung des mittels DIC detektierten lokalen Versagensverhaltens wurden ausgewählte zyklische Biegeversuche bei einem Potentialdifferenzanstieg entsprechend der in Tabelle 6.3 gelisteten Werte gestoppt. Nach Versuchsbeendigung wurden die zugbelasteten Probenseiten abgetrennt und metalgraphisch untersucht. Dabei konnten Anrisse detektiert werden, die unabhängig von der relativen Dichte der untersuchten Gitterstrukturen an den Oberflächenrauheiten der vertikal gebauten Stege initiieren, exemplarisch in Abbildung 6.16a. Komplette Stegrisse traten ebenfalls an den vertikal gebauten Stegen, vorrangig am bzw. in der Nähe des Übergangs zur horizontalen Stegreihe, auf. Dabei wirkt der kleinste Querschnitt in der Nähe des Übergangsbereichs als Rissinitiierungsort, Abbildung 6.16b. Da nur jeweils eine Probe von einer relativen Dichte metalgraphisch untersucht wurde, können keine Aussagen zum Einfluss der Stegbreite auf Anrisse oder Stegrisse getroffen werden. Die Analysen belegen aber sehr gut, dass es sich bei den in der DIC-lokalisierten Dehnungshotspots um Risse handelt.

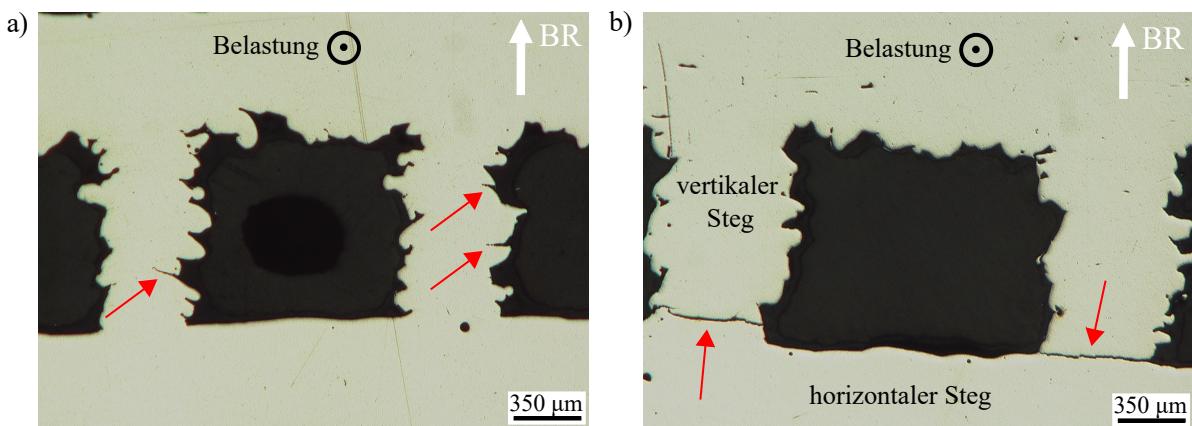


Abbildung 6.16: Exemplarische Darstellung der Rissinitiierungen und Stegrisse für biegebelastete Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von a) 0,3 und b) 0,4

Temperaturfeldmessung im Biegeversuch

Die Auswertung der Temperaturfeldmessung ist in Abbildung 6.17 exemplarisch für eine zyklisch unter Biegelast getestete Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5 gegeben. Die Temperaturverlaufskurven sind für repräsentative Stege zusammen mit der Potentialdifferenzkurve in Abhängigkeit der Ermüdungslebensdauer in Abbildung 6.17a-b dargestellt. Vor allem Abbildung 6.17b zeigt deutliche Temperaturspitzen ab einer Ermüdungslebensdauer von 90 %. Die Temperaturspitzen können auf lokal identifizierte Temperaturhotspots direkt auf den Stegen der Gitterstruktur zurückgeführt werden, Abbildung 6.17c. Der Temperaturanstieg resultiert sehr wahrscheinlich aus einem Stegbruch. Weiterhin konnte eine kleine Temperaturspitze bei 74 % Lebensdauer in Abbildung 6.17a detektiert werden, bei dem ebenfalls ein Temperaturhotspot lokal an einem Steg auftrat, Abbildung 6.17c-I. Da zeitgleich zu jeder Temperaturspitze ein Anstieg in der Potentialdifferenzkurve ersichtlich ist, deutet dies wiederum auf einen Zusammenhang zwischen der Potentialdifferenz sowie dem lokalen Versagen eines Steges hin. Zusätzlich konnte ein leichter Temperaturanstieg über die gesamte Lebensdauer hinweg detektiert werden, der auf ein globales Versagen der Gitterstruktur hindeutet.

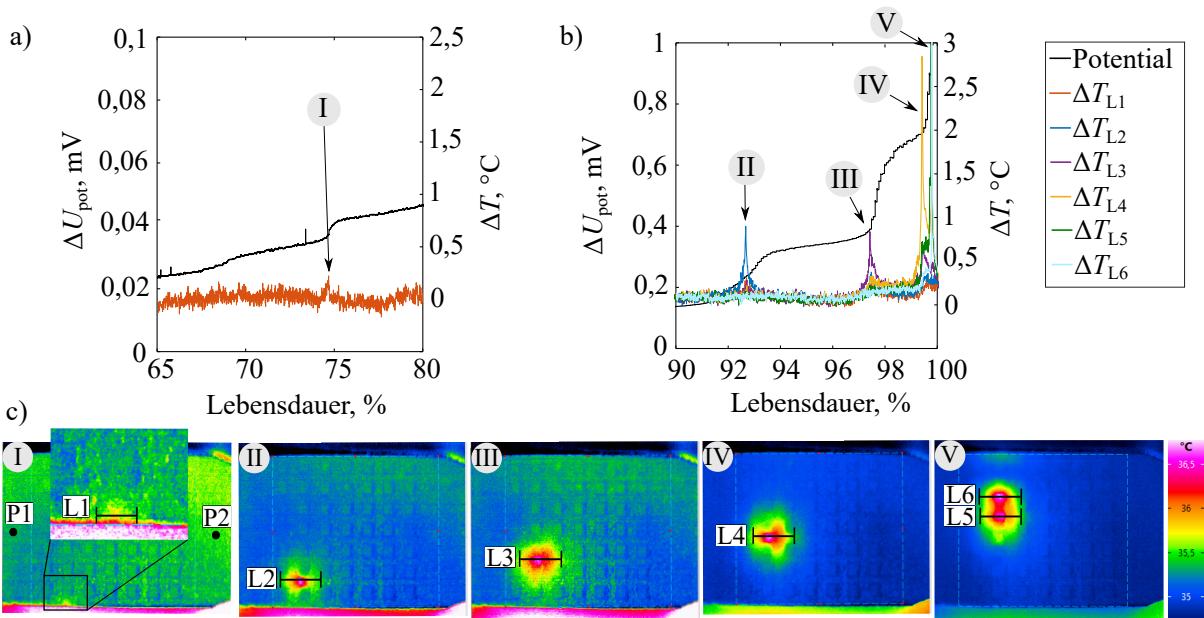


Abbildung 6.17: Temperaturfeldmessung exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5 nach [202]. a-b) Ausschnitte der Potentialdifferenzanstiege sowie des Temperaturverlaufs an der Probenoberfläche in Abhängigkeit verschiedener prozentualer Lebensdauern. c) Identifikation des Stegversagens anhand von lokalen Temperaturhotspots zu unterschiedlichen prozentualen Lebensdauern.

Damit konnte gezeigt werden, dass die Temperaturfeldmessung grundsätzlich dazu geeignet ist, die lokale Probenschädigung zu detektieren. Außerdem belegen die Ergebnisse, dass eine Probenschädigung unmittelbar mit der gemessenen Potentialdifferenz korreliert.

Zur Charakterisierung des globalen Schädigungsverhaltens scheint die Gleichstrompotentialmethode dennoch besser geeignet zu sein, da sie das Versagen innerhalb der gesamten Gitterstruktur berücksichtigt, wohingegen die Temperaturfeldmessung lediglich lokales Stegversagen an der Probenoberfläche detektieren kann. Zudem muss eine hohe Bildaufnahmefrequenz während der Temperaturmessung gewährleistet sein, um die Schädigungsdetektion zu ermöglichen. Was mit einer erheblichen Datenmenge von mehreren Gigabytes pro Versuch verbunden ist. Hinsichtlich einer ressourcenschonenden Anwendung ist die Gleichstrompotentialmethode zur Charakterisierung des Schädigungsverhaltens daher zu bevorzugen.

6.5 Ermüdungsverhalten unter Torsionsbelastung

Die Ermüdungsuntersuchungen unter Torsionslast erfolgten an insgesamt drei verschiedenen Gitterdesignvarianten mit den in Tabelle 6.2 gelisteten Belastungssamplituden. Abweichend zu den Druckversuchen, jedoch vergleichbar zu den Biegeversuchen, wurde in den Torsionsversuchen das Moment (Torsionsmoment) bzw. dessen Amplitude als Beanspruchungsgröße gewählt.

6.5.1 Einflussgrößen auf die Ermüdungslängsdauer

Die Ergebnisse sind in Abbildung 6.18 als absolute und normierte Wöhlerkurven dargestellt. Vergleichbar zu den Ermüdungsversuchen unter Druck- und Biegebelastung ist die ertragbare Belastungssamplitude für die Gitterstrukturen mit der größten relativen Dichte ebenfalls am größten und sinkt mit abnehmender relativer Dichte, siehe Abbildung 6.18a. Durch Normierung der Belastungssamplituden auf die quasi-statischen maximalen Torsionsmomente fallen die Ergebnisse, wie bei den Druck- und Biegeversuchen, nicht in einem Streuband zusammen, Abbildung 6.18b. Die Versuchsergebnisse wurden anschließend mit der analytischen Gleichung in 6.3 approximiert. Die Ergebnisse der analytischen Fits sind in Abhängigkeit der untersuchten Gitterdesignvariante in Tabelle 6.6 zusammengefasst. Zusätzlich konnten die normierten $M_{\max}(10^6 \text{ Lw})/M_{T,\max}$ und absoluten $M_{T,a}(10^6 \text{ Lw})$ einsatzrelevanten Langzeitfestigkeiten bei 10^6 Lw extrapoliert werden. Zur Identifizierung von Einflüssen wurde die absolute extrapolierte Langzeitfestigkeit in Abhängigkeit der relativen Dichte, ρ , der untersuchten Gitterstrukturen aufgetragen, Abbildung 6.18c. Vergleichbar zu den Druck- und Biegeproben steigen die Belastungssamplituden im Torsionsversuch mit zunehmender relativer Dichte. Dieser Trend lässt sich mit einer Potenzfunktion analytisch beschreiben, die in dem Diagramm für die untersuchten kubischen Gitterstrukturen angegeben ist. Im Gegensatz zu den Druck- und Biegeversuchen, bei denen der Exponent der Gleichung vergleichbar war, zeigen die Gitterstrukturen unter zyklischer Torsionslast eine deutlichere Abhängigkeit von der relativen Dichte.

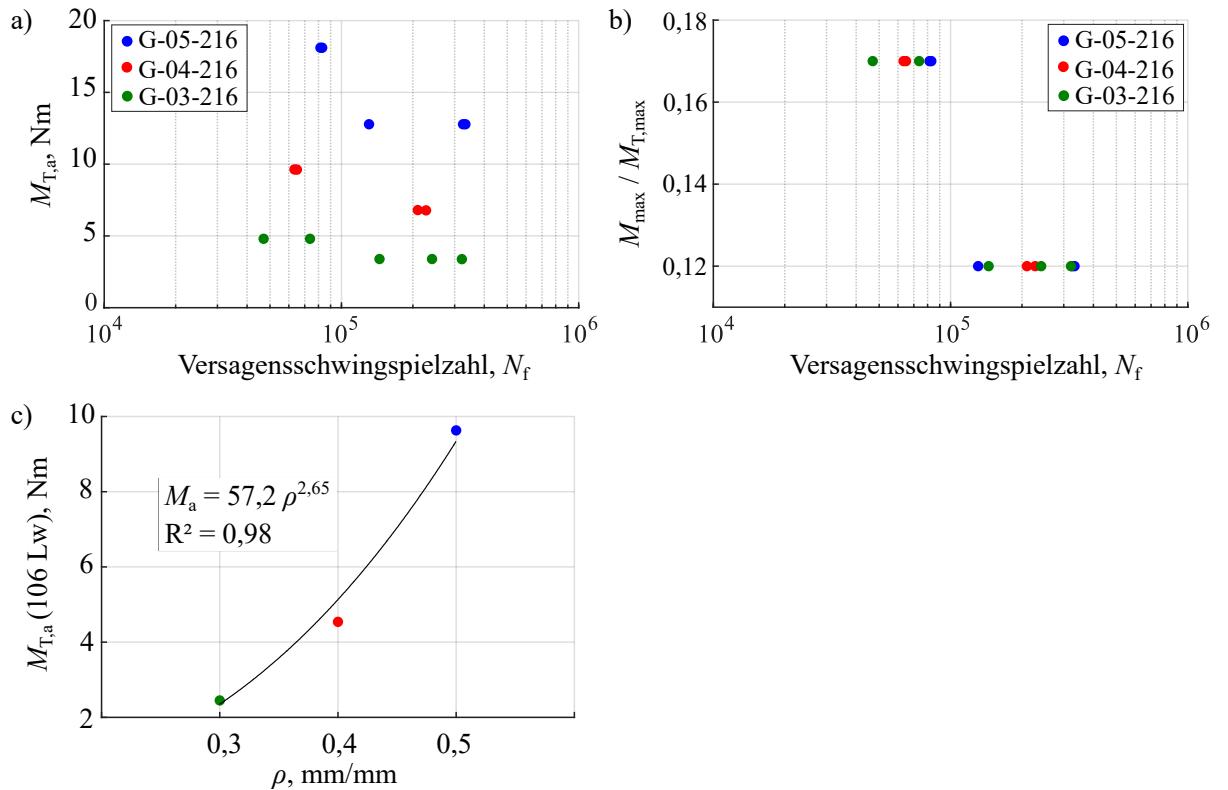


Abbildung 6.18: Auswertung der zyklischen Torsionsversuche als a) absolute und b) normierte Wöhlerkurven. c) Darstellung des Einflusses der relativen Dichte auf die extrapolierte Langzeitfestigkeit.

Tabelle 6.6: Analytische Auswertung der Ermüdungsversuche unter Torsionslast

Design	relative Dichte	Analytischer Fit	Lasthorizont bei 10 ⁶ Lw	Langzeitfestigkeit, $M_{T,a}$ bei 10 ⁶ Lw
G-03-216	0,3	$1,78 \cdot N^{-0,22}$	0,09 $M_{T,max}$	2,45 Nm
G-04-216	0,4	$3,00 \cdot N^{-0,26}$	0,08 $M_{T,max}$	4,54 Nm
G-05-216	0,5	$1,59 \cdot N^{-0,21}$	0,09 $M_{T,max}$	9,63 Nm

Damit ist gemeint, dass die Widerstandsfähigkeit gegen Ermüdungsversagen unter Torsionslast bei abnehmender relativer Dichte schneller sinkt als z.B. unter zyklischer Biegebeanspruchung. Das bedeutet, dass bei einer Auslegung von beispielsweise Implantaten bestehend aus kubischen Gitterstrukturen schon eine kleine Veränderung der relativen Dichte das Torsionsverhalten maßgeblich beeinflusst. Zusätzlich können für die Bauteilauslegung die normierten extrapolierten Langzeitfestigkeiten herangezogen werden. Für die Auswahl einer geeigneten Gitterdesignvariante muss dann lediglich ein quasi-statischer Versuch durchgeführt und das maximale Torsionsmoment ermittelt werden.

6.5.2 Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens

Die Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens erfolgte für alle getesteten Proben global durch Auswertung der Steifigkeitsreduktion sowie der Gleichstrompotentialmessung und lokal durch Auswertung der lokalen Dehnungsfelder sowie der Temperaturverläufe auf der Probenoberfläche. Das lokale Versagensverhalten wurde außerdem exemplarisch an jeweils einer Probe von jeder relativen Dichtegruppe unter Anwendung der Schliffbildanalyse untersucht.

Steifigkeitsverlauf und Potentialdifferenzmessung

Der Steifigkeitsverlauf, $\Delta M_T / \Delta \varphi$, ergibt sich als Relation des Torsionsmoments, M_T , zum gemessenen Verdrehwinkel, φ und wurde normiert in Abhängigkeit der Ermüdungslifebensdauer ausgewertet. Die Normierung erfolgte auf den eingeschwungenen Zustand bei ca. 1000 Lw. In Abbildung 6.19 ist die Steifigkeitsreduktion für je eine Probe von der relativen Dichtegruppe 0,3; 0,4 und 0,5 dargestellt. Der Kurvenverlauf ist dabei repräsentativ für die jeweilige relative Dichtegruppe. Mit Beginn des Ermüdungsversuchs sinkt die Steifigkeit der untersuchten Proben kontinuierlich über einen langen Bereich der Lebensdauer. Dabei zeigt sich der Trend, dass die Neigung für die Proben mit sinkender relativer Dichte zunimmt. Damit erfolgt die Steifigkeitsreduktion für die Torsionsproben mit einer relativen Dichte von 0,3 am schnellsten, was erneut die geringere Widerstandsfähigkeit dieser Proben gegenüber einer Ermüdungsschädigung verdeutlicht. Der kontinuierlichen Steifigkeitsdegradation folgt ein schnellerer Steifigkeitsabfall bis hin zum rapiden Abfall ab ca. 90 % der Lebensdauer.

Die entsprechenden Potentialdifferenzkurven der untersuchten Proben sind ebenfalls in Abbildung 6.19 dargestellt. Ebenso wie die Steifigkeitskurven stehen die Potentialdifferenzkurven repräsentativ für die untersuchte relative Dichtegruppe. Zu Beginn des Versuchs steigen die Potentialdifferenzen kontinuierlich an. Daraufhin folgt für die relativen Dichtegruppen 0,5 und 0,4 ein Bereich, der durch einen schnelleren Anstieg in Kombination mit stufenartigem Verhalten gekennzeichnet ist. Dieser geht in einen Bereich über, in dem es zu einem rapiden Anstieg der Potentialdifferenz kommt. Eine Besonderheit stellt der Kurvenverlauf der relativen Dichtegruppe 0,3 dar. In allen untersuchten Proben folgt dort auf den ersten Bereich ein Plateau, in dem sich der Potentialdifferenzwert nicht mehr verändert.

Aus dem Vergleich des Steifigkeitsverlaufs mit dem Verhalten der Potentialdifferenz zeigen sich für die relativen Dichtegruppen 0,5 und 0,4 qualitativ vergleichbare Kurven mit entgegengesetzten Verläufen. Besonders auffällig ist dabei, der Übergang vom ersten Bereich in den zweiten Bereich der in beiden Kurven durch einen sprunghaften Anstieg gekennzeichnet ist. Im Gegensatz dazu sind die Kurvenverläufe der relativen Dichtegruppe 0,3 nicht vergleichbar.

Aus den Erkenntnissen des Biegeversuchs kann eine Strukturschädigung zu den prozentualen Lebensdauern vermutet werden, an denen insbesondere die Potentialdifferenzkurven sprunghafte Anstiege zeigen. Eine genauere Analyse des Schädigungsverhaltens liefert die kombinierte Auswertung der Potentialdifferenzmessung mit der DIC.

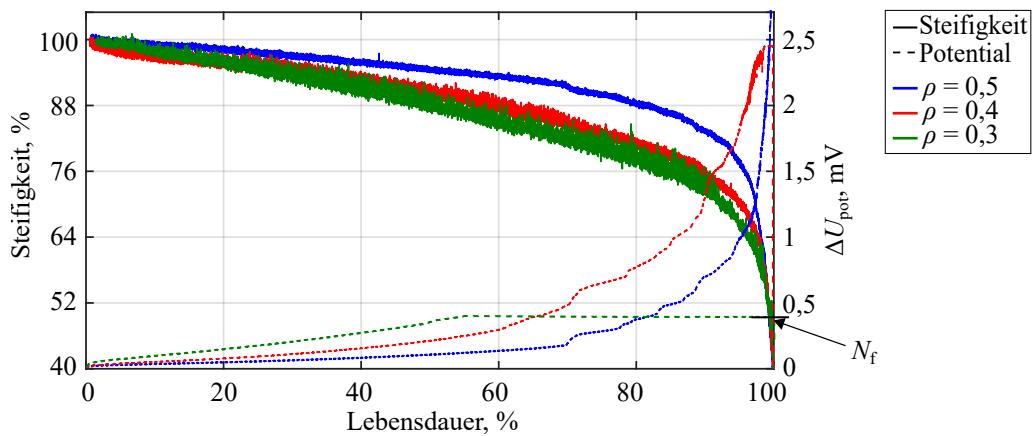


Abbildung 6.19: Steifigkeitsverlauf und Potentialdifferenzmessung im Torsionsversuch repräsentativ für je eine Probe der relativen Dichtegruppen 0,3; 0,4 und 0,5

Potentialdifferenzmessung und DIC im Torsionsversuch

In Abbildung 6.20 ist die kombinierte Auswertung der globalen sowie lokalen Messmethoden exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5 dargestellt. Diese Vorgehensweise ist vergleichbar zu der Analyse der Biegeversuche im Kapitel zuvor. Im Detail zeigt Abbildung 6.20a den Steifigkeitsabfall (blaue Kurve) sowie den Potentialdifferenzanstieg (schwarze Kurve) in Abhängigkeit der Ermüdungslebensdauer. Um das bereits beschriebene globale Verhalten mit dem lokal vorliegenden Schädigungsverhalten zu vergleichen, sind die DIC-Bilder der getesteten Probe zu unterschiedlichen Lebensdauern in Abbildung 6.20b dargestellt. Ab 70 % der Lebensdauer erscheinen sichtbare Dehnungshotspots, vorrangig im 45° Winkel, an den Übergängen der vertikalen zu den horizontalen Stegen verteilt über die gesamte Probenoberfläche, Abbildung 6.20b-I. Die größten Dehnungen lokalisieren sich jedoch auf die unteren Zellreihen, weshalb im Folgenden nur noch ein Ausschnitt dieser Reihen gezeigt ist. Mit fortschreitender Lebensdauer treten Risse an den zuvor lokalisierten Dehnungshotspots auf. Erkennbar ist dies u.a. am Korrelationsverlust z.B. in Abbildung 6.20b-II für die beiden linken Stege in der untersten Zellreihe. Diese Risse führen zum finalen Stegversagen, welches an den Eckstegen vorrangig im 45° Winkel erfolgte. Im Gegensatz dazu weisen die Mittenstegen ein horizontales Abscheren der vertikalen Stege von der horizontalen Stegreihe auf, Abbildung 6.20b-IV.

Aus der untersten Zellreihe wurden drei Stege ausgewählt, deren lokale Dehnungen in das Diagramm in Abbildung 6.20a eingetragen wurden (rote Kurven). Anhand des lokalen Dehnungsverlaufs wird deutlich, dass die auftretenden Sprünge vor allem in der Potentialdifferenzkurve mit dem Auftreten des Stegversagens korrelieren. So ist bei ca. 75 % Lebensdauer ein Korrelationsverlust ersichtlich, bedingt durch das Stegversagen, woraufhin zeitgleich die Potentialdifferenzkurve ansteigt. Das gleiche Phänomen ist bei ca. 85 % Lebensdauer erkennbar, Abbildung 6.20a. Bei dieser Lebensdauer sinkt die Steifigkeitskurve ebenfalls deutlich ab. Basierend auf den Ergebnissen kann die Potentialdifferenzänderung mit dem Anstieg lokaler Dehnungen und dem Auftreten makroskopischer Risse in Verbindung gebracht werden.

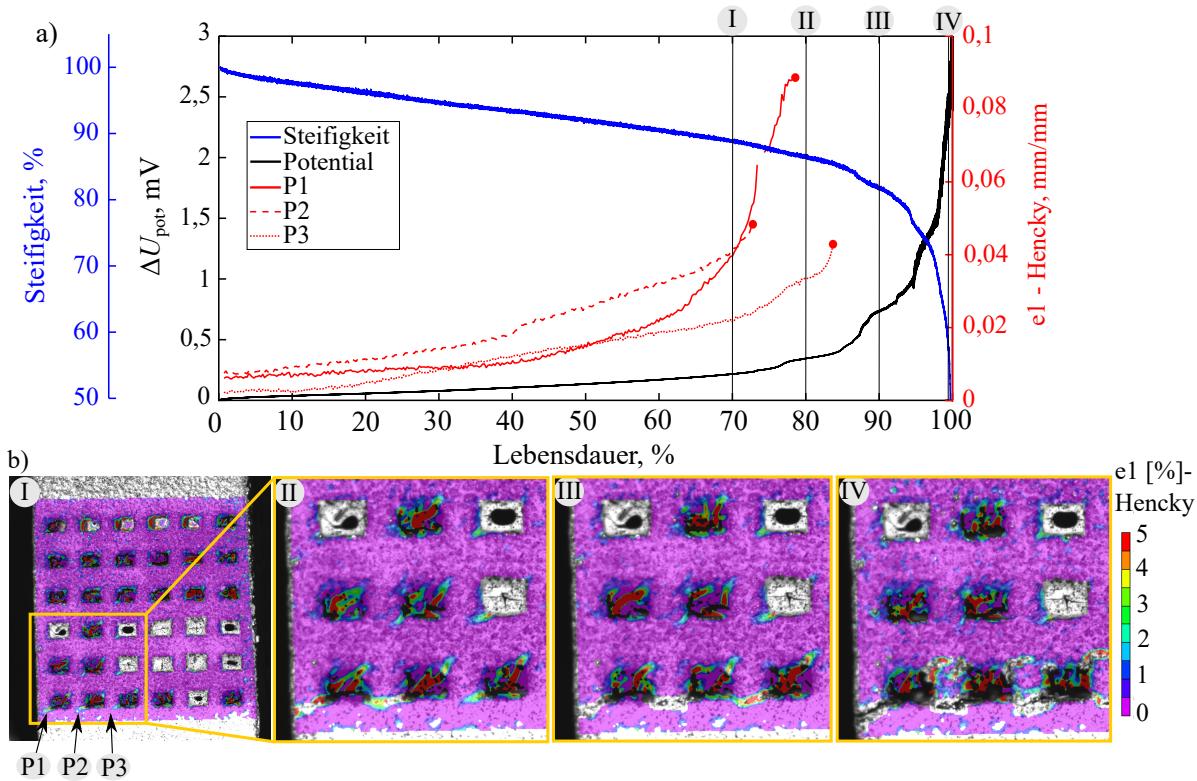


Abbildung 6.20: Analyse des Ermüdungsverhaltens exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5 nach [202]. a) Änderung der Steifigkeit, der Potentialdifferenz und der lokalen DIC-Dehnungen in Abhängigkeit der Ermüdungslebensdauer (die roten Punkte am Ende der Dehnungskurven markieren den Korrelationsverlust) und b) DIC-Bilder zu unterschiedlichen prozentualen Lebensdauern.

Das finale Schädigungsbild der zyklisch unter Torsion belasteten Gitterstrukturen ist einerseits mit dem Versagen unter quasi-statischer Torsionlast vergleichbar (siehe Kapitel 5.3.3) und steht andererseits repräsentativ für alle untersuchten Gitterstrukturen. Hervorzuheben sind dabei die vergleichbaren lokalen Stegschädigungen im Übergangsbereich zwischen den vertikalen und den horizontalen Stegreihen. Demnach kommt es auch unter zyklischer Beanspruchung, infolge der globalen Torsionsbelastung sowie aufgrund der Gleichheit zugeordneter Schubspannungen, zu einer lokalen Querkraftschubbeanspruchung in den parallelen Ebenen zur Rotationsachse an den kubischen Einheitszellen. Die Querkraftschubbeanspruchung bewirkt eine maximale Belastung an den Einheitszellenecken, wobei gegenüberliegende Ecken, je nach Richtung des Verdrehwinkels, vorrangig entweder auf Zug- oder Druck belastet werden. Die hoch beanspruchten gegenüberliegenden Einheitszellenecken sind z.B. in Abbildung 6.20b-II anhand der Dehnungshotspots erkennbar.

Die Potentialdifferenzmessung liefert unter Torsionslast jedoch nur für die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 und 0,4 Hinweise auf eine Strukturschädigung.

Wie bereits in Abbildung 6.19 gezeigt und beschrieben wurde, weisen die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,3 ab einer nicht genau definierbaren prozentualen Lebensdauer ein Plateau auf, d.h. einen konstanten Potentialdifferenzwert, der sich bis zum finalen Probenversagen nicht mehr verändert. Das Stagnieren dieser Potentialdifferenzkurven kann jedoch nicht mit einer Probenschädigung in Verbindung gebracht werden. Wie im Anhang exemplarisch für eine Torsionsprobe mit einer relativen Dichte von 0,3 veranschaulicht (Abbildung A.26), konnten zu Beginn der Stagnierung keine Dehnungshotspots und somit keine lokalen Schäden auf der Probenoberfläche identifiziert werden. Vergleichbar zu den Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 und 0,4 werden Dehnungshotspots erst ab ca. 80 % Lebensdauer detektiert. Ab diesem Zeitpunkt steigen die lokalen Dehnungen rapide an, bis der Korrelationsverlust eintritt, der auf eine Rissinitiierung sowie dem beginnenden Stegversagen hindeutet. In diesem Lebensdauerbereich ist jedoch keine Änderung in der Potentialdifferenzkurve ersichtlich.

Bewertung des Schädigungsverhaltens mittels Schliffbildanalyse

Zur Bewertung des mittels DIC detektieren lokalen Versagensverhalten wurden ausgewählte zyklische Torsionsversuche bei einem Potentialdifferenzanstieg entsprechend der in Tabelle 6.3 ge-listeten Werte gestoppt. Aufgrund der globalen Torsionsbeanspruchung ist die lokale Strukturschädigung auf allen vier Probenseiten vergleichbar. Daher wurde eine frei gewählte Probenseite eingebettet und metallographisch aufbereitet. In den Schliffbildern der Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 und 0,4 zeigten sich nun deutliche Risse an den Übergängen der vertikalen und den horizontale Stegen, die sich über die gesamte Probenoberfläche verteilten und exemplarisch in Abbildung 6.21a und b zu sehen sind. Die Risse initiieren dabei ausschließlich an den Einheitszellencken, was zusätzlich ein Beleg für die Querkraftschubbeanspruchung darstellt. Im Weiteren stimmen die identifizierten Risse mit den bei der DIC detektierten Dehnungshots-pots und Rissen überein.

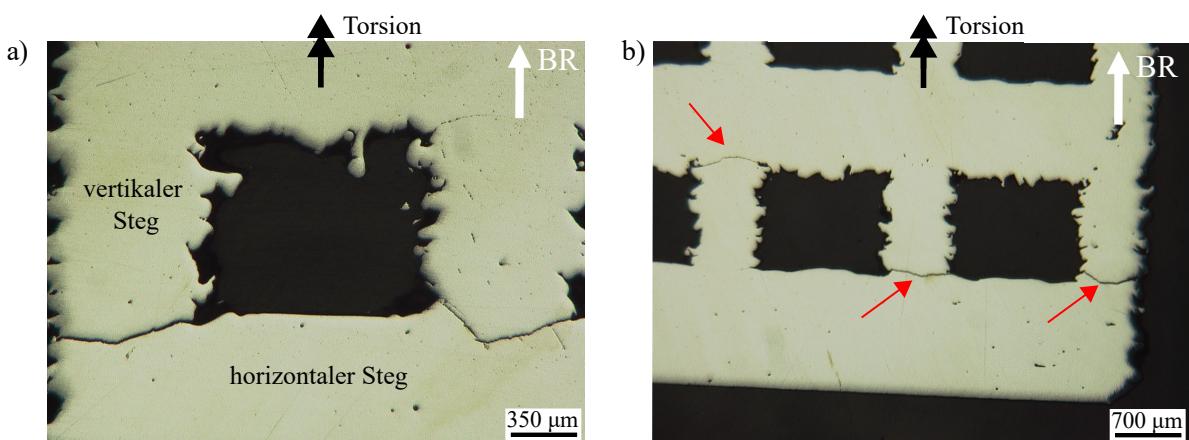


Abbildung 6.21: Exemplarische Darstellung der Rissinitiierungen und Stegrisse für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von a) 0,5 und b) 0,4

Die Übereinstimmung belegt damit den Zusammenhang zwischen dem Anstieg der Potentialdifferenz und dem Auftreten des Stegversagens, für die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 und 0,4. Im Schliffbild der Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3 konnte hingegen keine kompletten Stegrisse identifiziert werden. Lediglich Rissinitiierungsorte sind an den Einheitszellenecken zu finden, wie es exemplarisch im Anhang in Abbildung A.27 dargestellt ist. Die Schliffbildanalyse offenbart zusätzlich, dass neben dem Design der Einheitszelle die Oberflächenrauheit maßgeblich das Versagen der torsionsbelasteten Gitterstrukturen prägen. Während die lokale Beanspruchung zu einer maximalen Belastung in den Einheitszellenecken führt, initiieren die Risse dort hauptsächlich in den Kerben der fertigungsbedingten Rauheiten. Demnach würden Gitterstrukturen, bei denen die kubischen Einheitszellen um 90 Grad gedreht sind, längere Lebensdauern als die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Gitterstrukturen aufweisen.

Temperaturfeldmessung im Torsionsversuch

Abbildung 6.22 zeigt die Temperaturfeldmessung exemplarisch für eine zyklisch unter Torsionslast getesteten Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5. Die Temperaturverlaufskurven zeigen einen deutlichen Anstieg ab ca. 80 % der Lebensdauer für den Steg, der am Ende versagt, wohingegen ein intakter Steg keinen Temperaturanstieg über die gesamte Ermüdungslebensdauer aufweist. Zusätzlich ist ab ca. 80 % der Lebensdauer ein deutlicher Anstieg der Potentialdifferenzkurve ersichtlich. Allerdings sind keine Temperaturhotspots während der gesamten Ermüdungslebensdauer erkennbar, wie es bei den Biegeversuchen der Fall war. Daher können keine verlässlichen Aussagen zum Schädigungsverhalten der torsionsbelasteten Proben anhand des Temperaturverlaufs getroffen werden. Mit der Kenntnis der vorherigen Ergebnisse ist es allerdings wahrscheinlich, dass der Temperaturanstieg ab 80 % Lebensdauer auf das Strukturversagen hindeutet.

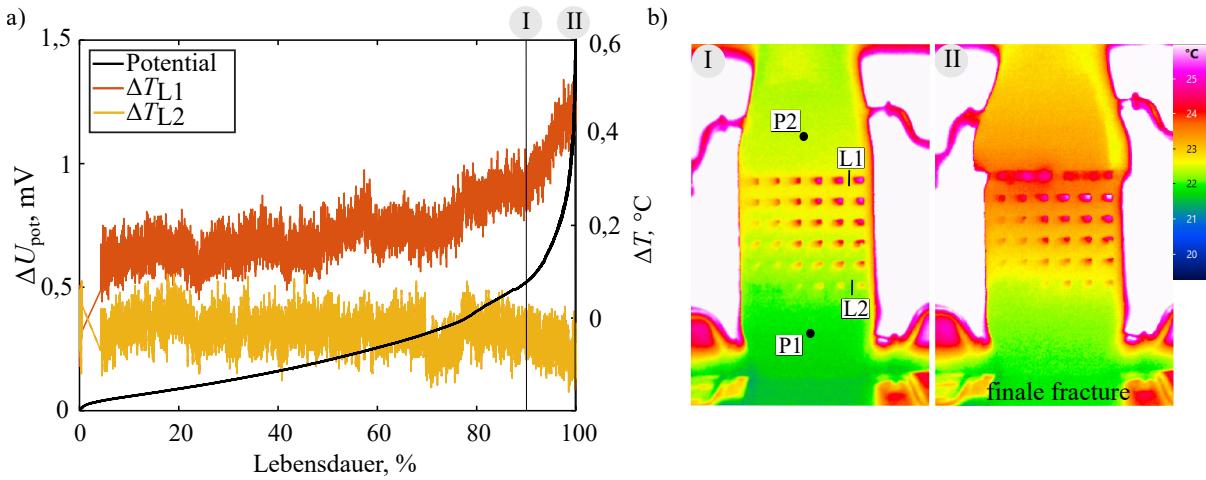


Abbildung 6.22: Temperaturfeldmessung exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5 nach [202]. a) Änderung der Potentialdifferenz sowie des Temperaturverlaufs an der Probenoberfläche in Abhängigkeit der Ermüdungslebensdauer und b) Temperaturfeldmessungen auf der Probenoberfläche zu unterschiedlichen prozentualen Lebensdauern.

Eine Möglichkeit, warum keine Temperaturhotspots an der Probenoberfläche detektiert wurden, ist der versuchsbedingte große Abstand der Thermografiekamera zur Probenoberfläche. Dieser war bei den Torsionsversuchen fünf Mal so groß wie bei den Biegeversuchen.

6.6 Zwischenfazit

Im Rahmen dieses Kapitels erfolgte eine Analyse des Ermüdungsverhaltens mittels EBM gefertigter TiAl6V4 Gitterstrukturen, bestehend aus kubischen Einheitszellen. Unter Berücksichtigung der Belastungsarten Druck, Biegung und Torsion wurden dabei die Einflüsse struktureller Eigenschaften der Gitterstrukturen auf die Ermüdungsliebensdauer untersucht. Zu diesem Zweck wurden die Versuchsergebnisse der Ermüdungsversuche in einem absoluten Wöhlerdiagramm dargestellt. Aus den Darstellungen ging hervor, dass die Widerstandsfähigkeit der untersuchten Gitterstrukturen mit abnehmender relativer Dichte ebenfalls abnimmt. Durch eine Normierung der Beanspruchungsamplituden auf die quasi-statischen Kennwerte ging der Einfluss der relativen Dichte jedoch verloren. Darüber hinaus wurden die normierten Zeitfestigkeitsgeraden analytisch beschrieben, wodurch einsatzrelevante Langzeitfestigkeiten bei 10^6 Lastwechsel extrapoliert werden konnten. Es ergaben sich Langzeitfestigkeiten von $0,98$ bis $1,09 \times \sigma_{0,2}$, $0,11$ bis $0,14 \times M_{b,max}$ und $0,08$ bis $0,09 \times M_{T,max}$ für die Druck-, Biege- und Torsionsversuche. Die Biegeversuche zeigten neben dem Einfluss der relativen Dichte einen Einfluss von der Stegbreite auf die absoluten Beanspruchungsamplituden. Dieser verschwand jedoch im Rahmen der Normierung ebenfalls, was wiederum den alleinigen Einfluss des Einheitszellendesigns sowie des verwendeten Materials hervorhebt. Hinsichtlich einer sicheren (bis 10^6 Lw) Auslegung von zyklisch belasteten Bauteilen, die aus kubischen Gitterstrukturen bestehen, genügt somit die Ermittlung der quasi-statischen Bemessungsgröße in einem quasi-statischen Versuch.

Neben der Ermüdungsliebensdauer wurde das Ermüdungsverhalten der additiv gefertigten Gitterstrukturen im Rahmen der zyklischen Druck-, Biege- und Torsionsversuche untersucht. So erfolgte die Charakterisierung des globalen Ermüdungsverhaltens der Biege- und Torsionsproben durch Analyse der Steifigkeitsreduktion. Eindeutige Aussagen zu den Lebensdauerphasen, Rissbildung, stabiler Rissfortschritt und Restbruch konnten anhand dieser Auswertung jedoch nicht getroffen werden. Anhand des bereits fortgeschrittenen Steifigkeitsabfalls konnte jedoch das Probenversagen in Form einer Versagensschwingspielzahl eindeutig definiert werden. Ebenso konnte eine Korrelation der Strukturschädigung mit dem Anstieg der Potentialdifferenzmessung nachgewiesen werden. Allerdings ist diese Korrelation auf die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von $0,4$ und $0,5$ beschränkt. Der Zusammenhang zwischen der Strukturschädigung und dem Potentialdifferenzanstieg wurde eindeutig mit Hilfe der digitalen Bildkorrelation, der Temperaturfeldmessung sowie anhand von Schliffbildern belegt.

Die Ermüdungsuntersuchungen an druckbelasteten Gitterstrukturen stellten sich als Sonderfall heraus. Um ein Probenversagen im Zeitfestigkeitsbereich zu erhalten, waren Beanspruchungen notwendig, die oberhalb der im quasi-statischen Versuch ermittelten Offsetspannungen liegen. Dass diese Strukturen dennoch lange Lebensdauern aufwiesen, ist deren kubischen Einheitszellen sowie der in axialer Richtung aufgebrachten Drucklast geschuldet. Die Kombination der geometrischen Einheitszellenform mit den hohen Belastungshorizonten führten zu einem Probenversagen, das auf plastische Verformungen zurückzuführen war. Dennoch konnte deren Lebensdauer anhand der globalen Dehnungsauswertung analysiert werden.

Die Detektion des lokalen Versagensverhaltens erfolgte für alle drei Belastungsarten mit der digitalen Bildkorrelationstechnik. In diesem Zusammenhang wurden Risse sowie Risswachstum anhand von Dehnungen bzw. Dehnungsanstiegen identifiziert. Im Grunde wurde dabei für alle drei Belastungsarten ein jeweiliges Strukturverhalten ermittelt, das mit dem unter quasi-statischer Beanspruchung vergleichbar ist. Ein Einfluss der relativen Dichte bzw. der Stegbreite auf die lokalen Versagensmechanismen zeigte sich wie bei den quasi-statischen Versuchen nur unter Drucklast. Das Ermüdungsversagen wurde für alle untersuchten Gitterstrukturen initial durch die Form der Einheitszelle vorgegeben. Dabei hat sich insbesondere die kubische Form der untersuchten Gitterstrukturen vor allem für die Biege- und Torsionsbelastung als nachteilig erwiesen. Darüber hinaus wurde die Oberflächenrauheit als weiterer Nachteil identifiziert, da die Risse vorrangig dort initiierten.

Im Weiteren haben die Analysen ergeben, dass die Gleichstrompotentialmethode sensitiv auf eine Schädigung in der Probe reagiert. Dennoch ist eine Kombination mit der digitalen Bildkorrelation notwendig, um die Schädigung lokalisieren zu können. Zudem stellt die Potentialdifferenzmessung eine Möglichkeit zur Detektion der Rissinitiierung dar. Sofern die Rissinitiierungsphase einer getesteten Gitterstruktur bekannt ist, kann deren Anteil an der Gesamtlebensdauer ermittelt werden. Dies ermöglicht eine Auswahl geeigneter Konzepte zur Lebensdauervorhersage von Gitterstrukturen.

7 Numerische Untersuchungen der Gitterstrukturen

In diesem Kapitel werden die numerischen Untersuchungen zum Grenztrag- und Ermüdungsverhalten der in Kapitel 5 und 6 untersuchten Gitterstrukturen dargestellt. Im Rahmen der quasi-statischen Beanspruchung erfolgte die Simulation der Belastungsarten Druck, Biegung und Torsion. Das Ziel bestand darin, das mechanischen Verhaltens in Bezug auf die strukturellen Eigenschaften der Gitterstrukturen zu charakterisieren. Ein weiterer Schwerpunkt kam in diesem Zusammenhang der Schadensanalyse zu. Um das Versagensverhalten der Gitterstrukturen abzubilden, wurde das *Johnson-Cook* Plastizitäts- und Schädigungsmodell in den numerischen Simulationen verwendet. Abschließend erfolgte eine numerische Lebensdaueruntersuchung exemplarisch für biege- und torsionsbelastete Gitterstrukturen. Unter Berücksichtigung des Nennspannungswertes sowie des örtlichen Konzeptes erfolgte eine Lebensdauervorhersage, die mit den experimentellen Ergebnissen aus Kapitel 6 verglichen wurde. Auch hierbei wurde der Einfluss der Fertigungsge nauigkeit untersucht.

7.1 Geometrie und Randbedingungen

Die numerischen Untersuchungen zum Grenztrag- sowie Schädigungsverhalten der Gitterstrukturen erfolgten mit dem FE-Programm *Abaqus* 2017 der Firma Simulia (Johnston, Rhode Island, USA). Dazu dienten die CAD-Modelle der Druck-, Biege- und Torsionsproben als Ausgangsmodelle, aus denen die FE-Modelle mit den jeweiligen Randbedingungen erstellt wurden. Um das Materialverhalten abzubilden und das Schädigungsverhalten untersuchen zu können, wurden die entsprechenden Modellparameter zunächst an den additiv gefertigten Vollproben identifiziert und anschließend auf die Gitterstrukturen übertragen (siehe Abschnitt 7.2).

7.1.1 Modellvarianten

Um den Einfluss der relativen Dichte auf die mechanischen Eigenschaften numerisch zu bewerten und gleichzeitig den Berechnungsaufwand so gering wie möglich zu halten, wurden die Probentypen mit der Gitterdesignvariante G-03-216, G-04-216 und G-05-216 ausgewählt. Damit wurden die relativen Dichtegruppen 0,3; 0,4 und 0,5 mit jeweils einem Vertreter abgedeckt, sowie die Strukturen mit der geringsten Anzahl an Einheitszellen gewählt. In Kapitel 4.2 wurde bereits gezeigt, dass die tatsächlich gedruckten Probengeometrien von den Ausgangsmodellen abweichen. Um den Einfluss dieser fertigungsbedingten Abweichung auf die mechanischen Eigenschaften zu quantifizieren, wurden zwei verschiedene Modelle von jeder Gitterdesignvariante erstellt.

Modell eins entspricht dabei dem originalen CAD-Modell, wie es dem 3D-Drucker zum additiven Fertigen diente und Modell zwei wurde auf Grundlage der ermittelten mittleren Stegbreitenabweichungen (siehe Kapitel 4.2.1) konstruiert. Die beiden Modelle sind in Abbildung 7.1 gezeigt, wobei in der Darstellung die Anzahl der Einheitszellen auf acht reduziert wurde, um die Stegbreitenunterschiede zu verdeutlichen. Die für die Konstruktion genutzten Stegbreiten sind in Tabelle 7.1 zusammengefasst.

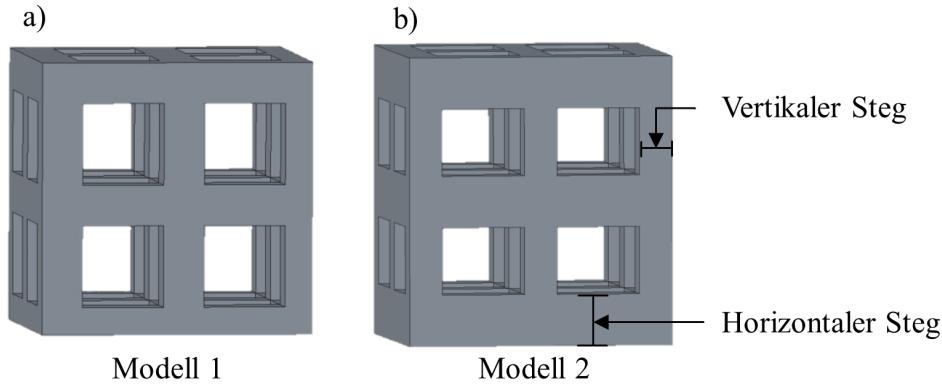


Abbildung 7.1: Ausschnitt aus einem komplexen Gittermodell zur Darstellung der Modellvarianten: a) originales CAD-Modell und b) angepasstes CAD-Modell

Tabelle 7.1: Stegbreiten der beiden Modellvarianten für die drei gewählten Gitterdesignvarianten

	G-05-216		G-04-216		G-03-216	
	Modell 1	Modell 2	Modell 1	Modell 2	Modell 1	Modell 2
vertikaler Steg, mm	1,08	0,852	0,925	0,72	0,78	0,63
horizontaler Steg, mm	1,08	1,26	0,925	1,17	0,78	0,99

Um bei den FE-Simulationen die Bedingungen des Schädigungsverhaltens der Gitterstrukturen so real wie möglich wiederzugeben, wurde für alle drei Belastungsarten die vollständige Geometrie des Basisgitters bestehend aus 216 Einheitszellen berücksichtigt. Eine Vereinfachung der Modelle, durch Reduzierung der Einheitszellen, ist aufgrund der sich dadurch verändernden relativen Dichte nicht möglich.

7.1.2 Realisierung unterschiedlicher Lastfälle

Die CAD-Modelle der Modellvarianten wurden als Volumenmodelle (*STP*-Dateien) aus dem CAD-Programm exportiert und über eine Schnittstelle in *Abaqus/CAE* importiert. Anschließend erfolgte die FE-Modellerstellung durch Definition der Rand- und Kontaktbedingungen sowie Diskretisierung der Proben.

Druckversuch

Zur Realisierung einer Drucklast wurden in Analogie zum Experiment zwei Druckplatten als starre Körper erstellt, die im Ausgangszustand an den Stirnseiten der Gitterstrukturen positioniert wurden. Der axiale Druckfall wurde durch eine Verschiebung in y -Richtung auf den Referenzpunkt der oberen Platte realisiert, während alle weiteren rotatorischen sowie translatorischen Freiheitsgrade gesperrt wurden. Die untere Platte wurde fest eingespannt, indem alle rotatorischen sowie translatorischen Freiheitsgrade gesperrt wurden, Abbildung 7.2a. Zur Verhinderung einer Starrkörperbewegung in x - oder z -Richtung wurden die entsprechenden Verschiebungen an einem unteren Eckpunkt der Gitterstruktur unterbunden. Für den Oberflächenkontakt zwischen den starren Platten und der Gitterstruktur wurde eine Reibung mit einem Reibungskoeffizienten von $\mu = 0,2$ angenommen. Unter Berücksichtigung der Oberflächenrauheit der Gitterstrukturen wurde hingegen ein Reibungskoeffizient von $\mu = 0,5$ für den Eigenkontakt der Struktur gewählt. [184, 203]

Vierpunktbiegung

Die zylinderförmigen Lager der experimentellen Vierpunktbiegevorrichtung wurden in den numerischen Modellen durch halb-zylindrische starre Körper abgebildet. Die Positionierung der Lager erfolgte in Analogie zum Experiment (siehe Kapitel 5.2). Für den Oberflächenkontakt zwischen den Lagern und der Biegeprobe wurde eine Reibung mit einem Reibungskoeffizienten von $\mu = 0,2$ angenommen. Die Verschiebung wurde auf die inneren Lager aufgebracht, während bei den beiden äußeren Lagern sowohl die rotatorischen als auch translatorischen Freiheitsgrade gesperrt wurden, Abbildung 7.2b. Zur Verhinderung einer Starrkörperbewegung in x -Richtung wurde die Verschiebung u am Rand der Gitterstruktur unterbunden.

Torsionsversuch

Die Bereiche der Torsionsproben, die in die servohydraulische Prüfmaschine eingespannt sind, wurden mit einem Referenzpunkt auf der jeweiligen Stirnseite kinematisch gekoppelt. Das Torsionsmoment wurde an einen der beiden Referenzpunkte aufgebracht, wohingegen die rotatorischen sowie translatorischen Freiheitsgrade des gegenüberliegenden Referenzpunktes gesperrt wurden, Abbildung 7.2c.

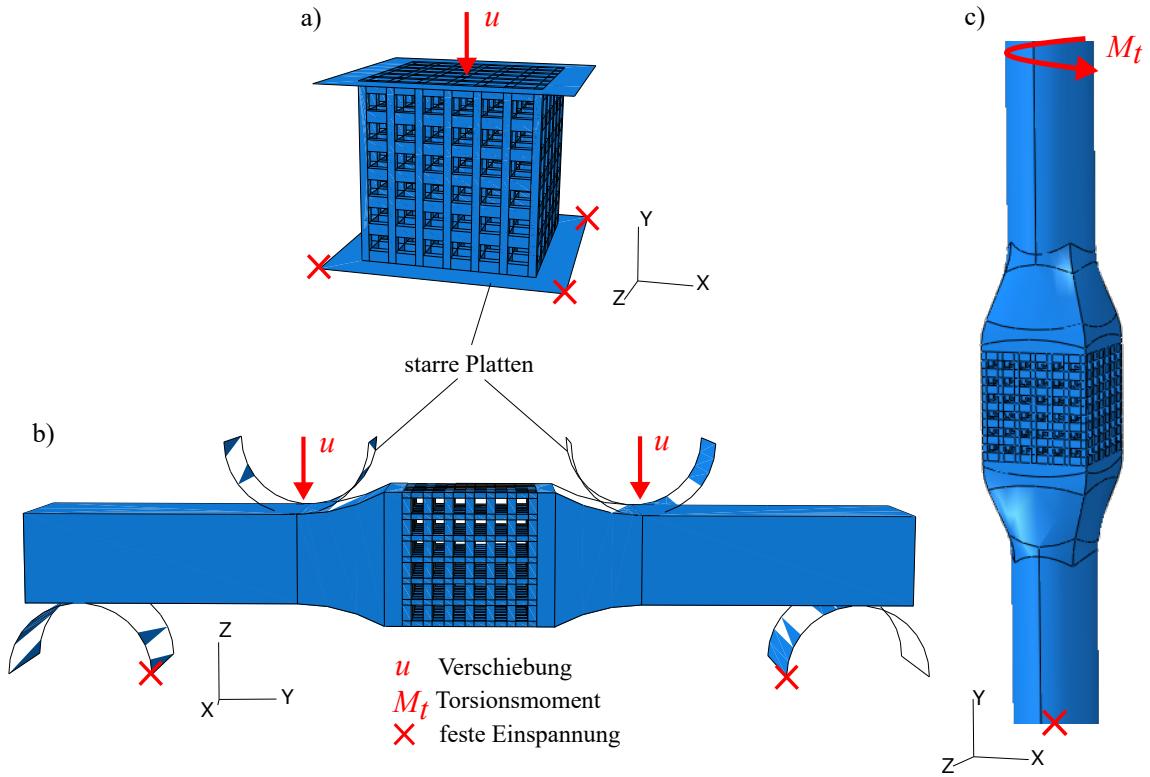


Abbildung 7.2: Darstellung der Randbedingungen exemplarisch für die G-03-216 Gitterdesignvariante im Modell zwei für den a) Druck-, b) Biege- und c) Torsionsversuch

7.1.3 Diskretisierung und Konvergenzanalyse

Um die Berechnungsgenauigkeit in Abhängigkeit der gewählten Elemente zu bewerten, wurde eine Konvergenzanalyse durchgeführt. Für den Belastungsfall Druck wurde die globale Elementgrößenreduktion gewählt, bei der die Elementkantenlänge jeweils um die Hälfte reduziert wird. Insgesamt wurden drei Iterationsschritte mit resultierenden Elementkantenlängen von 0,3 mm, 0,15 mm und 0,075 mm definiert. Weitergehend wurde für diesen Belastungsfall der Einfluss der Elementordnung untersucht, indem Elemente mit einer linearen sowie quadratischen Ansatzfunktion gewählt wurden. Hinsichtlich des linearen Ansatzes wurde die Gitterstruktur mit 8-knotigen Hexaeder-Elementen (C3D8R) und für den quadratischen Ansatz mit 10-knotigen Tetraeder-Elementen (C3D10M) diskretisiert. Für die Belastungsfälle Biegung und Torsion wurden lediglich die 8-knotigen Hexaeder-Elemente mit Elementkantenlängen von 0,3 mm, 0,2 mm, 0,15 mm und 0,1 mm untersucht. Diese Abweichung zum Druckversuch ergab sich als Folge der hohen Elementanzahl sowie der sehr langen Simulationszeiten, bereits bei einer Elementkantenlänge von 0,1 mm.

Die Ergebnisse der Konvergenzanalyse sind in Abbildung 7.3 für den Druckversuch an einer Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3 gegeben. Auf Grund der kubischen Einheitszellenform der untersuchten Gitterstrukturen und dem daraus resultierenden Kerbproblem konnte die maximale von Mises Spannung nicht für die Bewertung der Berechnungsgenauigkeit herangezogen werden. Stattdessen wurde in dieser Arbeit das globale Spannungs-Dehnungsverhalten, d.h. die Änderung des elastischen Gradienten, analysiert. Die erste Halbierung der Elementkantenlänge führt bei den Hexaederelementen zu einer Änderung des elastischen Gradienten um ca. 10 %. Bei der zweiten Reduzierung der Elementkantenlänge sinkt die Änderung auf ca. 1,5 %. Ein Anstieg der Elementordnung bewirkt für 0,15 mm wiederum eine Änderung des Gradienten um weniger als 9 % (siehe Abbildung 7.3a). Mit der Reduzierung der Elementkantenlänge sowie der Erhöhung der Elementordnung geht eine Erhöhung der Freiheitsgrade sowie eine deutliche Erhöhung der Berechnungsdauer einher, wie Abbildung 7.3b zeigt. Die Ergebnisse der Konvergenzanalyse sind in Abbildung 7.4 exemplarisch für eine Torsionsprobe mit einer relativen Dichte von 0,3 gegeben. Die erste Reduzierung der Elementkantenlänge bewirkt eine Änderung des elastischen Gradienten der Drehmomenten-Winkelkurve um ca. 5 %. Jede weitere Reduzierung resultiert in einer Änderung um weniger als 2 %, Abbildung 7.4a. Die Berechnungsdauer steigt exponentiell mit Reduzierung der Elementkantenlänge an, wobei die Berechnung mit einer Kantenlänge von 0,1 mm nach 72 h abgebrochen wurde und nicht im Diagramm in Abbildung 7.4b angegeben ist. Unter Berücksichtigung der Simulationsdauer sowie der Änderung des linear-elastischen Gradienten werden die 8-knotigen Hexaeder-Elemente mit linearer Ansatzfunktion (C3D8R) gewählt. Für Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,3 hat sich bei allen drei Belastungsarten die Elementkantenlänge von 0,15 mm als geeignet herausgestellt. Für eine Übertragbarkeit auf die weiteren Gitterdesigns entspricht dies einer Diskretisierung von mindestens vier Elementen pro Stegbreite im Bereich des Basisgitters. Im Falle der Biegeproben steigt die Elementkantenlänge vom Basisgitter bis zum Rand der Auflagebereiche linear auf bis zu 4 mm an. Die zylindrischen Einspannbereiche der Torsionsproben wurden mit Tetraeder-Elementen mit ansteigenden Elementkantenlängen von ca. 0,15 mm im Basisgitterbereich bis hin zu 4 mm am Rand der Torsionsprobe vernetzt. Sowohl bei den Druckversuchen als auch bei den Biegeversuchen erfolgte die Diskretisierung der starren Körper mit 4-knotigen starren Elementen (R3D4).

Unter Berücksichtigung der Modell- sowie Gitterdesignvarianten ergaben sich für die Belastungsfälle Druck, Biegung und Torsion jeweils sechs FE-Simulationen. In Tabelle 7.2 ist eine Übersicht der FE-Modelle unter Angabe der resultierenden Elementanzahl gegeben.

Tabelle 7.2: Übersicht der FE-Modelle unter Angabe der Elementanzahl in Abhängigkeit der untersuchten Lastfälle, der relativen Dichte der Gitterstruktur sowie der Modellvariante

	Druck			Biegung			Torsion		
	0,3	0,4	0,5	0,3	0,4	0,5	0,3	0,4	0,5
Modell 1	284.024	197.425	175.575	504.960	577.129	498.247	681.154	748.135	684.130
Modell 2	229.349	174.248	169.544	462.535	544.160	539.456	649.606	714.051	735.550

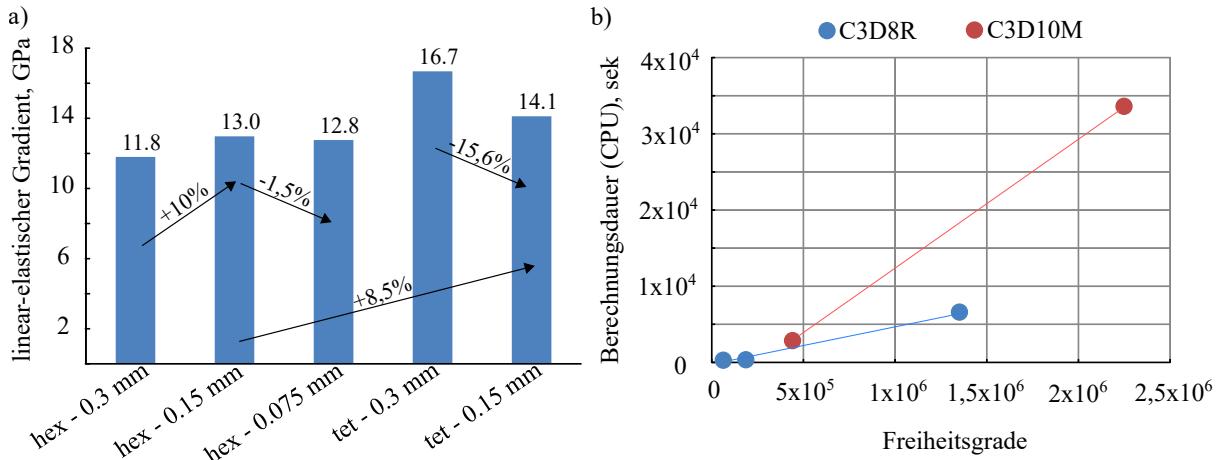


Abbildung 7.3: Konvergenzanalyse einer druckbelasteten Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3. Darstellung des Elementkantenlängeneinflusses und der Elementart auf: a) den linear-elastischen Gradienten und b) die Berechnungsdauer

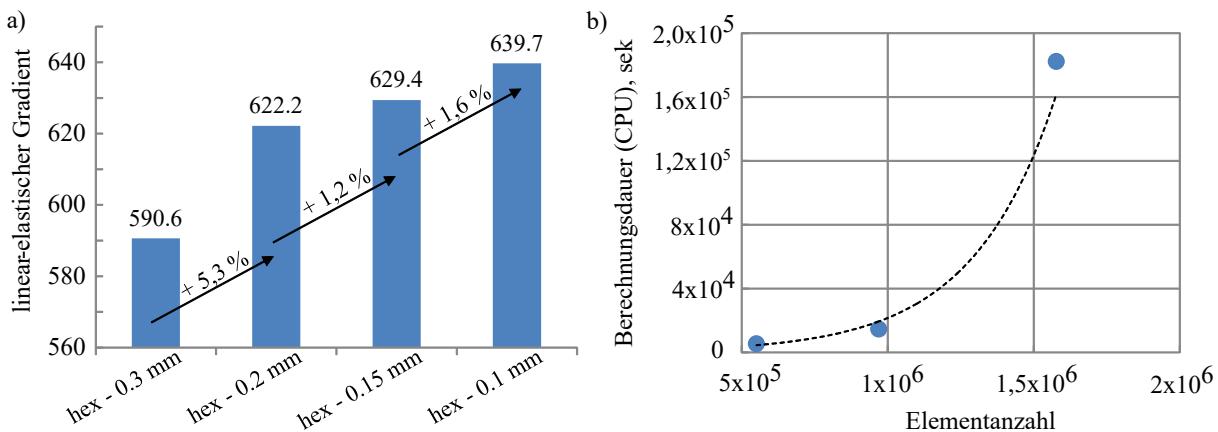


Abbildung 7.4: Konvergenzanalyse einer torsionsbelasteten Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3. Darstellung des Elementkantenlängeneinflusses auf: a) den linear-elastischen Gradienten und b) die Berechnungsdauer

7.2 Material- und Schädigungsmodell

Für die numerische Simulation des Material- sowie des Schädigungsverhaltens der Gitterstrukturen wurde sowohl das Verfestigungs- als auch Schädigungsmodell nach *Johnson-Cook* (J-C) verwendet. Insbesondere das J-C Schädigungsmodell hat sich bereits für die Simulation des Verformungsverhaltens druckbelasteter Gitterstrukturen als geeignet herausgestellt (siehe Kapitel 2.2.3). Beide Modelle sind in *Abaqus* implementiert.

7.2.1 Parameteridentifikation an Vollproben und Übertragung auf Gitterstrukturen

Zur Bestimmung des elastisch-plastischen Materialverhaltens wurden einachsige Zugversuche an mittels EBM gefertigten TiAl6V4 Vollproben durchgeführt (siehe Kapitel 3.2.1).

Zunächst erfolgte die Berechnung der wahren Spannungen, σ_w , sowie wahren Dehnungen, ε_w , aus den experimentell bestimmten technischen Spannungen, σ , und technischen Dehnungen, ε , mit den folgenden analytischen Gleichungen.

$$\sigma_w = \sigma \cdot (1 + \varepsilon) \quad (7.1)$$

$$\varepsilon_w = \ln(1 + \varepsilon) \quad (7.2)$$

Die wahre plastische Dehnung ($\varepsilon_{w,pl}$) ergibt sich mit der Gleichung

$$\varepsilon_{w,pl} = \varepsilon_w - \frac{\sigma_w}{E} \quad (7.3)$$

aus den wahren Spannungen und Dehnungen sowie dem Elastizitätsmodul, E . Auf Grund der Probenreinschnürung und dem folgenden inkonstanten Probenvolumen behalten die Gleichungen 7.1 und 7.3 nur bis zum Erreichen der Gleichmaßdehnung ihre Gültigkeit. Eine Möglichkeit, die wahre Spannungs-Dehnungsbeziehung auch nach Erreichen der Gleichmaßdehnung zu beschreiben, ist das J-C Verfestigungsmodell [107]. Hierbei wird die Fließspannung über die Gleichmaßdehnung hinaus als eine Funktion der wahren plastischen Dehnungen, $\varepsilon_{w,pl}$

$$\sigma_w = [A + B \cdot \varepsilon_{w,pl}^{n1}] \cdot [1 + H \cdot \ln(\dot{\varepsilon}_{w,pl}^*)][1 - (T^*)^{m1}] \quad (7.4)$$

mit den Materialkonstanten A , B , D , $m1$, und $n1$, der dimensionslosen plastischen Dehnrate $\dot{\varepsilon}_{w,pl}^*$ und der dimensionslosen Temperatur T^* beschrieben. Der zweite und dritte Term der Gleichung 7.4 beschreiben die Dehnratenabhängigkeit sowie die Temperaturabhängigkeit. Aufgrund der quasi-statischen Belastung und der konstanten Raumtemperatur während der Versuche, konnte hier sowohl der Dehnrateneffekt als auch der Temperatureinfluss vernachlässigt werden. Dadurch vereinfachte sich das J-C Verfestigungsmodell zu

$$\sigma_w = A + B \cdot \varepsilon_{w,pl}^{n1}. \quad (7.5)$$

Die J-C Materialkonstanten A , B und $n1$ wurden an den analytisch bestimmten wahren Spannungen und plastischen Dehnungen (siehe Gleichungen 7.1 und 7.3) der Zugversuchsergebnisse kalibriert. Die Kalibrierung erfolgte in *Matlab* (Version R2017b) über das Kurvenanpassungstool. Dabei konnte das vereinfachte J-C Verfestigungsmodell aus Gleichung 7.5 als benutzerdefinierte Gleichung definiert und die Materialparameter über die Methode der nicht-linearen kleinsten Fehlerquadrate berechnet werden. Mit einem Regressionskoeffizienten von $R^2 = 0,998$ resultierten die in Tabelle 7.3 zusammengefassten J-C Materialkonstanten für die in dieser Arbeit vertikal, diagonal und horizontal mittels gebauten EBM TiAl6V4 Proben.

Tabelle 7.3: Material- und Schädigungsparameter für das *Johnson-Cook* Verfestigungs- sowie Schädigungsmodell ermittelt an den Zugversuchsdaten der mittels EBM gefertigten TiAl6V4 Vollproben unter Berücksichtigung der Aufbaurichtung [164]

Aufbaurichtung	A , MPa	B , MPa	n	D_1	D_2	D_3
vertikal	985	728	0,554	0,04	0,025	2,5
diagonal	942	620	0,464	0,08	0,04	1,5
horizontal	1041	465	0,370	0,02	0,01	3,5

Johnson-Cook Schädigungsmodell

Zur numerischen Simulation der Schädigung bzw. des Probenversagens wurde das J-C Schädigungsmodell verwendet. In dem Modell wird Materialversagen durch eine kritische Dehnung, ε_f , in Abhängigkeit von der Spannungsmehrachsigkeit, T , mit der folgenden Gleichung

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(-D_3 T)] \cdot [1 + D_4 \cdot \ln(\dot{\varepsilon}_{w,pl}^*)] [1 - D_5 T^*] \quad (7.6)$$

sowie den Schädigungsparametern D_1 , D_2 , D_3 , D_4 und D_5 beschrieben. Aufgrund der näherungsweise konstanten Dehnrate der bei Raumtemperatur durchgeführten Zugversuche, kann hier ebenfalls der zweite und dritte Term vernachlässigt werden. Dadurch vereinfacht sich das J-C Schädigungsmodell zu

$$\varepsilon_f = D_1 + D_2 \exp(-D_3 T). \quad (7.7)$$

In *Abaqus* ergibt sich die Spannungsmehrachsigkeit, T , aus dem hydrostatischen Druck, p und der äquivalenten von Mises Spannung, σ_V , über die Beziehung $T = -p/\sigma_V$.

Das J-C Schädigungsmodell ist in das FE-Programm *Abaqus/explizit* durch eine skalare Schädigungsvariable, ω implementiert, die eine akkumulierte Schädigung für jedes Element bestimmt. Beim Erreichen von $\omega = 1$ gilt ein Element als geschädigt. Zu diesem Zeitpunkt besitzt das Element noch seine initiale Steifigkeit und ist auch noch nicht gelöscht. Die Lösung des Elements wird durch eine Schädigungsentwicklung beschrieben, indem die Steifigkeit des Elements sukzessiv reduziert wird. Die Beschreibung der Schädigungsentwicklung erfolgt durch die Zustandsvariable, D .

Zum Zeitpunkt der Schädigungsinitiierung ($\omega = 1$) besitzt die Zustandsvariable den Wert $D = 0$. Das Element wird gelöscht, sobald $D = 1$ erreicht ist. Im Rahmen dieser Arbeit wird die Schädigungsentwicklung durch die äquivalente plastische Verschiebung, \bar{u}^{pl} beschrieben und anhand der Kraft-Verschiebungskurve der Zugversuche aus Kapitel 3.2.1 ermittelt. Die Zugversuchsergebnisse wurden außerdem dazu benutzt, die J-C Schädigungsparameter D_1 , D_2 und D_3 zu bestimmen. Die genaue Vorgehensweise ist in [164] beschrieben. Die ermittelten J-C Parametersätze sind in Abhängigkeit der Probenaufbaurichtung in Tabelle 7.3 zusammengefasst.

7.2.2 Einfluss der Aufbaurichtung

Die am Grundwerkstoff ermittelten Elastizitätsmodule, die Beschreibung der Fließkurve mit dem J-C Verfestigungsmodell sowie die Beschreibung des Versagensverhaltens mit dem J-C Schädigungsmodell weisen eine Aufbaurichtungsabhängigkeit auf, Tabelle 7.3. Zusätzlich ist aus der metallographischen Untersuchung in Kapitel 4.2.3 bekannt, dass die vertikalen und die horizontalen Gitterstäbe unterschiedliche Mikrostrukturen aufweisen.

Um den Einfluss der entwickelten Material- und Schädigungsmodelle hinsichtlich der Aufbaurichtung im Rahmen der Gitterstrukturen zu charakterisieren, wurden daher drei Varianten an einer ausgewählten Druckprobe untersucht. In der ersten Variante wurden den vertikal orientierten Gitterstäben die Parameter der vertikal gebauten Proben zugeordnet, während die horizontal orientierten Stäbe die Parameter der horizontal gebauten Proben erhielten. In der zweiten Variante wurde dem gesamten Modell die Material- und Schädigungsparameter der vertikal gebauten Proben zugewiesen, während in der dritten Variante die Beschreibung des gesamten Gittermodells mit den Material- sowie Schädigungsparametern der horizontal gebauten Proben erfolgte. Die resultierenden Druckspannungs-Dehnungskurven zeigen für alle drei untersuchten Varianten vergleichbare elastische Gradienten und Druckfestigkeiten, Abbildung 7.5. Ebenso erfolgt das Einsetzen des ersten Versagens bei vergleichbaren Dehnungen, wobei die Spannung der dritten Variante (blaue Kurve) insgesamt langsamer abfällt. Die folgenden Spannungsausschläge im Plateaubereich werden für alle drei Varianten abgebildet, wobei die Amplitude für Variante eins und zwei größer ausfällt, als für Variante drei. Hinsichtlich der additiven Fertigung würde Variante eins dem tatsächlich vorliegenden Materialverhalten theoretisch am besten entsprechen. Da die Kurven von Variante eins und zwei ein nahezu vergleichbares Verhalten zeigen, werden im Folgenden daher die an den vertikal gebauten EBM TiAl6V4 Proben ermittelten Material- und Schädigungsparameter verwendet.

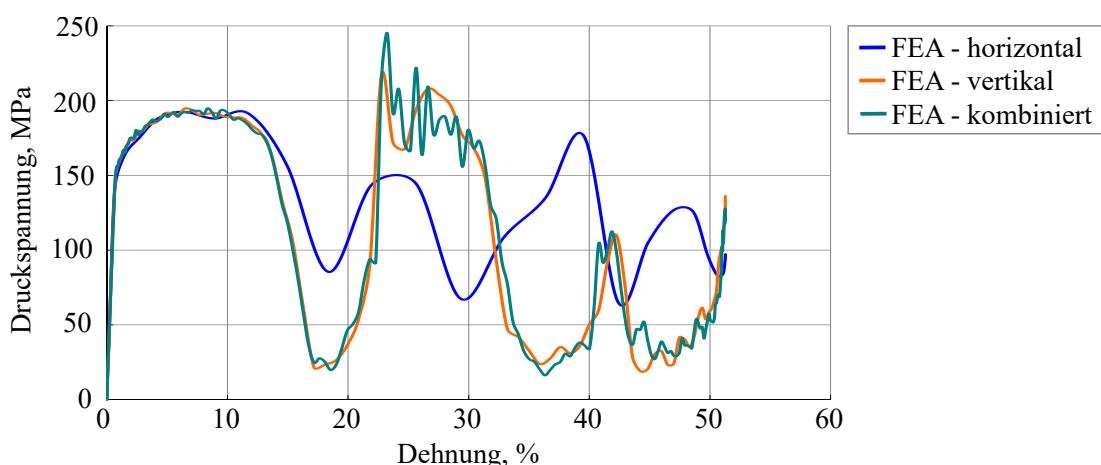


Abbildung 7.5: Einfluss der richtungsabhängigen Material- und Schädigungsparameter auf das mechanische Verhalten einer Druckprobe

7.2.3 Übertragung des Schädigungsmodells auf weitere Belastungsfälle

Während in *Radlof* et al. [164] die Anpassung der J-C Parameter für die initiale Spannungsmehrachsigkeit von $T = 1/3$ erfolgte, konnte dieser Parametersatz bereits erfolgreich zur Abbildung des Schädigungsverhaltens druckbelasteter Gitterstrukturen, bei dem vorrangig $T = -1/3$ gilt, in [184] genutzt werden.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit bestand jedoch darin, einen Parametersatz zu finden, der ebenfalls für die Belastungsfälle Biegung und Torsion gilt. Da die direkte Übertragung des bereits gefundenen Parametersatzes zu Abweichungen zwischen den experimentellen und numerischen Belastungskurven führte, war eine erneute Kalibrierung notwendig.

Die Kalibrierung erfolgte dabei in iterativen FE-Simulationen für je eine Gitterdesignvariante von jedem Belastungsfall. Um einen allgemeingültigen Parametersatz zu finden, erfolgte bewusst keine Kalibrierung auf eine festgelegte Gitterdesignvariante bzw. relative Dichte. Die Anpassung des J-C Parametersatzes erfolgte analog zu den Zugversuchen in [164] über die mittels DIC berechneten lokalen Dehnungen. Hierzu wurden jeweils Stäbe aus den Druck-, Biege- und Torsionsproben ausgewählt und die maximale Dehnung vor Einsetzen des Versagens ermittelt. Mit der Annahme, dass dort im Druckversuch $T = -1/3$, im Biegeversuch $T = 1/3$ und im Torsionsversuch $T = 0$ vorliegt, wurden diese Punkte zur Kalibrierung der J-C Grenzkurve verwendet. Der initiale Parametersatz aus Tabelle 7.3 wurde dabei solange angepasst, bis die Grenzkurve durch die ermittelten Punkte ging. Anschließend wurden sowohl die numerischen und experimentellen Belastungskurven als auch das numerische und experimentelle Schädigungsverhalten verglichen. Entscheidende Faktoren waren an dieser Stelle ein möglichst *zeitgleicher* Eintritt des Versagens (global gleiche Dehnung, gleiche Durchbiegung, gleiche Drillung) bei experimentell und numerisch vergleichbarer lokaler Dehnungen in den Gitterstäben.

Das Ergebnis der Kalibrierung ist Abbildung 7.6 für alle drei Belastungsarten dargestellt. Mit dem Parametersatz $D_1 = 0,02$; $D_2 = 0,045$ und $D_3 = 2,5$ konnte für den Druck- und Biegefall eine sehr gute Übereinstimmung erreicht werden, Abbildung 7.6a-b. Im Gegensatz dazu ist der linear-elastische Bereich beim Torsionsversuch verschoben, während das anschließende plastische Versagensverhalten in guter Übereinstimmung abgebildet ist. Dennoch stellt der Parametersatz einen guten Kompromiss dar, mit dem das Verformungsverhalten numerisch sowohl im axialen Druckfall, in der Vierpunktbiegung als auch im Torsionsfall in annähernd guter Übereinstimmung mit den experimentellen Kurven abgebildet werden kann.

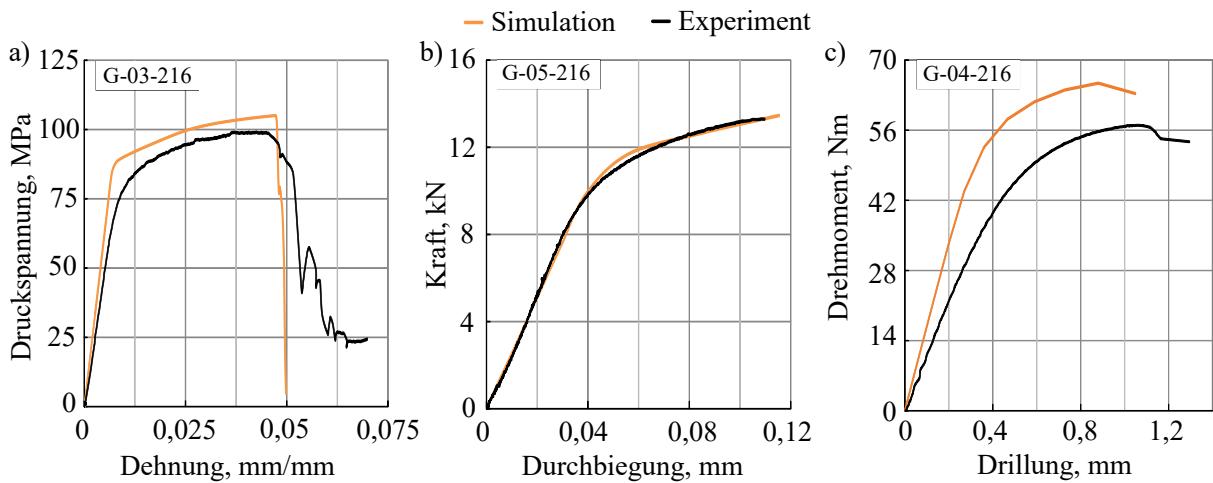


Abbildung 7.6: Vergleich des experimentellen und numerischen Verformungsverhaltens für die gewählten Gitterdesignvarianten unter Anwendung des J-C Schädigungsmodells mit den Parametern $D_1 = 0,04$; $D_2 = 0,025$ und $D_3 = 2,5$ für die Belastungsarten a) Druck, b) Biegung und c) Torsion

7.2.4 Bewertung der Berechnungsgenauigkeit einer Schädigungssimulation

Für die Simulation des hochgradig nicht-linearen Schädigungsverhaltens der untersuchten Gitterstrukturen ist eine dynamische FE-Simulation erforderlich. Neben dem expliziten Solver bietet *Abaqus* den impliziten Solver an. Während der implizite Solver als robuster und numerisch stabiler beschrieben wird, ist er im Vergleich zum expliziten Solver deutlich langsamer für die geforderte Anwendung, da in jedem Iterationsschritt ein eigenes Gleichungssystem gelöst werden muss. Der explizite Solver ist hingegen extrem schnell, da vereinfacht gesagt die *instationäre Kräftebilanz* durch extrem kleine Zeitschritte direkt gelöst werden kann. Daher eignet er sich bevorzugt für hochdynamische und hoch nicht-lineare Vorgänge, wie zum Beispiel Crash, sowie für sehr große Modelle, wie sie in dieser Arbeit für die Gitterstrukturen vorliegen. [204, 205] Ein weiterer Vorteil des expliziten Solvers ist, dass das gewählte J-C Schädigungsmodell dort direkt implementiert ist.

In einer dynamisch expliziten Simulation gibt es keine Konvergenzkriterien, sondern Stabilitätsbedingungen, die erfüllt sein müssen. Für die Stabilität der expliziten Analyse sollte das gewählte Zeitinkrement kleiner als der theoretische Wert sein, der von *Abaqus* bei jedem Inkrement entsprechend dem aktuellen Zustand des Modells berechnet wird (kleinste Elementkantenlänge - Dichte usw.). Nach jedem Inkrement prüft *Abaqus* nicht auf ein Konvergenzkriterium, sondern geht direkt zum nächsten Inkrement über. [205]

Um abzuschätzen, ob eine *Abaqus/explizit* Simulation angemessene Ergebnisse liefert, muss aus diesem Grund die Energiebilanzgleichung herangezogen werden. Indikatoren für Probleme in der Simulation sind sehr große Formänderungsenergien. Sie sollten unter 1-2% der internen Energie, *ALLIE*, liegen. Ein weiterer Indikator sind sehr hohe kinetische Energien, *ALLKE*.

Diese sollten nur einen kleinen Teil (typischerweise 5-10%) der äußeren Kräfte oder der internen Energie ausmachen. Weitergehend sollte die Gesamtenergie keine großen Änderungen aufweisen, da sie auf Überschreitung der Stabilitätsgrenze des Modells oder Konflikte bei den Randbedingungen hinweisen. Idealerweise ist die Gesamtenergie während der gesamten Simulation konstant und nahe Null. [205]

Für einen Gesamtüberblick über die Plausibilität einer expliziten Analyse sollten neben den Energien zusätzlich das Verformungsverhalten sowie die Spannungen und Dehnungen untersucht werden. Auf diese Weise kann z.B. der Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit auf die Simulationsergebnisse bewertet werden. Typischerweise werden in numerischen Untersuchungen zu Schädigungsexperimenten die Belastungsgeschwindigkeiten skaliert, um annehmbare Simulationszeiten zu erreichen [206]. Da in der Literatur keine Angaben zu Simulationsgeschwindigkeiten bei Schädigungssimulationen von additiv gefertigten Gitterstrukturen gefunden werden konnten, wurden die Geschwindigkeiten 1 m/s bis 10 m/s untersucht. Abbildung 7.7 zeigt die Energiebilanz für das *Abaqus/explizit* Modell exemplarisch für einen Druckversuch mit unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten. In beiden Diagrammen ist die kinetische Energie relativ klein gegenüber der internen Energie (*ALLKE/ALLIE*), womit bestätigt wird, dass die Drucksimulation einen quasi-statischen Belastungsfall abbildet. Mit Eintritt der ersten Schädigung steigt die kinetische Energie bei 10 m/s im Vergleich zu 1 m/s deutlich stärker an, was auf eine Ungenauigkeit in der Berechnung hinweist. Diese Analysen sind ebenfalls für die Belastungsfälle Biegung und Torsion durchgeführt worden. Für alle drei Belastungsarten ergab sich eine geeignete Belastungsgeschwindigkeit von 1 m/s im Druck- und Biegeversuch bzw. 1 rad/s im Torsionsversuch.

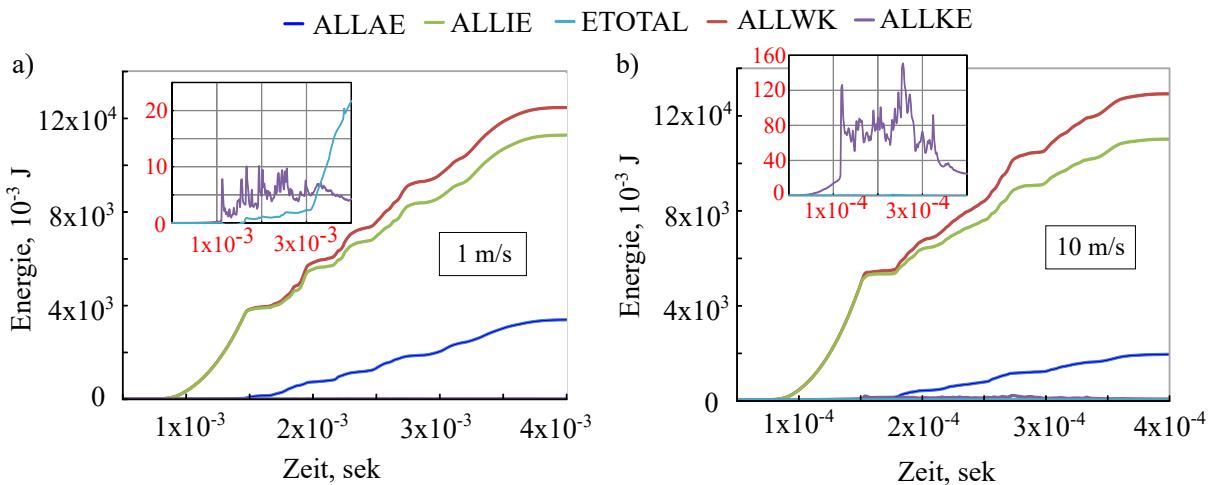


Abbildung 7.7: Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit auf die Energiebilanz für das *Abaqus/explizit* Modell am Beispiel des Druckversuchs mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten: a) 1 m/s und b) 10 m/s

7.3 Numerische Untersuchungsergebnisse zum Grenztrag- und Versagensverhalten der Gitterstrukturen

Die hier durchgeführten numerischen Untersuchungen verfolgten zwei Ziele. Das erste Ziel bestand in der Identifizierung des Einflusses der geometrischen Stegbreitenabweichung auf die mechanischen Eigenschaften und das zweite Ziel lag in der Vorhersage des Schädigungsverhaltens der Gitterstrukturen unter Druck-, Biege- und Torsionsbelastung. Zur Bewertung der numerischen Erkenntnisse wurden ausschließlich lokal ausgewertete experimentelle Ergebnisse herangezogen.

7.3.1 Ergebnisse und Diskussion des Druckversuchs

Um die numerischen Ergebnisse des Druckversuch zu bewerten, wurden die ermittelten Druckeigenschaften den experimentellen Daten gegenübergestellt. Dazu fanden die mittels DIC bestimmten Druckspannungs-Dehnungskurven sowie die berechneten lokalen Dehnungsfelder auf der Probenoberfläche Anwendung.

Druckeigenschaften

Abbildung 7.8 zeigt einen Vergleich des numerisch bestimmten Strukturverhaltens mit den experimentellen Daten bis zum Eintritt des ersten Versagens. Auffällig ist, dass die mechanischen Druckkennwerte vor allem durch die Simulation mit dem Modell eins deutlich überschätzt werden, Tabelle 7.4.

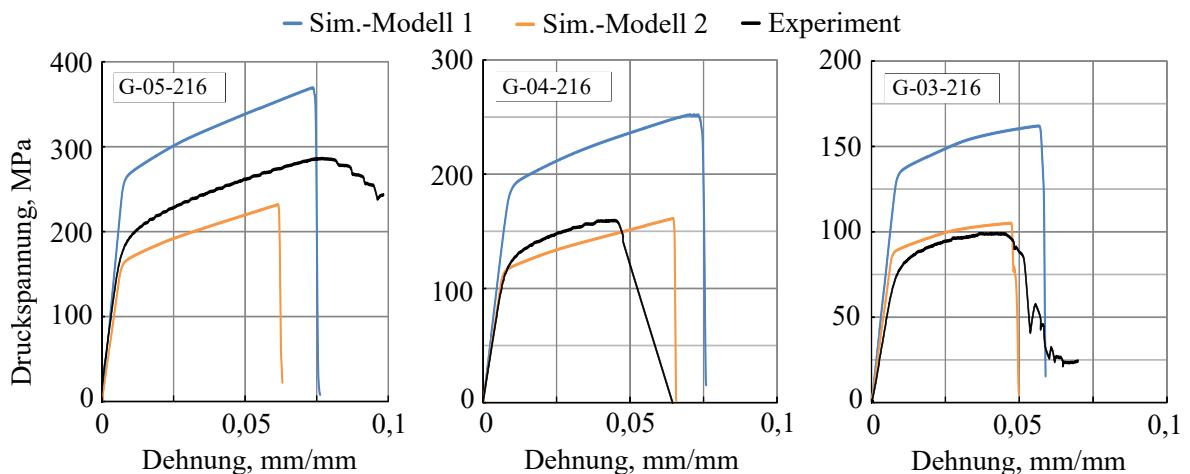


Abbildung 7.8: Vergleich der numerischen und experimentellen Druckspannungs-Dehnungskurven bis zum ersten Versagen für die untersuchten Modelle der Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5; 0,4 und 0,3

Diese Überschätzung deckt sich mit den Ergebnissen in der Fachliteratur und wurde dort vorrangig mit der fehlenden Modellierung fertigungsbedingter Imperfektionen begründet [114, 117]. In dieser Arbeit wurde die fertigungsbedingte Stegbreitenabweichung im Modell zwei berücksichtigt, wodurch sich die relative Abweichung des linear-elastischen Gradienten von 34-57 % auf 6,7-26 % reduziert. Bei der Druckfestigkeit ist ein vergleichbarer Trend erkennbar. Durch Berücksichtigung der Stegbreitenabweichung reduziert sich der Fehler in der Simulation auf 1,3-19 %. Die Ergebnisse belegen damit, dass eine Berücksichtigung der tatsächlichen Stegbreiten notwendig ist, um die mechanischen Eigenschaften einer Gitterstruktur exakt abbilden zu können.

Tabelle 7.4: Vergleich der numerischen und experimentellen Druckkennwerte

Design	Modell	linear scher Gradient, GPa	elasti- scher Gradient, GPa	Fehler, %	Druckfestigkeit, MPa	Fehler, %
G-05-216	Experiment	25,8			285	
	Sim.-Modell 1	35,2	36,3	367	29	
	Sim.-Modell 2	24,1	-6,7	231		-19
G-04-216	Experiment	16			159	
	Sim.-Modell 1	21,5	34,3	251	58	
	Sim.-Modell 2	17,1	7,2	161		1,3
G-03-216	Experiment	9,9			98	
	Sim.-Modell 1	15,7	57,7	168	71	
	Sim.-Modell 2	12,5	25,6	115		17

Grundsätzlich wird für FE-Simulationen, die auf μ -CT-Modellen basieren, ein höherer geometrischer Genauigkeitsgrad hinsichtlich der tatsächlich hergestellten Gitterstrukturen und damit eine genauere Vorhersage der mechanischen Eigenschaften erwartet. *Kadkhodapour* et al. nutzten z.B. in [207] μ -CT-Modelle von TiAl6V4 kubische Gitterstrukturen mit relativen Dichten von 0,3 und 0,45. Für den elastischen Gradienten ergaben sich dennoch relative Fehler von 6,6 % und 10,2 %, die mit den hier ermittelten Fehlern vergleichbar sind.

Verformungs- und Schädigungsverhalten

Zur Beurteilung des simulierten Verformungsverhaltens zeigt Abbildung 7.9 einen Vergleich der Druckspannungs-Dehnungskurven, sowohl für die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 als auch 0,3 für das numerische Modell zwei. Während bei der Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3 die experimentellen und numerischen Dehnungen beim ersten Spannungsabfall gut übereinstimmen (Abbildung 7.9b), ist dies bei der Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5 nicht der Fall (Abbildung 7.9a).

Noch auffälliger ist die Diskrepanz zwischen den Ergebnissen der beiden Gitterdesignvarianten im Dehnungsbereich von 10 bis 40 %. In beiden Simulationen ist der Bereich durch sequentielle Spannungsausschläge gekennzeichnet. Die experimentellen Untersuchungen haben jedoch gezeigt, dass lediglich die Strukturen mit einer relativen Dichte von 0,3 und 0,4 dieses Verhalten aufweisen, wohingegen der Plateaubereich der Strukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 gleichmäßiger verläuft. Dieser gleichmäßige Verlauf kann in den numerischen Simulationen jedoch nicht abgebildet werden. Dennoch zeigt sich für die Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,3 und 0,4 eine gute Übereinstimmung im lokalen Schädigungsverhalten, was im Folgenden am Beispiel einer Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3 genauer beschrieben wird.

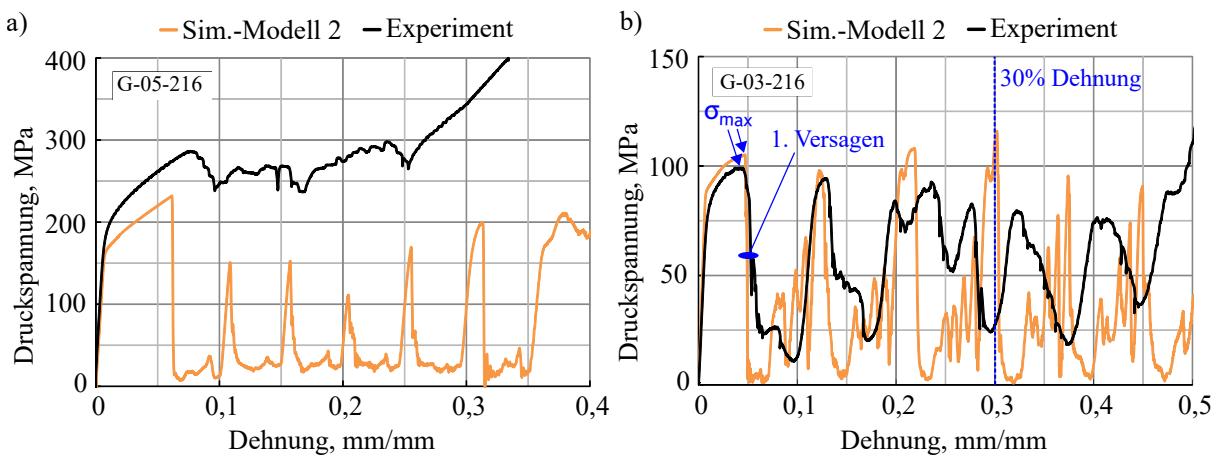


Abbildung 7.9: Vergleich des numerischen und experimentellen Verformungsverhaltens der Gitterstrukturen unter Drucklast unter Anwendung der numerischen Modellvariante zwei sowie des *Johnson-Cook* Schädigungsmodells für Gitterdesignvarianten mit einer relativen Dichte von a) 0,5 und b) 0,3

Im Spannungs-Dehnungsdiagramm in Abbildung 7.9b sind drei charakteristische Stellen markiert, an denen die Anwendbarkeit des verwendeten Schädigungsmodells im Folgenden diskutiert wird. Hierzu zeigt Abbildung 7.10 die experimentell und numerisch ermittelten lokalen Dehnungsfelder auf einer Probenseite, zu den zuvor erwähnten charakteristischen Dehnungen. Die in *Abaqus* ermittelten logarithmischen Dehnungen (hier die erste Hauptdehnung PE) können unmittelbar mit den in der DIC berechneten logarithmischen *Hencky* Dehnungen verglichen werden. Dabei fällt auf, dass zum Zeitpunkt der ersten maximalen Spannung, sowohl im Experiment als auch in der Simulation, Dehnungslokalisierungen an den vertikal orientierten Gitterstäben auftreten. Besonders hervorzuheben sind die dabei sehr vergleichbaren 45 Grad Winkel hinsichtlich der Belastungsrichtung. Bei einer Stauchung von ca. 5 % kommt es zu einem abrupten Spannungsabfall, der durch das Versagen einer kompletten Stegreihe hervorgerufen wird.

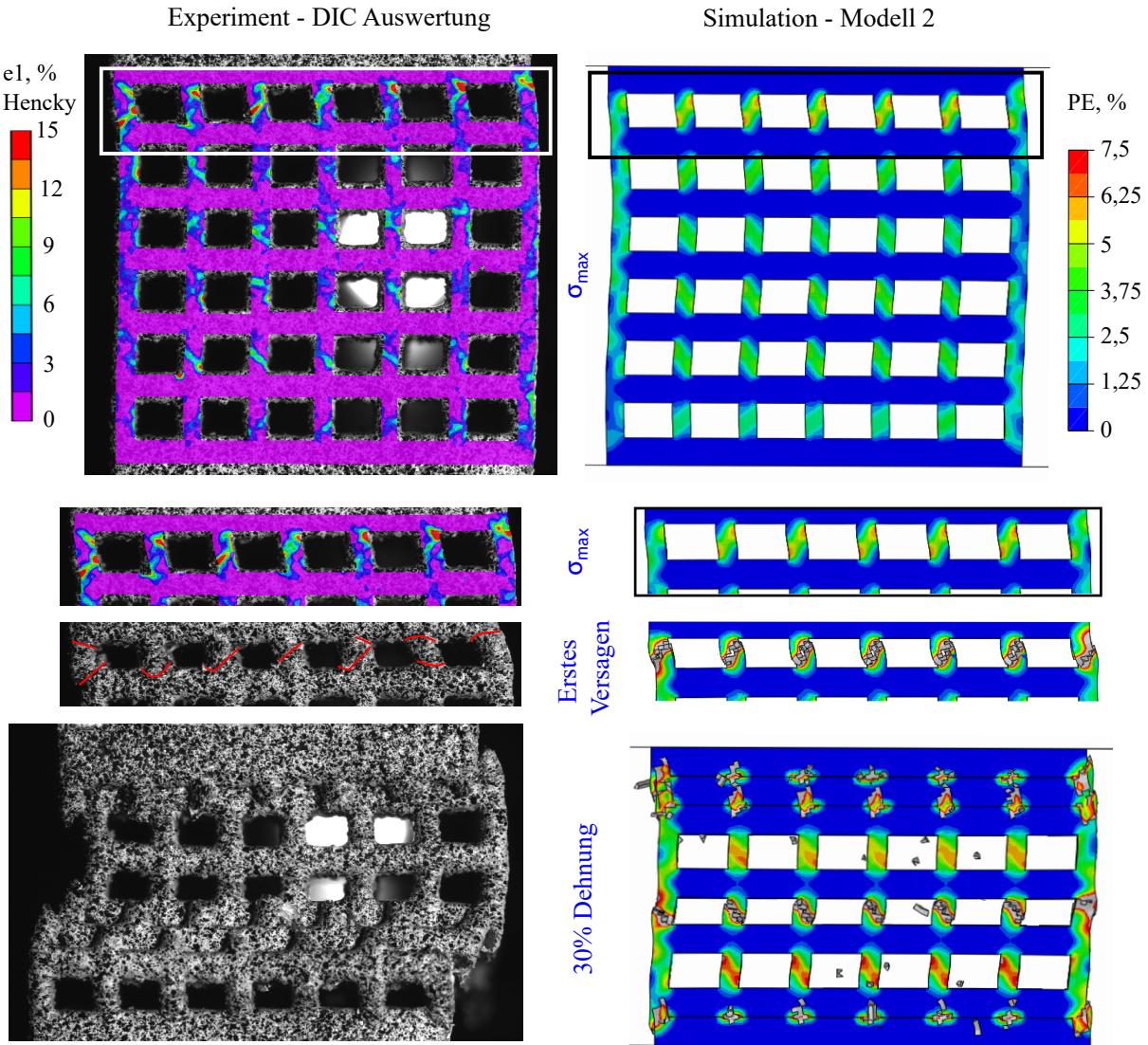


Abbildung 7.10: Vergleich des experimentellen und numerischen Schädigungsverhaltens der G-03-216 Gittervariante (Modell 2).

Sowohl im Experiment als auch in der Simulation tritt das Stegversagen durch Schubdeformation ein, was an den 45 Grad Winkeln der versagten vertikal gebauten Stegen ersichtlich ist (Erstes Versagen in Abbildung 7.10). Dem Stegversagen folgt das Versagen einer gesamten Stegreihe. Mit fortsetzender Stauchung versagen weitere Ebenen, wodurch ein Schicht-für-Schicht-Versagen, sowohl experimentell als auch numerisch resultiert. Erkennbar ist dies in der numerischen Druckspannungs-Dehnungskurve an den Spitzen und Tälern der Spannungen im Dehnungsbereich von 10 bis 50 %. Die lokalen sehr hohen Dehnungsspitzen am Rand der Gitterstäbe in Abbildung 7.10 resultieren aus den fertigungsbedingten Imperfektionen, wie die Oberflächenrauheit und zeigen sich in den unterschiedlichen Legenden.

Das Schubdeformationsverhalten der vertikalen Stege ist ebenfalls für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3 in Abbildung 7.11a in einer 3D-Ansicht dargestellt. Wie bereits aus der Frontalansicht (Abbildung 7.10) hervorging, tritt das lokale Stegversagen in einem 45 Grad Winkel zur Belastungsrichtung auf, was vor allem für die Mittenstege der Gitterstruktur gilt. Es folgt ein seitliches Herausschieben der restlichen Gitterstruktur, was ebenfalls experimentell beobachtet wurde und z.B. in Abbildung 7.10 bei 30 % Stauchung zu sehen ist.

In Abbildung 7.11b ist der Verlauf der plastischen Vergleichsdehnung, ε , über die Spannungsmehrachsigkeit, T , von Elementen entlang des numerisch beobachteten Risses eines vertikalen Eck- sowie Mittensteges zusammen mit der Grenzkurve des Schädigungsmodells dargestellt. Daraus wird ersichtlich, dass die Spannungsmehrachsigkeit ausschließlich im Bereich von $-0,4 \leq T \leq -0,3$ liegt und plastische Vergleichsdehnungen von 8 bis 18 % erreicht werden. Somit liegen alle Elemente erwartungsgemäß im Spannungsmehrachsigkeitsbereich einer Druckbeanspruchung, die letztlich zum Versagen der vertikal gebauten Stege führte.

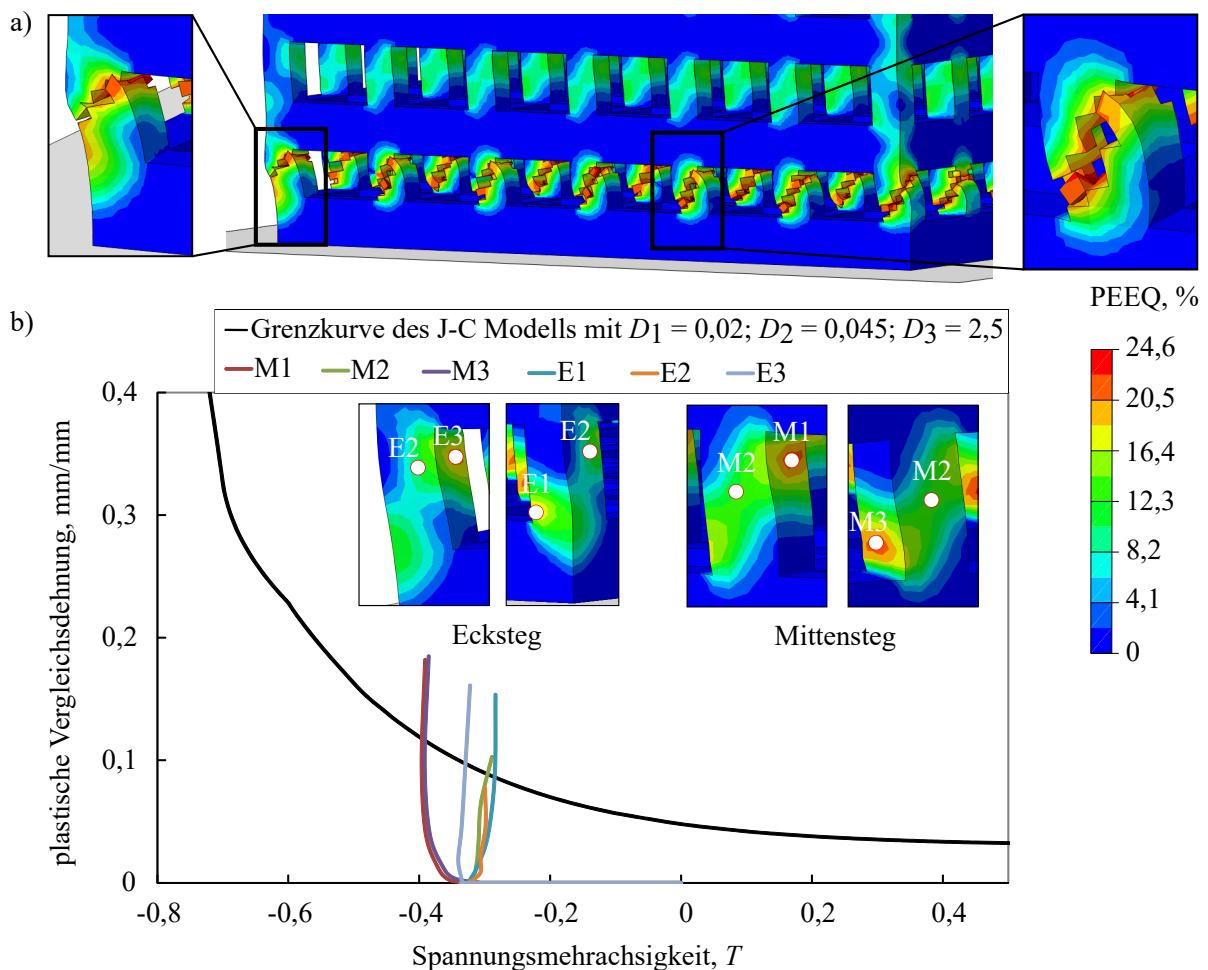


Abbildung 7.11: Versagensverhalten der Gitterstreben einer Gitterstruktur unter Druckbelastung und Verlauf der plastischen Vergleichsdehnung über die Spannungsmehrachsigkeit an einem Rissinitiierungs-ort der Druckprobe

In den numerischen Untersuchungen der Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5 wird ebenfalls das Schubdeformationsversagen abgebildet. Dies steht allerdings im Gegensatz zu deren experimentellen Ergebnissen. Neben der Schubdeformation treten dort zusätzlich lokale Versagensorte, direkt an den Übergängen der vertikalen zu den horizontalen Stegen, auf. Da dies numerisch nicht erfasst wurde, kann davon ausgegangen werden, dass das lokale Zerdrücken an den genannten Übergangsbereichen für das Spannungs-Dehnungsverhalten ohne große Spannungsabfälle verantwortlich ist. Zusätzlich scheint dieses kombinierte Versagensmuster nicht durch die CAD-Geometrie, d.h. Stegbreite und relative Dichte, hervorgerufen zu werden. Stattdessen scheint die in Kapitel 4.2.2 ermittelte Oberflächenrauheit der entscheidende Faktor zu sein. Insbesondere im Bereich der Einheitszellecken führen die Imperfektionen zu einer großen Kerbwirkung, die in Kombination mit dem Verhältnis der Stegbreite zu Porenbreite sowie der relativen Dichte, für das experimentell beobachtete lokale Versagensverhalten verantwortlich sind.

Die Rekonstruktion von μ -CT-Scandaten ermöglicht neben den Stegbreitenunterschieden die Berücksichtigung weiterer fertigungsbedingter Abweichungen, wie Porosität, Stegneigungen und Oberflächenrauheiten, in der FE-Simulation. Auf diese Weise konnten z.B. in [105, 192, 208] hoch beanspruchte Stellen identifiziert werden, die z.B. Rückschlüsse auf mögliche Versagensorte zulassen oder die Grundlage für eine Strukturoptimierung liefern.

In Kombination mit einer nicht-linearen Schädigungssimulation führt dies jedoch zu komplexen FE-Modellen mit sehr langen Rechenzeiten, weshalb nur sehr wenige Untersuchungen [114, 207] in der verfügbaren Literatur vorliegen. In beiden Untersuchungen wurde das Schädigungsverhalten mit dem *Johnson-Cook* Modell simuliert. Doch selbst μ -CT-Modelle führen zu ungenauen Vorhersagen z.B. im Plateaubereich [207] oder in der Simulation des ersten Spannungsabfalls [114].

Neben dem J-C Modell existiert z.B. das *Gurson-Tvergaard-Needleman* (GTN) Schädigungsmodell [109–111], dass bisher nur von *Amani* et al. [86] für die Simulation des Druckversuchs an additiv gefertigten Gitterstrukturen Anwendung fand. Das GTN-Modell wurde auf der Grundlage der von Mises'schen Fließkriterien für duktile poröse Materialien entwickelt, die die Keimbildung und das Wachstum von Hohlräumen berücksichtigen [109–111]. In [86] wurde das Verfestigungsge setz sowie die Schädigungsparameter am Ausgangsmaterial ermittelt und für die untersuchten Gitterstrukturen angepasst. Eine genaue Beschreibung der Anpassung ist jedoch nicht zu finden. Die Simulation des Druckversuchs erfolgte bis 7 % Probenstauchung.

Da bis zu dieser Stauchung noch kein Strukturversagen einsetzte, können lediglich Orte der höchsten Beanspruchung detektiert und die Abhängigkeit des geometrischen Modells bewertet werden. Demnach ist eine Anwendung des GTN-Modells zur Vorhersage des Schädigungsverhal tens druckbelasteter Gitterstrukturen noch zu prüfen.

7.3.2 Ergebnisse und Diskussion des Biegeversuchs

Zur Bewertung der numerischen Erkenntnisse im Biegeversuch wurde die lokale Durchbiegung der Gitterstrukturen auf dieselbe Art ausgewertet, wie bei den Experimenten (vgl. Kapitel 5.2) und als Kraft-Durchbiegungskurve den experimentellen Kurven gegenüberstellt. Die Bewertung des Schädigungsverhaltens erfolgte durch einen Vergleich der lokalen Dehnungsfelder auf der Probenoberfläche mit den DIC-Auswertungen der Experimente.

Biegeeigenschaften

Das J-C Verfestigungs- und Schädigungsmodell wurde nach deren Parameteridentifikation (siehe Kapitel 7.2.3) an der Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5, in den FE-Modellen der Gitterstrukturen der relativen Dichtegruppe 0,4 und 0,3 angewandt. Diesbezüglich zeigt Abbildung 7.12 den Vergleich zwischen den numerischen und den experimentellen Kraft-Durchbiegungskurven für alle drei Designvarianten (G-05-216, G-04-216 und G-03-216).

Die experimentell bestimmten Kraft-Durchbiegungskurven und insbesondere die Biegesteifigkeiten im linear-elastischen Bereich können dabei lediglich durch die numerische Simulation mit der Modellvariante zwei, für alle drei Gitterdesignvarianten, am besten abgebildet werden. Besonders auffällig ist die Annäherung der numerischen Ergebnisse von Modellvariante eins zu Modellvariante zwei an die experimentellen Ergebnissen. Im Vergleich zum Modell eins reduzieren sich z.B. die relativen Abweichungen der Biegesteifigkeiten zum Experiment mit dem Modell zwei von 28-30 % auf unter 10 % für alle drei Gitterdesignvarianten. Für eine adäquate Vorhersage des mechanischen Verhaltens unter Biegelast ist daher die Berücksichtigung der tatsächlichen geometrischen Maße der Gitterstrukturen unerlässlich.

Die beste Übereinstimmung, insbesondere auch bezüglich der lokalen Durchbiegung bei Eintritt des Strukturversagens stellt die FE-Simulation der Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5 im Modell zwei dar. Dort liegt der relative Fehler zwischen Numerik ($w(M_{b,max})_{FEM} = 0,11$) und Experiment ($w(M_{b,max})_{EXP} = 0,115$) bei 4,5 %. Bei den Gitterdesignvarianten 0,4 ($w(M_{b,max})_{FEM} = 0,1$ und $w(M_{b,max})_{EXP} = 0,08$) und 0,3 ($w(M_{b,max})_{FEM} = 0,12$ und $w(M_{b,max})_{EXP} = 0,06$), jeweils im Modell zwei, liegen die relativen Fehler bei 20 % und 50 %.

Der Fehler bei der numerischen Vorhersage des Strukturversagens nimmt demnach mit abnehmender relativer Dichte zu. Dabei fällt auf, dass in der Numerik das Versagen für alle drei Gitterdesignvarianten in etwa bei derselben Durchbiegung vorhergesagt wird, während im Experiment eine Reduzierung der Durchbiegung mit abnehmender relativer Dichte erkennbar ist. Mit abnehmender relativer Dichte reduzierte sich die konstruierte und tatsächlich gefertigte Stegbreite, was numerisch auch erfasst wurde. Dies lässt vermuten, dass neben der Geometrie weitere Faktoren, wie z.B. die in Kapitel 4 detektierte Oberflächenrauheit, das lokale Versagensverhalten beeinflussten. Die Oberflächenrauheit könnte z.B. in FE-Modellen, die aus μ -CT Scans rekonstruiert werden, berücksichtigt werden. Aufgrund der zu erwartenden sehr großen Rechenmodelle sollte eine Reduzierung der Gitterstruktur geprüft werden.

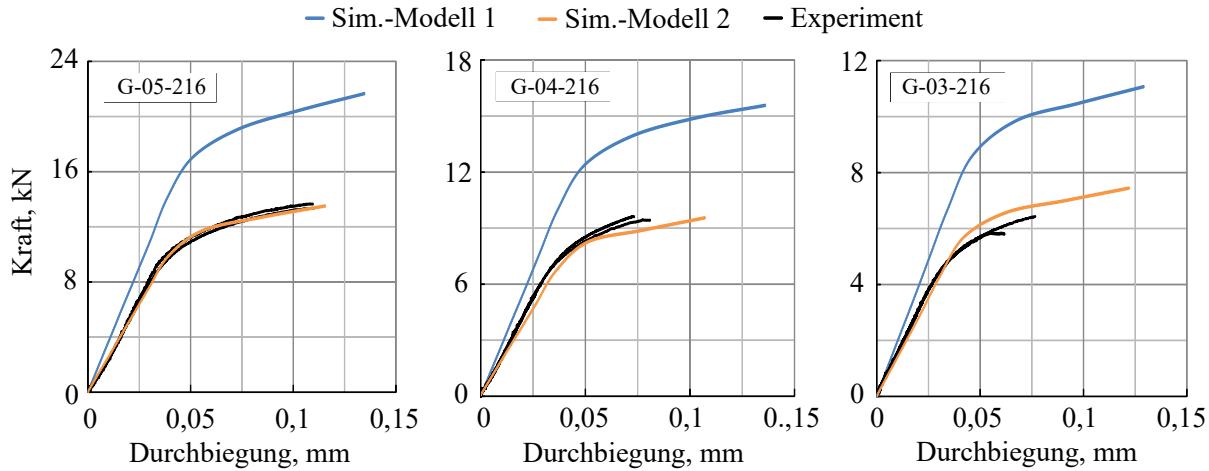


Abbildung 7.12: Vergleich der numerischen und experimentellen Kraft-Durchbiegungskurve des Vierpunktebiegeversuchs für die untersuchten Modelle der Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5; 0,4 und 0,3

Verformungs- und Schädigungsverhalten

Das Versagen einer Biegeprobe erfolgt in der FE-Simulation schlagartig beim Erreichen einer maximalen Reaktionskraft und äußert sich im kompletten Verlust der Struktursteifigkeit. Dabei erfolgt das Stegversagen sowohl in den numerischen als auch den experimentellen Untersuchungen an den vertikal gebauten Stegen auf der zugbelasteten Seite der Gitterstruktur. Diesbezüglich zeigt Abbildung 7.13 einen Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten lokalen Dehnungen in den Stegen. Vergleichbar zu den Druckversuchen können auch hier die in der DIC berechneten logarithmischen *Hencky* Dehnungen in x -Richtung (e1) mit der ersten Hauptdehnung der nicht-linearen FE-Simulation (PE) verglichen werden. Während der maximalen Biegekraft treten experimentell und numerisch qualitativ vergleichbare Dehnungsverteilungen in den Stegen der untersten Stegreihe auf. Die unterschiedlichen Legenden sind ein Resultat aus den fertigungsbedingten Imperfektionen hervorgerufenen Dehnungsspitzen am Rand der Gitterstäbe.

Im finalen Versagensbild, Abbildung 7.13-Versagen, ist sowohl experimentell als auch numerisch ein Strukturversagen entlang einer vertikalen Stegreihe ersichtlich. Dabei ist zu betonen, dass die versagte vertikale Reihe experimentell immer unterschiedlich war. Somit wurde auch ein Versagen in der vertikalen Reihe am Übergang zum soliden Bereich, wie hier in der Numerik beobachtet. Aufgrund des konstanten Biegemoments über den gesamten Bereich des Basisgitters, sowie der daraus resultierenden maximalen Spannung auf der gesamten zugbelasteten Probenseite, wird experimentell das Versagen durch Fertigungsabweichungen, d.h. Stegbreitenunterschiede und Oberflächenrauheiten, beeinflusst.

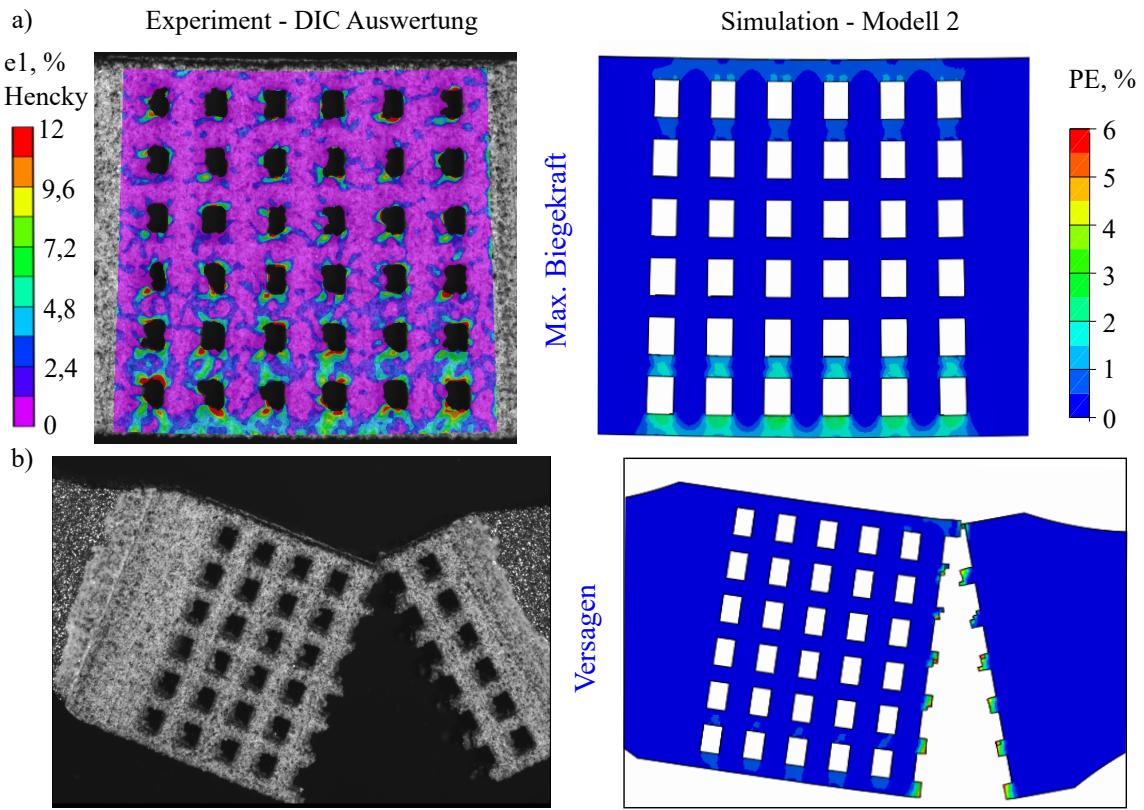


Abbildung 7.13: Vergleich des experimentellen und numerischen Schädigungsverhaltens unter Biegelast am Beispiel einer Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,5
a) Dehnungsfeld zum Zeitpunkt der maximalen Biegekraft
b) geschädigte Probe.

Da in der Numerik die vertikalen und die horizontalen Stege jeweils gleiche Maße haben, tritt das Versagen in der Numerik daher zufällig auf und verändert sich bei erneuter Berechnung.

Auffällig ist jedoch der vergleichbare Versagensort, lokal an den Stegen, Abbildung 7.13-Versagen. So tritt dieser, sowohl experimentell als auch numerisch, in den unteren Reihen, mittig, in den hier horizontal dargestellten Stegen auf. Die Versagensorte verlagern sich in Richtung der oberen Reihen auf die Übergangsbereiche zu den hier vertikal dargestellten Stegreihen. Anhand dieser Ergebnisse wird deutlich, dass das hier untersuchte J-C Schädigungsmodell grundsätzlich das Verformungs- und Schädigungsverhalten einer biegebelasteten Gitterstruktur abbildet.

Das lokale Versagensverhalten der Gitterstege ist in Abbildung 7.14a in einer 3D-Ansicht mit Blick auf die zugbelastete Strukturseite dargestellt. In Abbildung 7.14b ist der Verlauf der plastischen Vergleichsdehnung, ε , über die Spannungsmehrachsigkeit, T , für Elemente entlang des numerisch beobachteten Versagensort von einem Eck- sowie Mittensteg der zugbelasteten Seite gezeigt. Daraus wird ersichtlich, dass die Spannungsmehrachsigkeiten in einem Bereich von $0,28 \leq T \leq 0,33$ liegen und plastische Vergleichsdehnungen von 2 bis 6 % erreicht werden. Somit liegen alle Elemente erwartungsgemäß im Spannungsmehrachsigkeitsbereich einer Zugbeanspruchung, die ausschließlich zum Versagen der Stege führte.

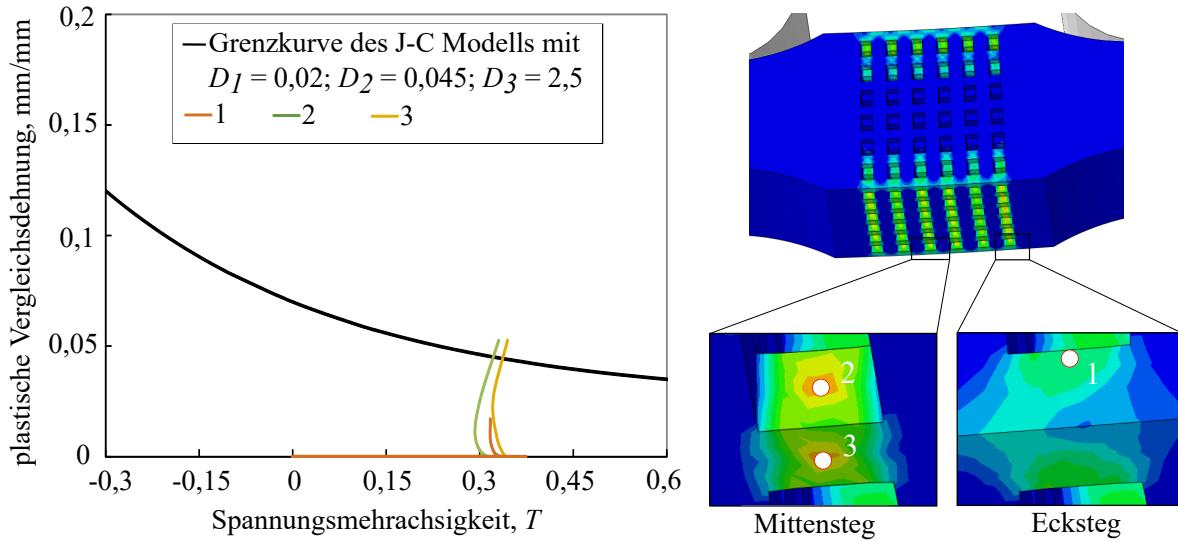


Abbildung 7.14: Versagensverhalten einer biegebelasteten Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3 mit Blick auf die zugbelastete Probenseite sowie Verlauf der plastischen Vergleichsdehnung über die Spannungsmehrachsigkeit an ausgewählten lokalen Versagensorten

7.3.3 Ergebnisse und Diskussion des Torsionsversuchs

Zur Bewertung der numerischen Erkenntnisse des Torsionsversuchs wurde die lokale Drillung der Proben ausgewertet. Die Drillung entspricht der Verschiebung in x -Richtung und wurde experimentell aus den Bilddaten bei der DIC-Analyse ermittelt.

Torsioneigenschaften

Abbildung 7.15 zeigt den Vergleich der numerischen und experimentellen Torsionsmoment-Drillungskurven für die untersuchten Gitterdesignvarianten. Im Vergleich der beiden numerischen Modellvarianten untereinander wird das experimentelle Verhalten mit dem Modell zwei, d.h. dem stegbreitenangepassten Modell, am besten wiedergegeben. Was erneut den Einfluss der Stegbreiten auf die Probensteifigkeit auch unter Torsionslast hervorhebt. Im Bereich der Probensteifigkeit wird die beste Übereinstimmung für die Gitterstruktur mit der relativen Dichte von 0,5 erreicht, wobei der relative Fehler zwischen Experiment und Numerik bei 12 % liegt. Auffällig ist die steigende Abweichung der Probensteifigkeit mit abnehmender relativer Dichte der untersuchten Gitterstrukturen mit 37 % für die relative Dichtevariante 0,4 und 57 % für die relative Dichtevariante 0,3.

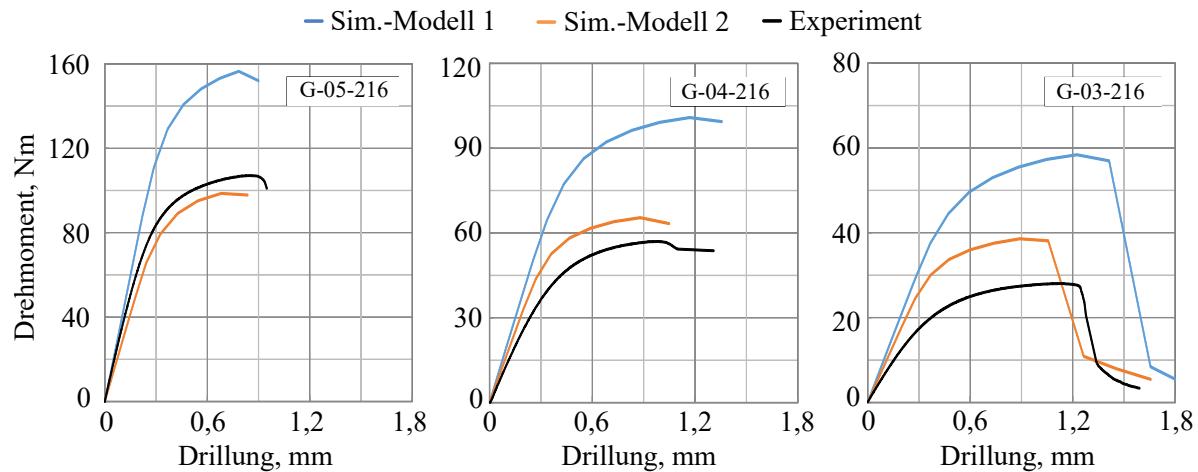


Abbildung 7.15: Vergleich der numerischen und experimentellen Torsionsergebnisse für die untersuchten Modelle der Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,5; 0,4 und 0,3

Die Abweichung im Bereich der Probensteifigkeit kann mehrere Ursachen haben. Neben einer nicht ausreichenden Berücksichtigung der geometrischen Imperfektionen könnte die Materialbeschreibung unzureichend sein. Die Materialbeschreibung erfolgte auf Grundlage der mittels EBM gefertigten Vollproben. Da jedoch die Torsionsproben nicht an derselben Fertigungsmaschine, wie die Vollproben, prozessiert wurden, könnte das in Kapitel 7.2 beschriebene Materialmodell unge nau für diese Proben sein. Die Gültigkeit des Materialmodells konnte allerdings für die Druck- und Biegeproben nachgewiesen werden. Deren Herstellung erfolgte jedoch mit derselben Prüfmaschine, wie bei den Vollproben. Dass die Materialeigenschaften additiv gefertigter Strukturen nicht nur durch deren Fertigungsverfahren, sondern auch maßgeblich durch die Prozesseigenschaften, wie Fertigungsmaschine, Prozessparameter usw. beeinflusst werden, ist bereits aus Kapitel 2 bekannt. In Kapitel 5.1.2 und in [185] wurde ebenfalls nachgewiesen, dass Fertigungsunauigkeiten zu unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften bei Druckproben führen.

Verformungs- und Schädigungsverhalten

Anhand der qualitativ vergleichbaren Kurvenverläufe in Abbildung 7.15 geht hervor, dass das Schädigungsverhalten trotzdem für alle drei Designvarianten in guter Übereinstimmung mit dem Experiment abgebildet werden kann. Hervorzuheben ist dabei die Vergleichbarkeit der numerischen und experimentellen Ergebnisse von der Designvariante G-03-216. Hier kommt es abweichend zu den Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von 0,4 und 0,5 experimentell zu einem Plateau nach dem ersten Abfall des Drehmoments, was numerisch gut erfasst wird. Beim Erreichen der maximalen Verdrillung tritt bei den Gitterdesignvarianten 0,4 und 0,5 das Strukturversagen plötzlich mit sofortigem und kompletten Verlust der Tragfähigkeit ein.

In Kapitel 5.3 wurde bereits beschrieben, dass infolge der globalen Torsionsbelastung an der Gitterstruktur, eine lokale Schubbeanspruchung in den parallelen Ebenen zur Rotationsachse folgt. Dies führt zu einer Querkraftschubdeformation, infolgedessen die hoch beanspruchten Ecken der Einheitszellen versagen. Diese höchst beanspruchten Stellen lassen sich sowohl experimentell als auch numerisch in Form von Dehnungshotspots zum Zeitpunkt des maximalen Torsionsmoment detektieren, Abbildung 7.16.

Hierbei können die mittels DIC ermittelten logarithmischen *Hencky* Dehnungen direkt mit den in der nicht-linearen FE-Analyse ermittelten, damit ebenfalls logarithmischen, ersten Hauptdehnung verglichen werden. Bei fortschreitender Verdrehung kommt es in den numerischen Modellen zum Versagen an diesen Stellen, was in guter Übereinstimmung mit dem experimentellen Versagensbild ist, Abbildung 7.16-Versagen.

Abbildung 7.17 zeigt die plastische Vergleichsdehnung, ε , über die Spannungsmehrachsigkeit, T , für ausgewählte Elemente, die sich unmittelbar in den Ecken kubischer Einheitszellen befinden. Dabei gehören die Einheitszellen zu der Stegreihe, die im Modell als erstes versagte. Während der Probentordierung erfolgte das erste Versagen an den Punkten fünf und sechs des dargestellten Mittensteges. Hierbei traten Spannungsmehrachsigkeiten in einem Bereich von $0,5 \leq T \leq 0,9$ und plastische Vergleichsdehnungen von ca. 13 % auf. Anschließend versagten die Elemente an den Eckstegen in einem Spannungsmehrachsigkeitsbereich von $-0,6 \leq T \leq -0,5$ sowie $0,5 \leq T \leq 0,9$ (siehe Abbildung 7.17b) mit plastischen Vergleichsdehnungen von bis zu 14 %. Die Ergebnisse deuten ebenfalls auf eine lokale Querkraftschubdeformation, infolgedessen lokale Zugbeanspruchungen (z.B. Punkt zwei und drei) und Druckbeanspruchungen (z.B. Punkt eins und vier) an jeweils gegenüberliegenden Ecken einer Einheitszelle auftreten. Die Schädigungsinitiierung erfolgt jedoch vorrangig an den auf Zug belasteten Einheitszellecken, was ebenfalls experimentell durch die Dehnungshotspots in der DIC-Analyse der Torsionsprobe, z.B. in Abbildung 7.16, erkennbar ist.

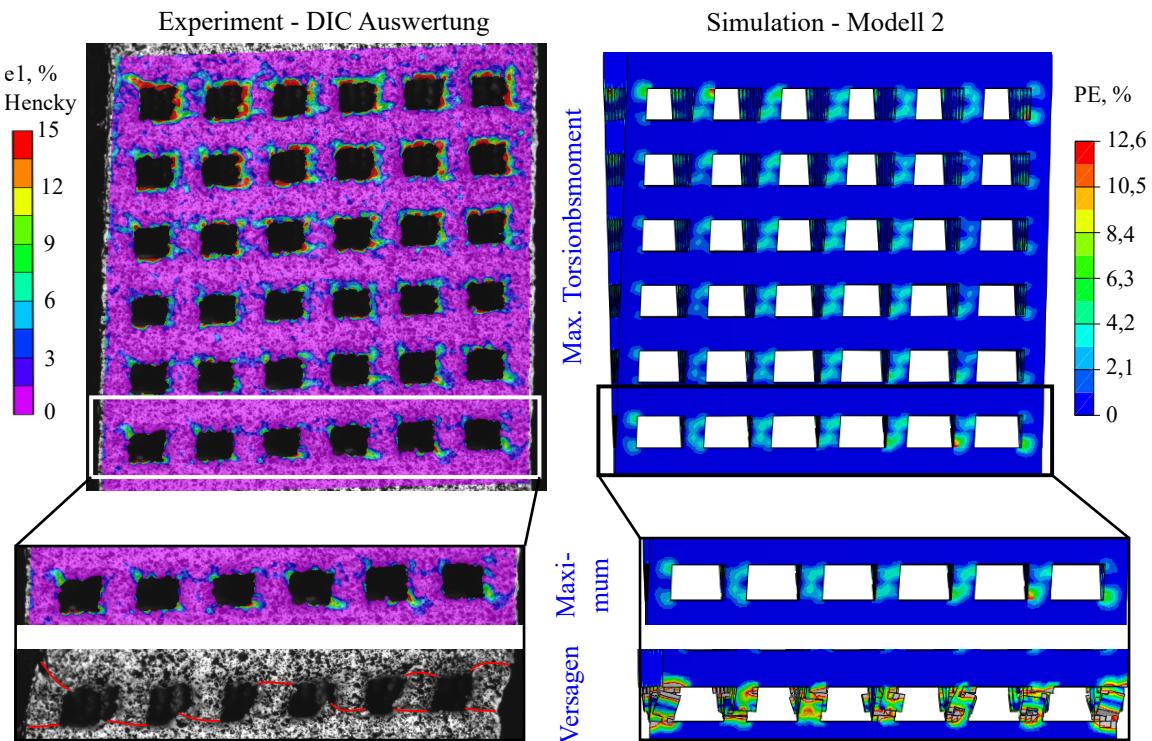


Abbildung 7.16: Vergleich des experimentellen und numerischen Schädigungsverhaltens unter Torsionslast, am Beispiel einer Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,4

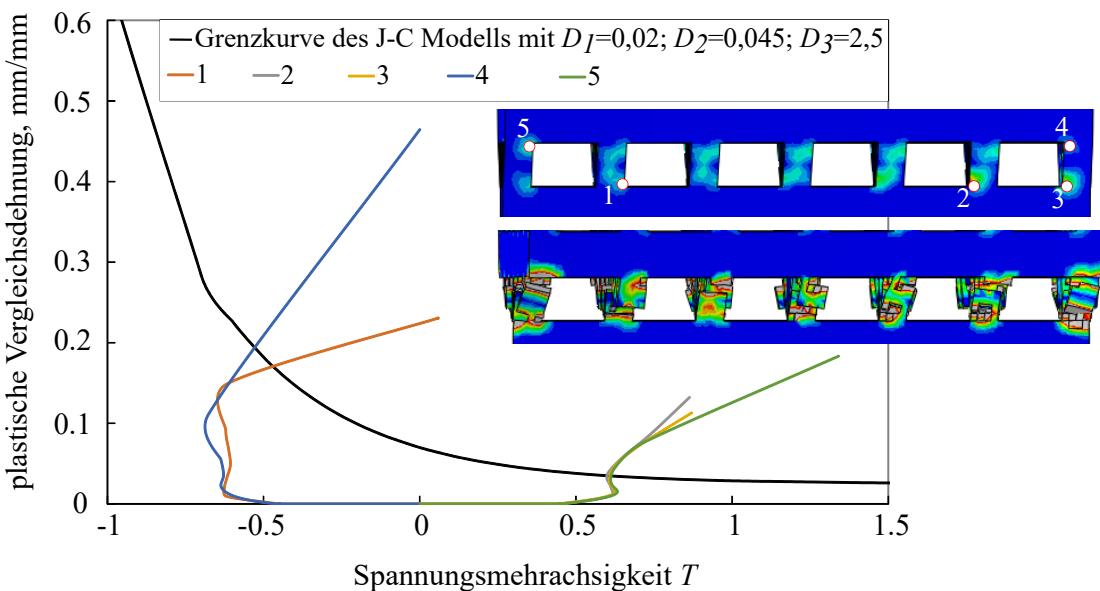


Abbildung 7.17: Verlauf der plastischen Vergleichsdehnung über die Spannungsmehrachsigkeit an verschiedenen Versagensorten einer torsionsbelasteten Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,4

7.4 Numerische Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten der Gitterstrukturen

Die numerische Lebensdaueruntersuchung erfolgte im Rahmen dieser Arbeit mit dem Tool *Abaqus Fe-Safe* 2017 der Firma Simulia (Johnston, Rhode Island, USA). Unter Anwendung des Nennspannungskonzeptes sowie des örtlichen Konzeptes wurden die Wöhlerlinien exemplarisch für die Belastungsfälle Biegung und Torsion ermittelt und mit den experimentellen Daten verglichen.

7.4.1 Vorgehensweise

Im Rahmen dieser Arbeit erfolgte die numerische Lebensdaueranalyse an der G-04-216 Gitterdesignvariante. Um zusätzlich den Einfluss der Stegbreitenabweichung zu untersuchen, dienten die bereits im Abschnitt 7.1.1 beschriebenen Modellvarianten der G-04-216 Biege- und Torsionsproben als Ausgangsmodelle einer linear-elastischen FE-Analysen (FEA). Somit wurden insgesamt vier FE-Modelle generiert, Modell eins und Modell zwei für die Biegeprobe und Modell eins und Modell zwei für die Torsionsprobe. In der linear-elastischen FEA des Vierpunktbiegeversuchs wurden abweichend zu deren Grenztraguntersuchungen die Auflagerrollen nicht modelliert und die Randbedingungen stattdessen direkt auf die Knoten der Probe aufgebracht. Im FE-Modell des Vierpunktbiegeversuch wurde eine Kraft von 1 kN und im Torsionsversuch ein Moment von 1 Nm als Belastung gewählt.

Nach dem Import der Spannungstensoren der linear-elastischen FEA in *Abaqus Fe-Safe* erfolgte die Berechnung der Ermüdungslebensdauer unter Anwendung verschiedener Konzepte. Im Detail wurde das Nennspannungskonzept mit der Mittelspannungskorrektur nach *Gerber* und das örtliche Konzept mit der Mittelspannungskorrektur nach *Smith-Watson-Topper* sowie des *Brown-Miller* Ansatzes untersucht. In der *Gerber* Parabel wird die Wechselfestigkeit σ_W mit der Zugfestigkeit R_m über eine quadratische Funktion verbunden [131]:

$$\sigma_D = \sigma_W \cdot \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_m} \right)^2 \right] \quad (7.8)$$

Unter Verwendung des *Coffin-Manson*-Ansatzes zur Beschreibung der Dehnungswöhlerlinie, Gleichung 3.2, ergibt sich für $N_A \leq N_D$ und $R = -1$ der Schädigungsparameter aus Gleichung 2.11 bzw. die Schädigungsparameterlinie zu:

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sigma'_f)^2 \cdot (2N_A)^{2b} + \sigma'_f \cdot \varepsilon'_f \cdot E \cdot (2N_A)^{b+c}} \quad (7.9)$$

wobei N_A der Anrissenschwingspielzahl entspricht [131].

Die *Brown-Miller* Gleichung besagt, dass die maximale Ermüdungsschädigung in der Ebene auftritt, in der die maximale Scherdehnungsamplitude, $\gamma_{\max}/2$, herrscht. Der Schädigungsparameter ist damit eine Funktion sowohl von der Scherdehnung, γ , als auch von der Dehnung senkrecht zu dieser Ebene, ε_n .

Demnach ergibt sich die *Brown-Miller* Dehnungswöhlerlinie zu:

$$\frac{\Delta\gamma_{\max}}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_n}{2} = 1,65 \frac{\sigma'_f}{E} (2N)^b + 1,75 \varepsilon'_f (2N)^c \quad (7.10)$$

Diese Formulierung des *Brown-Miller* Parameters wurde von *Kandil, Brown und Miller* [209] entwickelt und unterscheidet sich von der Formulierung in der Originalform [153].

Für die Berechnung der Ermüdungslebensdauer wurden die in Kapitel 3 bestimmten *Ramberg-Osgood* sowie *Coffin-Manson* Parameter (Tabelle 3.4 und 3.5) für vertikal gebaute Proben verwendet. Obwohl im Rahmen dieser Arbeit keine Spannungswöhlerkurven ermittelt wurden, bietet *Abaqus Fe-Safe* die Möglichkeit, die *Coffin-Manson* Parameter, σ'_f und b , für die numerische Lebensdauervorhersage unter Anwendung des Nennspannungskonzeptes zu nutzen. Anschließend wurden die in der linear-elastischen FEA definierten Lasten in *Fe-Safe* skaliert, um Wöhlerkurven in Abhängigkeit des gewählten Konzeptes zu erhalten. Entsprechend der experimentellen Untersuchungen erfolgte die Belastung im Vierpunktbiegeversuch mit einem Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ und im Torsionsversuch mit $R = -1$. Die in Kapitel 4.2.2 ermittelte Oberflächenrauheit geht als Mittelwert in die numerische Lebensdauerberechnung ein.

7.4.2 Ergebnisse und Einflussfaktoren

Die Abbildung 7.18 zeigt den Vergleich der numerisch und experimentell ermittelten normierten Zeitfestigkeitslinien für die Belastungsfälle Biegung und Torsion. Die schwarzen Punkte kennzeichnen die experimentellen Ergebnisse unter Angabe der extrapolierten Langzeitfestigkeit bei 10^6 Lw.

Sowohl für den Biege- als auch Torsionsfall liegen die numerisch ermittelten Linien deutlich über den experimentellen Ergebnissen, wobei die relative Abweichung zwischen Numerik und Experiment im Torsionsversuch in etwa halb so groß ist, wie bei den Biegeversuchen. Durch die Berücksichtigung der Stegbreitenabweichung in den numerischen Modellen reduzieren sich zwar die normierten Belastungshorizonte, jedoch werden die experimentellen Ergebnisse immer noch ungenau abgebildet, Abbildung 7.18a2,b2. Dies zeigt zwar, dass die Stegbreiten die Ergebnisse des Ermüdungsversuchs beeinflussen, aber trotzdem fehlt die Berücksichtigung weiterer Faktoren, um die Ergebnisse aus dem Experiment exakt abbilden zu können. Aus [5] ist bereits bekannt, dass vor allem die fertigungsbedingte Oberflächenrauheit das Ermüdungsverhalten maßgeblich beeinflusst. Obwohl die Oberflächenrauheit hier über einen Faktor in die numerische Lebensdaueranalyse einging, könnte eine numerische Simulation auf Basis rekonstruierter μ -CT-Scans bessere Ergebnisse liefern. Zusätzlich zu den FE-Modellen auf Basis rekonstruierter μ -CT-Scandaten, könnte eine Submodelltechnik für den Bereich der Einheitszellecken zu einer besseren Vorhersage der lokalen Kerbspannungen führen. Denn es sind vor allem die Kerbspannungen, hervorgerufen durch die geometrische Natur der Einheitszelle, sowie der fertigungsbedingten Oberflächenrauheit, die in dem vorliegenden numerischen Modell nicht korrekt erfasst wurden.

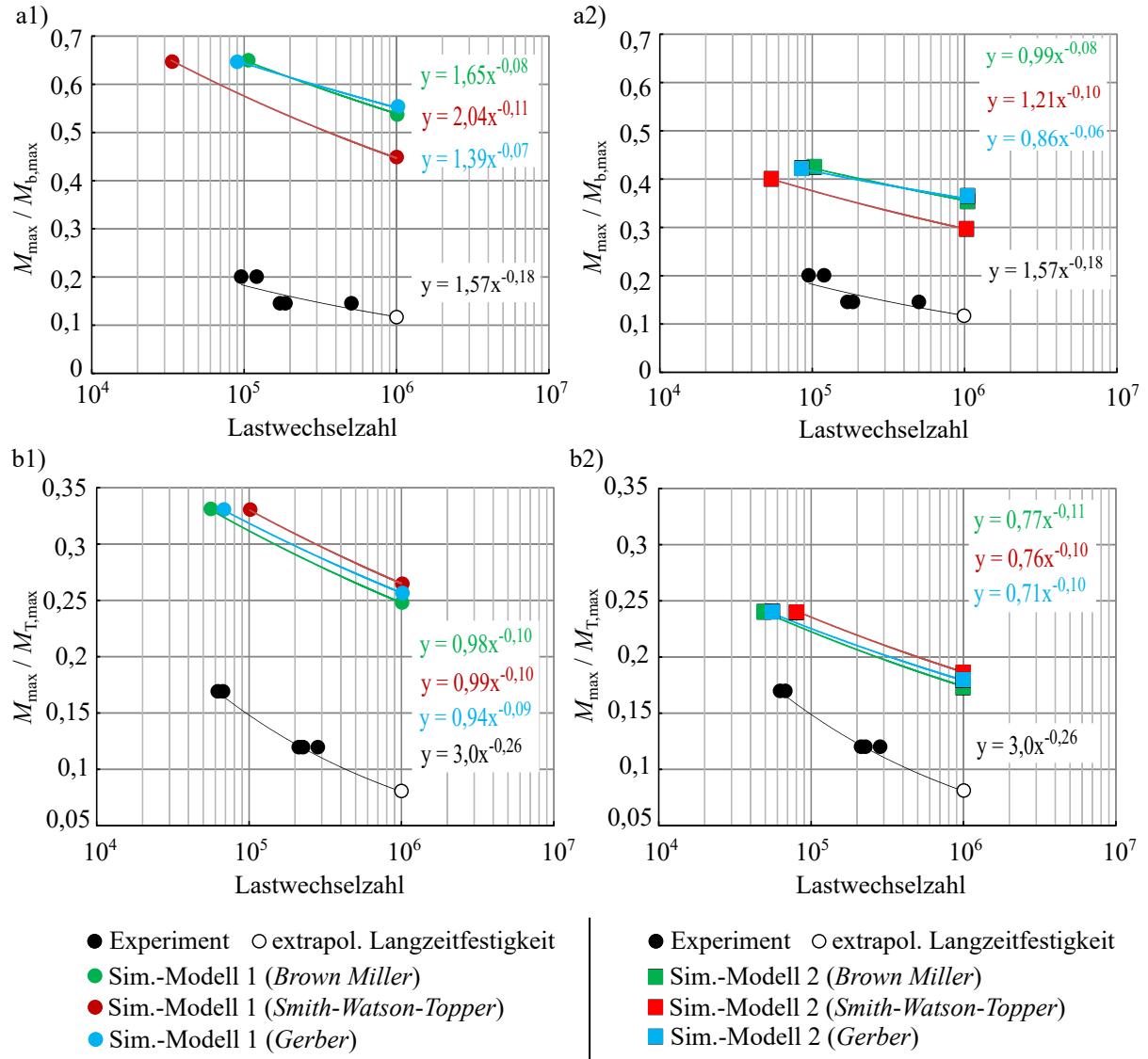


Abbildung 7.18: Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten normierten Wöhlerkurven für die G-04-216 Gitterstruktur im a) Biegeversuch und b) Torsionsversuch unter Verwendung des original CAD-Modells (Modell 1) in (1) und des angepassten CAD-Modells (Modell 2) in (2)

Bedingt durch die Spannungsverhältnisse sind die Biegeversuche im Vergleich zu den Torsionsversuchen mittelsspannungsbehaftet. Offensichtlich wird der Mittelspannungseinfluss in der Numerik grundsätzlich nicht im gewünschten Ausmaß berücksichtigt. Erkennbar ist dies an der größeren Abweichung zwischen der numerischen Lebensdauervorhersage und den experimentellen Ergebnissen im Biegeversuch im Vergleich zum Torsionsversuch, Abbildung 7.18a2 und b2.

Im Vierpunktbiegeversuch zeigt zudem die numerische Vorhersage unter Anwendung des örtlichen Konzeptes mit der Mittelspannungskorrektur nach *Smith-Watson-Topper* die geringste Abweichung zu den experimentellen Daten (Abbildung 7.18a) und ist deshalb gegenüber dem Nennspannungskonzept zu bevorzugen. Zusätzlich führt die fehlende Mittelspannungskorrektur im *Brown-Miller* Ansatz zu einer unzureichenden Lebensdauervorhersage, die hier mit dem Ergebnis des Nennspannungskonzeptes vergleichbar ist.

Unter Torsionslast führen die numerisch angewandten Konzepte zu in etwa gleichwertigen Lebensdauervorhersagen, Abbildung 7.18b. Was zusätzlich zeigt, dass der in den Konzepten berücksichtigte bzw. nicht berücksichtigte Mittelspannungseinfluss, erwartungsgemäß keinen Einfluss auf die Ergebnisse im Torsionsversuch hat.

7.5 Zwischenfazit

In diesem Kapitel wurde das mechanische Verhalten der Gitterstrukturen im quasi-statischen Druck-, Biege- und Torsionsversuch simuliert. Um die experimentell ermittelten mechanischen Eigenschaften, wie Steifigkeit und maximale Tragfähigkeit, dabei numerisch abzubilden, ist die Berücksichtigung der geometrischen Stegbreitenabweichung notwendig. Die Untersuchungen zeigen außerdem, dass das mechanische Verhalten der Gitterstrukturen vor allem im linear-elastischen Bereich neben den Stegbreiten maßgeblich von den Eigenschaften des Ausgangsmaterial abhängt. Um dennoch verlässliche Vorhersagen treffen zu können, empfiehlt es sich, ein Materialmodell zu verwenden, welches an dem Grundwerkstoff kalibriert wurde, das mit derselben Fertigung hergestellt wurde, wie die zu untersuchenden Strukturen.

Unter Anwendung des *Johnson-Cook* Schädigungsmodells konnten die Schädigungsvorgänge der hier untersuchten Gitterstrukturen, sowohl im Druck-, Biege- als auch Torsionsversuch, grundsätzlich in guter Übereinstimmung mit den Experimenten abgebildet werden. Das gilt vor allem für das globale Verhalten, wie das Schicht-für-Schicht-Versagen im Druckversuch oder das Abscheren einer Stegreihe im Torsionsversuch. Dies betrifft zum Teil auch die lokalen Versagensmechanismen, wie z.B. das Versagen der vertikalen Stege im Druckversuch aufgrund einer Schubdeformation oder das Versagen der Stege im Biegeversuch aufgrund lokaler Zugbeanspruchung. Darüber hinaus sind die numerisch abgebildeten Versagensorte und lokalen Beanspruchungen mit denen im Experiment vergleichbar. Dennoch gibt es einige Limitierungen, die sich vor allem in den Abweichungen der numerischen und experimentellen Belastungskurven zum bzw. nach dem Eintritt des ersten Versagens widerspiegeln. So haben die experimentellen Ergebnisse gezeigt, dass sich jede Gitterstruktur einzigartig verhält. Erkennbar ist dies an der Streuung z.B. im Plateaubereich der Druckproben und beim Eintritt des ersten Versagens bei allen drei Belastungsarten. Diese Streuungen liegen in erster Linie in den lokalen Phänomenen einer additiv gefertigten Gitterstruktur begründet, die in den hier untersuchten Modellen nicht ausreichend berücksichtigt wurden.

Werden beispielsweise Oberflächenrauheiten, Stegbreitenneigungen und interne Defekte durch mikro-CT Modelle modelliert, könnten eventuell die Zeitpunkte der Schädigungsinitiierungen besser abgebildet werden.

Die Ergebnisse der numerischen Lebensdauervorhersage zeigen, dass weder das Nennspannungskonzept noch das örtliche Konzept zur Vorhersage der experimentellen Ergebnisse mit dem numerischen Standardtool *Abaqus Fe-Safe* geeignet ist, obgleich eine Annäherung an die experimentellen Ergebnisse durch Berücksichtigung der Stegbreitenunterschiede erreicht wurde. Auch wenn die Ergebnisse der beiden Konzepte nah beieinander liegen, zeigt das örtliche Konzept etwas bessere Ergebnisse. Grundsätzlich sind die numerischen Wöhlerkurven horizontal verschoben, was vermutlich in der fehlenden Berücksichtigung weiterer geometrischer Imperfektionen liegt. Auch wenn z.B. die Oberflächenrauheit durch einen Parameter in der numerischen Analyse einging, wurden die, durch die rauen Oberflächen und internen Poren verursachten, Spannungskonzentrationen, nicht in ihren tatsächlichen Ausmaßen berücksichtigt. Auch hier könnte die Verwendung von mikro-CT Modellen oder eine genauere Abbildung der lokalen Kerben zu einer besseren Vorhersage führen.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Zur Gewährleistung einer sicheren Anwendung additiv gefertigter Gitterstrukturen, z.B. in der Medizintechnik, ist das Verständnis über deren mechanische Eigenschaften und insbesondere deren Versagensverhalten unerlässlich. Nur unter Kenntnis der Grenztragfähigkeit und der Ermüdungsfestigkeit dieser Gitterstrukturen ist eine sichere Auslegung, beispielsweise von porösen Implantaten, bei einer allgemeinen Belastung möglich. Dies erfordert genaues Wissen über den Zusammenhang struktureller Eigenschaften einer Gitterstruktur und deren mechanisches Verhalten, sowohl unter quasi-statischer als auch zyklischer Beanspruchung. Während sich die Untersuchungen bisher vorrangig auf den axialen Druckfall konzentrierten, ist das Wissen hinsichtlich einer Biege- und Torsionsbelastung noch sehr lückenhaft. Die Ursachen hierfür liegen in erster Linie in der Komplexität der Probengeometrien und dem Aufwand der Versuchsdurchführungen. Die Gegebenheiten der lokalen Verformungs- und Schädigungsmechanismen sind außerdem für alle drei Belastungsarten sowohl unter quasi-statischer als auch zyklischer Beanspruchung kaum erforscht worden.

Ziel dieser Arbeit war es daher, das globale Grenztrag- und Ermüdungsverhalten additiv gefertigter Titan-Gitterstrukturen unter Berücksichtigung lokaler Schädigungsvorgänge bei einer allgemeinen Belastung zu untersuchen und numerisch zu simulieren. Dafür wurden im Rahmen dieser Arbeit Druck-, Biege- und Torsionsversuche unter quasi-statischer und zyklischer Beanspruchung durchgeführt und die mechanischen Eigenschaften in Abhängigkeit der untersuchten Gitterdesignvarianten dargestellt. Im Weiteren wurde das Materialverhalten des additiv gefertigten Ausgangsmaterials, mit dem auch die Gitterstrukturen prozessiert wurden, experimentell untersucht und zur Kalibrierung des numerischen Materialmodells verwendet. Zusätzlich wurde das *Johnson-Cook* Schädigungsmodell mit dem Ziel angewandt, das Verformungsverhalten der Gitterstrukturen numerisch abzubilden. Um die Lebensdauer der Gitterstrukturen numerisch vorhersagen zu können, wurde außerdem das zyklische Materialverhalten des additiv gefertigten Ausgangsmaterials experimentell ermittelt.

Die experimentellen Ergebnisse zeigen, dass die strukturelle Eigenschaften der Gitterstrukturen deren mechanische Eigenschaften beeinflussen. Für jede Belastungsart konnte beispielsweise eine Abhängigkeit der Steifigkeit, der maximalen Tragfähigkeit und der Langzeitfestigkeit von der relativen Dichte nachgewiesen werden. Auch das Schädigungsverhalten ist durch die Geometrie der Gitterstrukturen vorgegeben. Anhand von Versuchen und numerischen Simulationen konnten für die Gitterstrukturen eine vorrangige Abhängigkeit des globalen Versagens von der Einheitszellenform und weniger von der relativen Dichte oder der Stegbreite identifiziert werden. Eine Ausnahme stellen die untersuchten Druckproben dar, bei denen das globale Verhalten zusätzlich durch die lokalen Vorgänge beeinflusst wird und für die eine Abhängigkeit von der relativen Dichte sowie von der Stegbreite experimentell nachgewiesen werden konnte.

Die Ergebnisse dieser Arbeit zeigen außerdem, dass das mechanische Verhalten der Gitterstrukturen nicht nur durch die Geometrie und die Belastung, sondern auch wesentlich durch die fertigungsbedingten Imperfektionen beeinflusst wird.

Entsprechend wichtig ist eine detaillierte Abbildung der tatsächlichen Geometrie, um neben den mechanischen Eigenschaften auch das lokale Versagensverhalten in Übereinstimmung mit den Experimenten abzubilden. Durch die Berücksichtigung von Stegbreitenabweichungen konnten hier für die mechanischen Eigenschaften und das globale Verformungsverhalten eine gute Übereinstimmung mit den Experimenten erreicht werden. Für eine exakte Abbildung der lokalen Schädigungsvorgänge bedarf es jedoch detaillierter Modelle, die z.B. auf der Rekonstruktion von mikro-CT-Scandaten beruhen. Allerdings konnten die mechanischen Eigenschaften und insbesondere das Verformungsverhalten der in der vorliegenden Arbeit untersuchten Gitterstrukturen mit dem hier ermittelten Material- und Schädigungsmodell gut abgebildet werden.

Zur Charakterisierung des Schädigungsverhaltens wurden im Rahmen dieser Arbeit verschiedene *in-situ* und *ex-situ* Mess- und Analysemethoden angewandt. Hierbei stellte sich die digitale Bildkorrelation zur Detektion der lokalen Schädigungsvorgänge, sowohl unter quasi-statischer als auch zyklischer Beanspruchung, als geeignet heraus. Im Rahmen der zyklischen Untersuchungen hat sich insbesondere die kombinierte Auswertung der Gleichstrompotentialmethode mit der digitalen Bildkorrelation bewährt. Während die Gleichstrompotentialmethode bereits sehr kleine strukturelle Änderung auch im Inneren einer Gitterstruktur detektiert, ermöglicht die digitalen Bildkorrelation eine Lokalisierung der Schädigung auf der Probenoberfläche.

Insgesamt konnten die experimentellen und numerischen Untersuchungen wichtige Erkenntnisse für das mechanische Verhalten und insbesondere der lokalen Schädigungsvorgänge additiv gefertigter Gitterstrukturen unter Druck-, Biege- und Torsionsbelastung geben. Sowohl die Experimente als auch die Simulationen zeigen, dass das Trag- und das Ermüdungsverhalten maßgeblich von der Form der Einheitszelle, der relativen Dichte und den fertigungsbedingten Inhomogenitäten beeinflusst wird. Für eine sichere Auslegung von z.B. Implantaten, die aus additiv gefertigten kubischen Gitterstrukturen bestehen, liefern die hier ermittelten normierten Langzeitfestigkeiten eine gute Basis. Damit genügt die Durchführung eines quasi-statischen Versuchs sowie die Ermittlung der quasi-statischen Bemessungsgröße, um die Langzeitfestigkeit der Strukturen in Abhängigkeit der Belastungsart zu erhalten. Zusätzlich wurde hier ein J-C Parametersatz ermittelt, der für alle drei Belastungsarten gilt. Für die Simulation von typischerweise mehrachsig belasteten Implantaten stellt dieses Schädigungsmodell daher eine gute Grundlage dar. Darüber hinaus empfiehlt es sich fertigungsbedingte Inhomogenitäten sowie deren Auswirkungen in zukünftigen Untersuchungen, Modellen und Auslegungskonzepten stärker zu berücksichtigen.

Literaturverzeichnis

- [1] BERGER, U.; HARTMANN, A. ; SCHMID, D.: *3D-Druck - additive Fertigungsverfahren: Rapid Prototyping, Rapid Tooling, Rapid Manufacturing*. 3. Auflage. Haan-Gruiten : Verlag Europa-Lehrmittel - Nourney Vollmer GmbH & Co. KG, 2019
- [2] RICHARD, H. A.; SCHRAMM, B. ; ZIPSNER, T.: *Additive Fertigung von Bauteilen und Strukturen: Neue Erkenntnisse und Praxisbeispiele*. Wiesbaden : Springer-Verlag, 2019. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-27412-2>
- [3] KLIESING, A.: *Marktvolumen für gedruckte Produkte steigt bis 2030 auf 22,6 Milliarden Euro*. <https://www.strategyand.pwc.com/de/de/presse/3d-druck.html>. Version: 31. Januar 2018
- [4] TAMAYO, J. A.; RIASCOS, M.; VARGAS, C. A. ; BAENA, L. M.: Additive manufacturing of Ti6Al4V alloy via electron beam melting for the development of implants for the biomedical industry. In: *Helijon* 7 (2021), Nr. 5, S. e06892. – DOI 10.1016/j.heliyon.2021.e06892
- [5] ZHANG, X. Z.; LEARY, M.; TANG, H. P.; SONG, T. ; QIAN, M.: Selective electron beam manufactured Ti-6Al-4V lattice structures for orthopedic implant applications: Current status and outstanding challenges. In: *Current Opinion in Solid State and Materials Science* 22 (2018), Nr. 3, S. 75–99. – DOI 10.1016/j.cossms.2018.05.002
- [6] SING, S. L.; AN, J.; YEONG, W. Y. ; WIRIA, F. E.: Laser and electron-beam powder-bed additive manufacturing of metallic implants: A review on processes, materials and designs. In: *Journal of orthopaedic research : official publication of the Orthopaedic Research Society* 34 (2016), Nr. 3, S. 369–385. – DOI 10.1002/jor.23075
- [7] ARABNEJAD, S.; JOHNSTON, B.; TANZER, M. ; PASINI, D.: Fully porous 3D printed titanium femoral stem to reduce stress-shielding following total hip arthroplasty. In: *Journal of orthopaedic research : official publication of the Orthopaedic Research Society* 35 (2017), S. 1774–1783. – DOI 10.1002/jor.23445
- [8] TAN, X. P.; TAN, Y. J.; CHOW, C. S. L.; TOR, S. B. ; YEONG, W. Y.: Metallic powder-bed based 3D printing of cellular scaffolds for orthopaedic implants: A state-of-the-art review on manufacturing, topological design, mechanical properties and biocompatibility. In: *Materials science & engineering. C, Materials for biological applications* 76 (2017), S. 1328–1343. – DOI 10.1016/j.msec.2017.02.094
- [9] WU, S.; LIU, X.; YEUNG, K. W.; LIU, C. ; YANG, X.: Biomimetic porous scaffolds for bone tissue engineering. In: *Materials Science and Engineering: R: Reports* 80 (2014), S. 1–36. – DOI 10.1016/j.mser.2014.04.001
- [10] BILLSTRÖM, G. H.; BLOM, A. W.; LARSSON, S. ; BESWICK, A. D.: Application of scaffolds for bone regeneration strategies: Current trends and future directions. In: *Injury* 44 (2013),

- S. 28–33. – DOI 10.1016/S0020-1383(13)70007-X
- [11] BERGMANN, G.; GRAICHEN, F.; ROHLMANN, A.; BENDER, A.; HEINLEIN, B.; DUDA, G. N.; HELLER, M. O. ; MORLOCK, M. M.: Realistic loads for testing hip implants. In: *Bio-medical materials and engineering* 20 (2010), Nr. 2, S. 65–75. – DOI 10.3233/BME-2010-0616
- [12] BENEDETTI, M.; DU PLESSIS, A.; RITCHIE, R. O.; DALLAGO, M.; RAZAVI, S. ; BERTO, F.: Architected cellular materials: A review on their mechanical properties towards fatigue-tolerant design and fabrication. In: *Materials Science and Engineering: R: Reports* 144 (2021), S. 100606. – DOI 10.1016/j.mser.2021.100606
- [13] ZADPOOR, A. A.: Mechanical performance of additively manufactured meta-biomaterials. In: *Acta biomaterialia* 85 (2019), S. 41–59. – DOI 10.1016/j.actbio.2018.12.038
- [14] RIVA, L.; GINESTRA, P. S. ; CERETTI, E.: Mechanical characterization and properties of laser-based powder bed-fused lattice structures: a review. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 113 (2021), Nr. 3-4, S. 649–671. – DOI 10.1007/s00170-021-06631-4
- [15] DEBROY, T.; WEI, H. L.; ZUBACK, J. S.; MUKHERJEE, T.; ELMER, J. W.; MILEWSKI, J. O.; BEESE, A. M.; WILSON-HEID, A.; DE, A. ; ZHANG, W.: Additive manufacturing of metallic components – Process, structure and properties. In: *Progress in Materials Science* 92 (2018), S. 112–224. – DOI 10.1016/j.pmatsci.2017.10.001
- [16] GIBSON, I.; ROSEN, D. ; STUCKER, B.: *Additive Manufacturing Technologies*. New York, NY : Springer New York, 2015. <http://dx.doi.org/10.1007/978-1-4939-2113-3>
- [17] MILEWSKI, J. O.: *Additive Manufacturing of Metals*. Bd. 258. Cham : Springer International Publishing, 2017. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-319-58205-4>
- [18] NAZIR, A.; ABATE, K. M.; KUMAR, A. ; JENG, J.-Y.: A state-of-the-art review on types, design, optimization, and additive manufacturing of cellular structures. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 104 (2019), Nr. 9-12, S. 3489–3510. – DOI 10.1007/s00170-019-04085-3
- [19] VAYRE, B.; VIGNAT, F. ; VILLENEUVE, F.: Identification on Some Design Key Parameters for Additive Manufacturing: Application on Electron Beam Melting. In: *Procedia CIRP* 7 (2013), S. 264–269. – DOI 10.1016/j.procir.2013.05.045
- [20] HERZOG, D.; SEYDA, V.; WYCISK, E. ; EMMELMANN, C.: Additive manufacturing of metals. In: *Acta Materialia* 117 (2016), S. 371–392. – DOI 10.1016/j.actamat.2016.07.019
- [21] MURR, L. E.; GAYTAN, S. M.; RAMIREZ, D. A.; MARTINEZ, E.; HERNANDEZ, J.; AMATO, K. N.; SHINDO, P. W.; MEDINA, F. R. ; WICKER, R. B.: Metal Fabrication by Additive Manufacturing Using Laser and Electron Beam Melting Technologies. In: *Journal of Materials Science & Technology* 28 (2012), Nr. 1, S. 1–14. – DOI 10.1016/S1005-0302(12)60016-4
- [22] AVILA, J. D.; BOSE, S. ; BANDYOPADHYAY, A.: Additive manufacturing of titanium and titanium alloys for biomedical applications. In: *Titanium in Medical and Dental Applications*

- (2018), S. 325–343. – DOI 10.1016/B978-0-12-812456-7.00015-9
- [23] RACK, H. J.; QAZI, J. I.: Titanium alloys for biomedical applications. In: *Materials Science and Engineering: C* 26 (2006), Nr. 8, S. 1269–1277. – DOI 10.1016/j.msec.2005.08.032
- [24] NIINOMI, M.: Mechanical properties of biomedical titanium alloys. In: *Materials Science and Engineering: A* 243 (1998), Nr. 1-2, S. 231–236. – DOI 10.1016/S0921-5093(97)00806-X
- [25] Materialdatenblatt, *Ti6Al4V Titanium Alloy*. <https://de.scribd.com/document/197159596/Arcam-Ti6Al4V-Titanium-Alloy>. Version: 2020-02-05
- [26] Materialdatenblatt, *Ti6Al4V ELI Titanium Alloy*. <https://de.scribd.com/document/437741282/Arcam-Ti6Al4V-ELI-Titanium-Alloy-pdf>. Version: 2020-02-05
- [27] ZHAO, X.; LI, S.; ZHANG, M.; LIU, Y.; SERCOMBE, T. B.; WANG, S.; HAO, Y.; YANG, R. ; MURR, L. E.: Comparison of the microstructures and mechanical properties of Ti-6Al-4V fabricated by selective laser melting and electron beam melting. In: *Materials & Design* 95 (2016), S. 21–31. – DOI 10.1016/j.matdes.2015.12.135
- [28] MURR, L. E.: Metallurgy of additive manufacturing: Examples from electron beam melting. In: *Additive Manufacturing* 5 (2015), S. 40–53. – DOI 10.1016/j.addma.2014.12.002
- [29] CHERN, A. H.; NANDWANA, P.; YUAN, T.; KIRKA, M. M.; DEHOFF, R. R.; LIAW, P. K. ; DUTY, C. E.: A review on the fatigue behavior of Ti-6Al-4V fabricated by electron beam melting additive manufacturing. In: *International Journal of Fatigue* 119 (2019), S. 173–184. – DOI 10.1016/j.ijfatigue.2018.09.022
- [30] SANAEI, N.; FATEMI, A.: Defects in additive manufactured metals and their effect on fatigue performance: A state-of-the-art review. In: *Progress in Materials Science* 117 (2021), S. 100724. – DOI 10.1016/j.pmatsci.2020.100724
- [31] RAZAVI, S.; VAN HOOREWEDER, B. ; BERTO, F.: Effect of build thickness and geometry on quasi-static and fatigue behavior of Ti-6Al-4V produced by Electron Beam Melting. In: *Additive Manufacturing* 36 (2020), Nr. 6, S. 101426. – DOI 10.1016/j.addma.2020.101426
- [32] ZERBST, U.; BRUNO, G.; BUFFIERE, J.-Y.; WEGENER, T.; NIENDORF, T.; WU, T.; ZHANG, X.; KASHAEV, N.; MENEGHETTI, G.; HRABE, N.; MADIA, M.; WERNER, T.; HILGENBERG, K.; KOUKOLÍKOVÁ, M.; PROCHÁZKA, R.; DŽUGAN, J.; MÖLLER, B.; BERETTA, S.; EVANS, A.; WAGENER, R. ; SCHNABEL, K.: Damage tolerant design of additively manufactured metallic components subjected to cyclic loading: State of the art and challenges. In: *Progress in Materials Science* 121 (2021), S. 100786. – DOI 10.1016/j.pmatsci.2021.100786
- [33] GIBSON, L. J.; ASHBY, M. F.: *Cellular solids: Structure and properties*. 2. ed., 1. paperback ed. (with corr.), transferred to digital printing. Cambridge : Cambridge Univ. Press, 2001 (Cambridge solid state science series)
- [34] ASHBY, M. F.: The properties of foams and lattices. In: *Philosophical transactions. Series A, Mathematical, physical, and engineering sciences* 364 (2006), Nr. 1838, S. 15–30. – DOI

10.1098/rsta.2005.1678

- [35] GIBSON, L. J.: Mechanical Behavior of Metallic Foams. In: *Annual Review of Materials Science* 30 (2000), Nr. 1, S. 191–227. – DOI 10.1146/annurev.matsci.30.1.191
- [36] SMITH, M.; GUAN, Z. ; CANTWELL, W. J.: Finite element modelling of the compressive response of lattice structures manufactured using the selective laser melting technique. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 67 (2013), S. 28–41. – DOI 10.1016/j.ijmecsci.2012.12.004
- [37] FLECK, N. A.; DESHPANDE, V. S. ; ASHBY, M. F.: Micro-architected materials: past, present and future. In: *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 466 (2010), Nr. 2121, S. 2495–2516. – DOI 10.1098/rspa.2010.0215
- [38] DESHPANDE, V. S.; ASHBY, M. F. ; FLECK, N. A.: Foam topology: bending versus stretching dominated architectures. In: *Acta Materialia* 49 (2001), Nr. 6, S. 1035–1040. – DOI 10.1016/S1359-6454(00)00379-7
- [39] MACONACHIE, T.; LEARY, M.; LOZANOVSKI, B.; ZHANG, X.; QIAN, M.; FARUQUE, O. ; BRANDT, M.: SLM lattice structures: Properties, performance, applications and challenges. In: *Materials & Design* 183 (2019), S. 108137. – DOI 10.1016/j.matdes.2019.108137
- [40] ATAEE, A.; LI, Y.; FRASER, D.; SONG, G. ; WEN, C.: Anisotropic Ti-6Al-4V gyroid scaffolds manufactured by electron beam melting (EBM) for bone implant applications. In: *Materials & Design* 137 (2018), S. 345–354. – DOI 10.1016/j.matdes.2017.10.040
- [41] AFSHAR, M.; ANARAKI, A. P.; MONTAZERIAN, H. ; KADKHODAPOUR, J.: Additive manufacturing and mechanical characterization of graded porosity scaffolds designed based on triply periodic minimal surface architectures. In: *Journal of the mechanical behavior of biomedical materials* 62 (2016), S. 481–494. – DOI 10.1016/j.jmbbm.2016.05.027
- [42] BOBBERT, F. S. L.; LIETAERT, K.; EFTEKHARI, A. A.; POURAN, B.; AHMADI, S. M.; WEINANS, H. ; ZADPOOR, A. A.: Additively manufactured metallic porous biomaterials based on minimal surfaces: A unique combination of topological, mechanical, and mass transport properties. In: *Acta biomaterialia* 53 (2017), S. 572–584. – DOI 10.1016/j.actbio.2017.02.024
- [43] SCHWARZ, H. A.: *Gesammelte mathematische abhandlungen*. Bd. 260. American Mathematical Soc., 1972
- [44] LORD, E. A.; MACKAY, A. L. ; RANGANATHAN, S.: *New geometries for new materials*. Cambridge University Press, 2006
- [45] SYCHOV, M. M.; LEBEDEV, L. A.; DYACHENKO, S. V. ; NEFEDOVA, L. A.: Mechanical properties of energy-absorbing structures with triply periodic minimal surface topology. In: *Acta Astronautica* 150 (2018), S. 81–84. – DOI 10.1016/j.actaastro.2017.12.034
- [46] MELCHELS, F. P. W.; BERTOLDI, K.; GABBRIELLI, R.; VELDERS, A. H.; FEIJEN, J. ; GRIJPMA, D. W.: Mathematically defined tissue engineering scaffold architectures prepared by stereolithography. In: *Biomaterials* 31 (2010), Nr. 27, S. 6909–6916. – DOI

- 10.1016/j.biomaterials.2010.05.068
- [47] AL-KETAN, O.; AL-RUB, R. K. A. ; ROWSHAN, R.: Mechanical Properties of a New Type of Architected Interpenetrating Phase Composite Materials. In: *Advanced Materials Technologies* 2 (2017), Nr. 2, S. 1600235. – DOI 10.1002/admt.201600235
- [48] RADTKE, R.: Anzahl der Implantationen künstlicher Hüftgelenke in deutschen Krankenhäusern in den Jahren 2005 bis 2019. <https://de.statista.com/statistik/daten/studie/785136/umfrage/implantationen-kuenstlicher-hueftgelenke-in-deutschen-krankenhaeusern/>. Version: 2022-06-06
- [49] ROTH, A.: Periprothetische Osteopenie. In: *Osteologie* 24 (2015), Nr. 03, S. 158–162. – DOI 10.1055/s-0037-1622063
- [50] WIEDING, J.; JONITZ, A. ; BADER, R.: The Effect of Structural Design on Mechanical Properties and Cellular Response of Additive Manufactured Titanium Scaffolds. In: *Materials* 5 (2012), Nr. 8, S. 1336–1347. – DOI 10.3390/ma5081336
- [51] MÜLLER, U.; IMWINKELRIED, T.; HORST, M.; SIEVERS, M. ; GRAF-HAUSNER, U.: Do human osteoblasts grow into open-porous titanium? In: *European Cells and Materials* 11 (2006), S. 8–15. – DOI 10.22203/eCM.v011a02
- [52] ZHAO, S.; LI, S. J.; HOU, W. T.; HAO, Y. L.; YANG, R. ; MISRA, R. D. K.: The influence of cell morphology on the compressive fatigue behavior of Ti-6Al-4V meshes fabricated by electron beam melting. In: *Journal of the mechanical behavior of biomedical materials* 59 (2016), S. 251–264. – DOI 10.1016/j.jmbbm.2016.01.034
- [53] LI, S. J.; XU, Q. S.; WANG, Z.; HOU, W. T.; HAO, Y. L.; YANG, R. ; MURR, L. E.: Influence of cell shape on mechanical properties of Ti-6Al-4V meshes fabricated by electron beam melting method. In: *Acta biomaterialia* 10 (2014), S. 4537–4547. – DOI 10.1016/j.actbio.2014.06.010
- [54] JONGE, C. P.; KOLKEN, H. M. A. ; ZADPOOR, A. A.: Non-Auxetic Mechanical Metamaterials. In: *Materials* 12 (2019). – DOI 10.3390/ma12040635
- [55] KUBOKI, Y.; JIN, Q. ; TAKITA, H.: Geometry of carriers controlling phenotypic expression in BMP-induced osteogenesis and chondrogenesis. In: *JBJS* 83 (2001), Nr. 1_suppl_2, S. 105–115. – DOI 10.2106/00004623-200100002-00005
- [56] LEGEROS, R. Z.: Properties of osteoconductive biomaterials: calcium phosphates. In: *Clinical Orthopaedics and Related Research (1976-2007)* 395 (2002), S. 81–98. – DOI 10.1097/00003086-200202000-00009
- [57] GHAYOR, C.; WEBER, F. E.: Osteoconductive Microarchitecture of Bone Substitutes for Bone Regeneration Revisited. In: *Frontiers in physiology* 9 (2018), S. 960. – DOI 10.3389/fphys.2018.00960
- [58] VIJAYAVENKATARAMAN, S.; KUAN, L. Y. ; LU, W. F.: 3D-printed ceramic triply periodic

- minimal surface structures for design of functionally graded bone implants. In: *Materials & Design* 191 (2020), Nr. 7, S. 108602. – DOI 10.1016/j.matdes.2020.108602
- [59] DIAS, M. R.; FERNANDES, P. R.; GUEDES, J. M. ; HOLLISTER, S. J.: Permeability analysis of scaffolds for bone tissue engineering. In: *Journal of biomechanics* 45 (2012), Nr. 6, S. 938–944. – DOI 10.1016/j.jbiomech.2012.01.019
- [60] CORTIS, G.; MILETI, I.; NALLI, F.; PALERMO, E. ; CORTESE, L.: Additive manufacturing structural redesign of hip prostheses for stress-shielding reduction and improved functionality and safety. In: *Mechanics of Materials* 165 (2022), Nr. 6, S. 104173. – DOI 10.1016/j.mechmat.2021.104173
- [61] GIBSON, L. J.; ASHBY, M. F. ; HARLEY, B. A.: *Cellular materials in nature and medicine*. Cambridge University Press, 2010
- [62] BANHART, J.; BAUMEISTER, J.: Deformation characteristics of metal foams. In: *Journal of materials science* 33 (1998), Nr. 6, S. 1431–1440. – DOI 10.1023/A:1004383222228
- [63] NIEH, T. G.; HIGASHI, K. ; WADSWORTH, J.: Effect of cell morphology on the compressive properties of open-cell aluminum foams. In: *Materials Science and Engineering: A* 283 (2000), Nr. 1-2, S. 105–110. – DOI 10.1016/S0921-5093(00)00623-7
- [64] JANG, W.-Y.; KYRIAKIDES, S.: On the crushing of aluminum open-cell foams: Part I. Experiments. In: *International Journal of Solids and Structures* 46 (2009), Nr. 3, 617–634. – DOI <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2008.09.008>
- [65] REHME, O.: *Cellular design for laser freeform fabrication*. Bd. 4. Cuvillier Verlag, 2010
- [66] SOUZA, J.; GROSSMANN, A. ; MITTELSTEDT, C.: Micromechanical analysis of the effective properties of lattice structures in additive manufacturing. In: *Additive Manufacturing* 23 (2018), S. 53–69. – DOI 10.1016/j.addma.2018.07.007
- [67] MERKT, S.: *Qualifizierung von generativ gefertigten Gitterstrukturen für maßgeschneiderte Bauteilfunktionen*, RWTH Aachen Universität Aachen, Dissertation, 2015
- [68] GROSSMANN, A.: *Fertigungsgetriebene Gestaltung zellulärer Strukturen beim pulverbasierten Laserstrahlschmelzen*, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2020
- [69] ANDREWS, E. W.; GIBSON, L. J.: The role of cellular structure in creep of two-dimensional cellular solids. In: *Materials Science and Engineering: A* 303 (2001), Nr. 1-2, S. 120–126. – DOI 10.1016/S0921-5093(00)01854-2
- [70] SANDERS, W.; GIBSON, L.: Mechanics of BCC and FCC hollow-sphere foams. In: *Materials Science and Engineering: A* 352 (2003), Nr. 1-2, S. 150–161. – DOI 10.1016/S0921-5093(02)00890-0
- [71] LIU, P. S.; MA, X. M.: Property relations based on the octahedral structure model with body-centered cubic mode for porous metal foams. In: *Materials & Design* 188 (2020), S. 108413. – DOI 10.1016/j.matdes.2019.108413
- [72] DEL GUERCIO, G.; GALATI, M.; SABOORI, A.; FINO, P. ; IULIANO, L.: Microstructure

- and Mechanical Performance of Ti–6Al–4V Lattice Structures Manufactured via Electron Beam Melting (EBM): A Review. In: *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)* 33 (2020), Nr. 2, S. 183–203. – DOI 10.1007/s40195-020-00998-1
- [73] HRABE, N. W.; HEINL, P.; FLINN, B.; KÖRNER, C. ; BORDIA, R. K.: Compression-compression fatigue of selective electron beam melted cellular titanium (Ti-6Al-4V). In: *Journal of biomedical materials research. Part B, Applied biomaterials* 99 (2011), Nr. 2, S. 313–320. – DOI 10.1002/jbm.b.31901
- [74] CHERN, A. H.; NANDWANA, P.; McDANIELS, R.; DEHOFF, R. R.; LIAW, P. K.; TRYON, R. ; DUTY, C. E.: Build orientation, surface roughness, and scan path influence on the microstructure, mechanical properties, and flexural fatigue behavior of Ti–6Al–4V fabricated by electron beam melting. In: *Materials Science and Engineering: A* 772 (2020), S. 138740. – DOI 10.1016/j.msea.2019.138740
- [75] NUNE, K. C.; LI, S. ; MISRA, R. D. K.: Advancements in three-dimensional titanium alloy mesh scaffolds fabricated by electron beam melting for biomedical devices: mechanical and biological aspects. In: *Science China Materials* 61 (2018), Nr. 4, S. 455–474. – DOI 10.1007/s40843–017–9134–x
- [76] SMITH, C. J.; DERGUTI, F.; HERNANDEZ NAVA, E.; THOMAS, M.; TAMMAS-WILLIAMS, S.; GULIZIA, S.; FRASER, D. ; TODD, I.: Dimensional accuracy of Electron Beam Melting (EBM) additive manufacture with regard to weight optimized truss structures. In: *Journal of Materials Processing Technology* 229 (2016), S. 128–138. – DOI 10.1016/j.jmatprotec.2015.08.028
- [77] MURR, L. E.; GAYTAN, S. M.; MEDINA, F.; MARTINEZ, E.; HERNANDEZ, D. H.; MARTINEZ, L.; LOPEZ, M. I.; WICKER, R. B.; COLLINS, S. ; ARCAM AB: Effect of build parameters and build geometries on residual microstructures and mechanical properties of Ti-6Al-4V components built by electron beam melting (EBM). In: *Solid Freeform Fabrication Proceedings* (2009), S. 3–5
- [78] WANG, P.; SIN, W. J.; NAI, M. L. S. ; WEI, J.: Effects of Processing Parameters on Surface Roughness of Additive Manufactured Ti-6Al-4V via Electron Beam Melting. In: *Materials* 10 (2017), Nr. 10, S. 1121. – DOI 10.3390/ma10101121
- [79] MAIZZA, G.; CAPORALE, A.; POLLEY, C. ; SEITZ, H.: Micro-Macro Relationship between Microstructure, Porosity, Mechanical Properties, and Build Mode Parameters of a Selective-Electron-Beam-Melted Ti-6Al-4V Alloy. In: *Metals* 9 (2019), Nr. 7, S. 786. – DOI 10.3390/met9070786
- [80] PUSHILINA, N.; SYRTANOV, M.; KASHKAROV, E.; MURASHKINA, T.; KUDIAROV, V.; LAPTEV, R.; LIDER, A. ; KOPTYUG, A.: Influence of Manufacturing Parameters on Microstructure and Hydrogen Sorption Behavior of Electron Beam Melted Titanium Ti-6Al-4V Alloy. In: *Materials* 11 (2018), Nr. 5, S. 763. – DOI 10.3390/ma11050763
- [81] SAFDAR, A.; HE, H. Z.; WEI, L.-Y.; SNIS, A. ; CHAVEZ DE PAZ, L. E.: Effect of process

- parameters settings and thickness on surface roughness of EBM produced Ti–6Al–4V. In: *Rapid Prototyping Journal* 18 (2012), Nr. 5, S. 401–408. – DOI 10.1108/13552541211250391
- [82] TAN, X.; KOK, Y.; TOH, W. Q.; TAN, Y. J.; DESCOINS, M.; MANGELINCK, D.; TOR, S. B.; LEONG, K. F. ; CHUA, C. K.: Revealing martensitic transformation and α/β interface evolution in electron beam melting three-dimensional-printed Ti-6Al-4V. In: *Scientific reports* 6 (2016), S. 26039. – DOI 10.1038/srep26039
- [83] ECHETA, I.; FENG, X.; DUTTON, B.; LEACH, R. ; PIANO, S.: Review of defects in lattice structures manufactured by powder bed fusion. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 106 (2020), Nr. 5-6, S. 2649–2668. – DOI 10.1007/s00170–019–04753–4
- [84] LIU, Y. J.; LI, S. J.; WANG, H. L.; HOU, W. T.; HAO, Y. L.; YANG, R.; SERCOMBE, T. B. ; ZHANG, L. C.: Microstructure, defects and mechanical behavior of beta-type titanium porous structures manufactured by electron beam melting and selective laser melting. In: *Acta Materialia* 113 (2016), S. 56–67. – DOI 10.1016/j.actamat.2016.04.029
- [85] DALLAGO, M.; WINIARSKI, B.; ZANINI, F.; CARMIGNATO, S. ; BENEDETTI, M.: On the effect of geometrical imperfections and defects on the fatigue strength of cellular lattice structures additively manufactured via Selective Laser Melting. In: *International Journal of Fatigue* 124 (2019), S. 348–360. – DOI 10.1016/j.ijfatigue.2019.03.019
- [86] AMANI, Y.; DANCETTE, S.; DELROISSE, P.; SIMAR, A. ; MAIRE, E.: Compression behavior of lattice structures produced by selective laser melting: X-ray tomography based experimental and finite element approaches. In: *Acta Materialia* 159 (2018), S. 395–407. – DOI 10.1016/j.actamat.2018.08.030
- [87] ZHAO, S.; LI, S. J.; WANG, S. G.; HOU, W. T.; LI, Y.; ZHANG, L. C.; HAO, Y. L.; YANG, R.; MISRA, R. ; MURR, L. E.: Compressive and fatigue behavior of functionally graded Ti-6Al-4V meshes fabricated by electron beam melting. In: *Acta Materialia* 150 (2018), S. 1–15. – DOI 10.1016/j.actamat.2018.02.060
- [88] BRENNE, F.; NIENDORF, T.: Load distribution and damage evolution in bending and stretch dominated Ti-6Al-4V cellular structures processed by selective laser melting. In: *International Journal of Fatigue* 121 (2019), S. 219–228. – DOI 10.1016/j.ijfatigue.2018.12.017
- [89] CHEN, W.-M.; XIE, Y. M.; IMBALZANO, G.; SHEN, J.; XU, S.; LEE, S.-J. ; LEE, P. V. S.: Lattice Ti Structures with Low Rigidity But Compatible Mechanical Strength: Design of Implant Materials for Trabecular Bone. In: *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* 17 (2016), Nr. 6, S. 793–799. – DOI 10.1007/s12541–016–0097–6
- [90] GENOVESE, K.; LEEFLANG, S. ; ZADPOOR, A. A.: Microscopic full-field three-dimensional strain measurement during the mechanical testing of additively manufactured porous biomaterials. In: *Journal of the mechanical behavior of biomedical materials* 69 (2017), S. 327–341. – DOI 10.1016/j.jmbbm.2017.01.010

- [91] KÖHNEN, P.; HAASE, C.; BÜLTMANN, J.; ZIEGLER, S.; SCHLEIFENBAUM, J. H. ; BLECK, W.: Mechanical properties and deformation behavior of additively manufactured lattice structures of stainless steel. In: *Materials & Design* 145 (2018), S. 205–217. – DOI 10.1016/j.matdes.2018.02.062
- [92] SORO, N.; SAINTIER, N.; MERZEAU, J.; VEIDT, M. ; DARGUSCH, M. S.: Quasi-static and fatigue properties of graded Ti-6Al-4V lattices produced by Laser Powder Bed Fusion (LPBF). In: *Additive Manufacturing* (2020), S. 101653. – DOI 10.1016/j.addma.2020.101653
- [93] HORN, T. J.; HARRYSSON, O. L.; MARCELLIN-LITTLE, D. J.; WEST, H. A.; LASCELLES, B. D. X. ; AMAN, R.: Flexural properties of Ti6Al4V rhombic dodecahedron open cellular structures fabricated with electron beam melting. In: *Additive Manufacturing* 1-4 (2014), S. 2–11. – DOI 10.1016/j.addma.2014.05.001
- [94] Norm. DIN EN ISO 7438:2021-03 2021. *Metallische Werkstoffe - Biegeversuch (ISO 7438:2020); Deutsche Fassung EN ISO 7438:2020*
- [95] ČAPEK, J.; MACHOVÁ, M.; FOUSOVÁ, M.; KUBÁSEK, J.; VOJTĚCH, D.; FOJT, J.; JABLONSKÁ, E.; LIPOV, J. ; RUML, T.: Highly porous, low elastic modulus 316L stainless steel scaffold prepared by selective laser melting. In: *Materials science & engineering. C, Materials for biological applications* 69 (2016), S. 631–639. – DOI 10.1016/j.msec.2016.07.027
- [96] PARTHASARATHY, J.; STARLY, B. ; RAMAN, S.: A design for the additive manufacture of functionally graded porous structures with tailored mechanical properties for biomedical applications. In: *Journal of Manufacturing Processes* 13 (2011), Nr. 2, S. 160–170. – DOI 10.1016/j.jmapro.2011.01.004
- [97] CUADRADO, A.; YÁNEZ, A.; MARTEL, O.; DEVIAENE, S. ; MONOPOLI, D.: Influence of load orientation and of types of loads on the mechanical properties of porous Ti6Al4V biomaterials. In: *Materials & Design* 135 (2017), S. 309–318. – DOI 10.1016/j.matdes.2017.09.045
- [98] YÁNEZ, A.; CUADRADO, A.; MARTEL, O.; AFONSO, H. ; MONOPOLI, D.: Gyroid porous titanium structures: A versatile solution to be used as scaffolds in bone defect reconstruction. In: *Materials & Design* 140 (2018), S. 21–29. – DOI 10.1016/j.matdes.2017.11.050
- [99] KLEIN, B.: *FEM: Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau*. Wiesbaden : Springer-Verlag, 2015. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-06054-1>
- [100] DONG, G.; TANG, Y. ; ZHAO, Y. F.: A Survey of Modeling of Lattice Structures Fabricated by Additive Manufacturing. In: *Journal of Mechanical Design* 139 (2017), Nr. 10, S. 100906. – DOI 10.1115/1.4037305
- [101] LEARY, M.; MAZUR, M.; ELAMBASSERIL, J.; McMILLAN, M.; CHIRENT, T.; SUN, Y.; QIAN, M.; EASTON, M. ; BRANDT, M.: Selective laser melting (SLM) of Al-Si12Mg lattice structures. In: *Materials & Design* 98 (2016), S. 344–357. – DOI 10.1016/j.matdes.2016.02.127

- [102] MAHMOUD, D.; AL-RUBAIE, K. S. ; ELBESTAWI, M. A.: The influence of selective laser melting defects on the fatigue properties of Ti6Al4V porosity graded gyroids for bone implants. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 193 (2021), S. 106180. – DOI 10.1016/j.ijmecsci.2020.106180
- [103] PETIT, C.; MAIRE, E.; MEILLE, S.; ADRIEN, J.; KUROSU, S. ; CHIBA, A.: CoCrMo cellular structures made by Electron Beam Melting studied by local tomography and finite element modelling. In: *Materials Characterization* 116 (2016), S. 48–54. – DOI 10.1016/j.matchar.2016.04.006
- [104] SERCOMBE, T. B.; XU, X.; CHALLIS, V. J.; GREEN, R.; YUE, S.; ZHANG, Z. ; LEE, P. D.: Failure modes in high strength and stiffness to weight scaffolds produced by Selective Laser Melting. In: *Materials & Design* 67 (2015), S. 501–508. – DOI 10.1016/j.matdes.2014.10.063
- [105] YÁNEZ, A.; FIORUCCI, M. P.; CUADRADO, A.; MARTEL, O. ; MONOPOLI, D.: Surface roughness effects on the fatigue behaviour of gyroid cellular structures obtained by additive manufacturing. In: *International Journal of Fatigue* 138 (2020), S. 105702. – DOI 10.1016/j.ijfatigue.2020.105702
- [106] RICE, J. R.; TRACEY, D. M.: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields*. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 17 (1969), Nr. 3, S. 201–217. – DOI 10.1016/0022-5096(69)90033-7
- [107] JOHNSON, G. R.; COOK, W. H.: Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. In: *Engineering Fracture Mechanics* 21 (1985), Nr. 1, S. 31–48. – DOI 10.1016/0013-7944(85)90052-9
- [108] COCKROFT, M. G.; LATHAM, D. J.: Ductility and the Workability of Metals. In: *Journal of the Institute of Metals* 96 (1968), S. 33–39
- [109] GURSON, A. L.: Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I—Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 99 (1977), Nr. 1, S. 2–15. – DOI 10.1115/1.3443401
- [110] TVERGAARD, V.: Influence of voids on shear band instabilities under plane strain conditions. In: *International Journal of Fracture* 17 (1981), Nr. 4, S. 389–407. – DOI 10.1007/BF00036191
- [111] NEEDLEMAN, A.; TVERGAARD, V.: An analysis of ductile rupture in notched bars. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 32 (1984), Nr. 6, S. 461–490. – DOI 10.1016/0022-5096(84)90031-0
- [112] KADKHODAPOUR, J.; MONTAZERIAN, H.; DARABI, A. C.; ANARAKI, A. P.; AHMADI, S. M.; ZADPOOR, A. A. ; SCHMAUDER, S.: Failure mechanisms of additively manufactured porous biomaterials: Effects of porosity and type of unit cell. In: *Journal of the mechanical behavior of biomedical materials* 50 (2015), S. 180–191. – DOI 10.1016/j.jmbbm.2015.06.012
- [113] WANG, Z.; LI, P.: Characterisation and constitutive model of tensile properties of selective laser melted Ti-6Al-4V struts for microlattice structures. In: *Materials Science and*

- Engineering: A* 725 (2018), S. 350–358. – DOI 10.1016/j.msea.2018.04.006
- [114] XIAO, L.; SONG, W.; WANG, C.; TANG, H.; FAN, Q.; LIU, N. ; WANG, J.: Mechanical properties of open-cell rhombic dodecahedron titanium alloy lattice structure manufactured using electron beam melting under dynamic loading. In: *International Journal of Impact Engineering* 100 (2017), S. 75–89. – DOI 10.1016/j.ijimpeng.2016.10.006
- [115] ZHAO, M.; ZHANG, D. Z.; LIU, F.; LI, Z.; MA, Z. ; REN, Z.: Mechanical and energy absorption characteristics of additively manufactured functionally graded sheet lattice structures with minimal surfaces. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 167 (2020), S. 105262. – DOI 10.1016/j.ijmecsci.2019.105262
- [116] ZHOU, H.; ZHAO, M.; MA, Z.; ZHANG, D. Z. ; FU, G.: Sheet and network based functionally graded lattice structures manufactured by selective laser melting: Design, mechanical properties, and simulation. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 175 (2020), S. 105480. – DOI 10.1016/j.ijmecsci.2020.105480
- [117] LOZANOVSKI, B.; LEARY, M.; TRAN, P.; SHIDID, D.; QIAN, M.; CHOONG, P. ; BRANDT, M.: Computational modelling of strut defects in SLM manufactured lattice structures. In: *Materials & Design* 171 (2019), S. 107671. – DOI 10.1016/j.matdes.2019.107671
- [118] RICHARD, H. A.; SANDER, M.: *Ermüdungsrisse - Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden*. Wiesbaden : Springer-Verlag, 2012
- [119] BOYER, R.; WELSCH, G. ; COLLINGS, E. W.: *Materials properties handbook: Titanium alloys*. 4. printing. Materials Park, Ohio : ASM International, 2007
- [120] SANTECCHIA, E.; HAMOUDA, A. M. S.; MUSHARAVATI, F.; ZALNEZHAD, E.; CABIBBO, M.; EL MEHTEDI, M. ; SPIGARELLI, S.: A Review on Fatigue Life Prediction Methods for Metals. In: *Advances in Materials Science and Engineering* 2016 (2016), Nr. 2, S. 1–26. – DOI 10.1155/2016/9573524
- [121] BÜRGEL, R.; RICHARD, H. A. ; RIEMER, A.: *Werkstoffmechanik*. Wiesbaden : Springer Fachmedien Wiesbaden, 2014. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-03935-6>
- [122] BOWMAN, S. M.; GUO, X. E.; CHENG, D. W.; KEAVENY, T. M.; GIBSON, L. J.; HAYES, W. C. ; McMAHON, T. A.: Creep contributes to the fatigue behavior of bovine trabecular bone. In: *Journal of biomechanical engineering* 120 (1998), Nr. 5, S. 647–654. – DOI 10.1115/1.2834757
- [123] OLURIN, O. B.; MC CULLOUGH, K.; FLECK, N. A. ; ASHBY, M. F.: Fatigue crack propagation in aluminium alloy foams. In: *International Journal of Fatigue* 23 (2001), Nr. 5, S. 375–382. – DOI 10.1016/S0142-1123(01)00010-X
- [124] HARTE, A.-M.; FLECK, N. A. ; ASHBY, M. F.: Fatigue failure of an open cell and a closed cell aluminium alloy foam. In: *Acta Materialia* 47 (1999), Nr. 8, S. 2511–2524. – DOI 10.1016/S1359-6454(99)00097-X
- [125] MCCULLOUGH, K.; FLECK, N. ; ASHBY, M.: The stress-life fatigue behaviour of aluminium

- alloy foams. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 23 (2000), Nr. 3, S. 199–208. – DOI 10.1046/j.1460-2695.2000.00261.x
- [126] RADAJ, D.; VORMWALD, M.: *Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Ingenieure*. 3. Auflage. Berlin Heidelpark New York : Springer-Verlag, 2007
- [127] GÖTZ, S.; EULITZ, K.-G.: *Betriebsfestigkeit: Bauteile sicher auslegen!* Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, 2020. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-31169-8>
- [128] WÖHLER, A.: Über die Versuche zur Ermittlung der Festigkeit von Achsen, welche in den Werkstätten der Niederschlesisch-Märkischen Eisenbahn zu Frankfurt ad O. angestellt sind. In: *Zeitschrift für Bauwesen* 13 (1863), Nr. 1863, S. 233–258
- [129] WÖHLER, A.: Resultate der in der Central-Werkstatt der Niederschlesisch-Märkischen Eisenbahn zu Frankfurt ad O. angestellten Versuche über die relative Festigkeit von Eisen, Stahl und Kupfer. In: *Zeitschrift für Bauwesen* 16 (1866), S. 67–84
- [130] BASQUIN, O. H.: The exponential law of endurance tests. In: *Proc. Am. Soc. Test. Mater.* (1910), Nr. 10
- [131] SANDER, M.: *Sicherheit und Betriebsfestigkeit von Maschinen und Anlagen*. Springer Berlin Heidelberg, 2018. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-662-54443-3>
- [132] REN, D.; LI, S.; WANG, H.; HOU, W.; HAO, Y.; JIN, W.; YANG, R.; MISRA, R. D. K. ; MURR, L. E.: Fatigue behavior of Ti-6Al-4V cellular structures fabricated by additive manufacturing technique. In: *Journal of Materials Science & Technology* 35 (2019), Nr. 2, S. 285–294. – DOI 10.1016/j.jmst.2018.09.066
- [133] LI, S. J.; MURR, L. E.; CHENG, X. Y.; ZHANG, Z. B.; HAO, Y. L.; YANG, R.; MEDINA, F. ; WICKER, R. B.: Compression fatigue behavior of Ti-6Al-4V mesh arrays fabricated by electron beam melting. In: *Acta Materialia* 60 (2012), Nr. 3, S. 793–802. – DOI 10.1016/j.actamat.2011.10.051
- [134] SCHIJVE, J.: *Fatigue of Structures and Materials*. Dordrecht : Springer Netherlands, 2009. <http://dx.doi.org/10.1007/978-1-4020-6808-9>
- [135] BONIOTTI, L.; BERETTA, S.; PATRIARCA, L.; RIGONI, L. ; FOLETTI, S.: Experimental and numerical investigation on compressive fatigue strength of lattice structures of AlSi7Mg manufactured by SLM. In: *International Journal of Fatigue* 128 (2019), Nr. 20, S. 105181. – DOI 10.1016/j.ijfatigue.2019.06.041
- [136] ALAÑA, M.; CUTOLO, A.; RUIZ DE GALARRETA, S. ; VAN HOOREWEDER, B.: Influence of relative density on quasi-static and fatigue failure of lattice structures in Ti6Al4V produced by laser powder bed fusion. In: *Scientific reports* 11 (2021), Nr. 1, S. 19314. – DOI 10.1038/s41598-021-98631-3
- [137] YAVARI, S. A.; WAUTHLE, R.; VAN DER STOK, J.; RIEMSLAG, A. C.; JANSSEN, M.; MULIER, M.; KRUTH, J. P.; SCHROOTEN, J.; WEINANS, H. ; ZADPOOR, A. A.: Fatigue behavior of porous biomaterials manufactured using selective laser melting. In: *Materials science &*

- engineering. C, Materials for biological applications* 33 (2013), Nr. 8, S. 4849–4858. – DOI 10.1016/j.msec.2013.08.006
- [138] KOLKEN, H. M. A.; GARCIA, A. F.; DU PLESSIS, A.; RANS, C.; MIRZAALI, M. J. ; ZADPOOR, A. A.: Fatigue performance of auxetic meta-biomaterials. In: *Acta biomaterialia* 126 (2021), S. 511–523. – DOI 10.1016/j.actbio.2021.03.015
- [139] AHMADI, S.; YAVARI, S.; WAUTHLE, R.; POURAN, B.; SCHROOTEN, J.; WEINANS, H. ; ZADPOOR, A.: Additively Manufactured Open-Cell Porous Biomaterials Made from Six Different Space-Filling Unit Cells: The Mechanical and Morphological Properties. In: *Materials* 8 (2015), Nr. 4, S. 1871–1896. – DOI 10.3390/ma8041871
- [140] UMMENHOFER, T.; MEDGENBERG, J.: On the use of infrared thermography for the analysis of fatigue damage processes in welded joints. In: *International Journal of Fatigue* 31 (2009), Nr. 1, S. 130–137. – DOI 10.1016/j.ijfatigue.2008.04.005
- [141] BRENNE, F.; NIENDORF, T. ; MAIER, H. J.: Additively manufactured cellular structures: Impact of microstructure and local strains on the monotonic and cyclic behavior under uniaxial and bending load. In: *Journal of Materials Processing Technology* 213 (2013), Nr. 9, S. 1558–1564. – DOI 10.1016/j.jmatprotec.2013.03.013
- [142] HAIBACH, E.: *Betriebsfeste Bauteile: Ermittlung und Nachweis der Betriebsfestigkeit, konstruktive und unternehmerische Gesichtspunkte*. Bd. 38. Berlin Heidelpark New York : Springer-Verlag, 2013
- [143] NEUBER, H.: Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies With Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law. In: *Journal of Applied Mechanics* 28 (1961), Nr. 4, S. 544–550. – DOI 10.1115/1.3641780
- [144] MOLSKI, K.; GLINKA, G.: A method of elastic-plastic stress and strain calculation at a notch root. In: *Materials Science and Engineering* 50 (1981), Nr. 1, S. 93–100. – DOI 10.1016/0025-5416(81)90089-6
- [145] GLINKA, G.: Energy density approach to calculation of inelastic strain-stress near notches and cracks. In: *Engineering Fracture Mechanics* 22 (1985), Nr. 3, S. 485–508. – DOI 10.1016/0013-7944(85)90148-1
- [146] SMITH, K.; WATSON, P. ; TOPPER, T.: Stress-strain function for the fatigue of metals. In: *J mater* 5 (1970), Nr. 4, S. 767–778
- [147] ZARGARIAN, A.; ESFAHANIAN, M.; KADKHODAPOUR, J.; ZIAEI-RAD, S. ; ZAMANI, D.: On the fatigue behavior of additive manufactured lattice structures. In: *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 100 (2019), Nr. 1, S. 225–232. – DOI 10.1016/j.tafmec.2019.01.012
- [148] ZARGARIAN, A.; ESFAHANIAN, M.; KADKHODAPOUR, J. ; ZIAEI-RAD, S.: Numerical simulation of the fatigue behavior of additive manufactured titanium porous lattice structures. In: *Materials science & engineering. C, Materials for biological applications* 60 (2016), S. 339–347. – DOI 10.1016/j.msec.2015.11.054

- [149] MINER, M. A.: Cumulative Damage in Fatigue. In: *Journal of Applied Mechanics* 12 (1945), Nr. 3, S. A159–A164. – DOI 10.1115/1.4009458
- [150] HEDAYATI, R.; HOSSEINI-TOUDESHKY, H.; SADIGHI, M.; MOHAMMADI-AGHDAM, M. ; ZADPOOR, A. A.: Computational prediction of the fatigue behavior of additively manufactured porous metallic biomaterials. In: *International Journal of Fatigue* 84 (2016), S. 67–79. – DOI 10.1016/j.ijfatigue.2015.11.017
- [151] LIPINSKI, P.; BARBAS, A. ; BONNET, A.-S.: Fatigue behavior of thin-walled grade 2 titanium samples processed by selective laser melting. Application to life prediction of porous titanium implants. In: *Journal of the mechanical behavior of biomedical materials* 28 (2013), S. 274–290. – DOI 10.1016/j.jmbbm.2013.08.011
- [152] PENG, C.; TRAN, P.; NGUYEN-XUAN, H. ; FERREIRA, A.: Mechanical performance and fatigue life prediction of lattice structures: Parametric computational approach. In: *Composite Structures* 235 (2020), Nr. 1, S. 111821. – DOI 10.1016/j.compstruct.2019.111821
- [153] BROWN, M. W.; MILLER, K. J.: A Theory for Fatigue Failure under Multiaxial Stress-Strain Conditions. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* 187 (1973), Nr. 1, S. 745–755. – DOI 10.1243/PIME_PROC_1973_187_069_02
- [154] Norm. DIN 50125:2016-12 2016. *Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben*
- [155] Standard. ASTM E606/E606M-12 2004. *Standard Test Method for Strain-Controlled Fatigue Testing*
- [156] Norm. DIN EN ISO 6892-1:2020-06 2020. *Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2019); Deutsche Fassung EN ISO 6892-1:2019*
- [157] ARRIETA, E.; HAQUE, M.; MIRELES, J.; STEWART, C.; CARRASCO, C. ; WICKER, R. B.: Mechanical Behavior of Differently Oriented Electron Beam Melting Ti-6Al-4V Components Using Digital Image Correlation. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 141 (2019), Nr. 1. – DOI 10.1115/1.4040553
- [158] RAFI, H. K.; KARTHIK, N. V.; GONG, H.; STARR, T. L. ; STUCKER, B. E.: Microstructures and Mechanical Properties of Ti6Al4V Parts Fabricated by Selective Laser Melting and Electron Beam Melting. In: *Journal of Materials Engineering and Performance* 22 (2013), Nr. 12, S. 3872–3883. – DOI 10.1007/s11665-013-0658-0
- [159] GALARRAGA, H.; LADOS, D. A.; DEHOFF, R. R.; KIRKA, M. M. ; NANDWANA, P.: Effects of the microstructure and porosity on properties of Ti-6Al-4V ELI alloy fabricated by electron beam melting (EBM). In: *Additive Manufacturing* 10 (2016), S. 47–57. – DOI 10.1016/j.addma.2016.02.003
- [160] HRABE, N.; GNÄUPEL-HEROLD, T. ; QUINN, T.: Fatigue properties of a titanium alloy (Ti-6Al-4V) fabricated via electron beam melting (EBM): Effects of internal defects and residual stress. In: *International Journal of Fatigue* 94 (2017), S. 202–210. – DOI 10.1016/j.ijfatigue.2016.04.022

- [161] KIRCHNER, A.; KLÖDEN, B.; LUFT, J.; WEISSGÄRBER, T. ; KIEBACK, B.: Process window for electron beam melting of Ti-6Al-4V. In: *Powder Metallurgy* 58 (2015), Nr. 4, S. 246–249
- [162] SUN, Y. Y.; GULIZIA, S.; OH, C. H.; FRASER, D.; LEARY, M.; YANG, Y. F. ; QIAN, M.: The Influence of As-Built Surface Conditions on Mechanical Properties of Ti-6Al-4V Additively Manufactured by Selective Electron Beam Melting. In: *JOM* 68 (2016), Nr. 3, S. 791–798. – DOI 10.1007/s11837-015-1768-y
- [163] SVENSSON, M.: Material Properties of EBM-Manufactured Ti6Al4V & Ti6AL4V ELI under Raw and Hip Conditions / Arcam AB. 2009. – Forschungsbericht
- [164] RADLOF, W.; BENZ, C.; HEYER, H. ; SANDER, M.: Monotonic and Fatigue Behavior of EBM Manufactured Ti-6Al-4V Solid Samples: Experimental, Analytical and Numerical Investigations. In: *Materials* 13 (2020), 4642. – DOI 10.3390/ma13204642
- [165] EDWARDS, P.; O'CONNER, A. ; RAMULU, M.: Electron Beam Additive Manufacturing of Titanium Components: Properties and Performance. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 135 (2013), 12, S. 061016. – DOI 10.1115/1.4025773
- [166] FORMANOIR, C. de; MICHOTTE, S.; RIGO, O.; GERMAIN, L. ; GODET, S.: Electron beam melted Ti-6Al-4V: Microstructure, texture and mechanical behavior of the as-built and heat-treated material. In: *Materials Science and Engineering: A* 652 (2016), S. 105–119. – DOI 10.1016/j.msea.2015.11.052
- [167] RAMBERG, W.; OSGOOD, W. R.: Description of stress-strain curves by three parameters. In: *Technical Note No. 902, National Advisory Committee for Aeronautics* (1943)
- [168] SMITH, R. W.; HIRSCHBERG, M. H. ; MANSON, S.: *Fatigue Behavior of Materials under Strain Cycling in Low and Intermediate Life Range*. Cleveland, OH, USA, 1963
- [169] CARRION, P. E.; SHAMSAEI, N.; DANIEWICZ, S. R. ; MOSER, R. D.: Fatigue behavior of Ti-6Al-4V ELI including mean stress effects. In: *International Journal of Fatigue* 99 (2017), S. 87–100. – DOI 10.1016/j.ijfatigue.2017.02.013
- [170] BISWAL, R.; SYED, A. K. ; ZHANG, X.: Assessment of the effect of isolated porosity defects on the fatigue performance of additive manufactured titanium alloy. In: *Additive Manufacturing* 23 (2018), S. 433–442. – DOI 10.1016/j.addma.2018.08.024
- [171] COFFIN L F, JR.: A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal. In: *Trans. ASME* 76 (1954), S. 931–950
- [172] MANSON, S.: Fatigue: A complex subject – Some simple approximations. In: *Experimental Mechanics* 5 (1965), S. 193–226. – DOI 10.1007/BF02321056
- [173] MORROW, J.: Cyclic Plastic Strain Energy and Fatigue of Metals. In: *Internal Friction, Damping, and Cyclic Plasticity*. – DOI 10.1520/STP43764S
- [174] GREITEMEIER, D.; PALM, F.; SYASSEN, F. ; MELZ, T.: Fatigue performance of additive manufactured TiAl6V4 using electron and laser beam melting. In: *International Journal of Fatigue* 94 (2017), S. 211–217. – DOI 10.1016/j.ijfatigue.2016.05.001

- [175] KAHLIN, M.; ANSELL, H. ; MOVERARE, J. J.: Fatigue behaviour of notched additive manufactured Ti6Al4V with as-built surfaces. In: *International Journal of Fatigue* 101 (2017), S. 51–60. – DOI 10.1016/j.ijfatigue.2017.04.009
- [176] STERLING, A. J.; TORRIES, B.; SHAMSAEI, N.; THOMPSON, S. M. ; SEELY, D. W.: Fatigue behavior and failure mechanisms of direct laser deposited Ti-6Al-4V. In: *Materials Science and Engineering: A* 655 (2016), S. 100–112. – DOI 10.1016/j.msea.2015.12.026
- [177] BENEDETTI, M.; FONTANARI, V.; BANDINI, M.; ZANINI, F. ; CARMIGNATO, S.: Low- and high-cycle fatigue resistance of Ti-6Al-4V ELI additively manufactured via selective laser melting: Mean stress and defect sensitivity. In: *International Journal of Fatigue* 107 (2018), S. 96–109. – DOI 10.1016/j.ijfatigue.2017.10.021
- [178] WANG, S. Q.; LI, W. Y.; ZHOU, Y.; LI, X. ; CHEN, D. L.: Tensile and fatigue behavior of electron beam welded dissimilar joints of Ti-6Al-4V and IMI834 titanium alloys. In: *Materials Science and Engineering: A* 649 (2016), S. 146–152. – DOI 10.1016/j.msea.2015.09.107
- [179] MURAKAMI, Y.: *Metal fatigue: effects of small defects and nonmetallic inclusions*. Academic Press, 2019
- [180] Norm. ISO 13314:2011-12 2011. *Mechanische Prüfung von Metallen - Duktilitätsprüfung - Druckversuch an porösen und zellulären Metallen*
- [181] WILD, M. de; GHAYOR, C.; ZIMMERMANN, S.; RÜEGG, J.; NICHOLLS, F.; SCHULER, F.; CHEN, T.-H. ; WEBER, F. E.: Osteoconductive Lattice Microarchitecture for Optimized Bone Regeneration. In: *3D Printing and Additive Manufacturing* 6 (2019), Nr. 1, S. 40–49. – DOI 10.1089/3dp.2017.0129
- [182] ALIYEV, T.: *Numerische Auslegung von torsionsbeanspruchten Gitterstrukturen*, Universität Rostock, Bachelorarbeit, 2019
- [183] HENNING, M.: *Untersuchung des Einflusses strukturbestimmender Parameter auf das mechanische Verhalten additiv gefertigter Gitterstrukturen*, Bachelorarbeit, Universität Rostock, Bachelorarbeit, 2019
- [184] RADLOF, W.; BENZ, C. ; SANDER, M.: Numerical and experimental investigations of additively manufactured lattice structures under quasi-static compression loading. In: *Material Design & Processing Communications* 3 (2021), Nr. 3, e164. – DOI 10.1002/mdp2.164
- [185] W. RADLOF; T. AROLD; T. NIENDORF; C. POLLEY; H. SEITZ ; M. SANDER: Mechanische Eigenschaften EBM-gefertigter Ti6AL4V Gitterstrukturen: Einfluss der Fertigung bei gleichen Prozessparametern. In: *DVM-Bericht* 406 (2021), S. 59–72. – DOI 10.48447/AD-D-2021-006
- [186] HERNÁNDEZ-NAVA, E.; SMITH, C. J.; DERGUTI, F.; TAMMAS-WILLIAMS, S.; LEONARD, F.; WITHERS, P. J.; TODD, I. ; GOODALL, R.: The effect of defects on the mechanical response of Ti-6Al-4V cubic lattice structures fabricated by electron beam melting. In: *Acta Materialia* 108 (2016), S. 279–292. – DOI 10.1016/j.actamat.2016.02.029

- [187] RADLOF, W.; POLLEY, C.; SEITZ, H. ; SANDER, M.: Influence of structure-determining parameters on the mechanical properties and damage behavior of electron beam melted lattice structures under quasi-static and fatigue compression loading. In: *Materials letters* (2021), S. 129380. – DOI 10.1016/j.matlet.2021.129380
- [188] GEETHA, M.; SINGH, A. K.; ASOKAMANI, R. ; GOGIA, A. K.: Ti based biomaterials, the ultimate choice for orthopaedic implants – A review. In: *Progress in Materials Science* 54 (2009), Nr. 3, S. 397–425. – DOI 10.1016/j.pmatsci.2008.06.004
- [189] KAUR, M.; SINGH, K.: Review on titanium and titanium based alloys as biomaterials for orthopaedic applications. In: *Materials science & engineering. C, Materials for biological applications* 102 (2019), S. 844–862. – DOI 10.1016/j.msec.2019.04.064
- [190] LI, Y.; YANG, C.; ZHAO, H.; QU, S.; LI, X. ; LI, Y.: New Developments of Ti-Based Alloys for Biomedical Applications. In: *Materials (Basel, Switzerland)* 7 (2014), Nr. 3, S. 1709–1800. – DOI 10.3390/ma7031709
- [191] EBACHER, V.: *Experimental study of deformation and microcracking in human cortical bone*, University of British Columbia, Dissertation, 2011. – DOI 10.14288/1.0071871
- [192] LEARY, M.; MAZUR, M.; WILLIAMS, H.; YANG, E.; ALGHAMDI, A.; LOZANOVSKI, B.; ZHANG, X.; SHIDID, D.; FARAHBOD-STERNAHL, L.; WITT, G.; KELBASSA, I.; CHOONG, P.; QIAN, M. ; BRANDT, M.: Inconel 625 lattice structures manufactured by selective laser melting (SLM): Mechanical properties, deformation and failure modes. In: *Materials & Design* 157 (2018), Nr. 5, S. 179–199. – DOI 10.1016/j.matdes.2018.06.010
- [193] KREWERTH, D.; LIPPmann, T.; WEIDNER, A. ; BIERMANN, H.: Application of full-surface view in situ thermography measurements during ultrasonic fatigue of cast steel G42CrMo4. In: *International Journal of Fatigue* 80 (2015), S. 459–467. – DOI 10.1016/j.ijfatigue.2015.07.013
- [194] LÄPPLER, V.: *Einführung in die Festigkeitslehre: Lehr- und Übungsbuch*. 4. Auflage. Wiesbaden : Springer-Verlag, 2016. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-10611-9>
- [195] RICHARD, H. A.; SANDER, M.: *Technische Mechanik. Festigkeitslehre: Lehrbuch mit Praxisbeispielen, Klausuraufgaben und Lösungen*. 5., erweiterte Auflage. Wiesbaden : Springer-Verlag, 2015
- [196] REILLY, D. T.; BURSTEIN, A. H. ; FRANKEL, V. H.: The elastic modulus for bone. In: *Journal of biomechanics* 7 (1974), Nr. 3, S. 271–275
- [197] GARNIER, K. B.; DUMAS, R.; RUMELHART, C. ; ARLOT, M.: Mechanical characterization in shear of human femoral cancellous bone: torsion and shear tests. In: *Medical engineering & physics* 21 (1999), Nr. 9, S. 641–649
- [198] WEIDNER, A.: *Deformation Processes in TRIP/TWIP Steels: In-Situ Characterization Techniques*. Bd. 295. Springer Nature, 2020. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-030-37149-4>

- [199] WEISS, D.; SCHRAMM, B.; NEUSER, M.; GRYDIN, O. ; KULLMER, G.: Experimentelle bruchmechanische Untersuchung eines clinchgeeigneten Bleches aus HCT590X mithilfe einer neuen Probengeometrie. In: *DVM-Bericht 253* (2021), S. 231–240. – DOI 10.48447/BR-2021-025
- [200] YAVARI, S. A.; AHMADI, S. M.; WAUTHLE, R.; POURAN, B.; SCHROOTEN, J.; WEINANS, H. ; ZADPOOR, A. A.: Relationship between unit cell type and porosity and the fatigue behavior of selective laser melted meta-biomaterials. In: *Journal of the mechanical behavior of biomedical materials* 43 (2015), S. 91–100. – DOI 10.1016/j.jmbbm.2014.12.015
- [201] POLLEY, C.; RADLOF, W.; HAUSCHULZ, F.; BENZ, C.; SANDER, M. ; SEITZ, H.: Morphological and mechanical characterisation of three-dimensional gyroid structures fabricated by electron beam melting for the use as a porous biomaterial. In: *Journal of the mechanical behavior of biomedical materials* 125 (2022), S. 104882. – DOI 10.1016/j.jmbbm.2021.104882
- [202] RADLOF, W.; PANWITT, H.; BENZ, C. ; SANDER, M.: Image-based and in-situ measurement techniques for the characterization of the damage behavior of additively manufactured lattice structures under fatigue loading. In: *Procedia Structural Integrity* 38 (2022), S. 50–59
- [203] BARANOWSKI, P.; PŁATEK, P.; ANTOLAK-DUDKA, A.; SARZYŃSKI, M.; KUCEWICZ, M.; DUREJKO, T.; MAŁACHOWSKI, J.; JANISZEWSKI, J. ; CZUJKO, T.: Deformation of honeycomb cellular structures manufactured with Laser Engineered Net Shaping (LENS) technology under quasi-static loading: Experimental testing and simulation. In: *Additive Manufacturing* 25 (2019), S. 307–316. – DOI 10.1016/j.addma.2018.11.018
- [204] KÖNIG, W.: *Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren*. 8., neu bearb. Aufl. Berlin, Heidelberg : Springer-Verlag, 2008
- [205] *Abaqus 2016: Analysis User's Guide*
- [206] WERNER, B.: *Versagensverhalten schiffbaulicher Strukturen unter Kollisionsbelastung bei Verwendung eines alternativen Aussteifungssystems*, Universität Rostock, Dissertation, 2016
- [207] KADKHODAPOUR, J.; MONTAZERIAN, H.; DARABI, A. C.; ZARGARIAN, A. ; SCHMAUDER, S.: The relationships between deformation mechanisms and mechanical properties of additively manufactured porous biomaterials. In: *Journal of the mechanical behavior of biomedical materials* 70 (2017), S. 28–42. – DOI 10.1016/j.jmbbm.2016.09.018
- [208] DOROSZKO, M.; FALKOWSKA, A. ; SEWERYN, A.: Image-based numerical modeling of the tensile deformation behavior and mechanical properties of additive manufactured Ti-6Al-4V diamond lattice structures. In: *Materials Science and Engineering: A* 818 (2021), S. 141362. – DOI 10.1016/j.msea.2021.141362
- [209] KANDIL, F. A.; BROWN, M. W. ; MILLER, K. J.: Biaxial low-cycle fatigue failure of 316 stainless steel at elevated temperatures. In: *Mechanical behaviour and nuclear applications of stainless steel at elevated temperatures*. 1982

A Anhang

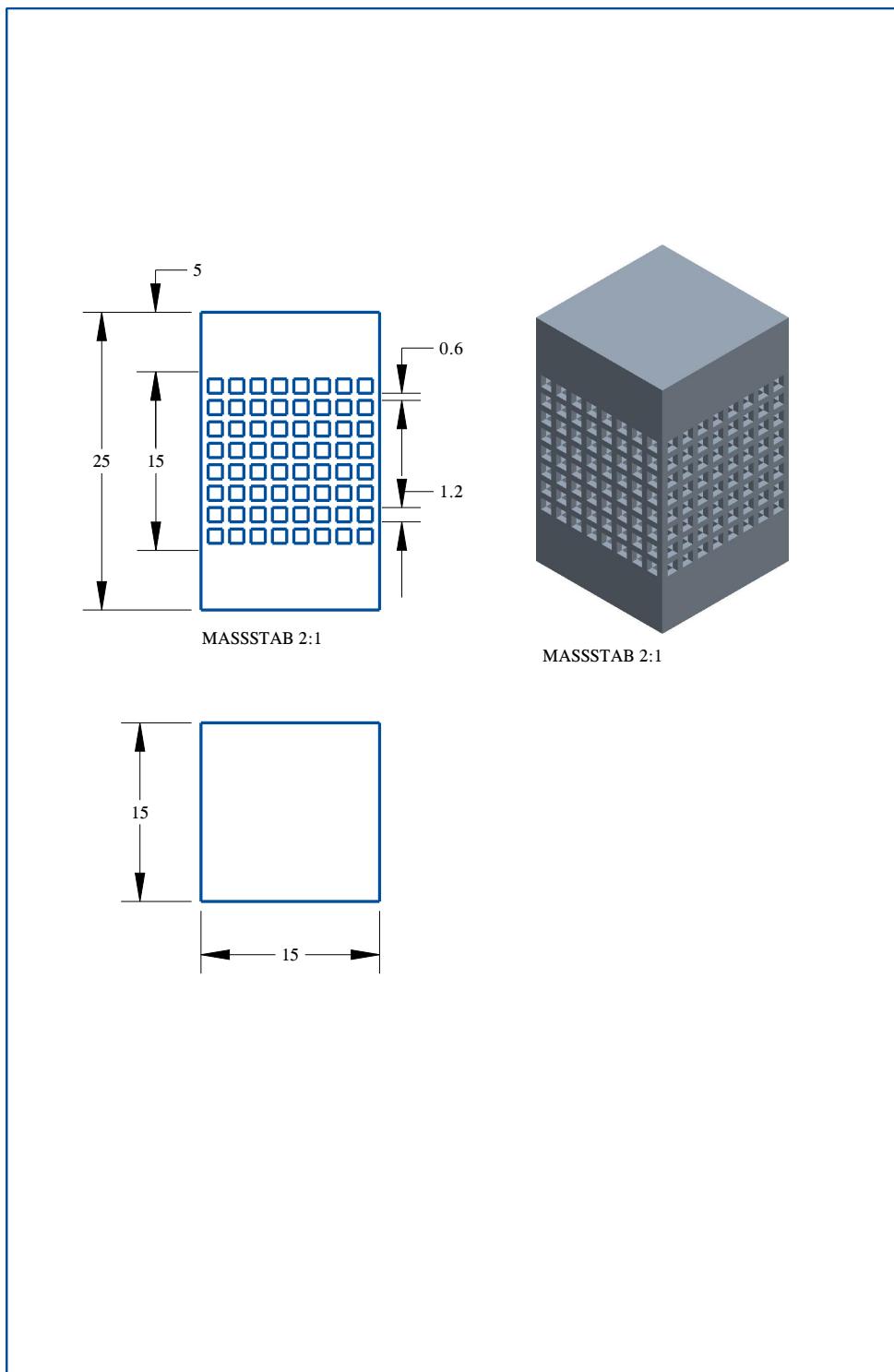


Abbildung A.1: Technische Zeichnung der G-03-512 Druckprobe

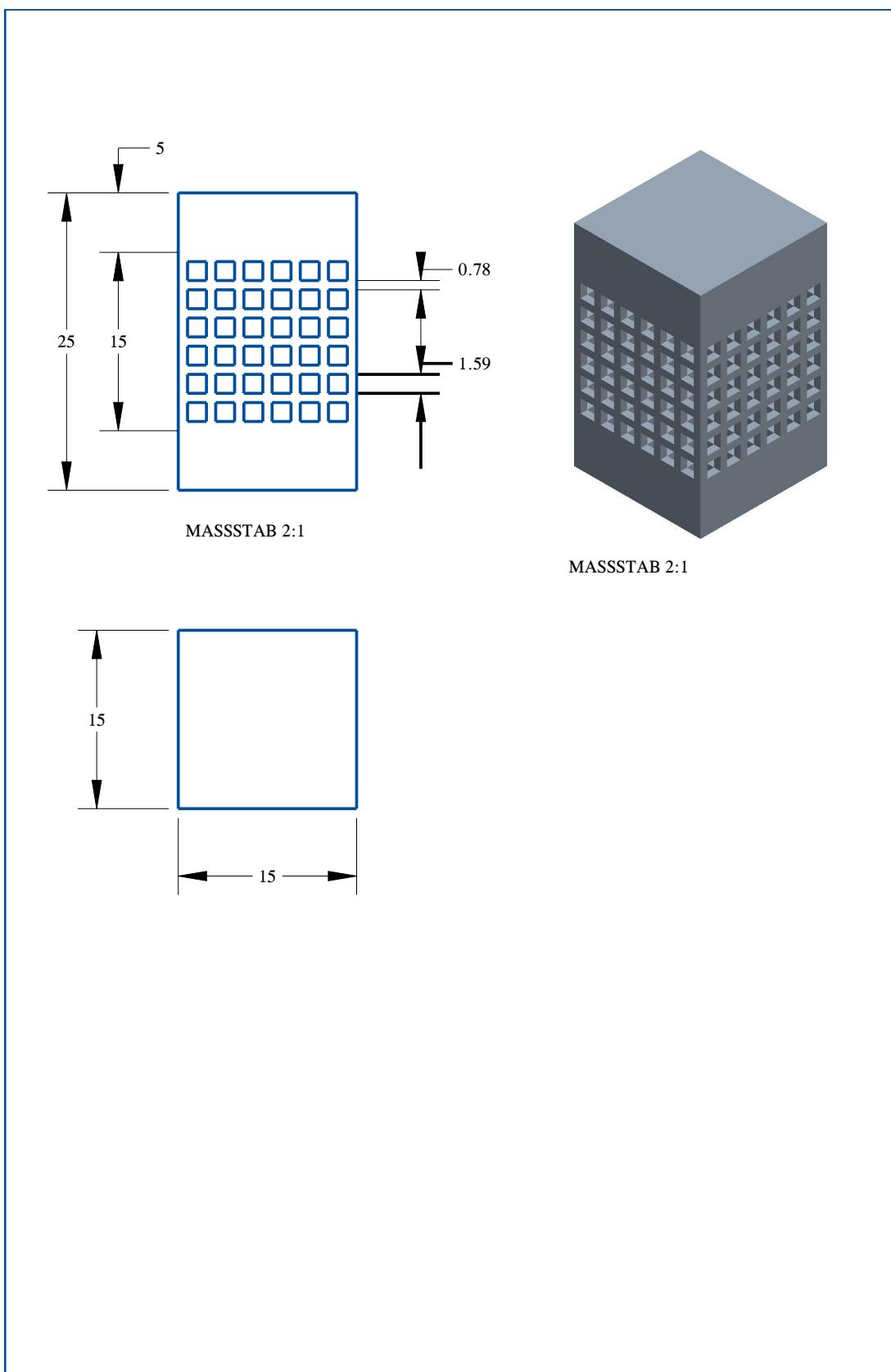


Abbildung A.2: Technische Zeichnung der G-03-216 Druckprobe

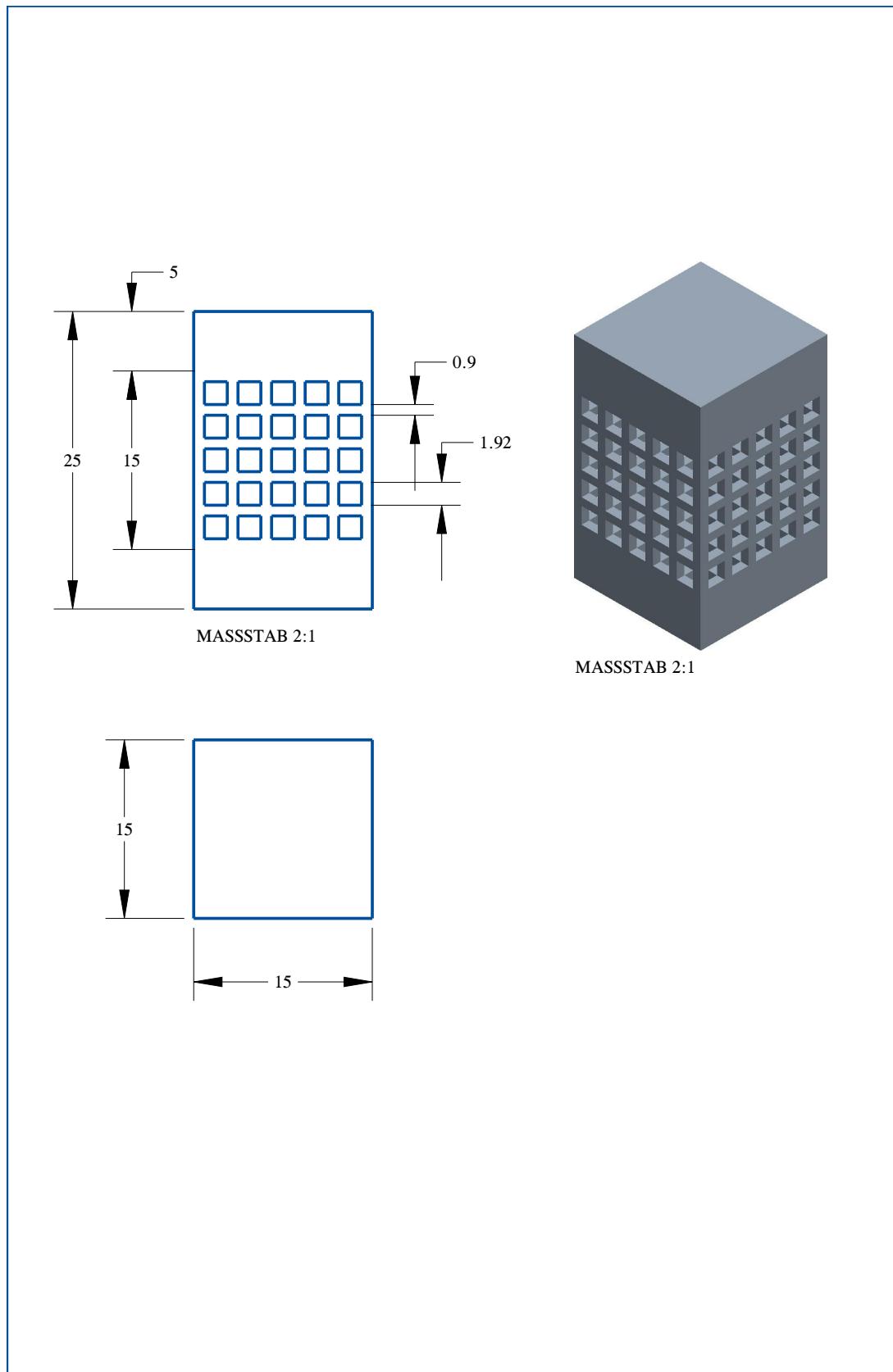


Abbildung A.3: Technische Zeichnung der G-03-125 Druckprobe

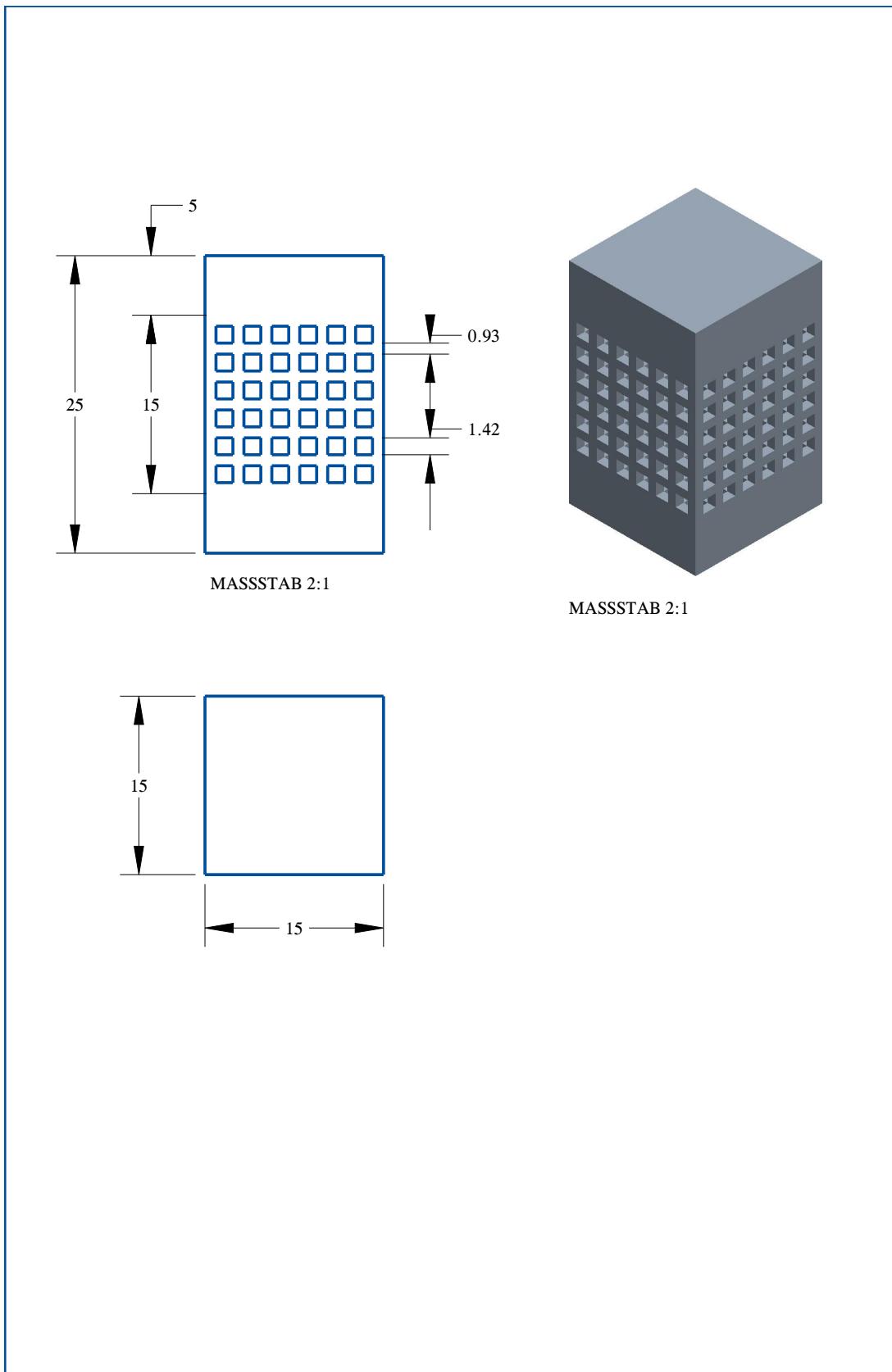


Abbildung A.4: Technische Zeichnung der G-04-216 Druckprobe

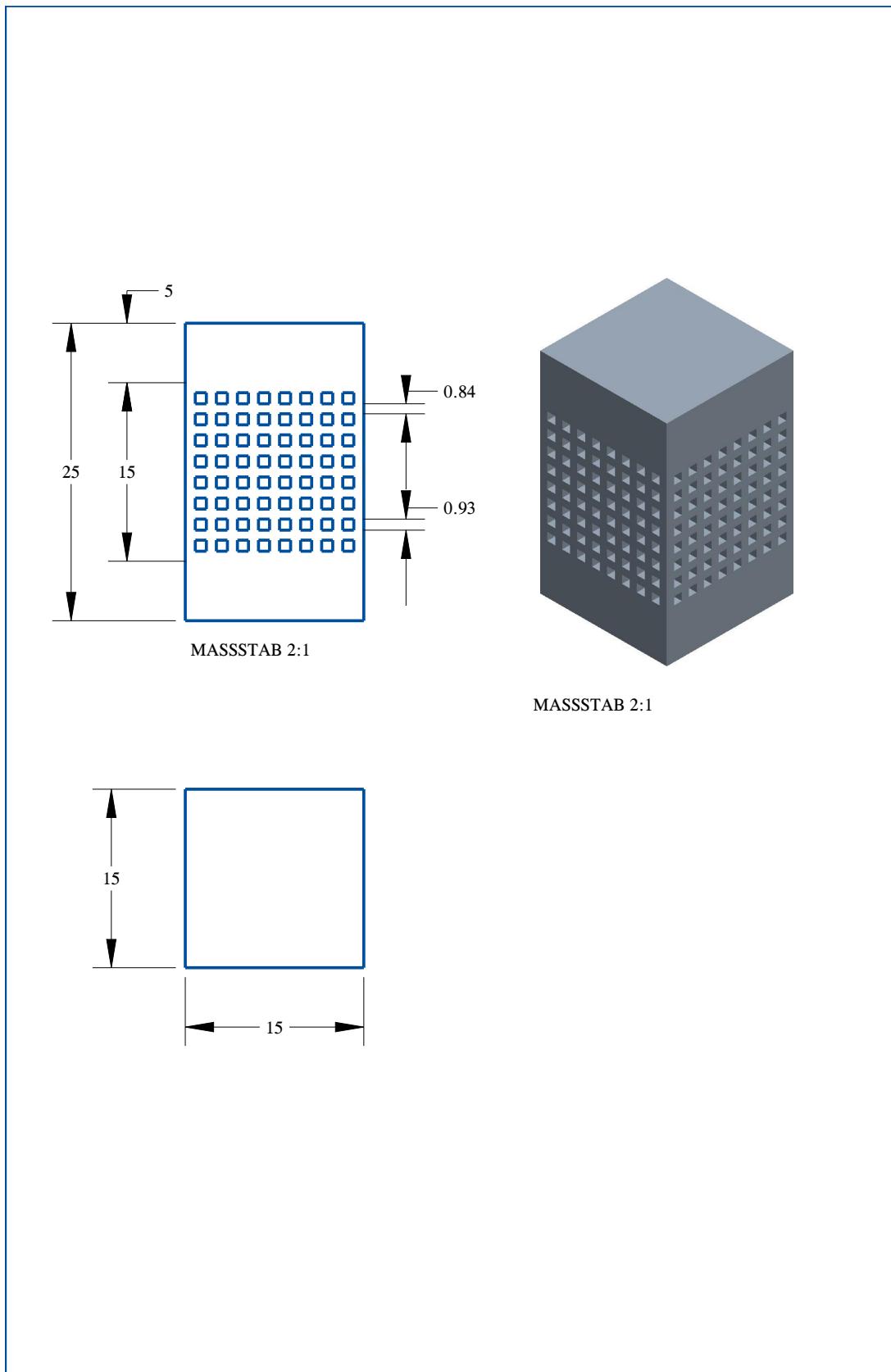


Abbildung A.5: Technische Zeichnung der G-05-512 Druckprobe

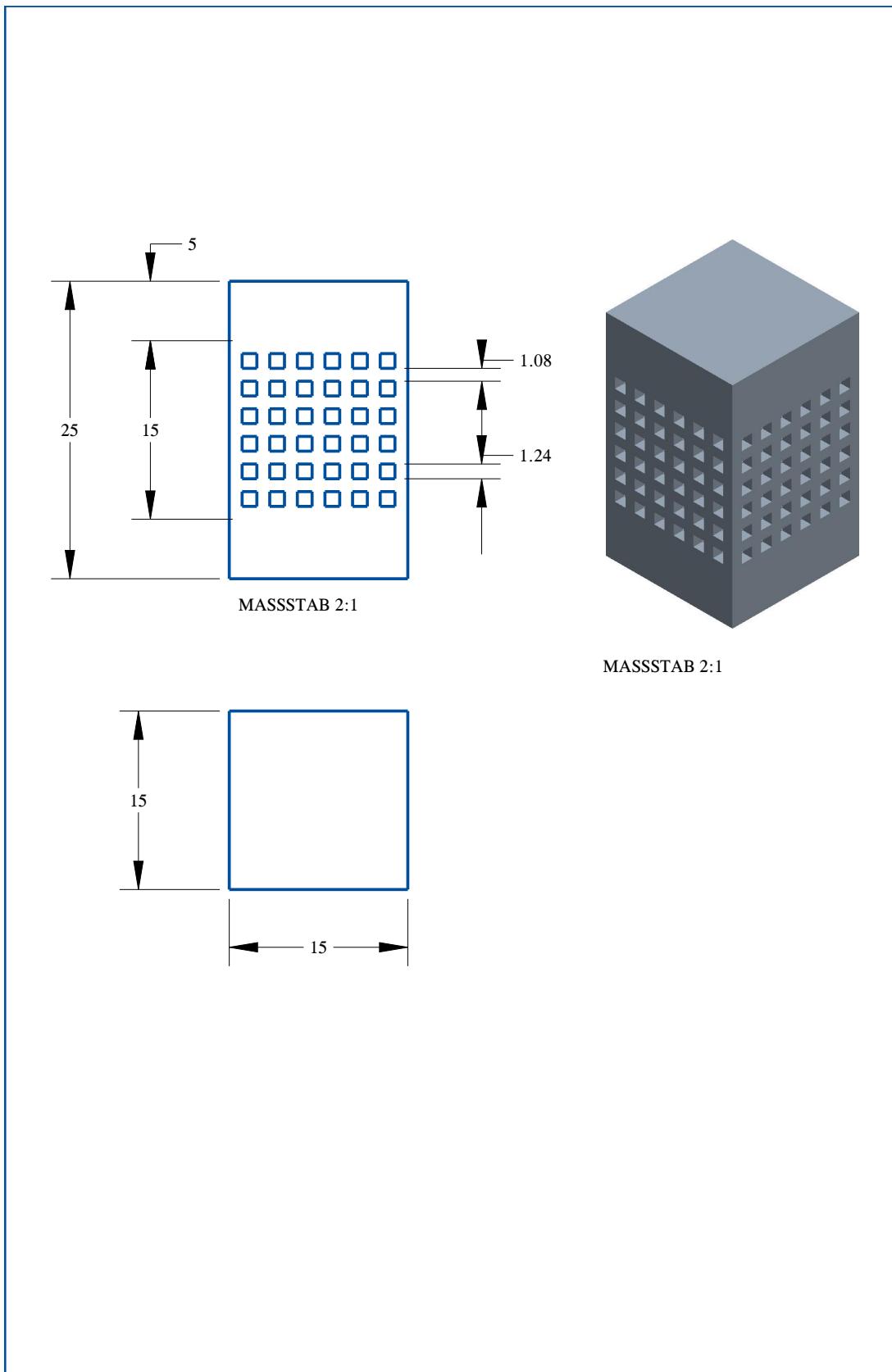


Abbildung A.6: Technische Zeichnung der G-05-216 Druckprobe

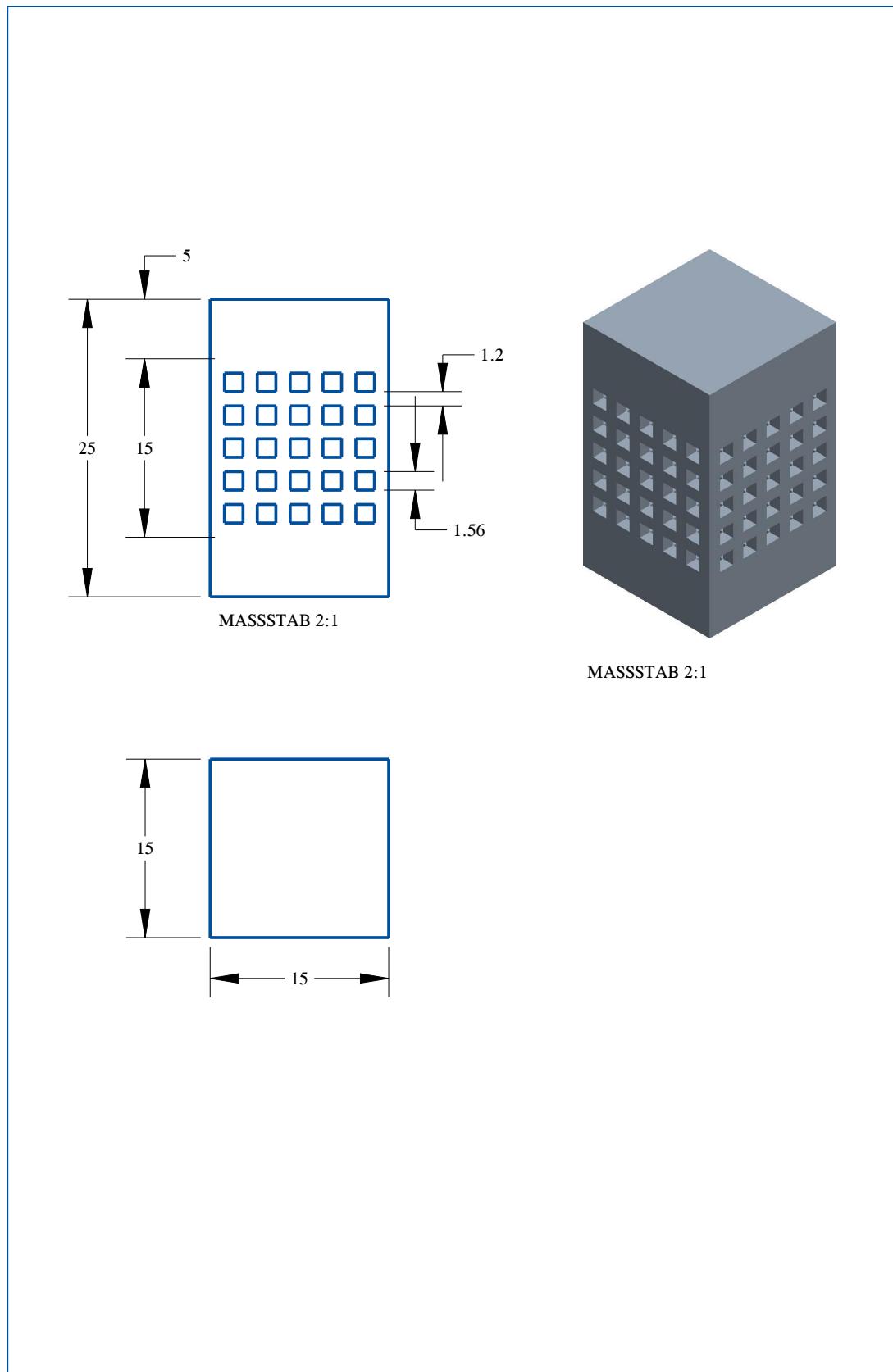


Abbildung A.7: Technische Zeichnung der G-05-125 Druckprobe

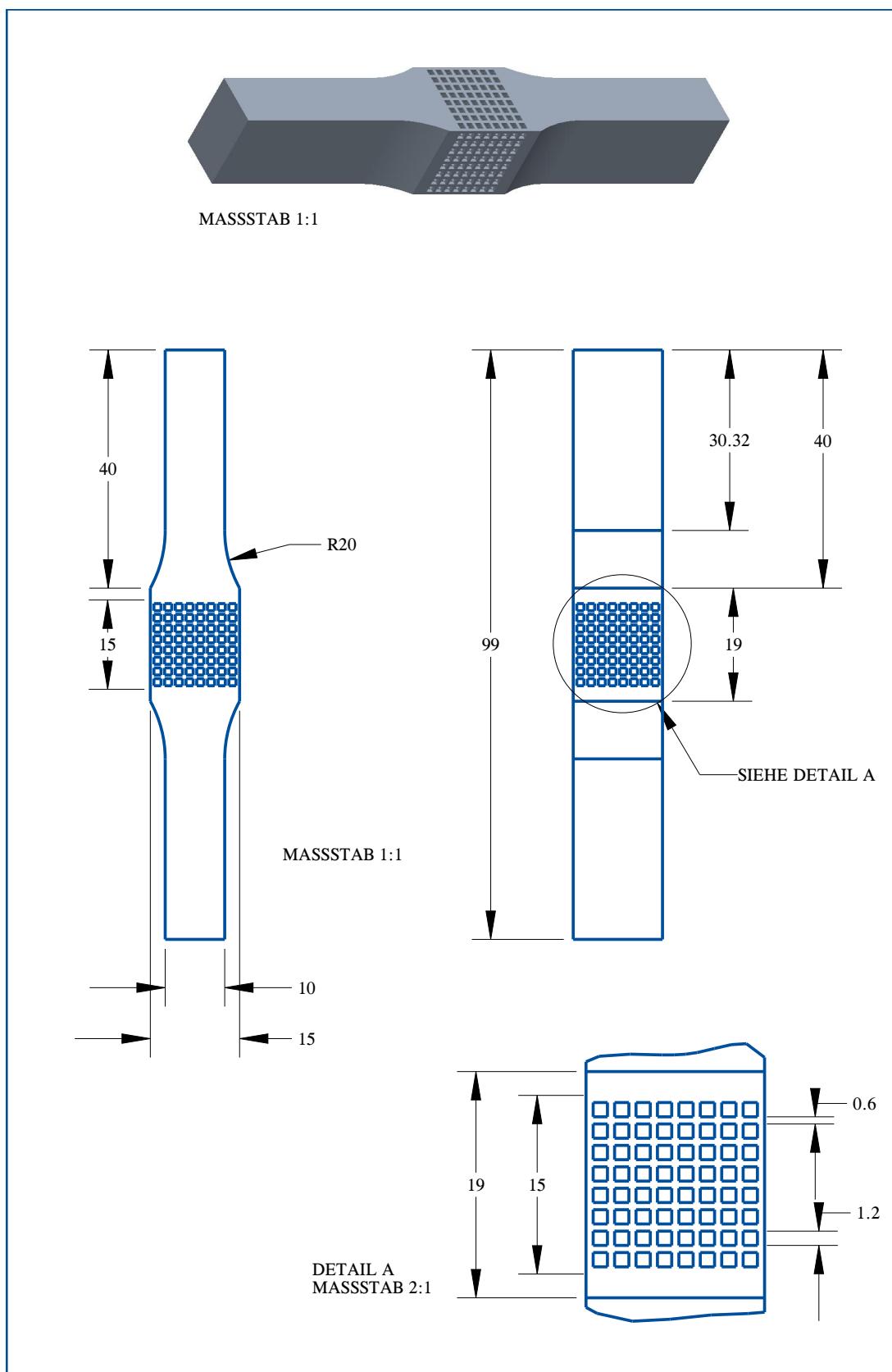


Abbildung A.8: Technische Zeichnung der G-03-512 Biegeprobe

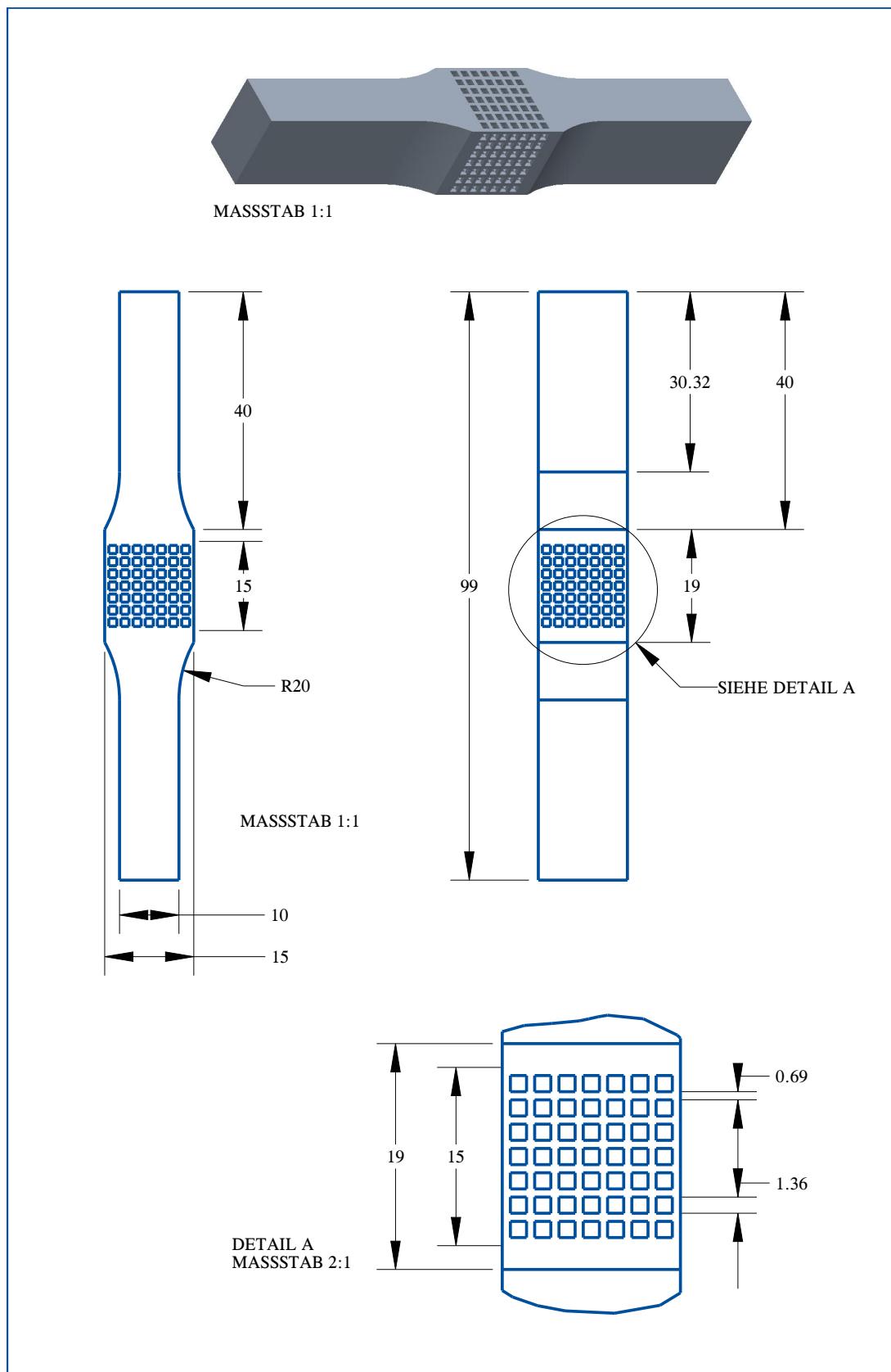


Abbildung A.9: Technische Zeichnung der G-03-343 Biegeprobe

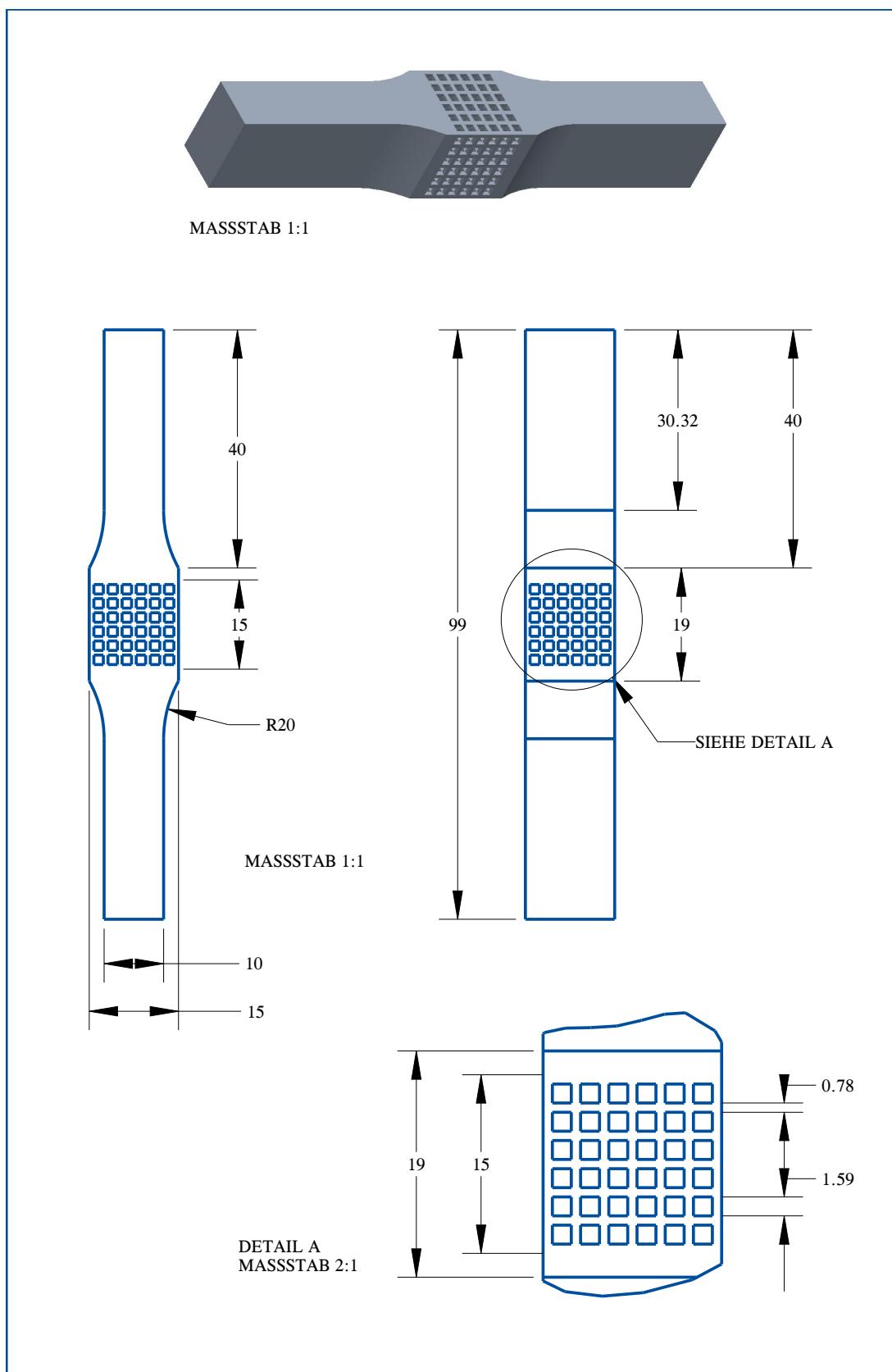


Abbildung A.10: Technische Zeichnung der G-03-216 Biegeprobe

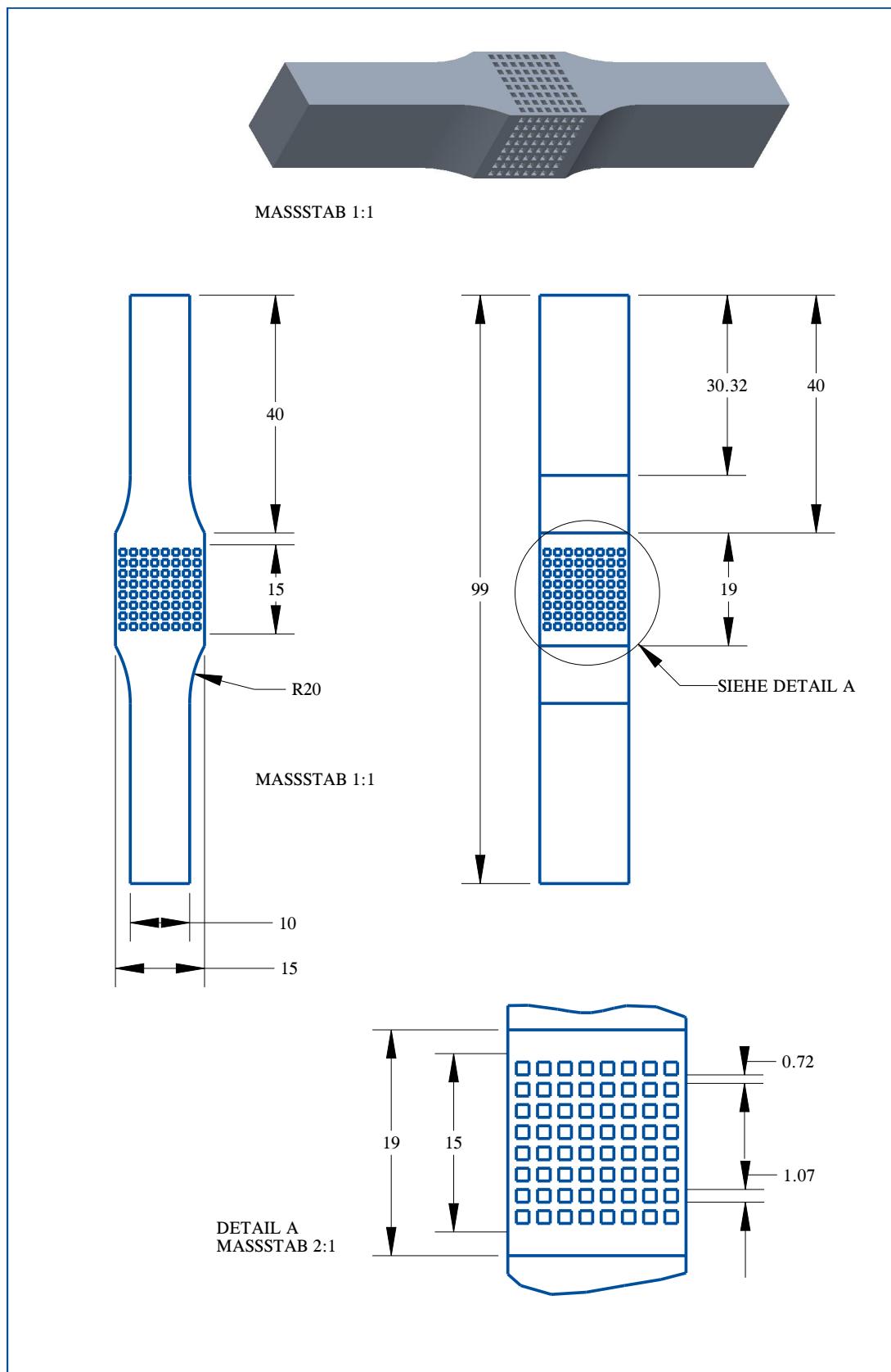


Abbildung A.11: Technische Zeichnung der G-04-512 Biegeprobe

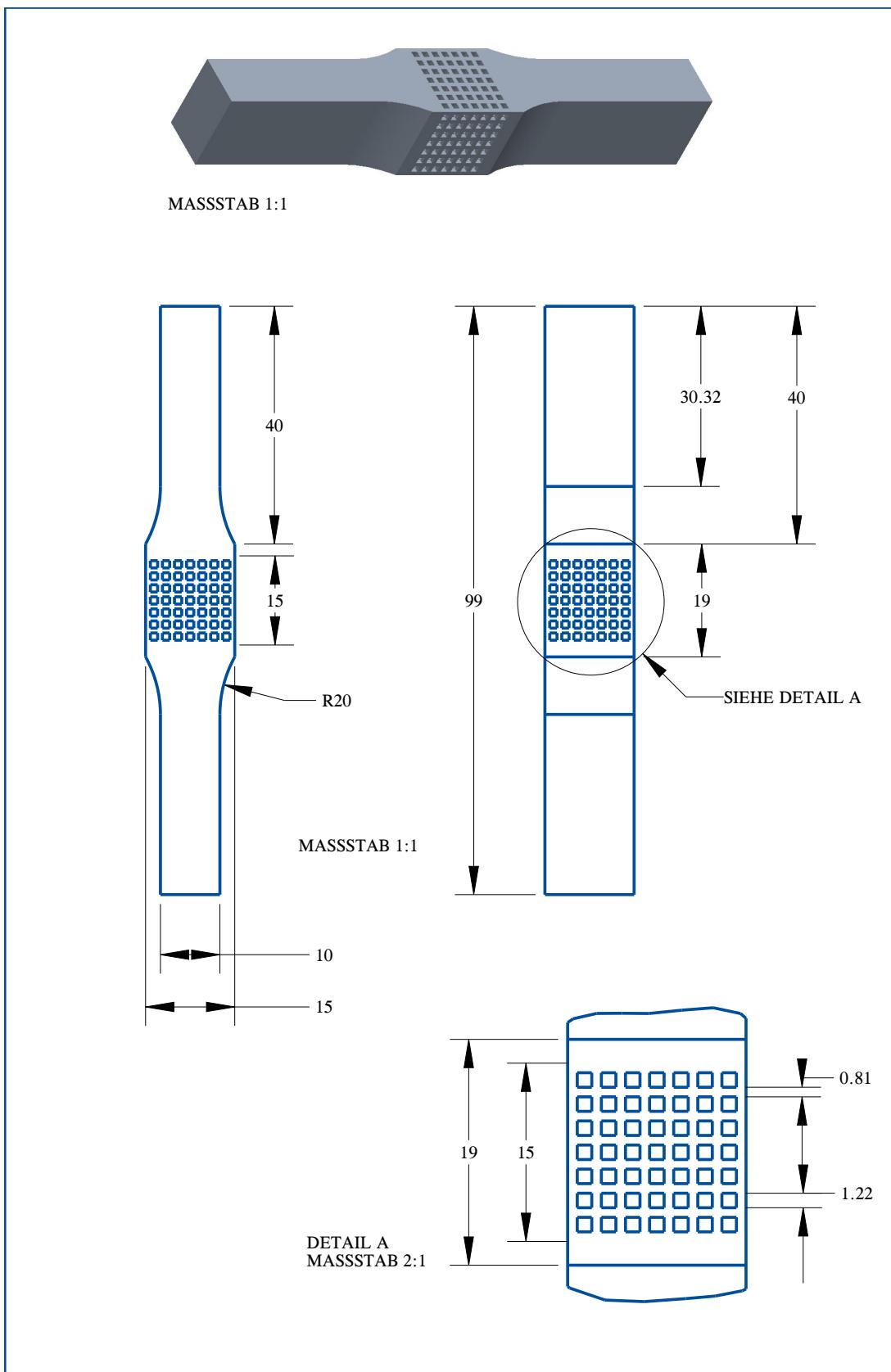


Abbildung A.12: Technische Zeichnung der G-04-343 Biegeprobe

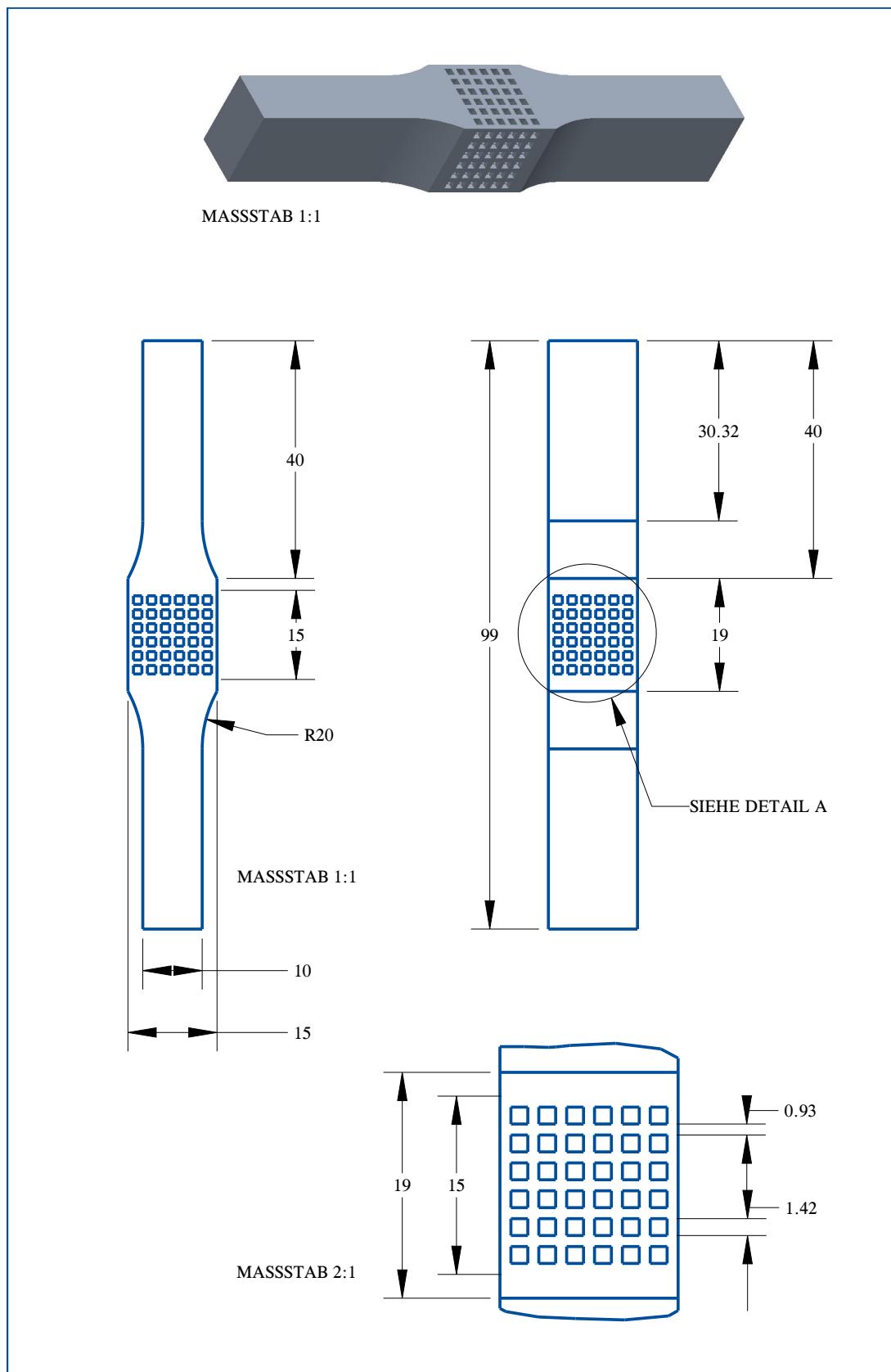


Abbildung A.13: Technische Zeichnung der G-04-216 Biegeprobe

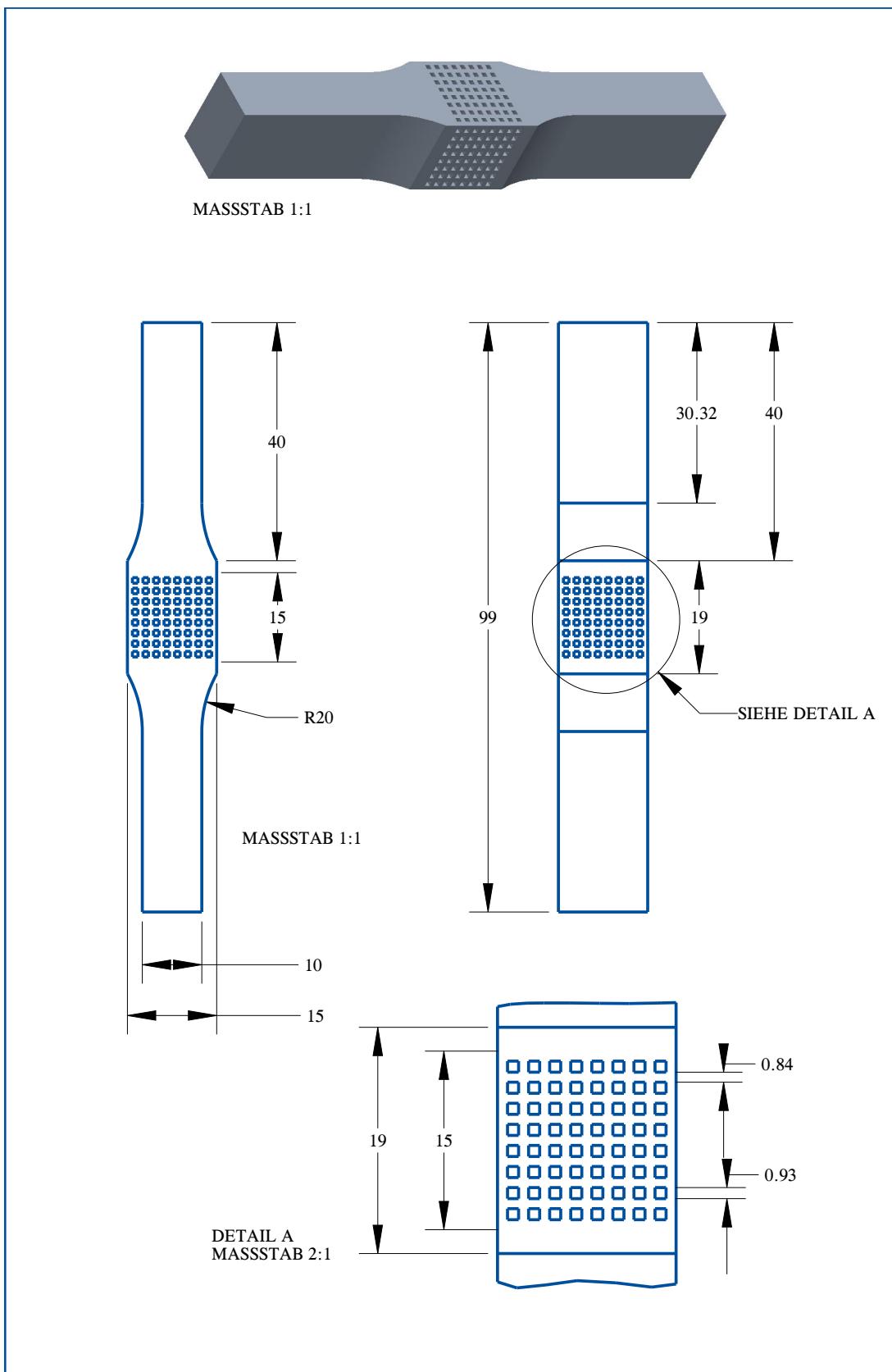


Abbildung A.14: Technische Zeichnung der G-05-512 Biegeprobe

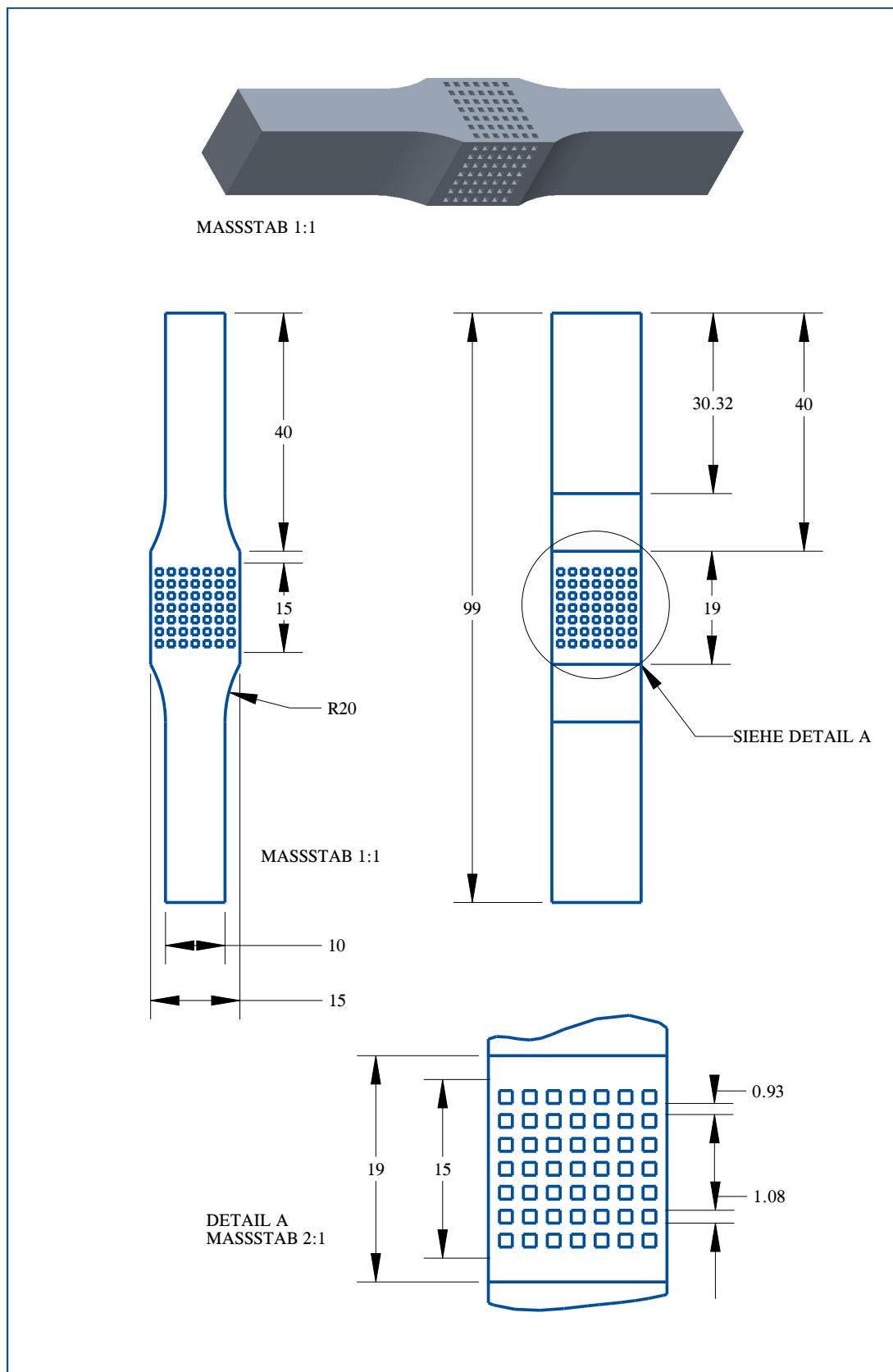


Abbildung A.15: Technische Zeichnung der G-05-343 Biegeprobe

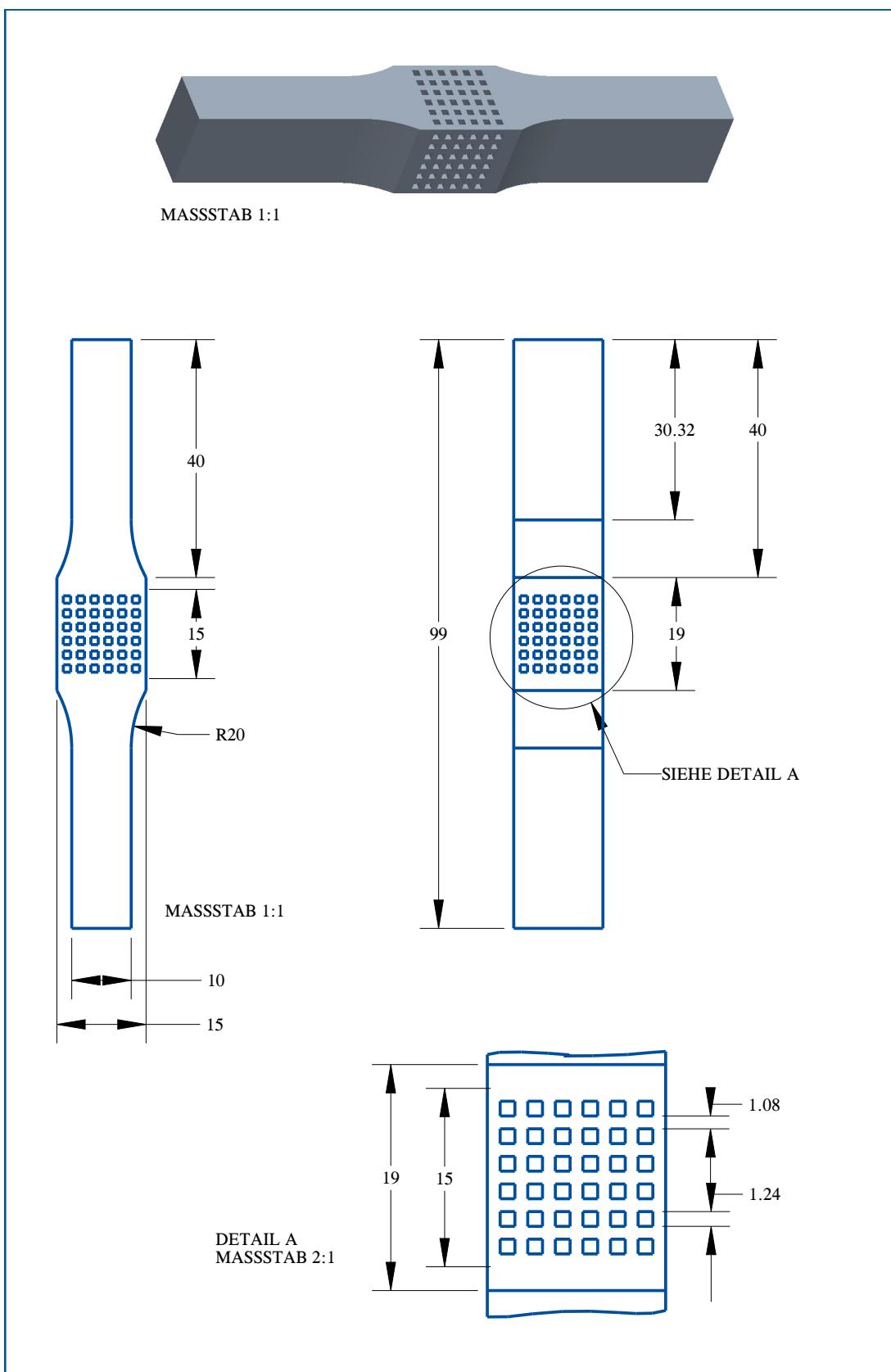


Abbildung A.16: Technische Zeichnung der G-05-216 Biegeprobe

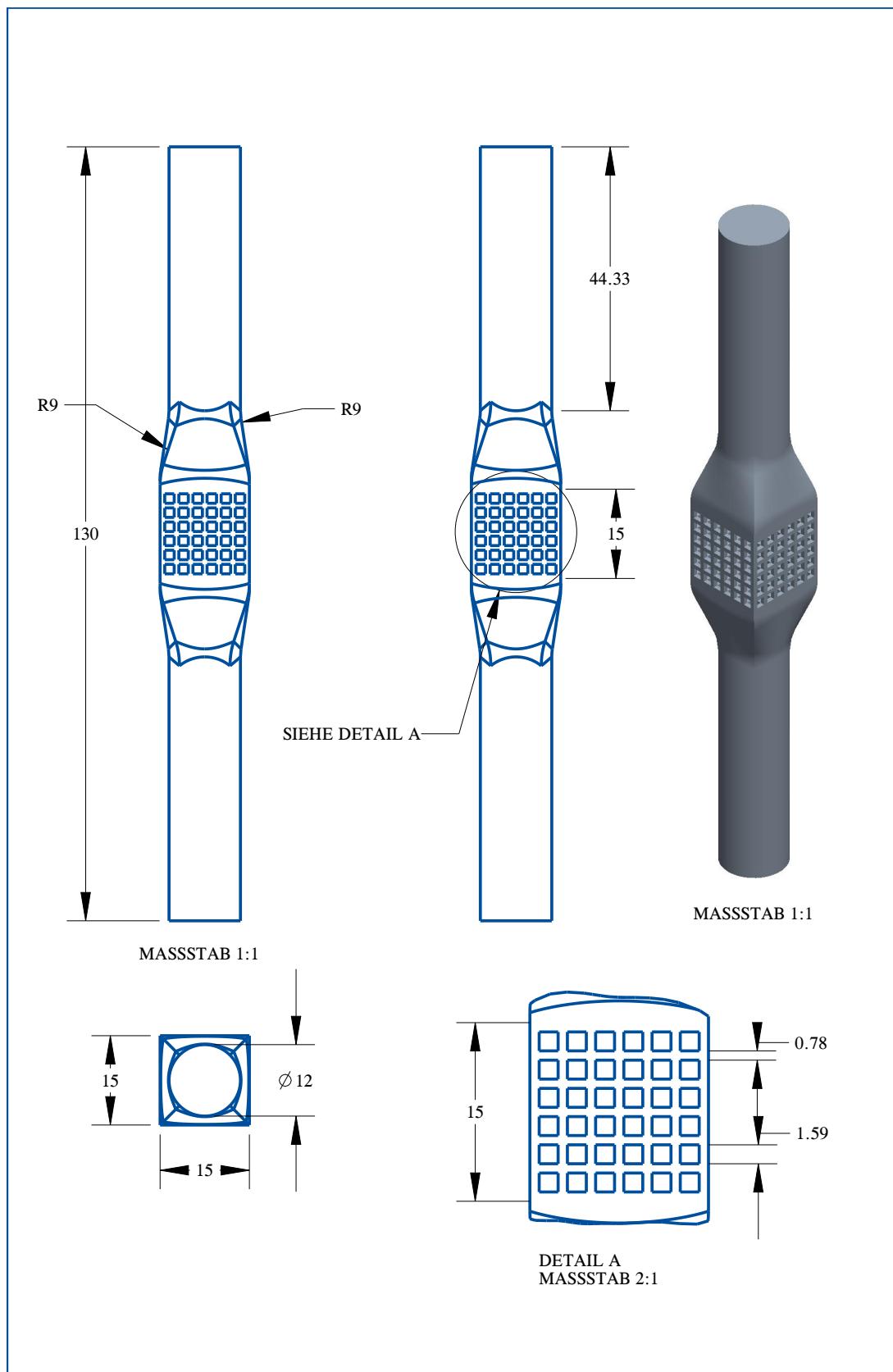


Abbildung A.17: Technische Zeichnung der G-03-216 Torsionsprobe

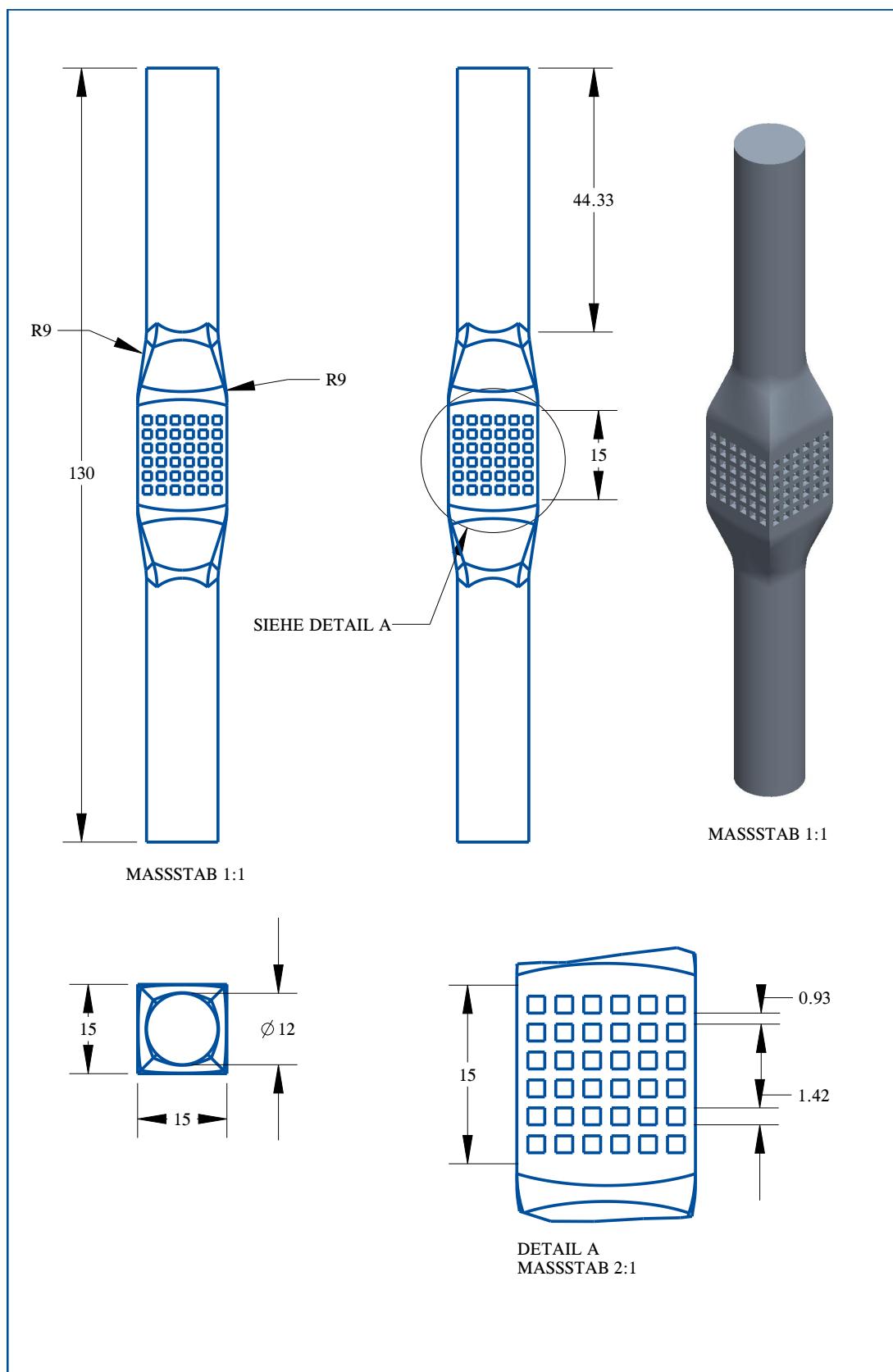


Abbildung A.18: Technische Zeichnung der G-04-216 Torsionsprobe

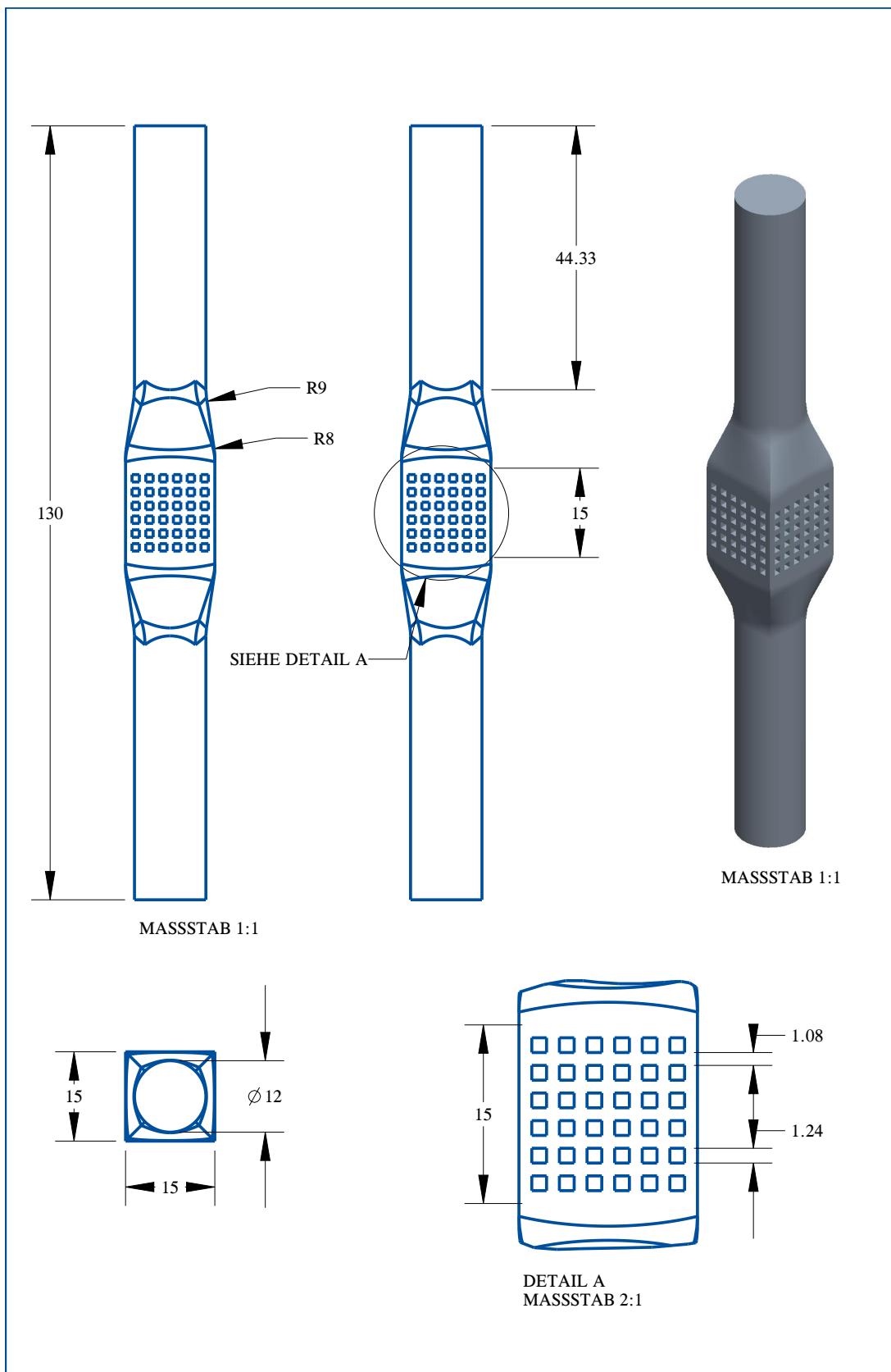


Abbildung A.19: Technische Zeichnung der G-05-216 Torsionsprobe

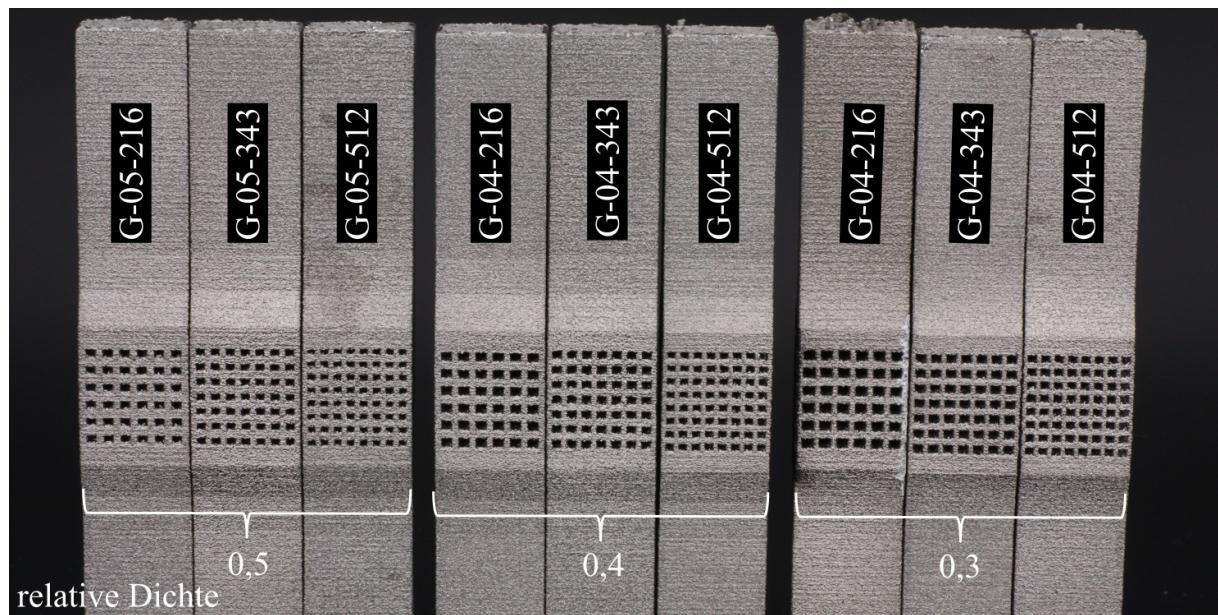


Abbildung A.20: Übersicht der additiv gefertigten Biegeproben

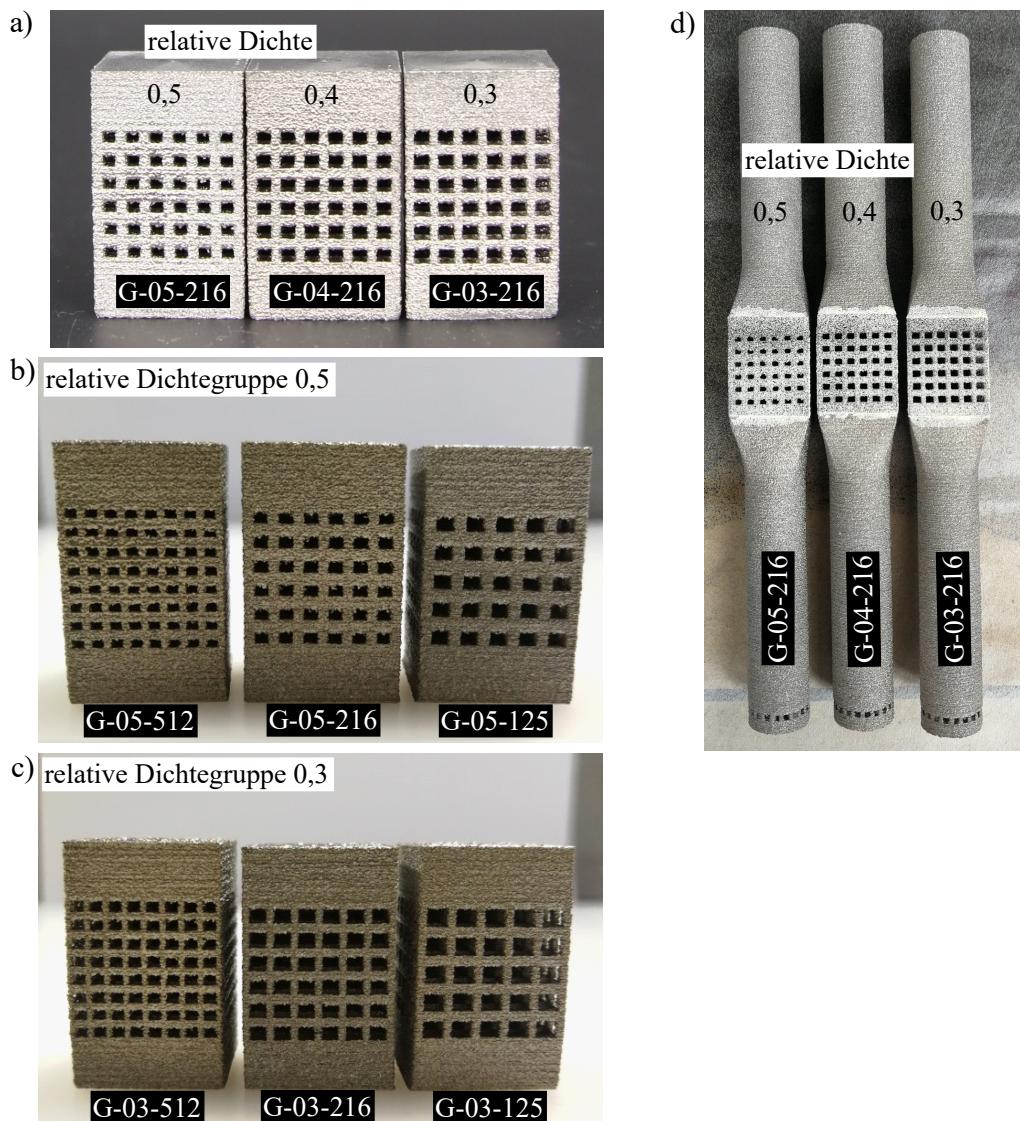


Abbildung A.21: Übersicht der additiv gefertigten Versuchsproben für: a-c) Druckversuche und d) Torsionsversuche.

Die Proben in a) und d) sind mit einem Speckelmuster versehen

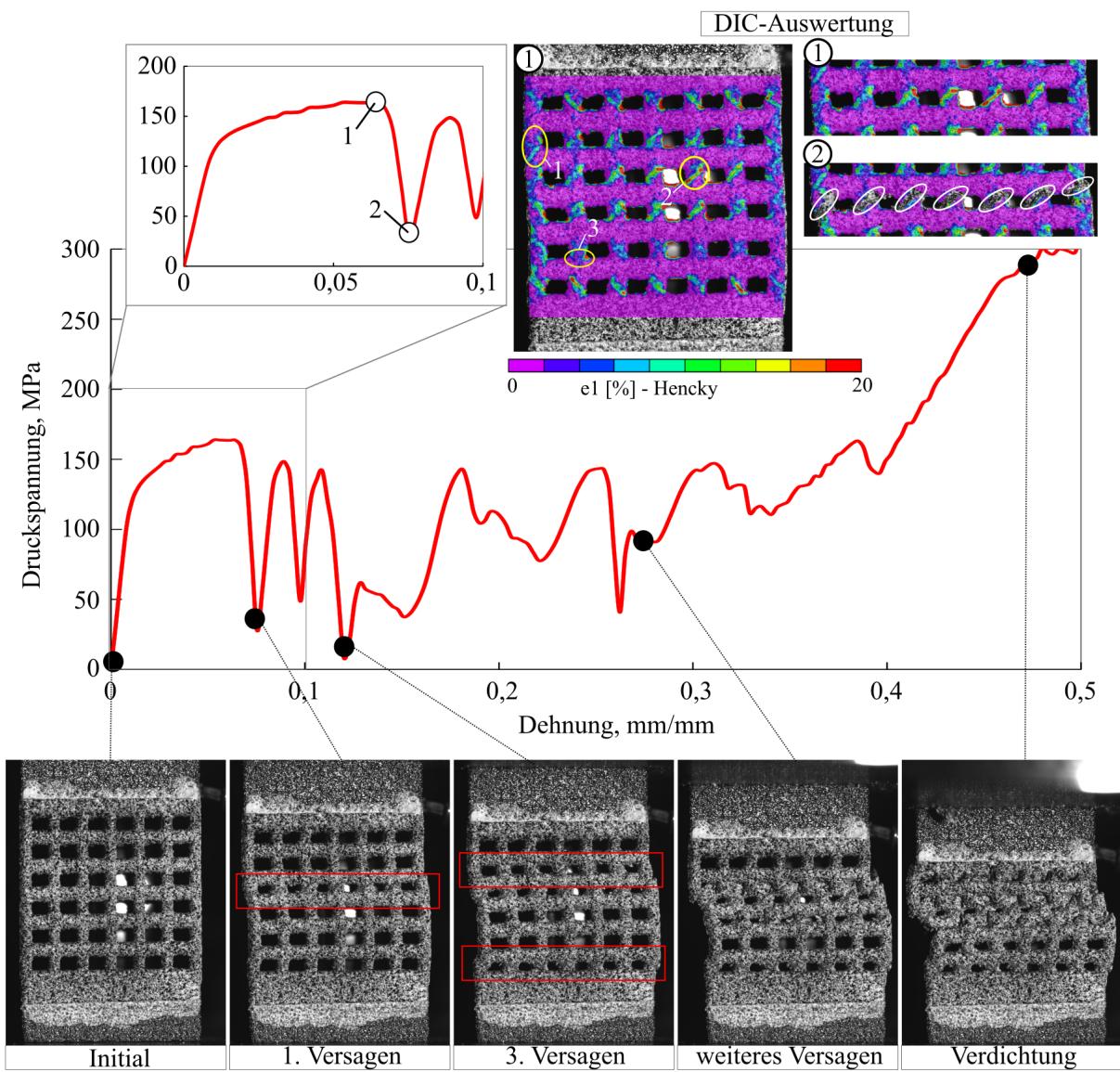


Abbildung A.22: Verformungs- und lokales Schädigungsverhalten exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,4 im Druckversuch

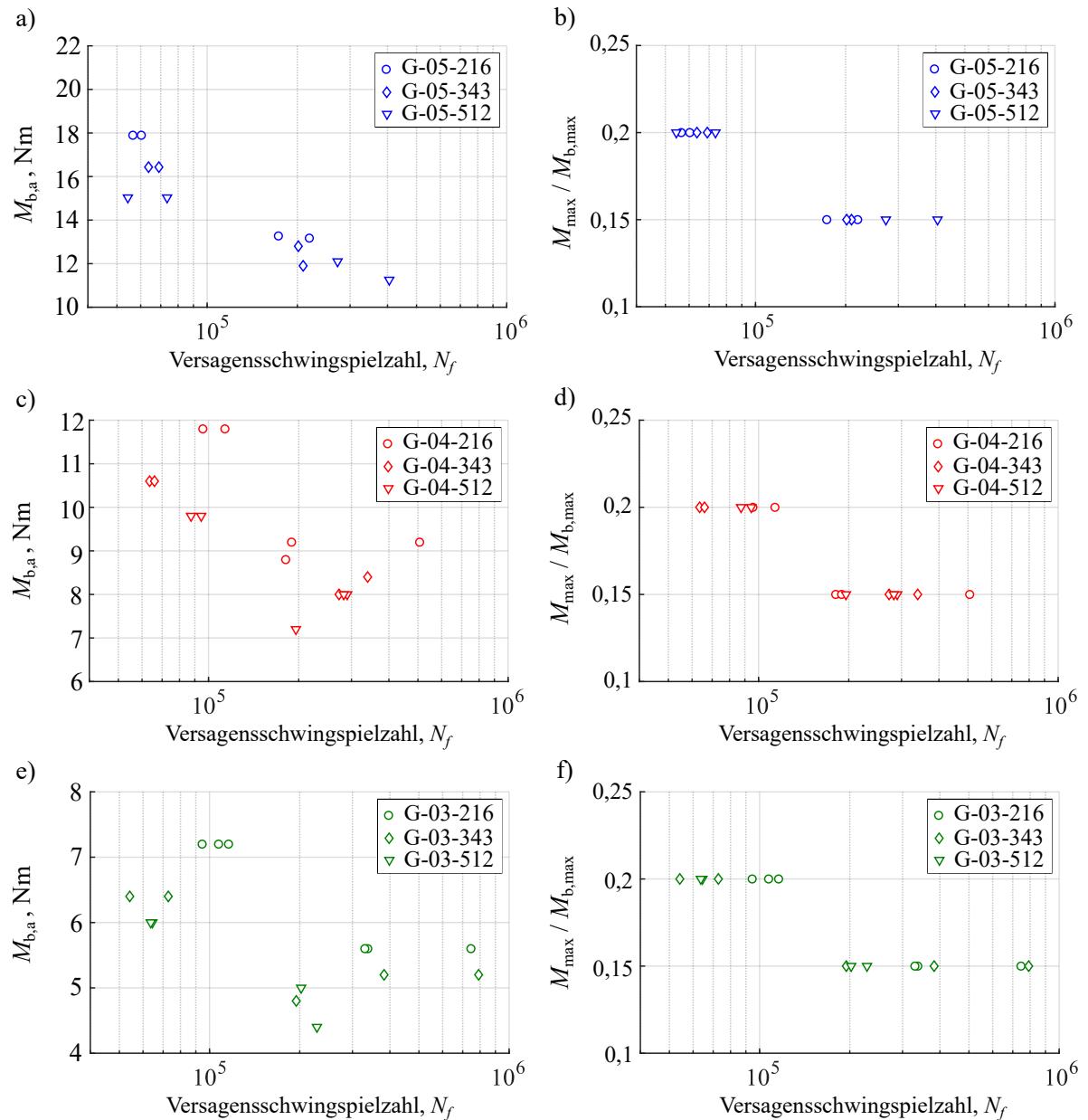


Abbildung A.23: Auswertung der Biegeversuche in einem absoluten (links) und normierten (rechts) Wöhlerdiagramm für Gitterstrukturen mit einer relativen Dichte von: a-b) 0,5; c-d) 0,4 und e-f) 0,3

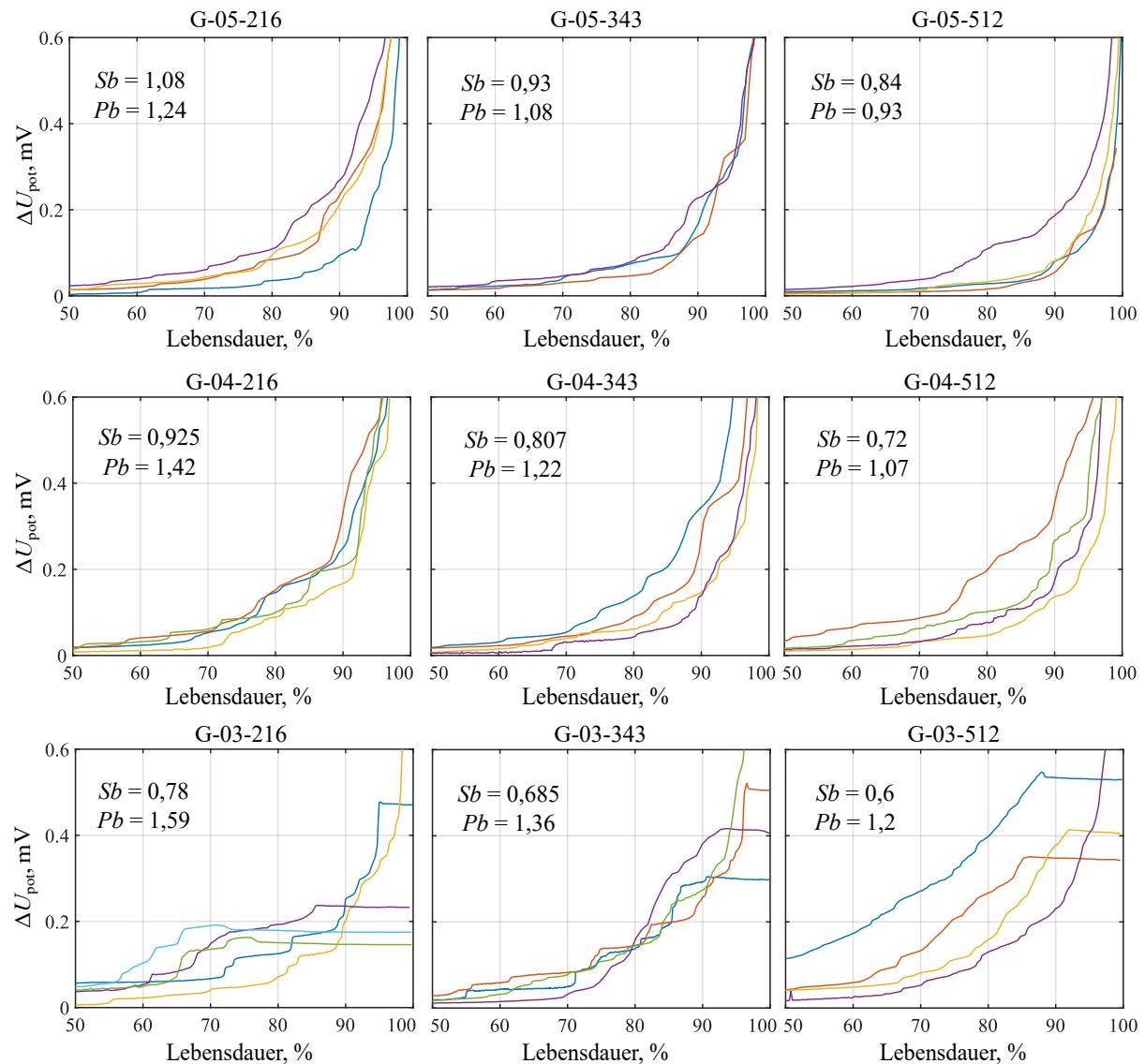


Abbildung A.24: Potentialdifferenzverläufe der getesteten Gitterstrukturen im Biegeversuch ab einer Lebensdauer von 50 %

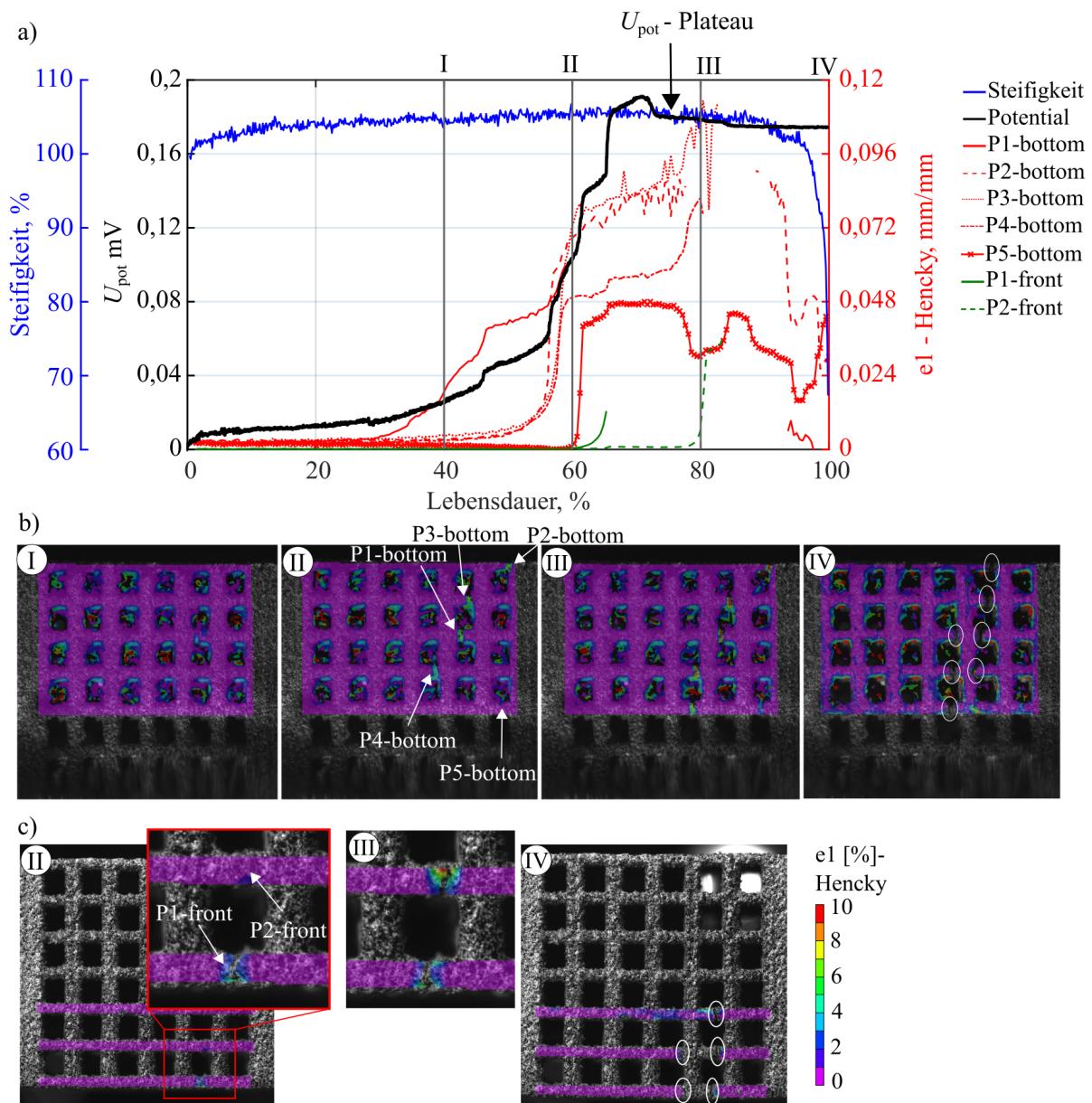


Abbildung A.25: Analyse des Ermüdungsverhalten exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3 im Biegeversuch: a) Änderung der Steifigkeit, der Potentialdifferenz und der lokalen DIC-Dehnungen in Abhängigkeit der Ermüdungslebensdauer und Darstellung der DIC-Bilder zu unterschiedlichen prozentualen Lebensdauern von b) der zugbelasteten Probenoberfläche und c) der frontalen Probenoberfläche

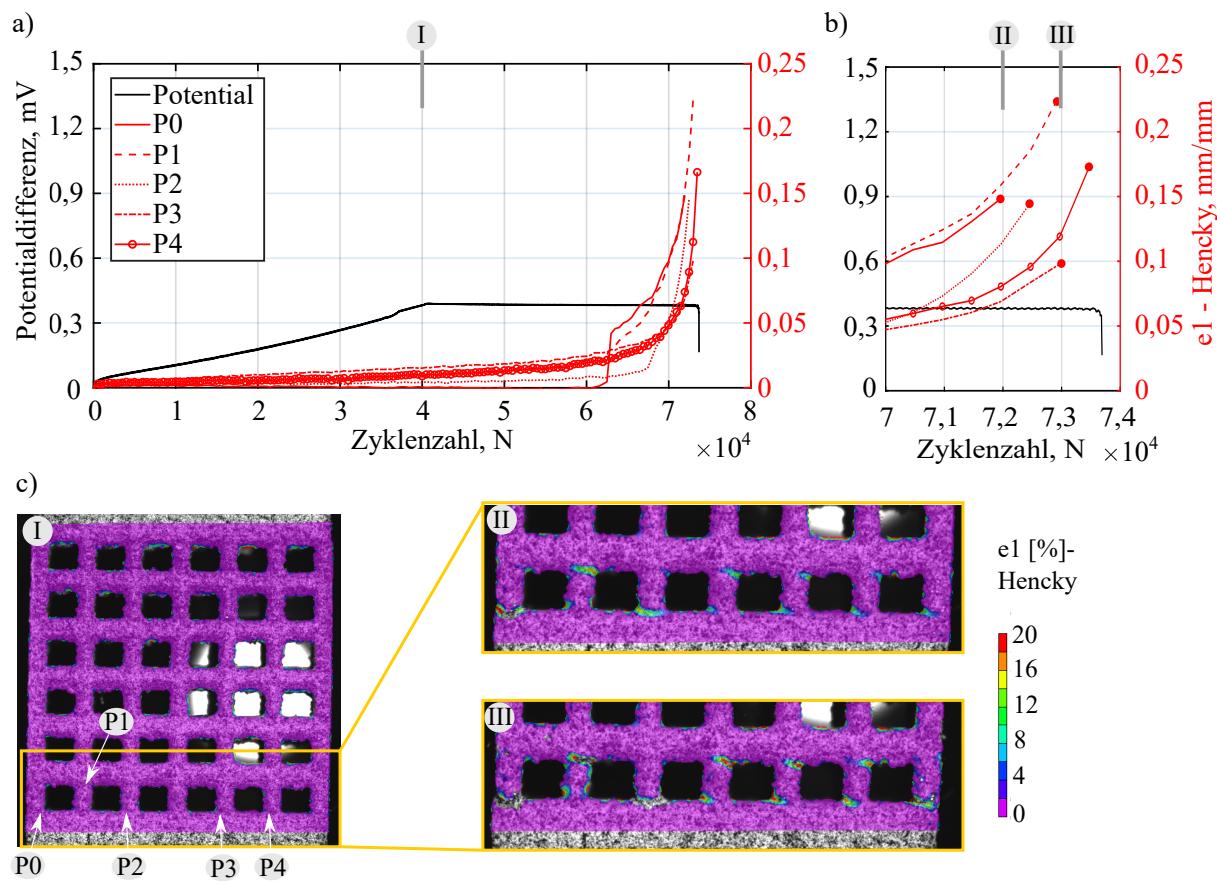


Abbildung A.26: Analyse des Ermüdungsverhaltens exemplarisch für eine Gitterstruktur mit einer relativen Dichte von 0,3 im Torsionsversuch: a) Änderung der Potentialdifferenz und der lokalen DIC-Dehnungen auf der Probenoberfläche in Abhängigkeit der Zyklenzahl mit b) Ausschnitt aus a). die roten Punkte am Ende der Dehnungskurven markieren den Korrelationsverlust. c) DIC-Bilder zu unterschiedlichen prozentualen Lebensdauern.

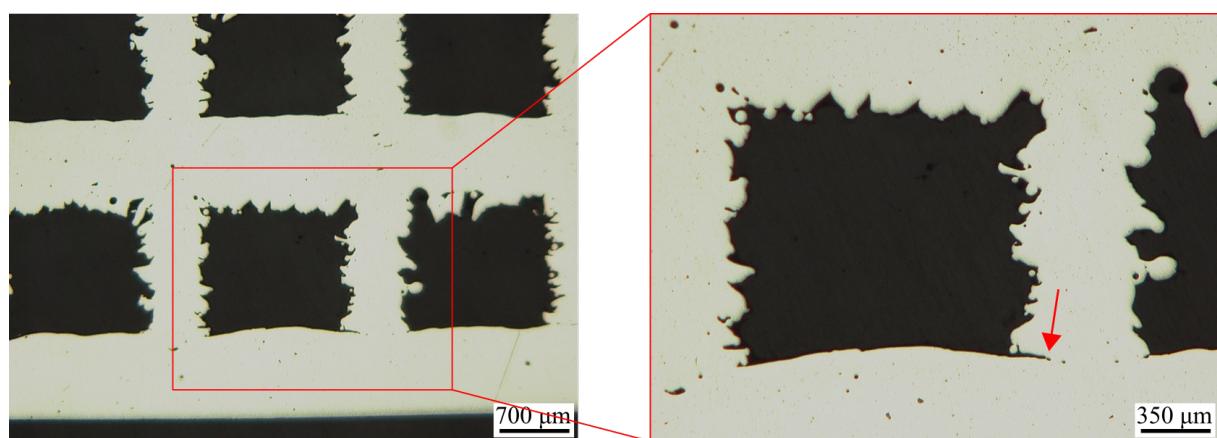


Abbildung A.27: Exemplarische Darstellung der Rissinitiierungsorte für eine zyklisch beanspruchte Torsionsprobe mit einer relativen Dichte von 0,3