

# **Helixfräsen und Bohren von laseradditiv gefertigten Bauteilen aus Titan für Luftfahrtanwendungen**

**Vom Promotionsausschuss der  
Technischen Universität Hamburg**

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von  
Robert von Wenserski

aus  
Neustrelitz

2021

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil Volker Schulze

Tag der mündlichen Prüfung: 18.06.2021



## **Wissen schafft Innovation**

Herausgeber:

Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze

Prof. Dr.-Ing. habil. Hermann Lödding

Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Christian Nedeß

Anschrift:

Technische Universität Hamburg

Institut für Produktionsmanagement und -technik

Denickestraße 17

21073 Hamburg

Band 47:

Robert von Wenserski

Helixfräsen und Bohren von laseradditiv gefertigten Bauteilen aus Titan  
für Luftfahrtanwendungen

1. Auflage

Hamburg 2021

ISSN 1613-8244

DOI: <https://doi.org/10.15480/882.3723>

Copyright Robert von Wenserski 2021

Herstellung:

Günter Stubbemann Buch- & Offsetdruckerei GmbH

Bundesstraße 10

20146 Hamburg

# Vorwort

Die nachfolgende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Produktionsmanagement und -technik der Technischen Universität Hamburg. Ohne die Unterstützung zahlreicher Personen wäre dies nicht möglich gewesen:

Mein besonderer Dank gilt meinem Erstgutachter Herrn Professor Dr. - Ing. Wolfgang Hintze, Leiter des Lehrstuhls Produktionstechnik am IPMT, der mir die dieser Arbeit zugrunde liegende Forschung ermöglichte, mich förderte und mit seinen zahlreichen Ideen zum Gelingen der Arbeit beitrug. Bei Herrn Professor Dr. - Ing. habil. Volker Schulze möchte ich mich für die Übernahme des Zweitgutachtens, das Interesse an meiner Arbeit und die wertvollen Anmerkungen bedanken. Außerdem gilt mein Dank Herrn Professor Dr. - Ing. Claus Emmelmann für die Übernahme des Vorsitzes des Promotionsausschusses.

Ferner danke ich dem Bundesministerium für Wirtschaft und Energie für Fördermittel im Luftfahrtforschungsprogramm und der TU Hamburg für die sehr guten Rahmenbedingungen. Den beteiligten Unternehmen danke ich für die großzügige Bereitstellung der Probekörper und Werkzeuge.

Bei allen ehemaligen Institutskolleginnen und -kollegen möchte ich mich für die langjährige Unterstützung und im Besonderen bei: Stefan Steinbach, der zu Beginn meiner Institutszeit jede meiner Fragen mit Geduld beantwortete; meinen langjährigen Bürokollegen Lars Köttner und Jan Mehnen, zwischen unzähligen Kaffeerunden, der Pflege unserer Berta und nicht immer nur fachbezogenen Diskussionen wurden in K-1558 die Grundpfeiler meiner Dissertation errichtet; Sebastian Junghans, der als studentische Hilfskraft über viele Jahre unermüdlich meine Wünsche an den Werkzeugmaschinen und den Messgeräten erfüllt hat und Hans-Otto Krause für die Unterstützung im Versuchsfeld durch maßgeschneiderte Versuchsvorrichtungen und treffsichere Fußballprognosen, bedanken. Durch die freundschaftliche Zusammenarbeit und den regen und offenen Gedankenaustausch war es für mich immer eine große Freude, am IPMT zu arbeiten.

Im privaten Umfeld möchte ich ganz besonders meinen Eltern danken, die mir das Studium ermöglicht haben und auf meinem Lebensweg immer hinter all meinen Entscheidungen stehen. Mein größter Dank gilt meiner Ehefrau Lisa, die mir stets zeigt, was wirklich zählt. Ihr Rückhalt und ihre unermüdliche Unterstützung haben das Fertigstellen dieser Arbeit ermöglicht.

Mein Großvater Werner Schötz konnte in mir die Faszination für Technik bereits als kleines Kind wecken. Er ist mir ein großes Vorbild und ihm möchte ich diese Arbeit widmen.

Hamburg im September 2021

Robert von Wenserski



---

# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis .....</b>	<b>I</b>
<b>Abkürzungen und Formelzeichen .....</b>	<b>III</b>
<b>1 Einleitung.....</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Technik .....</b>	<b>4</b>
2.1 Titan .....	4
2.1.1 Grundlagen .....	4
2.1.2 Titanlegierungen .....	5
2.1.3 Spanabhebende Bearbeitung von Titan .....	8
2.2 Selektives Laserschmelzen (SLS) .....	12
2.2.1 Grundlagen des selektiven Laserschmelzens .....	13
2.2.2 Bauteilqualität beim selektiven Laserschmelzen .....	14
2.2.3 Nachbearbeitung von SLS Bauteilen.....	16
2.2.4 Selektives Laserschmelzen für Luftfahrtbauteile und die Prozesskette.....	20
2.3 Helixfräsen .....	23
2.3.1 Kinematik .....	24
2.3.2 Spanbildung und Kräfte.....	25
2.4 Bohren.....	27
2.4.1 Bezeichnung und Kräfte.....	28
2.4.2 Werkzeugkonzepte und Bearbeitungsstrategie .....	29
<b>3 Zielsetzung und Vorgehensweise .....</b>	<b>31</b>
<b>4 Theoretische Betrachtungen zu den Eingriffsbedingungen.....</b>	<b>34</b>
4.1 Modell zur Zerspanung von Stützstrukturen in Bohrungen durch Helixfräsen .....	34
4.1.1 Modellierung Spanungsform Präzisionsbearbeitung Axial .....	36
4.1.2 Modellierung Spanungsform Stützstruktur Axial .....	37
4.1.3 Modellierung Spanungsform Präzisionsbearbeitung Umfang .....	39
4.1.4 Modellierung Spanungsform Stützstruktur Umfang .....	42
4.1.5 Bestimmung des Zeitspanvolumens beim Helixfräsen von SLS Bauteilen mit Stützstruktur .....	44
4.2 Zusammenfassung Helixfräsen und Vergleich mit der Bohrungsbearbeitung .....	47
4.3 Auswertung der Kräfte beim Helixfräsen.....	48
4.4 Auswertung der Kräfte und Momente beim Bohren .....	50
<b>5 Versuchstechnik.....</b>	<b>51</b>
5.1 Versuchsmaschine .....	51
5.2 Werkzeug .....	51
5.3 Versuchsbauteile .....	53
5.4 Versuchsaufbau und Messtechnik.....	55

<b>6</b>	<b>Ergebnisse der Untersuchungen zum Helixfräsen .....</b>	<b>57</b>
6.1	Zerspankraft und Spanbildung beim Helixfräsen .....	57
6.2	Vergleich Kräfte mit Modell Zeitspanvolumen .....	66
6.3	Einfluss der Eingriffssituation auf die Qualität an der Bohrungsinnenwand.....	71
6.4	Einfluss der zweistufigen Bearbeitungsstrategie auf die Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand.....	78
6.5	Kostenbetrachtung anhand des vorliegenden Bearbeitungsbeispiels .....	81
<b>7</b>	<b>Ergebnisse der Untersuchungen zum Bohren .....</b>	<b>85</b>
7.1	Zerspankraft und Spanbildung beim Bohren.....	85
7.2	Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand .....	98
7.3	Einfluss der Reduktion des Vorschubs auf die Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand.....	102
7.4	Vergleich der experimentell ermittelten Schnittkräfte mit den analytisch berechneten Schnittkräften.....	105
<b>8</b>	<b>Empfehlung für die industrielle Anwendung.....</b>	<b>110</b>
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung.....</b>	<b>112</b>
<b>10</b>	<b>Literaturverzeichnis .....</b>	<b>114</b>

---

## Abkürzungen und Formelzeichen

### Abkürzungen

Kurzzeichen	Bedeutung
A/D	Analog/ Digital
Al	Aluminium
bspw	beispielsweise
bzw	beziehungsweise
C	Kohlenstoff
ca	circa
CAD	Computer-aided Design (rechnerunterstütztes Konstruieren)
CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CO <sub>2</sub>	Kohlenstoffdioxid
Cr	Chrom
CVD	Chemische Gasphasenabscheidung
Destatis	Statistisches Bundesamt
DMLS	Direktes Metall Laser Sintern
E-Modul	Elastizitätsmodul
EOS	Electro Optical Systems
Fe	Eisen
GE	General Electric
ggf	gegebenenfalls
H	Wasserstoff
HIP	Heißisostatisches Pressen
HM	Hartmetall
HSK-A	Hohlschaftkegel - Form A
KSS	Kühlschmierstoff
LN <sub>2</sub>	Flüssigstickstoff
Ma%	Massenprozent
Mio	Million
Mp	Messposition
N	Stickstoff
NC	Numerische Steuerung
NO <sub>x</sub>	Stickoxid

O	Sauerstoff
PCBN	Polykristallines kubisches Bornitrid
PVD	Physikalische Gasphasenabscheidung
S1...4	Kistler Piezosensor 1 ... Kistler Piezosensor 4
SARS-CoV-2	Schweres-akutes-Atemwegssyndrom-Coronavirus 2
SLM	Selective Laser Melting (Markenname, Synonym: SLS)
SLS	Selektives Laserschmelzen
STL	Standard Tessellation Language (Standard CAD Format)
Ti	Titan
V	Vanadium
VHM	Vollhartmetall
WSP	Wendeschnidplatte
Zr	Zirconium

Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Bezeichnung
A	mm <sup>2</sup>	Fläche Kreissegment
a	mm	Kistler Abstand Sensoren zum Mittelpunkt in x-Richtung
A <sub>1</sub>	mm <sup>2</sup>	Fläche Kreissegment 1
A <sub>1,1</sub>	mm <sup>2</sup>	Fläche Kreissegment 1 bei Sonderfall
A <sub>1,2</sub>	mm <sup>2</sup>	Fläche Kreissegment 2 bei Sonderfall
A <sub>2</sub>	mm <sup>2</sup>	Fläche Kreissegment 2
A <sub>5</sub>		Bruchdehnung
A <sub>ax</sub>	mm <sup>2</sup>	Spanungsform an Werkzeugstirn
a <sub>max</sub>	m/s <sup>2</sup>	maximale Beschleunigung
a <sub>p</sub>	mm	Schnitttiefe
a <sub>p</sub> (φ)	mm	Schnitttiefe in Abhängigkeit vom Eingriffswinkel beim Helixfräsen
a <sub>p,max</sub>	mm	maximale Schnitttiefe
A <sub>Pr,ax</sub>	mm <sup>2</sup>	Spanungsform Präzisionsbearbeitung an Werkzeugstirn
A <sub>Pr,um</sub>	mm <sup>2</sup>	Spanungsform Präzisionsbearbeitung an Werkzeugumfang
A <sub>St,ax</sub>	mm <sup>2</sup>	Spanungsform Stützstrukturbearbeitung an Werkzeugstirn
A <sub>St,um</sub>	mm <sup>2</sup>	Spanungsform Stützstrukturbearbeitung an Werkzeugumfang
A <sub>um</sub>	mm <sup>2</sup>	Spanungsform am Werkzeugumfang

---

$b$	mm	Kistler Abstand Sensoren zum Mittelpunkt in y-Richtung
$b_s$	mm	Breite der Stützstruktur
$D_a$	mm	Bohrungsdurchmesser Fertigteil
$\Delta h$	mm	Differenz Höhe Kreissegment und maximale Höhe
$D_h$	mm	Durchmesser Helixspirale
$D_i$	mm	Bohrungsdurchmesser Halbzeug
$D_{wz}$	mm	Werkzeugdurchmesser
$E$	GPa	Elastizitätsmodul
$F_{a,Pr}$	N	Aktivkraft Präzisionsbearbeitung
$F_{a,St}$	N	Aktivkraft Stützstruktur
$F_{ax}$	N	Axialkraft
$F_{ax,max}$	N	maximale Axialkraft
$F_{ax,min}$	N	minimale Axialkraft
$F_{ax,mw}$	N	mittlere Axialkraft
$F_{ax,Pr}$	N	Axialkraft Präzisionsbearbeitung
$F_{ax,St}$	N	Axialkraft Stützstruktur
$F_{ax,Um}$	N	Axialkraft an Umfangsschneiden
$F_c$	N	Schnittkraft
$F_{cN}$	N	Schnittnormalkraft
$F_{cz}$	N	Schnittkraft je Schneide
$F_{cz,a}$	N	Analytische Schnittkraft je Schneide
$F_{cz,a,Voll}$	N	Analytische Schnittkraft je Schneide für Vollmaterial
$F_f$	N	Vorschubkraft
$F_{f,dyn}$	N	Vorschubkraft dynamisch
$F_{f,Pr}$	N	Vorschubkraft Präzisionsbearbeitung
$F_{f,St}$	N	Vorschubkraft Stützstruktur
$F_{f,sta}$	N	Vorschubkraft statisch
$F_{fn}$	N	Vorschubnormalkraft
$F_{fn,Pr}$	N	Vorschubnormalkraft Präzisionsbearbeitung
$F_{fn,St}$	N	Vorschubnormalkraft Stützstruktur
$F_{fz}$	N	Vorschubkraft je Schneide
$F_{max}$	N	maximale Kraft der Vorschubantriebe
$F_{pz}$	N	Passivkraft je Schneide

---

## Abkürzungen und Formelzeichen

---

$F_{um}$	N	Umfangskraft
$F_{um,max}$	N	maximale Umfangskraft
$F_{um,min}$	N	minimale Umfangskraft
$F_{um,mw}$	N	mittlere Umfangskraft
$F_x$	N	Kartesische Kraft in x-Richtung
$F_{x12}$	N	Kister Sensor 1 und 2 Kraftkomponente in Richtung x
$F_{x34}$	N	Kister Sensor 3 und 4 Kraftkomponente in Richtung x
$F_y$	N	Kartesische Kraft in y-Richtung
$F_{y14}$	N	Kister Sensor 1 und 4 Kraftkomponente in Richtung y
$F_{y23}$	N	Kister Sensor 2 und 3 Kraftkomponente in Richtung y
$F_z$	N	Kartesische Kraft in z-Richtung
$f_{z,ax}$	mm	Zahnvorschub in Axialrichtung
$f_{z,um}$	mm	Zahnvorschub in Umfangsrichtung
$F_{z1}$	N	Kister Sensor 1 Kraftkomponente in Richtung z
$F_{z2}$	N	Kister Sensor 2 Kraftkomponente in Richtung z
$F_{z3}$	N	Kister Sensor 3 Kraftkomponente in Richtung z
$F_{z4}$	N	Kister Sensor 4 Kraftkomponente in Richtung z
$h$	mm	Höhe Kreissegment
$h_0$	mm	maximaler Abstand Stützstruktur und Bohrungsinnenwand
$h_1$	mm	Höhe Kreissegment 1
$h_2$	mm	Höhe Kreissegment 2
$h_{ax}$	mm	Spanungsdicke in Axialrichtung
$h_{um}$	fmm	Spanungsdicke in Umfangsrichtung
$k_{c1.1}$	N/mm <sup>2</sup>	spezifische Schnittkraft
$l_1$	mm	Gesamtlänge
$l_2$	mm	Schneidenlänge (Helixfräser)/ Werkzeuglänge (WSP-Bohrer)
$M_c$	Nm	Schnittmoment beim Bohren
$m_c$	-	Anstiegswert spezifische Schnittkraft
$M_{c,dyn}$	Nm	Moment dynamisch
$M_{c,sta}$	Nm	Moment statisch
$M_{max}$	Nm	maximales Drehmoment
$n$	1/min	Drehzahl
$p$	bar	Druck

$P_{\max}$	kW	maximale Leistung
$Q$	cm <sup>3</sup> /min	Zeitspanvolumen
$Q_{\text{ax}}$	cm <sup>3</sup> /min	Zeitspanvolumen in Axialrichtung
$Q_{\text{ax,max}}$	cm <sup>3</sup> /min	maximales Zeitspanvolumen in Axialrichtung
$Q_{\text{ax,min}}$	cm <sup>3</sup> /min	minimales Zeitspanvolumen in Axialrichtung
$Q_{\text{ax,mw}}$	cm <sup>3</sup> /min	mittleres Zeitspanvolumen in Axialrichtung
$Q_{\text{Pr,ax}}$	cm <sup>3</sup> /min	Zeitspanvolumen Präzisionsbearbeitung in Axialrichtung
$Q_{\text{Pr,um}}$	cm <sup>3</sup> /min	Zeitspanvolumen Präzisionsbearbeitung in Umfangsrichtung
$Q_{\text{St,ax}}$	cm <sup>3</sup> /min	Zeitspanvolumen Stützstruktur in Axialrichtung
$Q_{\text{St,um}}$	cm <sup>3</sup> /min	Zeitspanvolumen Stützstruktur in Umfangsrichtung
$Q_{\text{um}}$	cm <sup>3</sup> /min	Zeitspanvolumen in Umfangsrichtung
$Q_{\text{um,max}}$	cm <sup>3</sup> /min	maximales Zeitspanvolumen in Umfangsrichtung
$Q_{\text{um,min}}$	cm <sup>3</sup> /min	minimales Zeitspanvolumen in Umfangsrichtung
$Q_{\text{um,mw}}$	cm <sup>3</sup> /min	mittleres Zeitspanvolumen in Umfangsrichtung
$Q_{\text{Voll}}$	cm <sup>3</sup> /min	Zeitspanvolumen Vollmaterial
$r$	mm	Radius Kreissegment
$R_a$	μm	Arithmetischer Mittenrauwert
$R_a$	mm	Bohrungsradius Fertigteil
$r_\varepsilon$	μm	Eckenradius
$R_i$	mm	Bohrungsradius Halbzeug
$R_m$	MPa	Zugfestigkeit
$R_{\max}$	μm	maximale Rautiefe
$R_{p0,2}$	MPa	0,2 %-Dehngrenze
$R_{\text{th}}$	μm	Theoretische kinematische Rauheit
$r_{\text{wz}}$	mm	Werkzeugradius
$R_z$	μm	Rautiefe
$s$	mm	Schenkel Kreissegment
$v_c$	m/min	Schnittgeschwindigkeit
$v_{\text{ch}}$	m/min	Spangeschwindigkeit
$v_f$	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit auf der Helixbahn
$v_{f,\text{ax}}$	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit in Axialrichtung
$v_{f,\text{ax,h}}$	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit auf der Helixbahn in Axialrichtung
$v_{f,\text{max}}$	m/min	maximale Vorschubgeschwindigkeit

## Abkürzungen und Formelzeichen

---

$V_{f,um}$	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit in Umfangsrichtung
$V_{f,um,h}$	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit auf der Helixbahn in Umfangsrichtung
$x$	mm	Hilfsvariable
$z$	-	Zähnezahl
$Z_{eff}$	-	effektive Zähnezahl
$Z_{Helix}$	mm	Helixsteigung

### Griechische Formelzeichen

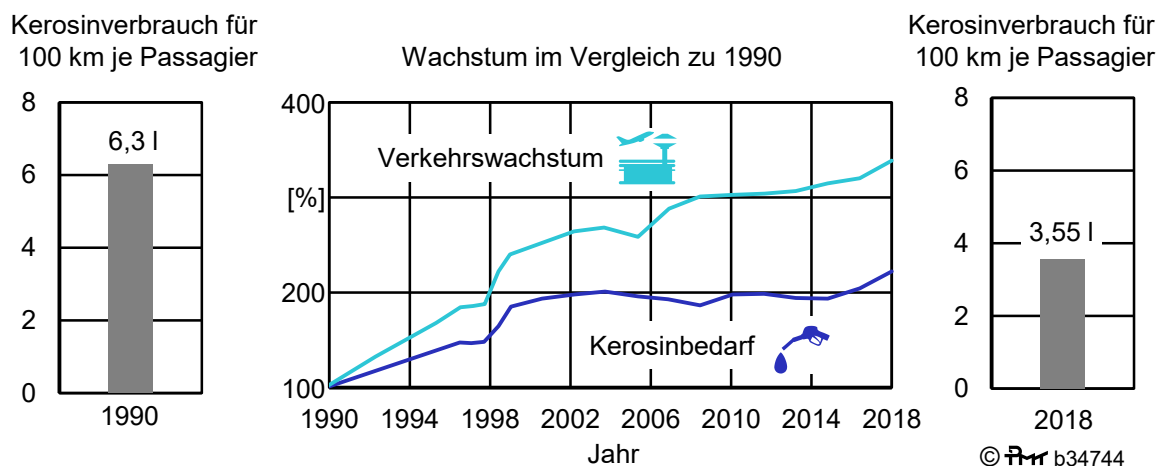
Zeichen	Einheit	Bezeichnung
$\alpha$	°	Position Werkzeug in Bohrung
$\alpha_B$	°	Werkzeugrotationswinkel beim Bohren
$\alpha_f$	°	Seitenfreiwinkel
$\delta$	-	Volumenmaterialanteil
$\delta_{St}$	-	Volumenmaterialanteil der Stützstruktur
$\delta_{Voll}$	-	Volumenmaterialanteil des Vollmaterials
$\gamma_f$	°	Seitenspanwinkel
$\gamma_p$	°	Rückspanwinkel
$\kappa_r$	°	Einstellwinkel
$\kappa_{r1}$	°	Einstellwinkel 1 am Wendeschneidplatten-Bohrwerkzeug
$\kappa_{r2}$	°	Einstellwinkel 2 am Wendeschneidplatten-Bohrwerkzeug
$\varphi$	°	Eingriffswinkel am Werkzeug
$\varphi_B$	°	Eingriffswinkel am Werkzeug beim Bohren
$\varphi_{Pr}$	°	Eingriffswinkel Präzisionsbearbeitung
$\varphi_{St}$	°	Eingriffswinkel Stützstruktur
$\varphi_{St,II}$	°	Eingriffswinkel Stützstruktur II bei Austritt aus Stützstruktur
$\rho_{Ti}$	kg/dm <sup>3</sup>	Dichte Titan
$\sigma_r$	°	Spitzenwinkel
$\sigma_{max}$	MPa	Maximalspannung

# 1 Einleitung

Eine der größten aktuellen Herausforderungen der Menschheit ist die globale Klimaerwärmung. Die Folgen des Klimawandels sind auf der ganzen Welt spürbar. Zahlreiche Gletscher und die Polkappen schmelzen und verlieren an Volumen, sodass der Meeresspiegel drastisch ansteigt. Tief liegende Küstenregionen und Inseln können hierdurch unbewohnbar werden. Außerdem nehmen als Folge der globalen Klimaerwärmung extreme Wetterereignisse zu und Niederschlagsmuster ändern sich. Einige Regionen sind von Überflutungen durch Starkregen betroffen, während in andere Regionen Dürren und Hungersperioden auftreten [Coo13, Pet13, Umw20, UN18, UNE05]. Nach einer Auswertung von Cook et al. identifizieren die Autoren zahlreicher wissenschaftlicher Veröffentlichungen den Menschen als Hauptverantwortlichen für die Klimaerwärmung [Coo13]. Hauptursache sei der vermehrte Ausstoß von CO<sub>2</sub> in die Atmosphäre, welcher den Treibhauseffekt verstärkt und die Erde weiter aufheizt.

Um die Emissionen in der Luftfahrt zu reduzieren, haben sich Forschungseinrichtungen, Fluglinien und Luftfahrtproduzenten auf europäischer Ebene zusammengeschlossen und das Strategiepapier „Flightpath 2050“ erarbeitet [Eur11]. Ziel ist es, bis zum Jahr 2050 den CO<sub>2</sub> Ausstoß um 75 % und die NO<sub>x</sub> Emissionen um 90 % je Passagierkilometer zu reduzieren.

Aktuelle Maßnahmen zeigen bisher noch nicht die erhoffte Wirkung, dennoch zeigt Bild 1.1 erste positive Entwicklungen für die Emissionen in der Luftfahrt der vergangenen 30 Jahre. Daten des Umweltbundesamts und Destatis verdeutlichen, dass seit 1990 in Deutschland der Luftverkehr stärker zunimmt, als der Kerosinbedarf und der damit verbundene CO<sub>2</sub> Verbrauch steigt. Der Kerosinverbrauch pro Passagier konnte von 6,3 l/100 km im Jahr 1991 auf 3,55 l/100 km im Jahr 2018 reduziert werden. Ursache dafür sind unter anderem neue Technologien in der Luftfahrt wie sparsamere Triebwerke, Einsatz des Leichtbauwerkstoffs CFK in Flügel und Rumpf sowie neue aerodynamisch optimierte Flügelformen mit glatteren Oberflächen und gebogenen Flügelspitzen [Bun19]. Absolut betrachtet bleiben die CO<sub>2</sub> Emissionen in der Luftfahrt jedoch weiterhin hoch.



**Bild 1.1:** Entkopplung des Kerosinbedarfs vom Verkehrswachstum seit 1990 in Deutschland auf Datenbasis vom Umweltbundesamt und Destatis [Bun19]

Nach internationalen Krisen, wie den Terroranschlägen auf das World Trade Center im Jahr 2001 oder der Weltfinanzkrise im Jahr 2008, hatte die Luftfahrtindustrie nur geringe Einbrüche zu verzeichnen und konnte schnell ihren langfristigen Wachstumstrend fortsetzen. Wie sich

der Trend in der Luftfahrtindustrie im kommenden Jahrzehnt aufgrund der SARS-CoV-2 Krise entwickelt und wann das Passagieraufkommen wieder dem Ausgangswert aus dem Jahr 2019 entspricht, lässt sich derzeit jedoch kaum abschätzen. Allerdings treibt die Krise die Modernisierung der Flotten von den Airlines weiter voran. Die Flotten der Airlines werden insgesamt kleiner und ältere Flugzeuge durch neue umweltfreundlichere Flugzeuge ersetzt. Neben den CO<sub>2</sub> Einsparungen verbrauchen neue Flugzeuge auch weniger Treibstoff, sodass sich die Modernisierung für die Airlines auch wirtschaftlich lohnt [Luf21].

Ein übergeordneter Technologieansatz für sparsamere Flugzeuge ist die Senkung des Strukturgewichtes. Wie in Bild 1.2 ersichtlich ist, wurde bei verschiedenen Flugzeugmodellen im Verlauf der Jahre immer mehr der Anteil des Leichtbauwerkstoffs Titan erhöht. Besonders hoch ist der Anteil an Titan bei den aktuellen Langstreckenflugzeugen Airbus „A350“ und Boeing „B787“, die überwiegend aus dem Werkstoff CFK gefertigt sind [Deg12]. Aufgrund der chemischen Kompatibilität werden an Verbindungsstellen zu CFK Bauteilen häufig Komponenten aus Titan eingesetzt, sodass sich ein Werkstoffanteil von über 12 % bezogen auf das gesamte Flugzeug ergibt.

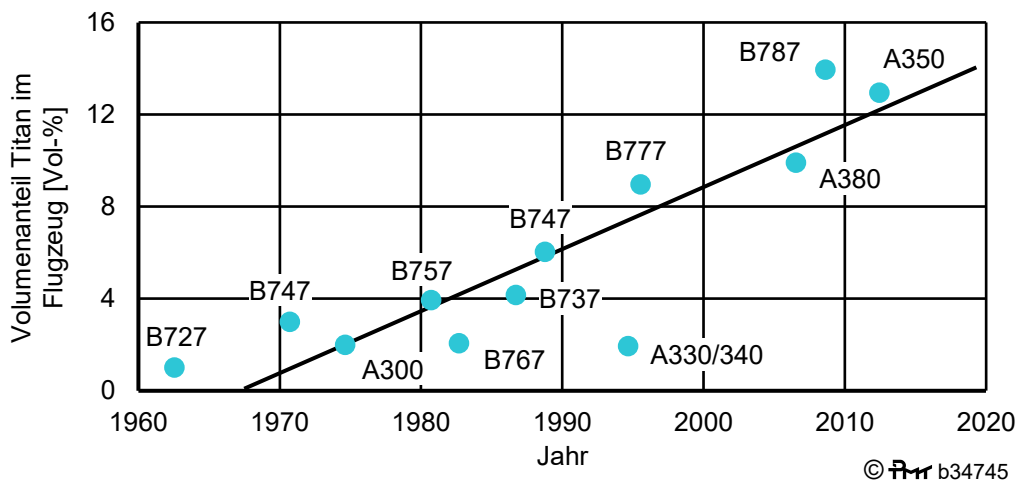


Bild 1.2: Passagierflugzeugmodelle von Airbus und Boeing mit ihrem Werkstoffanteil an Titan seit 1960 [Hel18, Ros10]

Um das Strukturgewicht dieser Titanbauteile noch weiter zu senken, werden additive Verfahren etabliert, mit denen sich die Geometrie der Bauteile bionisch optimieren lässt. Durch Nutzung von numerischen Optimierungsalgorithmen können für Titanbauteile komplett neue Bauteildesigns umgesetzt werden, die durch konventionelle Verfahren nicht herstellbar sind und somit signifikante Gewichtseinsparungen ermöglichen [Emm11a]. Aufkommende additive Fertigungsverfahren sind das draht- oder pulverbasierte Auftragsschweißen oder das selektive Laserschmelzen (SLS) in einem Pulverbett.

Eine Herausforderung bei Bauteilen die mittels SLS hergestellt werden, ist die lange Prozesskette in der Fertigung. So sind die Bauteile nach dem Prozessschritt Laserschmelzen noch nicht als Luftfahrtkomponente einsetzbar, sondern müssen weitere Bearbeitungsschritte durchlaufen. Beispielsweise sind die zuvor zwingend erforderlichen Stützstrukturen zu entfernen sowie Funktions- und Anschlussflächen spanend zu bearbeiten.

Ventilblöcke aus Titan stellen ein mögliches Bauteilspektrum für die SLS Serienfertigung dar, denn diese weisen komplexe Bohrungskanäle und zahlreiche innenliegende Strukturen auf,

die durch SLS verkürzt und optimiert werden können [Lan17, Lie17]. Die Verwendung von Stützstrukturen für große horizontale Bohrungen ist beim Prozessschritt Laserschmelzen unvermeidlich. Diese müssen anschließend wieder entfernt werden. Um die finalen Dichtflächen und Passungen der SLS Ventilblöcke mit der notwendigen Präzision zu fertigen, ist die spanende Nachbearbeitung geeignet.

Die spanende Nachbearbeitung von Bohrungen mit Stützstrukturen bei Komponenten aus Titan, die mittels des selektiven Laserschmelzens hergestellt sind, ist noch nicht ausreichend erforscht. Zur Schließung dieser Wissenslücke werden in der vorliegenden Arbeit die für diese Bearbeitungsaufgabe relevanten spanenden Fertigungsverfahren Helixfräsen und Bohren erstmals systematisch untersucht.

## 2 Stand der Technik

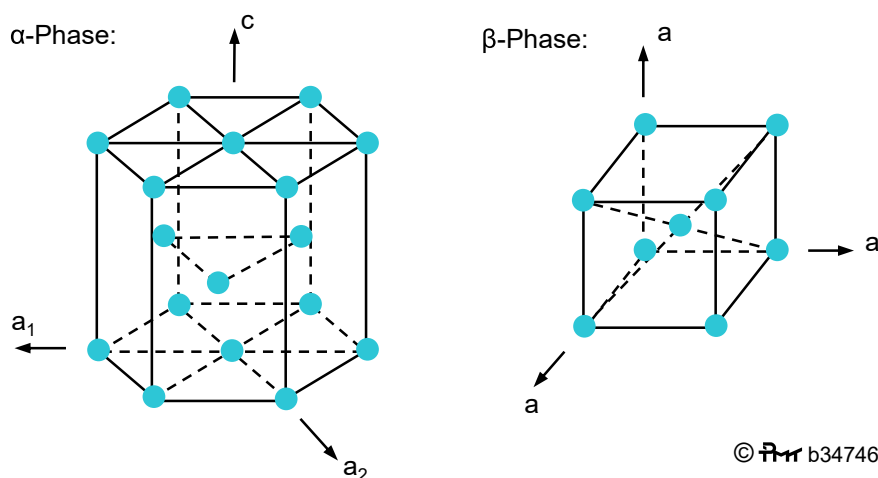
### 2.1 Titan

Für Luftfahrtanwendungen ist der Werkstoff Titan aufgrund der hohen spezifischen Festigkeit sowie Korrosionsbeständigkeit einer der bedeutendsten Konstruktionswerkstoffe. Lediglich das derzeit in der Luftfahrt etablierende CFK weist eine noch höhere spezifische Festigkeit auf. Die Legierung Ti-Al6-V4 macht bei den Titanwerkstoffen den überwiegenden Anteil aus. In den nachfolgenden Abschnitten werden zunächst die Grundlagen betrachtet, dann die Eigenschaften der Legierung Ti-Al6-V4 aufgezeigt und zum Abschluss der wissenschaftliche Stand bei spanabhebender Bearbeitung dieses Werkstoffs betrachtet.

#### 2.1.1 Grundlagen

Titan zählt zu der Gruppe der Leichtmetalle und ist in dieser mit einer Dichte von  $\rho_{\text{Ti}} = 4,51 \text{ kg/dm}^3$  das schwerste Element. Wie in Bild 2.1 dargestellt ist, tritt Titan in zwei unterschiedlichen Gitterstrukturen auf. Hierbei handelt es sich um die hexagonal dichtest gepackte  $\alpha$ -Phase und die kubisch raumzentrierte  $\beta$ -Phase. Nur innerhalb eines bestimmten Temperaturbereiches sind diese beiden Phasen stabil und können sich ineinander umwandeln. Als allotrope Umwandlung wird hierbei der Übergang von einer in die andere Modifikation bezeichnet. Die Transustemperatur ist die Temperatur, bei der diese Umwandlung stattfindet [Lüt07, Pet02].

Bei tiefen Temperaturen liegen die meisten Titanlegierungen und Reintitan in der hexagonal dichten Kugelpackung vor, welche mit  $\alpha$ -Titan bezeichnet wird. Oberhalb der Transustemperatur kristallisiert die Gitterstruktur kubisch raumzentriert und wird in der Literatur häufig mit  $\beta$ -Titan bezeichnet. Die Transustemperatur liegt bei  $882 \text{ }^\circ\text{C}$  für Reintitan. Diese beiden Gittermodifikationen mit ihrer allotropen Umwandlung haben für das Titan eine große Bedeutung, denn sie bilden die Grundlage der vielfältigen Eigenschaften, die mit Titan erzielt werden können. So sind mit der jeweiligen Gittermodifikation die Diffusionsgeschwindigkeiten und plastischen Verformbarkeiten eng verbunden. Weiterhin ist für das  $\alpha$ -Gitter eine hohe Anisotropie feststellbar. So tritt senkrecht zur Basalebene ein hoher E-Modul von  $145 \text{ GPa}$  auf, wohingegen parallel zur Basalebene der E-Modul lediglich bei  $100 \text{ GPa}$  liegt [Lüt07, Pet02].



**Bild 2.1:** Gitterstrukturen der hexagonal dichtest gepackten  $\alpha$ -Phase und der kubisch raumzentrierten  $\beta$ -Phase nach [Pet02]

Bei der hexagonalen  $\alpha$ -Phase ist aufgrund der dichteren Atompackung eine langsamere Diffusion im Vergleich zur kubisch raumzentrierten  $\beta$ -Phase festzustellen. Aufgrund dieses geringeren Diffusionskoeffizienten beim  $\alpha$ -Titan ist die Gefügeausbildung bei beiden Phasen unterschiedlich. Dies hat direkte Auswirkungen auf das mechanische Verhalten. So stellt sich beim  $\alpha$ -Titan eine höhere Kriechfestigkeit im Vergleich zum  $\beta$ -Titan ein [Lüt07, Pet02].

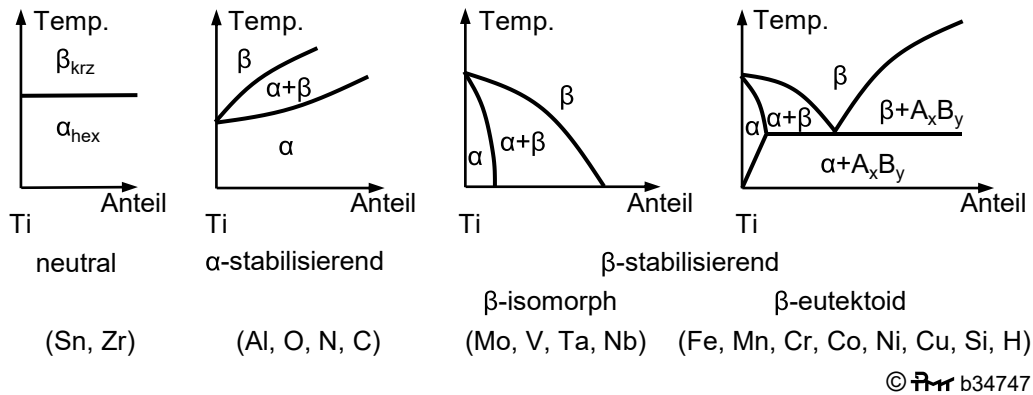
Die Ausbildung des Gefüges ist außerdem stark vom Temperaturbereich und der Zeit, in der die Temperaturänderungen ablaufen, abhängig. Findet eine Abkühlung des Gefüges unterhalb der Transustemperatur statt, bildet sich bei sehr langsamen Abkühlgeschwindigkeiten ein sehr groblamellares Gefüge aus. Erfolgt hingegen die Abkühlung sehr schnell, stellt sich ein sehr feinlamellares Gefüge ein. Oberhalb der Transustemperatur kann bei sehr starken Abkühlgeschwindigkeiten ein diffusionsloses Umklappen des kubisch raumzentrierten  $\beta$ -Gefüges in hexagonales  $\alpha$ -Gefüge erfolgen. Dies führt zur Bildung von metastabilem sehr fein bzw. nadelig ausgebildetem Martensit. Dieser Martensit führt zu einer geringen Festigkeitssteigerung des Titans. Weiterhin lassen sich beim Abschrecken oberhalb der Transustemperatur zwei Martensitformen unterscheiden. Bei sehr hohen Starttemperaturen entsteht ein hexagonaler Martensit. Dieser ist durch eine Korbgeflechtstruktur gekennzeichnet, die sehr feinnadelig ausgebildet ist. Erfolgt das Abschrecken knapp oberhalb der Transustemperatur bildet sich orthorhombischer Martensit. Dieser zeichnet sich durch eine sehr gute Verformbarkeit aus [Lüt07, Pet02].

### 2.1.2 Titanlegierungen

Durch Hinzugabe von Legierungselementen lässt sich die Lage der Transustemperatur, bei der eine Umwandlung von  $\beta$ -Titan in  $\alpha$ -Titan stattfindet, verschieben. Wie in Bild 2.2 ersichtlich ist, existieren neutrale Legierungselemente. Hierbei kann es sich ebenso um Verunreinigungen handeln, die trotz eines hohen Anteils keine Veränderungen der Transustemperatur hervorrufen. Außerdem existieren die neutralen Legierungselemente Zinn und Zirkonium, welche keine Verschiebung der Phasengrenze hervorrufen. Jedoch sind diese Legierungsbestandteile in Bezug auf das Festigkeitsverhalten nicht neutral, denn Sie härten insbesondere die  $\alpha$ -Phase aus. Das wichtigste  $\alpha$ -stabilisierende Legierungselement ist Aluminium [McQ56]. Wie aus Bild 2.2 ersichtlich ist, tritt bei einem hohen Anteil dieses Legierungselementes die  $\alpha$ -Phase ebenso in hohen Temperaturbereichen auf. Außerdem bildet sich ein großer Zwei-Phasenbereich aus, in welchem die beiden Phasen parallel vorliegen. Die  $\beta$ -Phase kann bei einem hohen Anteil  $\alpha$ -stabilisierender Legierungselemente nur in einem sehr hohen Temperaturbereich erreicht werden. Zur Stabilisierung der  $\beta$ -Phase ist Vanadium mit seiner guten Löslichkeit in Titan das wichtigste Legierungselement. Durch Hinzugabe von Vanadium bildet sich bereits bei geringen Temperaturen ein Zwei-Phasenbereich mit  $\alpha$ + $\beta$ -Titan aus. Außerdem wird die Transustemperatur deutlich herabgesetzt, sodass sich bereits bei geringen Temperaturen eine  $\beta$ -Phase im Titan einstellt [Lüt07, Pet02].

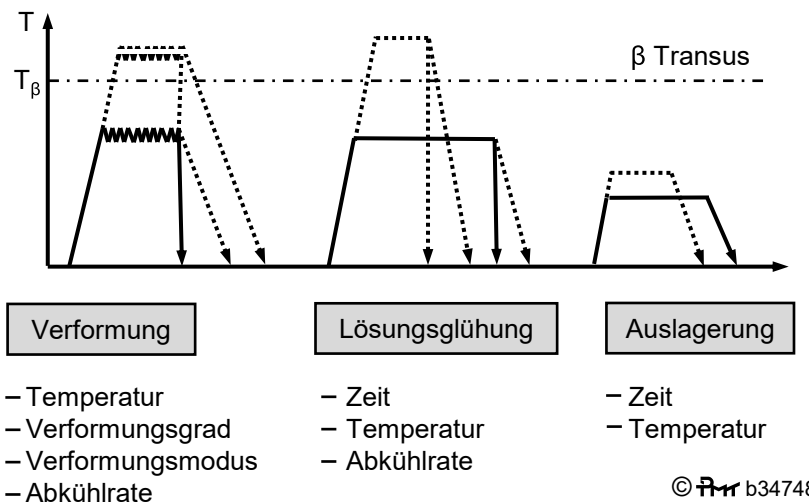
In der Regel treten in der industriellen Anwendung Mischformen auf, sodass die Legierungen sowohl  $\alpha$ -stabilisierende und  $\beta$ -stabilisierende Anteile enthalten. Auf diese Weise ergibt sich eine Unterteilung in  $\alpha$ -,  $\alpha/\beta$ - und  $\beta$ -Legierungen. Zwischen diesen Bereichen sind noch zusätzlich die near- $\alpha$ -Legierungen und die metastabilen  $\beta$ -Legierungen vorhanden. Demnach ist bei Reintitan oder Titan, das nur neutrale Legierungsbestandteile enthält, von  $\alpha$ -Titan auszugehen. Bei sehr geringen Anteilen von  $\beta$ -stabilisierenden Elementen wird von near- $\alpha$ -Titan ausgegangen. Hieran schließt sich die am häufigsten vorkommende Legierungsgruppe des  $\alpha/\beta$ -

Titans an. Weist eine Legierung einen so hohen Anteil an  $\beta$ -stabilisierenden Elementen auf, dass durch schnelles Abkühlen die  $\beta$ -Phase nicht martensitisch umwandelt und sich hierdurch im Zwei-Phasenbereich befindet, so ist von metastabilen Legierungen auszugehen [Wel94]. Die  $\beta$ -Legierungen bilden das Ende der Skala [Lüt07, Pet02].



**Bild 2.2:** Schematischer Einfluss des Anteils verschiedener Legierungselemente auf den Zustand der Legierungen in den verschiedenen Temperaturbereichen [Pet02]

Wie bereits in den vorhergehenden Abschnitten deutlich wurde, hat das Gefüge einen nachhaltigen Einfluss auf die Eigenschaften einer Titanlegierung. Hierbei liegen in der Regel zwei-phasige Titanlegierungen vor, wobei sich die Anordnung und Größe der  $\alpha$ - und  $\beta$ -Phase unterscheiden. Mittlerweile ist der Einfluss der unterschiedlichen Gefüge auf die mechanischen Eigenschaften von Titan weitestgehend untersucht [Bar12]. Durch thermomechanische Behandlung lassen sich verschiedene Gefüge und somit Werkstoffeigenschaften einstellen, Bild 2.3. Bei Auslegung der thermomechanischen Behandlung kommt der Transustemperatur eine entscheidende Bedeutung zu [Don00]. Soll lamellares Gefüge entstehen, muss die Abkühlung oberhalb der Transustemperatur beginnen. Sobald die Transustemperatur unterschritten wird, bilden sich an den  $\beta$ -Korngrenzen  $\alpha$ -Lamellen, die radial in das Korn wachsen. Wird eine hohe Abkühlgeschwindigkeit gewählt, dann sind diese Lamellen sehr fein, bei niedriger Abkühlgeschwindigkeit sind die Lamellen grob. Durch schnelles Abschrecken ist das Gefüge feinspießig. Bei feinem Gefüge weist das Titan eine hohe Festigkeit und Duktilität auf. Im Gegensatz hierzu sind grobe Gefüge beständiger gegen Kriechen und Rissausbreitung [Lüt07, Pet02].



**Bild 2.3:** Thermomechanische Behandlungen von Titanlegierungen [Pet02]

Es wird nur zu 30 % Reintitan ohne weitere Legierungsbestandteile verwendet. Mit einem Anteil von über 50 % macht die Legierung Ti-Al6-V4 einen Großteil von allen Titanwerkstoffen aus. Sie weist sehr ausgewogene Werkstoffeigenschaften auf und ist eine der am stärksten erprobten und erforschten Titanlegierungen. Aus diesem Grund wird Ti-Al6-V4 sehr häufig als Luftfahrtwerkstoff verwendet [Boy94, Gey02, Hin17a, Pet02,]. Diese Legierung besitzt einen Anteil von 6 Ma% des  $\alpha$ -Gefüge stabilisierenden Elementes Aluminium und einen Anteil von 4 Ma% des  $\beta$ -Gefüge stabilisierenden Elementes Vanadium. In Tabelle 2.1 sind die mechanischen Kennwerte der Legierung Ti-Al6-V4 im Vergleich zu anderen Titanwerkstoffen aufgezeigt [Lüt07].

(bei Raumtemperatur) Legierung	E [GPa]	R <sub>m</sub> [MPa]	R <sub>p0,2</sub> [MPa]	A <sub>5</sub> [%]
Grade 1 (Reintitan)	103	330	240	30
Grade 2 (Reintitan)	103	435	345	28
Grade 6 (TiAl5Sn2,5)	109	860	805	16
Ti-6242S	114	1100	990	13
IMI 834	120	1030	910	6
Timetall 1100	112	1050	950	12
Ti-Al6-V4	114	1170	1100	12
Ti-6246	114	1030	970	11
Timetall 1023	110	1290	1190	7
Ti-153	99	1140	1070	8
Beta-CEZ	122	1275	1200	11

**Tabelle 2.1:** Mechanische Kennwerte verschiedener Titanlegierungen im Vergleich [Boy94, Pet02, Ter20, Wes06]

Die Legierung Ti-Al6-V4 (In der nachfolgenden Arbeit ist Titan genannt, hierbei ist immer die Legierung Ti-Al6-V4 gemeint) hat in vielen Bereichen eine sehr hohe Bedeutung. So wird die Legierung in der Medizintechnik aufgrund der Bioverträglichkeit und im Sport und Freizeitbereich aufgrund der geringen Dichte eingesetzt. Für Luftfahrtkomponenten ist das gute Verhältnis von Streckgrenze zu Dichte entscheidend. Stähle weisen teilweise eine etwas höhere Streckgrenze auf, gleichzeitig ist jedoch ebenso die Dichte auf einem deutlich höheren Niveau, sodass sich im Vergleich zum Titan ein schlechteres Verhältnis einstellt [Klo08, Pet02].

Aus diesem Grund werden Hydraulikleitungen oder stark belastete Strukturbauteile in Flugzeugen aus Titan gefertigt. Ein Beispiel für Strukturbauteile sind die Spante des Türrahmens vom Airbus A350 [Deg16, Lan12]. Durch die Werkstoffauswahl von Titan können bei diesen Bauteilen bei geringem Gewicht hohe Belastungen aufgenommen werden. Neben dieser primären Gewichtseinsparung sind weitere sekundäre Gewichtseinsparungen zu berücksichtigen. So sinkt bei einem geringeren Gewicht der verwendeten Bauteile der Kerosinverbrauch beim Fliegen, die Triebwerke können kleiner dimensioniert werden und an den Landegestellen wird weniger Material benötigt. Es wird deutlich, dass mit jeder primären Gewichtseinsparung ein „Schneeballeffekt“ für sekundäre Gewichtseinsparungen einsetzt, wobei die sekundären Einsparungen häufig die primären Einsparungen überwiegen [Klo08, Pet02].

Außerdem weist Titan eine hohe Korrosionsbeständigkeit auf. Bis 550 °C ist Titan temperaturbeständig und erst ab 550 °C setzt eine Oxidation des Werkstoffs ein, sodass Titan Bestandteil

von vielen Komponenten in den kalten Bereichen des Flugzeugtriebwerks ist. Mittlerweile etabliert sich bei Langstreckenflugzeugen der Werkstoff CFK. So sind die Flugzeuge Airbus A350 und Boeing 787 zu über 50 % aus CFK gefertigt [Brü18, Kra15, Sch07]. Beim Werkstoffübergang zwischen CFK und Titan hat das Titan im Vergleich zu dem ebenfalls in der Luftfahrt häufig verwendeten Aluminium entscheidende Vorteile. Die beim Aluminium auftretenden galvanischen Korrosionsprobleme treten beim Titan nicht auf [Wat06]. Außerdem weisen Titan und CFK ähnliche Wärmeausdehnungskoeffizienten auf, sodass Spannungen infolge thermischer Mißfits reduziert werden [Klo08, Pet02].

### 2.1.3 Spanabhebende Bearbeitung von Titan

Aufgrund der Werkstoffeigenschaften zeigt Titan für viele Anwendungen eine sehr hohe Leistungsfähigkeit, gleichzeitig resultiert jedoch aus den Werkstoffeigenschaften eine schwierige Verarbeitbarkeit. Daher zählt Titan neben hochlegierten Stählen und Nickelbasislegierungen zu den schwer zerspanbaren Werkstoffen. Bei der spanenden Bearbeitung entstehen segmentierte Späne und wie nachfolgend aufgezeigt wird, erschweren die geringe Wärmeleitfähigkeit sowie der geringe Elastizitätsmodul die Bearbeitung [Bäk03, Çal15, Sun09, Zan18]. Wegen der hohen thermischen, mechanischen und chemischen Belastung der Schneide unterliegt diese einem hohen Verschleiß. Diesem kann durch Wahl geeigneter Schneidstoffe, Schneidengeometrien und Bearbeitungsstrategien entgegengewirkt werden.

Über alle Schnittgeschwindigkeitsbereiche kommt es bei der Zerspanung von Titan zu der in Bild 2.4 dargestellten Lamellenspanbildung. Wie ersichtlich wird, läuft diese Lamellenspanbildung in 2 Phasen ab. In der ersten Phase wird das Material vor der Schneide des Werkzeugs elastoplastisch gestaucht und verformt, sodass sich in der Scherzone ein Scherband bildet. In der zweiten Phase gleitet das Spansegment entlang der Spanfläche des Werkzeugs ab und es entsteht der typisch segmentierte Span [Arr09, Bäk03, Cal10, Ezu97, Kre97, Nab01, Sun09]. Erst bei sehr geringen Spannungsdicken werden die Scherbänder breiter und ein kontinuierlicher Span wird gebildet. Aufgrund der Spanbildung unterliegen die Werkzeuge, neben der statischen Grundbelastung, einer starken dynamischen Belastung [Cot08]. Aus dieser schwellenden Belastung resultiert Werkzeugverschleiß durch Risse, muschelförmige Abplatzungen und Ausbrüche von Schneidstoffpartikeln [Klo08]. Dieser kann somit zum Bruch der Schneide führen [Gen01, Kre73].

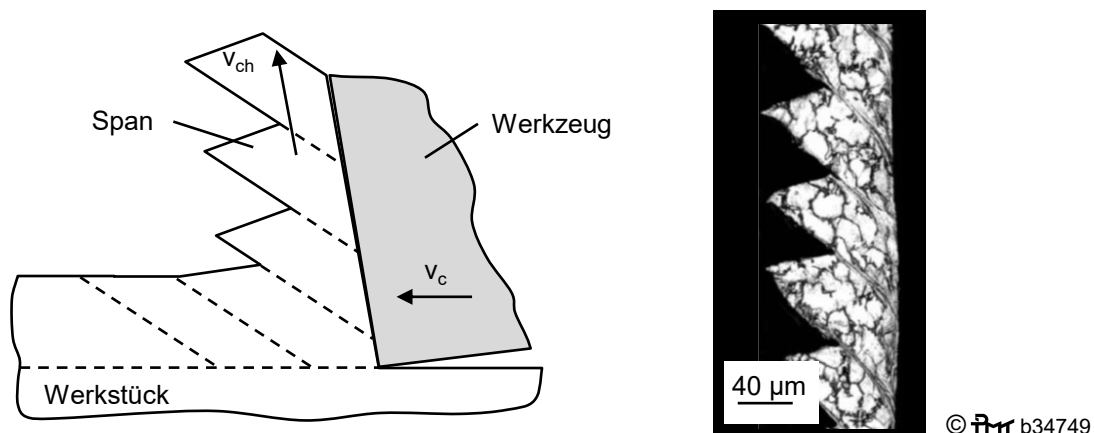


Bild 2.4: Segmentierung des Spans bei Bearbeitung von Titan nach [Gen01]

Aus den Werkstoffeigenschaften Elastizitätsmodul, Festigkeit und Streckgrenzenverhältnis resultieren hohe mechanische Belastungen der Schneide, welche deutlich höher als bei der Zerspaltung von Stahlwerkstoffen sind [Kre73]. Außerdem bedingt die hohe Warmfestigkeit, dass bei hohen Schnittgeschwindigkeiten die Zerspankräfte nicht oder nur leicht abnehmen [Hou14, Vei13]. Hingegen ist für den Spanungsquerschnitt eine direkte Abhängigkeit zur Schnittkraft feststellbar [Sun09]. Außerdem ist durch den niedrigen Elastizitätsmodul, dieser ist mit  $E = 110 \text{ GPa}$  nur etwa halb so groß wie bei Stahl, und dem hohen Streckgrenzenverhältnis die plastische Verformbarkeit gering [Mei09]. Während des Zerspanprozesses entsteht eine Werkstoffrückfederung unterhalb der Schneide. Hierdurch reduziert sich der effektive Freiwinkel und die Reibung an der Freifläche wird erhöht [Jan03, Lop00]. Aufgrund dieser höheren Reibwärme wird wiederum das Werkzeug geschwächt. Außerdem verursacht die Werkstoffrückfederung bei labilen Bauteilen Schwingungserscheinungen bei der Bearbeitung sowie Maßabweichungen aufgrund der Werkstückabdrängung [Eck91, Ham97].

Mit Simulationen kann das thermomechanische Verhalten bei der Spanbildung in Abhängigkeit von der Werkzeuggeometrie untersucht werden [Sch11]. In Bild 2.5 ist exemplarisch das Ergebnis einer Simulation der Temperaturverteilung im Span nach [Kom01] aufgezeigt. Die Wärme im Span ist auf eine Überlagerung der eingebrachten Energie durch Reibung und Umformung zurückzuführen. Aufgrund der Umformung in der Scherebene treten an Ober- und Unterseite des Spans an der Scherebene lokale Temperaturmaxima auf. Das absolute Temperaturmaximum ist bei Zerspanprozessen am Ablösepunkt des Spans von der Spanfläche des Werkzeugs festzustellen, da die Temperatur durch Reibung über die Spanfläche kontinuierlich ansteigt [Kar11, Kom00, Kom01, Rec13].

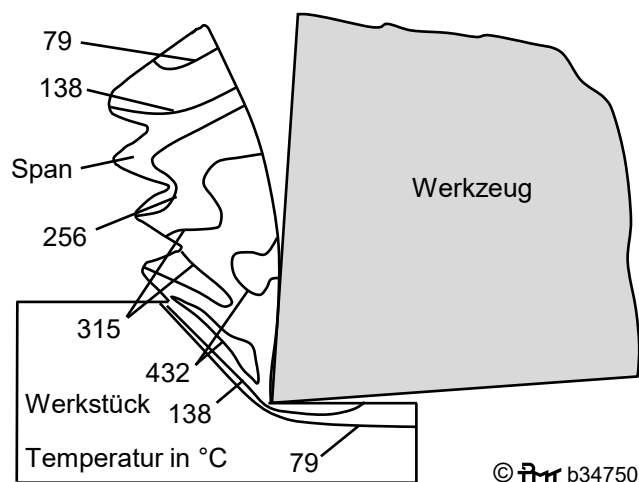


Bild 2.5: Simulation der Temperaturverteilung im Span nach [Kar11]

Für Titan ist im Vergleich zu anderen Werkstoffen die Besonderheit zu berücksichtigen, dass es eine sehr geringe Wärmeleitfähigkeit aufweist. Diese entspricht mit  $\lambda_w = 6,7 \text{ W/m}\cdot\text{K}$  nur etwa 10 - 20 % der Wärmeleitfähigkeit von Stahl [Mei09]. Hieraus resultieren im Vergleich zu anderen schwer zerspanbaren Werkstoffen wie bspw. Vergütungsstahl einige Besonderheiten. Normalerweise soll bei der Zerspaltung ein möglichst hoher Anteil an Wärme in die Späne fließen. Bei der Titanzerspannung wird jedoch ein hoher Anteil an Wärme über das Werkzeug abgeführt, denn Titan weist eine nur geringe Wärmeleitfähigkeit auf. Dieser Anteil kann 60 - 80 % von der gesamten entstandenen Wärme betragen. Diese hohe thermische Belastung des Werkzeugs bei der Titanzerspannung verursacht einen hohen thermischen Verschleiß

[Ren05, Vei13]. Außerdem begünstigen die hohen Temperaturen das Abfließen von chemischen Reaktionen.

Bei den chemischen Reaktionen ist insbesondere die Affinität von Titan zu den Elementen Stickstoff, Sauerstoff, Kohlenstoff und Wasserstoff bedeutsam. In Verbindung mit diesen Elementen treten bei Titan im Kontaktbereich zwischen Werkzeug und Werkstück Diffusionsmechanismen auf, die bei vielen Schneidstoffen zu Verschleiß durch Entfestigung führen. Normalerweise weist Titan aufgrund der sogenannten Passivierungsschicht aus Titandioxid  $\text{TiO}_2$  eine hohe Korrosionsbeständigkeit auf [Lüt07, Pet02]. Da bei der spanabhebenden Bearbeitung das Werkzeug jedoch stetig mit neuer Werkstoffoberfläche in Kontakt kommt, kann die Passivierungsschicht das Abfließen der chemischen Reaktion nur bedingt vermindern. Als Folge dieser chemischen Reaktion tritt an der Spanfläche Verschleiß durch Auskolkung auf und kleine Mikroausbrüche von Werkstoffpartikeln entlang der Schneidkante schwächen die Schneide [Lop00]. Neben diesem diffusiven Verschleiß ist bei vielen Schneidstoffen zusätzlich ein adhäsiver Verschleiß zu berücksichtigen. So haften Partikel der Titanspäne auf der Werkzeugschneide und verklammern mit dieser [Har82, Toe99]. Das periodische Ablösen der Aufbauschneide führt zu hoher schwellender Belastung, woraus Ausbrüche resultieren können.

Um eine produktive und prozesssichere spanabhebende Bearbeitung von Titanlegierungen umzusetzen, ist die Wahl eines geeigneten Werkzeugs bestehend aus Schneidstoff und Schneidengeometrie essentiell. Aufgrund der schwellenden Belastung ist ein zäher Schneidstoff zu wählen. Entsprechend war Schnellarbeitsstahl sehr lange Stand der Technik für die Zerspanung von Titan. Allerdings weist Schnellarbeitsstahl nur eine geringe Warmfestigkeit auf, sodass dieser nur bis Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 40$  m/min einsetzbar ist [Klo08]. Für eine Steigerung der Produktivität durch Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit auf  $v_c = 50 - 70$  m/min zeigt sich der Einsatz von Feinstkornhartmetall aufgrund der deutlich höheren Warmhärte sowie Kanten- und Biegefestigkeit als geeignet [Toe99]. Hierbei kommt Hartmetall als Schneidstoff für die Schruppbearbeitung mit begrenzter Spannungsdicke in Einsatz. Um insbesondere bei der Schlichtbearbeitung von Titan die Produktivität durch höhere Schnittgeschwindigkeiten noch weiter zu steigern, wurden zahlreiche weitere Schneidstoffe mit hoher Härte untersucht. Außerdem bestand die Idee durch Wahl eines Schneidstoffs mit noch geringerer Wärmeleitfähigkeit als Titan die entstehende Wärme bei Zerspanung in die Späne weiterzuleiten. Als geeignet erschienen beispielsweise Keramiken [Dea86, Kom83]. Aufgrund der Affinität zu Aluminium konnten die Erwartungen in Bearbeitungsversuchen jedoch nicht erfüllt werden [Klo08, Eva05]. Allerdings zeigen die hochharten Schneidstoffe monokristalliner Diamant, polykristalliner Diamant, kubisches Bornitrid (PCBN) und Hartmetalle mit CVD-/PVD-Diamantbeschichtung gute Ergebnisse bei der Schlichtbearbeitung von Titan mit hohen Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 100 - 200$  m/min [DaS13, DuS13, Ezu07, Jaw00, M'S15]. Außerdem erzeugen diese Schneidstoffe eine geringe Reibung zwischen Werkzeug, Span und Werkstück [Klo08].

Die Geometrie der Schneide setzt sich aus den drei Winkeln Span-, Keil- und Freiwinkel zusammen [Sch11]. Durch einen hohen Spanwinkel von  $\gamma = 12^\circ$  bis  $14^\circ$  kann die mechanische Schneidenbelastung reduziert werden [Deg12]. Außerdem sind Freiwinkel im Bereich von  $\alpha = 5^\circ - 8^\circ$  ideal, denn hierdurch wird die Reibbelastung an der Freifläche reduziert [Deg12, lac00]. Durch noch höhere Frei- und Spanwinkel kann theoretisch die mechanische Belastung und Reibung reduziert werden, gleichzeitig wird jedoch die Stabilität des Schneidkeils reduziert. Zumindest an der Freifläche kann diesem Konflikt durch Verwendung einer zusätzlichen

Freiflächenfase zur Reibungsminimierung bei gleichzeitig hohem Keilwinkel entgegengewirkt werden [Rah03, Ram11]. Die Schneidkante sollte für Schlicht- und Drehoperationen einen minimalen Schneidkantenradius aufweisen. Für Schruppfräsoperationen kann eine Verrundung der Schneidkante zur Reduktion von Mikroausbrüchen erfolgen. Hierbei ist jedoch zu berücksichtigen, dass mit zunehmender Verrundung der Schneidkante die Zerspankräfte ansteigen [Toe99]. Außerdem lässt sich bei Fräswerkzeugen der Drall der Schneiden variieren. Werkzeuge mit großen Drallwinkeln weisen kleine Spanräume auf, gleichzeitig werden die Späne jedoch gut aus der Wirkzone abgeführt. Bei kleinen Drallwinkeln verhält es sich genau umgekehrt. Außerdem sind für Schlichtfräsoperationen Werkzeuge zu verwenden, bei denen die einzelnen Zähne unterschiedliche Drallwinkel aufweisen. Hierdurch entsteht eine ungleichmäßige Teilung des Werkzeugs und Vibrationen bei Bearbeitung dünnwandiger Titanbauteile können reduziert werden [Hin13a, lac00].

Wie in vorhergehenden Abschnitten aufgezeigt wurde, ist die Titanzerspanung durch hohe thermische Belastung, die Verschleiß verursacht, geprägt. Daher ist die Verwendung von Kühlschmierstoff (KSS) wie Überflutungsschmierung mit wassergemischten Kühlschmiermitteln Stand der Technik, mit dem Ziel die Standzeit und Produktivität zu erhöhen [Abe15, Klo12, M'S15]. Hierbei hat der Kühlschmierstoff, neben der Wärmeabfuhr aus der Prozesszone, die Aufgabe Späne abzutransportieren und durch Schmierung Anhaftungen auf der Werkzeugschneide zu vermeiden. Soweit möglich sollte zusätzlich Innenkühlung angewendet werden [Nan09]. Hierbei erfolgt die Zuführung des KSS direkt an die Wirkstelle der Zerspanung durch die Werkzeugspindel und Kühlkanalbohrungen in den Werkzeugen. Insbesondere für die Bohrungsbearbeitung eignet sich diese Technologie, da die Zugänglichkeit zur Wirkstelle sehr eingeschränkt ist. Außerdem sind seit ca. 10 Jahren kryogene Kühltechnologien im Blickpunkt zahlreicher Forschungsarbeiten. Hierbei erfolgt die Kühlung mit flüssigen Stoffen wie Flüssigstickstoff ( $\text{LN}_2$ ) bei Temperaturen von  $-196\text{ °C}$  oder festen Stoffen wie  $\text{CO}_2$ -Schnee bei Temperaturen von  $-78\text{ °C}$ . Ein positiver Effekt auf den Verschleiß bei der Zerspanung von Titan konnte in zahlreichen Studien nachgewiesen werden [Cor14, Sad16]. Zusätzlich weisen die Werkstücke nach der Bearbeitung eine hohe Härte, hohe Druckeigenstressungen in der Randzone und eine geringe Oberflächenrauheit auf [Bor15, Kay14, Pus11, Sho12, Umb12]. Trotz der Vorteile überwiegt in der Titanzerspanung die Kühlung mit KSS, da die kryogene Kühltechnologie einen höheren Aufwand erfordert [Jaw16].

Die Bearbeitung von Titanlegierungen unterteilt sich häufig in eine Schruppbearbeitung, bei der die Bearbeitung mit hohem Zeitspanvolumen erfolgt, und eine anschließende Schlichtbearbeitung mit geringen Bearbeitungsaufmaßen zur Finalisierung des Bauteils. Als Frässtrategie ist nach Klocke das Gleichlaufräsen dem Gegenlaufräsen vorzuziehen [Klo08]. Wie bereits vorhergehend aufgeführt wurde, unterliegt die Zerspanung von Titan einer elastischen Verformung. Beim Gegenlaufräsen ist beim Eintritt der Schneide in das Werkstück die Spanungsdicke  $h = 0\text{ mm}$ . Hiervon ausgehend nimmt die Spanungsdicke über einen hohen Schnittweg unterhalb der Mindestspanungsdicke zu. Hierdurch tritt eine hohe Reibphase auf, die beim Gleichlaufräsen mit einer Spanungsdicke  $h > 0\text{ mm}$  vermieden werden kann. Für den Schneidenaustritt beträgt die Spanungsdicke  $h > 0\text{ mm}$  beim Gegenlaufräsen, wodurch eine Zugbelastung auf die Schneide entsteht. Diese Zugbelastung kann Ausbrüche an der Schneide hervorrufen. Für das Gleichlaufräsen ergibt sich hingegen eine Spanungsdicke  $h = 0\text{ mm}$  beim Austritt der Schneide, sodass Zugbelastungen auf die Schneide des Werkzeugs reduziert werden. Außerdem können beim Gegenlaufräsen beim Eintritt der Schneide

ins Werkzeug Späne zwischen Werkstück und Schneide gelangen und somit die Bauteiloberfläche schädigen. Beim Gleichlaufräsen sind Späne nur gering mit der Schneide verbunden und werden zusätzlich bei Eintritt ins Werkstück aufgrund der höheren Spannungsdicke abgestreift. Durch die zuvor beschriebenen Effekte stellt sich beim Gleichlaufräsen im Vergleich zum Gegenlaufräsen eine bessere Oberflächenqualität ein [Gey02, Klo08, Mei09].

## 2.2 Selektives Laserschmelzen (SLS)

In der Öffentlichkeit etablieren sich die Begriffe 3D-Druck und additive Fertigung. Hierbei sind alle schichtweise wiederholenden Verfahren gemeint, die physische Bauteile herstellen. In der additiven Fertigung unterscheiden sich die Verfahren nach dem Auftragsmechanismus, dem Werkstoff und dem Zustand des Werkstoffs im Ausgangszustand. Wie in Bild 2.6 dargestellt ist, sind additive Fertigungsverfahren nach DIN 8580 in der Hauptgruppe Urformen „Zusammenhalt schaffen“ eingeordnet. Aufgrund der zahlreichen neuen Entwicklungen in der additiven Fertigung ist die Einteilung hierbei nicht immer eindeutig. So wäre für einige additive Fertigungsverfahren zusätzlich eine Zuordnung zur Hauptgruppe 5 „Zusammenhalt vermehren“ denkbar. Weiterhin sind in der Literatur, bspw. nach Gebhardt [Geb16], weitere an die DIN 8580 angelehnte Unterteilungsmöglichkeiten der additiven Fertigungsverfahren etabliert [DIN 8580, VDI 3405, Geb16].

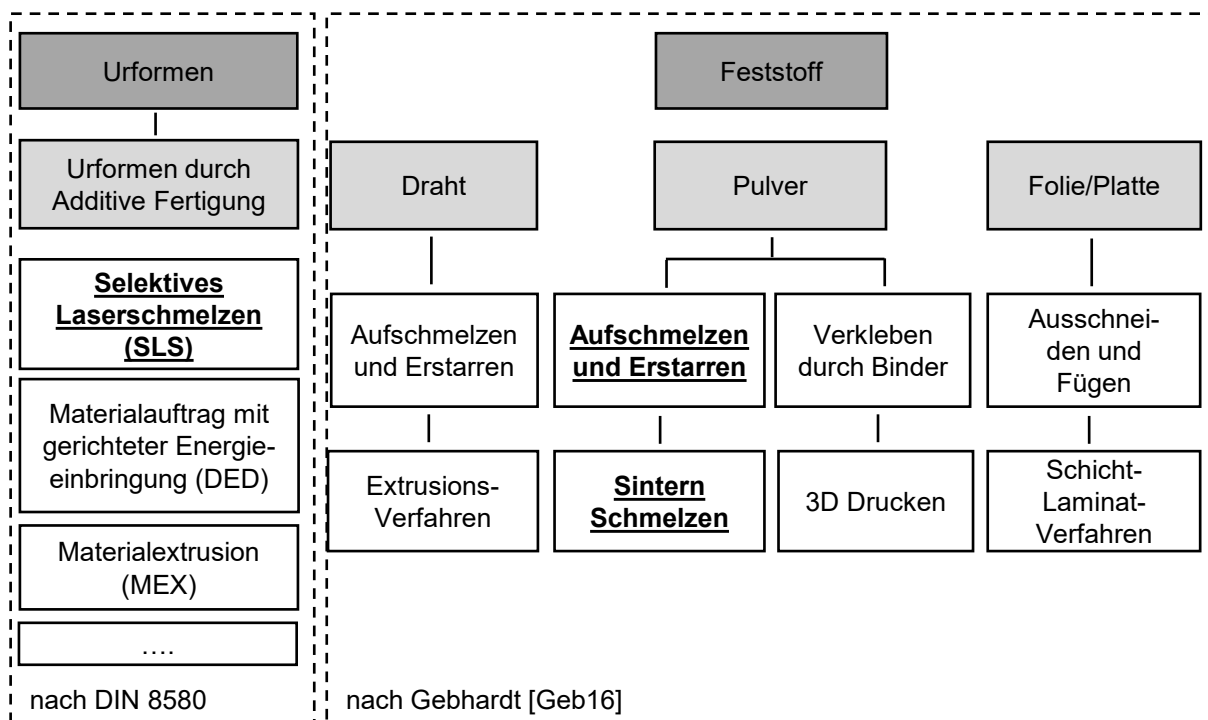


Bild 2.6: Einteilung Verfahren Laserschmelzen nach DIN 8580 und Gebhardt [Geb16]

Ein additives Verfahren, das derzeit für den Seriendruck von Luftfahrtkomponenten aus der Titanlegierung Ti-Al6-V4 verwendet wird, ist das pulverbettbasierte selektive Laserschmelzen (SLS) mit dem Laserstrahl [Lan17, Lie19]. Hierbei wird das Bauteil in einer geschlossenen Baukammer mittels eines Lasers als Energiequelle schichtweise aus einem Pulverbett aufgeschmolzen. Für das Verfahren werden verschiedene Bezeichnungen verwendet. So nutzen die verschiedenen Anlagenhersteller eingetragene Markennamen, wie SLM Solutions: Selective Laser Melting [SLM20], Concept Laser (GE): Laser Cusing [Con20] oder EOS: Direktes Metall Laser Sintern (DMLS) [Eos20b]. Zusätzlich wird das Verfahren in der Wissenschaft mit

den Begriffen Laserformen, Lasergenerieren oder Laserstrahlschmelzen bezeichnet. Für den weiteren Verlauf der Arbeit wird sich auf den Begriff selektives Laserschmelzen (SLS) festgelegt [Geb16, Wyc17].

### 2.2.1 Grundlagen des selektiven Laserschmelzens

Das selektive Laserschmelzen beginnt mit einem 3D-CAD Modell. Hierbei unterliegt das Modell einer hohen geometrischen Gestaltungsfreiheit, weshalb das selektive Laserschmelzen insbesondere für Leichtbauanwendungen ein hohes Potential darstellt [Emm11a, Emm11b]. Bei diesem 3D-CAD Modell wird die Oberfläche mit dreieckigen Oberflächenelementen approximiert, sodass Daten im STL (Standard Tessellation Language) Format entstehen. Das Bauteil wird nun unter Berücksichtigung wirtschaftlicher Gesichtspunkte und der zu erwartenden Bauteilqualität allein oder mit weiteren Bauteilen im Bauraum positioniert. An überhängenden Geometrien oder in Bohrungen werden Stützstrukturen hinzugefügt, diese müssen in der Regel nach dem selektiven Laserschmelzen entfernt werden. Während des Laserschmelzens verhindern die Stützstrukturen ein Absinken der Bauteilschicht in die darunterliegende Pulverschicht. Außerdem wird Wärme abgeleitet, sodass Verzug durch Eigenspannungen mit dem hieraus resultierenden Ablösen einzelner Bauteilschichten vermieden wird [Emm13]. Zum Abschluss der Datenvorbereitung fürs selektive Laserschmelzen erfolgt das Slicen und Hatchen des Bauteils. Beim Slicen wird das Bauteil in horizontale zweidimensionale Konturen unterteilt, die später den aufzuschmelzenden Pulverschichten entsprechen. Für jede Kontur wird im Anschluss beim Hatchen der Belichtungsvektor des Lasers festgelegt [Geb16, Kra17, Wyc17].

Der Verfahrensablauf des selektiven Laserschmelzens ist in Bild 2.7 dargestellt. Die komplette Baukammer ist mit Inertgas gefüllt, um eine Reaktion von Pulver und Schmelze mit der Umgebungsatmosphäre zu verhindern [Att14, Fer12]. Zu Beginn ist der Hubtisch mit der Substratplatte fast vollständig ausgefahren, sodass die Oberfläche der Substratplatte nur um eine Schichtdicke in z-Richtung abgesenkt ist. Nun wird mit dem Beschichtungsmechanismus Pulver aus dem Pulverreservoir aufgetragen. Als nächstes wird mit dem Spiegel der Laserstrahl über die aufzuschmelzenden Bauteilbereiche bewegt, sodass selektiv das Pulver aufschmilzt und eine Bindung mit der darunterliegenden Substratplatte eingeht [Pop05]. Anschließend wird dieser Ablauf zyklisch wiederholt, bis das Bauteil vollständig aufgeschmolzen ist. Der Hubtisch sinkt um eine Schichtdicke ab, das Pulverreservoir wird angehoben und gibt Pulver frei, der Beschichtungsmechanismus verteilt das Pulver im Bauraum, überschüssiges Pulver kommt in den Auffangbehälter und mittels Laser verschmilzt das Pulver mit der darunterliegenden Pulverschicht. Zum Abschluss wird das Bauteil aus dem Bauraum entnommen und das nicht aufgeschmolzene Pulver entfernt. Dieses kann gesiebt und nach Qualitätsprüfung wiederverwendet werden. In der Regel sind die Bauteile mit der Substratplatte verbunden und müssen durch Erodieren oder Sägen von dieser entfernt werden. Außerdem erfolgen in Abhängigkeit des späteren Anwendungsfalls weitere Nachbearbeitungsschritte, wie Wärmebehandlung, Stützstrukturentfernung und die Erzeugung von Funktionsflächen, dies wird in Kap. 2.2.4 detailliert betrachtet [Geb16, Kra17, Wyc17].

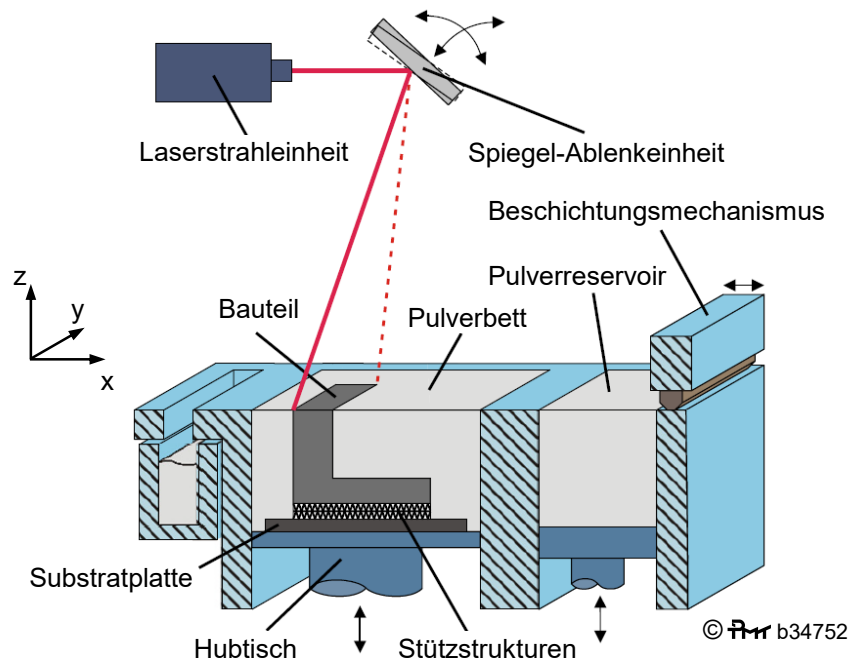


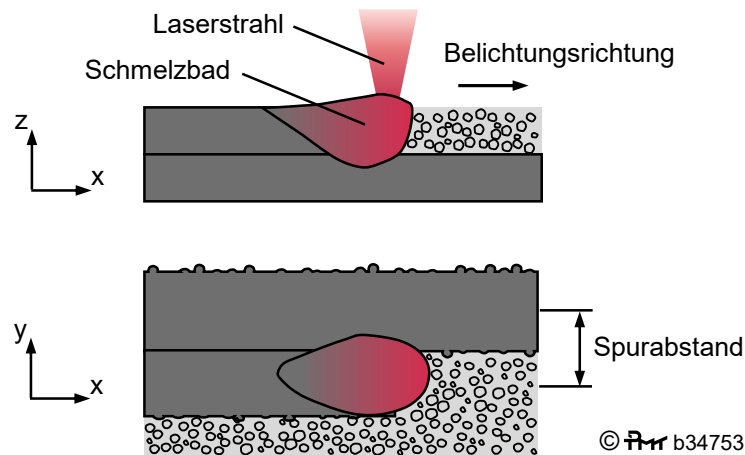
Bild 2.7: Technologieprinzip des selektiven Laserschmelzens [Wyc17]

## 2.2.2 Bauteilqualität beim selektiven Laserschmelzen

Durch Optimierung der verschiedenen Prozessparameter beim selektiven Laserschmelzen (SLS) kann die Bauteilqualität erheblich gesteigert werden. Beispielsweise lässt sich bereits durch eine geeignete Ausrichtung der Bauteile in der Baukammer die Zugfestigkeit und Dauerfestigkeit positiv beeinflussen [Edw14, Leu13, Qia20, Sim14, Wal17]. Allerdings konnte ebenso bereits in Studien nachgewiesen werden, dass durch spanende Nachbearbeitung aufgrund der sich deutlich verbessernden Oberflächenrauheit die Dauerfestigkeit von Proben signifikant verbessert wird [Bag17, Gre16, Vay18, Wyc13]. Es ist daher davon auszugehen, dass insbesondere für sicherheitskritische SLS Luftfahrkomponenten eine subtraktive Nachbearbeitung unerlässlich ist, um die geforderten Qualitätsanforderungen zu erfüllen. In den nachfolgenden Abschnitten wird aufgeführt, weshalb trotz stetig sich verbessernder Anlagentechnik die Form- und Oberflächenqualität von SLS Bauteilen technologisch begrenzt ist.

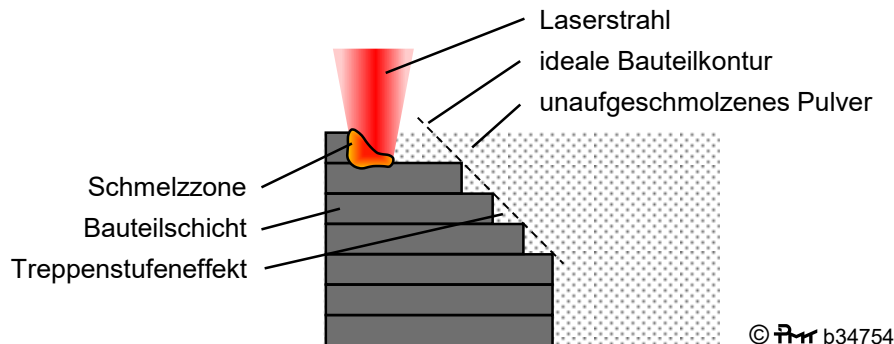
In Bild 2.8 ist der Fertigungsablauf für die einzelnen Bahnen in horizontaler und vertikaler Richtung dargestellt. Im Detail handelt es sich um viele kleine Schweißbahnen, die aneinandergelagert werden und Unebenheiten hervorrufen. Durch Anbindungsfehler zwischen benachbarten und übereinanderliegenden Schweißbahnen können Porositäten im Bauteil entstehen [Mei99, Reh08, Van07]. Außerdem liegt im Schmelzbad eine gaußförmige Intensitätsverteilung vor, sodass in Randbereichen keine klare Abgrenzung zwischen geschmolzenem und ungeschmolzenem Material auftritt, sondern ein Übergangsbereich entsteht. Zusätzlich haften am Rand des Bauteils Pulverpartikel, die außerhalb des Laserfokus liegen. In Abhängigkeit von dem aufzuschmelzenden Pulvervolumen wird die Laserleistung eingestellt. Hierbei ist die Wahl eines geeigneten Parametersatzes wichtig, da bei zu geringer Laserleistung keine vollständige Verschmelzung des Materials mit den umliegenden Bauteilschichten erfolgt. Wird hingegen eine zu hohe Laserleistung gewählt, findet eine lokale Verdampfung statt und gleichzeitig treten Spritzer in Form von Materialpartikeln auf [Kru06]. Diese Materialpartikel können sich auf dem Bauteil niederlegen und beim Aufschmelzen der nächsten Schicht Fehlstellen hervorrufen. Folglich wird ersichtlich, dass das Schmelzbad nicht beliebig klein skalierbar ist und nicht

in ideal abgegrenzten Bereichen abläuft, sodass die maximal erzielbare Formgenauigkeit und Oberflächenrauheit für SLS Bauteile begrenzt ist [Her16, Kra17, Wyc17].



**Bild 2.8:** Stellgrößen und Fertigungsprinzip der laseradditiven Fertigung [Wyc17]

Ein weiterer Effekt, der die maximal erzielbare Bauteilqualität begrenzt, ist der in Bild 2.9 dargestellte Treppenstufeneffekt [Das15, Del16]. Wie bereits in vorhergehenden Abschnitten aufgeführt wurde, ist das SLS ein Schichtverfahren. Entsprechend erfolgt im Rahmen der Datenvorbereitung ein Slicen der Bauteile und die ideale Bauteilkontur wird über die einzelnen Schichten angenähert. Hierdurch lässt sich diese nicht beliebig fein nachbilden, sondern steht in einem direkten Zusammenhang zur jeweiligen Schichtdicke. Wird eine hohe Schichtdicke gewählt, wird das Bauteil in einer kurzen Zeit gefertigt, jedoch ist die Auflösung der Treppenstufen sehr gering. Bei einer geringeren Schichtdicke kann aufgrund der höheren Auflösung eine genauere Approximation an die ideale Bauteilkontur erfolgen. Gleichzeitig steigt dann jedoch die Bearbeitungszeit, da die Anzahl an Zyklen höher ist [Geb16, Her16, Kra17].



**Bild 2.9:** vereinfachte Veranschaulichung des Treppenstufeneffekts [Kra17]

SLS Bauteile weisen sehr hohe Eigenspannungen auf, die insbesondere bei großen Bauteilen eine geringe Formgenauigkeit hervorrufen. Ursache für die hohen Eigenspannungen ist der punktuelle Wärmeeintrag beim Schmelzen, woraus ein hoher Temperaturgradient resultiert [Ahm18, Li16, Shi04, Zae10]. Im Wesentlichen sind die Eigenspannungen auf zwei Ursachen zurückzuführen. Im Bereich des Laserspots wird umliegendes, bereits verfestigtes Material erwärmt und dehnt sich aus. Hierbei wird die Ausdehnung durch das noch kältere umliegende Material gehemmt und es entstehen Druckspannungen. Zusätzlich ist davon auszugehen, dass das Material, welches in der Schmelzzone flüssig vorliegt, keine Eigenspannungen be-

sitzt. Dieses Material verschmilzt während des Abkühlens mit der darunterliegenden Materialschicht und eine feste Verbindung entsteht. Aufgrund der höheren Temperatur weist das frisch erstarrte Material im Vergleich zur darunterliegenden Materialschicht eine höhere Längenkontraktion auf. Wenn nun beide Materialschichten auf ein identisches Niveau abkühlen, muss sich das ursprünglich wärmere Material stärker zusammenziehen, was durch die darunterliegende Schicht verhindert wird. Es entstehen Zugspannungen [Kra17, Mun13].

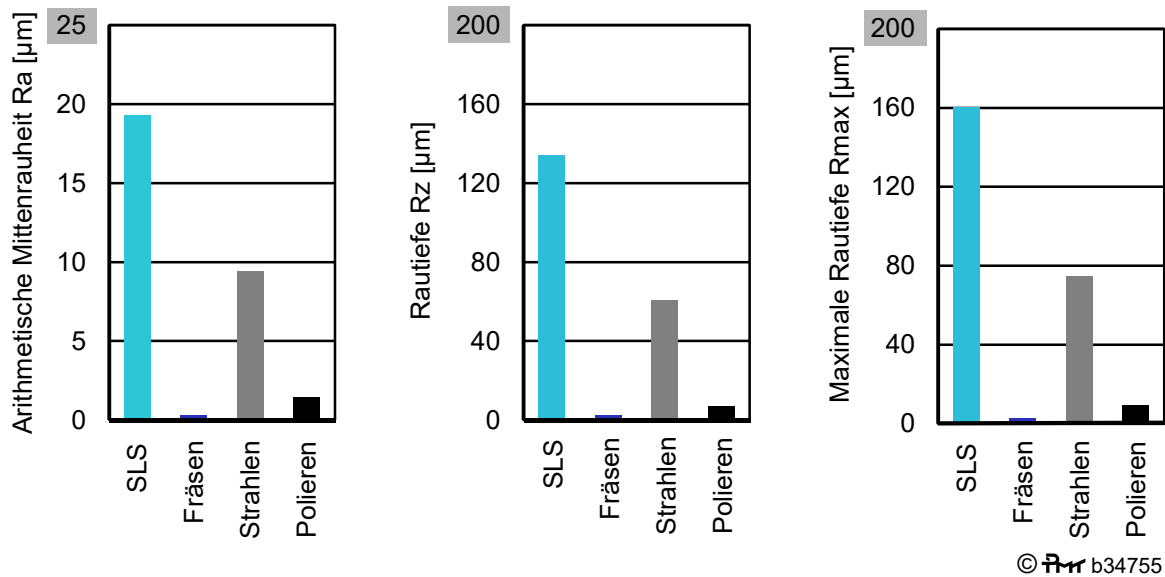
Die Eigenspannungen können durch verschiedene Maßnahmen reduziert werden. Beispielsweise wird durch eine vorgewärmte Substratplatte der Temperaturgradient reduziert und somit den Eigenspannungen entgegengewirkt [Kem13, Mer18, Val11]. Außerdem sind mittlerweile Belichtungsstrategien wie bspw. im Muster eines Schachbrettes etabliert, um Eigenspannungen zu minimieren [Hai18, Jha10, Mug19, Xie05]. Zusätzlich erfolgt bei SLS Bauteilen in der Regel eine Wärmebehandlung durch Spannungsarmglühen [Pop16, Vra12, Wyc15]. Trotz dieser Maßnahmen treten bei SLS-Bauteilen Formabweichungen aufgrund von Verzug auf, die durch spanende Nachbearbeitung reduziert werden können [Hin17b].

Des Weiteren weisen SLS-Anlagen einen hohen Aufwand im Betrieb auf, was beispielsweise auf die notwendige Schutzgasatmosphäre zurückzuführen ist. In Tests müssen die Anlagen auf einen geeigneten Parametersatz zum Laserschmelzen in Abhängigkeit von den jeweils vorliegenden Umgebungsbedingungen eingestellt werden. Außerdem ist selektives Laserschmelzen bisher in wenigen Bereichen der Produktionstechnik etabliert, sodass umfangreiche Mitarbeiterschulungen für die Maschinenbediener erforderlich sind. Nur bei konstanten Bedingungen, wie einer klimatisierten Halle, einer konstanten Beschaffenheit des eingesetzten Pulvers und einer regelmäßigen Wartung der optischen Komponenten der SLS Anlagen ist eine Serienproduktion von SLS Bauteilen in hoher Qualität umsetzbar [Geb16].

### 2.2.3 Nachbearbeitung von SLS Bauteilen

Aufgrund des vorab beschriebenen Bearbeitungsablaufs beim selektiven Laserschmelzen weisen diese Bauteile eine sehr hohe Oberflächenrauheit auf. Hierbei hat die hohe Oberflächenrauheit einen negativen Einfluss auf die Dauerfestigkeit, denn die Rauheit wirkt wie aneinandergereihte Kerben in hoher Anzahl. Bauteile die unter Kraftbelastung stehen haben an Kerben eine erhöhte Spannungskonzentration. Diese hohe Spannungskonzentration kann die Rissbildung begünstigen und somit zu einem frühzeitigen Versagen führen [Wyc17].

Für hochbelastete SLS Bauteile ist somit eine Reduktion der Oberflächenrauheit durch Nachbearbeitung erforderlich. Wie Bild 2.10 zu entnehmen ist, zeigt die spanende Nachbearbeitung durch Fräsen die geringste Oberflächenrauheit. Aufgrund der einfachen Umsetzung ist das Trennen durch Strahlen für SLS Bauteile ebenfalls etabliert. Beim Trennen durch Strahlen trifft das Strahlmittel mit hohem Druck auf die Bauteiloberfläche und ebnet diese ein. Zusätzlich werden in die Randzone der Bauteile Druckeigenspannungen eingebracht, die die Rissausbreitung reduzieren. SLS Bauteile können eine sehr komplexe Geometrie mit zahlreichen innenliegenden Strukturen aufweisen. Um die Nachbearbeitung an Flächen sicherzustellen, die durch Strahlen und Fräsen nicht erreichbar sind, können die Bauteile elektrochemisch poliert werden. Hierbei bilden die Bauteile in einer elektrochemischen Zelle die Anode. Durch Nutzung von Gleichstrom erfolgt ein Materialabtrag der Rauheitsspitzen. Bei diesem Verfahren ist nachteilig, dass der Prozess mit einer sehr geringen Geschwindigkeit abläuft und Formgenauigkeiten, wie bspw. ebene Flächen, nicht erzielt werden können [Bag15].



**Bild 2.10:** Vergleich der Oberflächenrauheit von verschiedenen Nachbearbeitungsverfahren bei SLS Bauteilen nach [Bag15]

Um die Zeitstandsfestigkeit bzw. Dauerfestigkeit systematisch zu untersuchen, hat sich das Vorgehen nach Wöhler [Wöh60] etabliert. Hierbei werden nach DIN EN 6072 Geometrien für Probekörper definiert. Die Probekörper werden einer zyklischen, sinusförmigen Belastung ausgesetzt, die in jedem Lastwechsel eine vorab definierte maximale Spannung aufweisen. Die Anzahl der erzielten Lastwechsel bis zum Versagen liefert eine Aussage über die Dauerfestigkeit des Probekörpers. Zur Erzielung der Wöhlerkurve wird der Versuch mit verschiedenen maximalen Spannungen wiederholt. Ab einer Anzahl von  $10^7$  Lastwechseln wird der Versuch abgebrochen, denn ab diesem Bereich gelten die Bauteile als dauerhaft.

In Bild 2.11 ist der Einfluss der verschiedenen Nachbearbeitungsverfahren für SLS Bauteile auf deren Dauerfestigkeit nach Bagehorn [Bag15] dargestellt. Wie zu erwarten zeigen sich starke Zusammenhänge zwischen der erzielten Oberflächenrauheit und der Dauerfestigkeit. Im Ausgangszustand erzielen die SLS Bauteile nur bei geringen Maximalspannungen eine hohe Anzahl an Lastwechseln, was auf die hohe Oberflächenrauheit und die hieraus resultierende Kerbwirkung zurückzuführen ist. Beim Strahlen ist die Oberflächenrauheit höher als beim Polieren, dennoch liegen die Ergebnisse für die Dauerfestigkeit auf einem ähnlichen Niveau. Dies ist darauf zurückzuführen, dass beim Strahlen Druckeigenstressungen in die Randzone der Oberfläche eingebracht werden, die die Rissausbreitung mindern. Für die Nachbearbeitung durch Fräsen ist ersichtlich, dass diese Technologie die besten Ergebnisse für die Betriebsfestigkeit liefert. Selbst bei hohen Maximalspannungen können hohe Anzahlen an Lastwechseln erzielt werden.

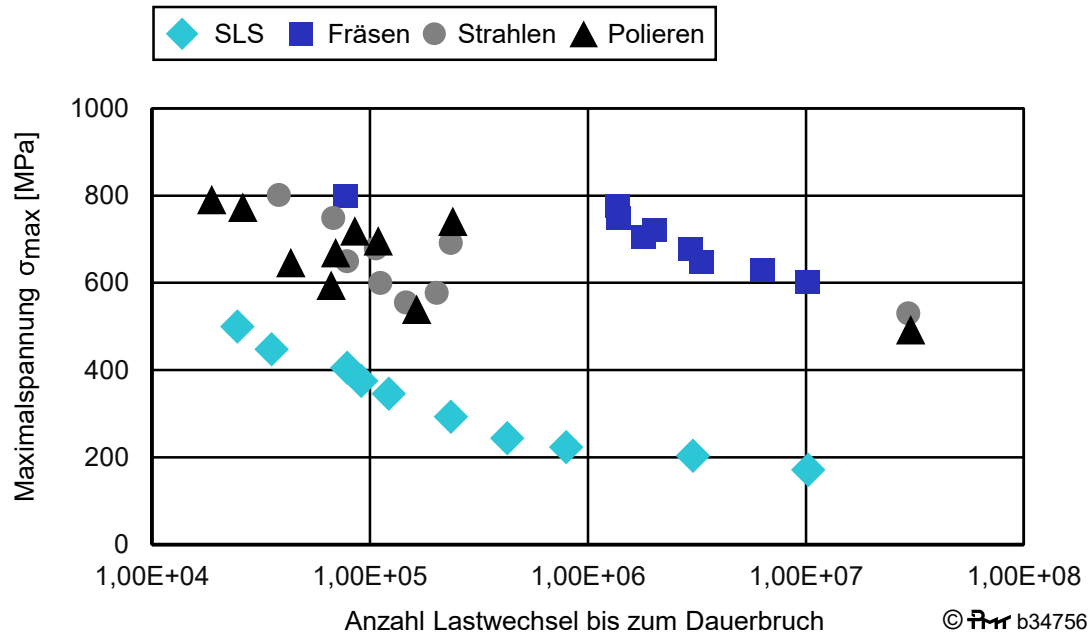


Bild 2.11: Vergleich der Dauerfestigkeit für SLS Bauteile im Ausgangszustand und verschiedene Nachbearbeitungsverfahren nach [Bag15]

Aufgrund der geringen Zugänglichkeit stellt insbesondere die Nachbearbeitung der innenliegenden Konturen von SLS Hydraulikkomponenten eine große Herausforderung dar. Aufgrund der rauen Oberfläche ergeben sich, neben der bereits aufgeführten Kerbwirkung die ein vorzeitiges Versagen hervorrufen kann, in langen Rohrleitungen Strömungsverluste. Außerdem können sich im Betrieb Pulverrückstände an der Oberfläche lösen und das Hydraulikmittel verunreinigen [Kau13].

Für die Nachbearbeitung von solchen SLS Komponenten ist das Strömungsschleifen ein mögliches Verfahren [Roß19]. Beim Strömungsschleifen übernehmen die Abrasivpartikel im Schleifmedium die trennende Wirkung. In Bild 2.12 ist die Funktionsweise des Strömungsschleifens dargestellt. Die Anlagen zum Strömungsschleifen bestehen aus zwei alternierenden Zylindern, die das Schleifmedium zyklisch durch das zu bearbeitende Werkstück pressen. Das Werkstück wird zusammen mit dem Werkstückhalter, welcher den Arbeitsbereich nach außen abdichtet, zwischen die beiden Bearbeitungszyylinder gepresst. Hierbei ist insbesondere das Einstellen des Prozesses mit seinen verschiedenen Prozessparametern aufwendig. Die Anzahl der Zyklen, der eingestellte Druck, die Fließgeschwindigkeit und die Zusammensetzung des Schleifmediums mit der entsprechenden Anzahl und Größe der Abrasivpartikel hat hohen Einfluss auf die erzielte Oberflächenqualität [Szu06, Uh15].

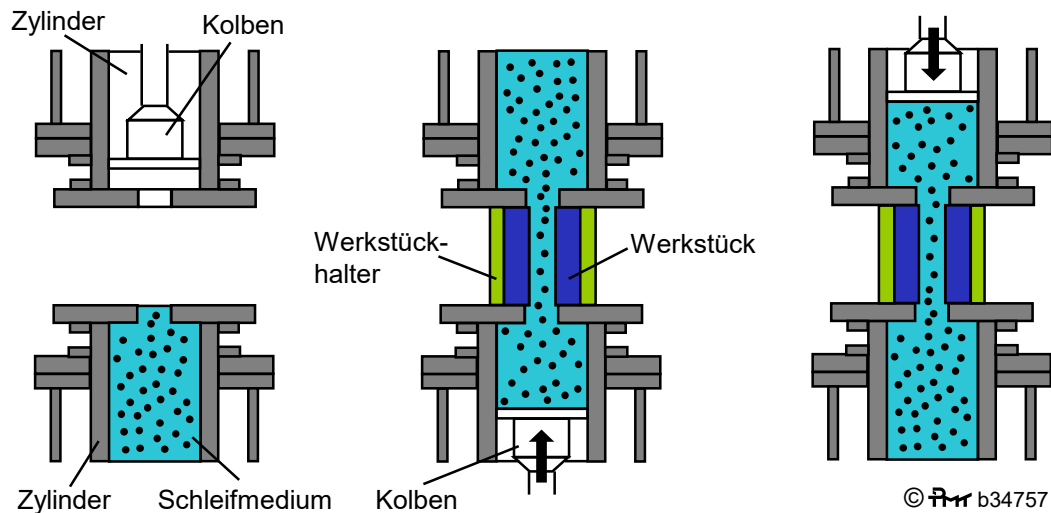


Bild 2.12: Funktionsprinzip des Strömungsschleifens nach [Uhl15]

Der Einfluss des Strömungsschleifens im Vergleich zu weiteren Bearbeitungsverfahren auf die innenliegende Oberfläche bei SLS Probekörpern wurde durch Kausch untersucht, Bild 2.13. Als weitere Bearbeitungsverfahren kamen das Vibrationsschleifen und das Bürsten mit diamantierter Rohrbürste zum Einsatz. Das Vibrationsschleifen zeigt zur Nachbearbeitung keinen Erfolg, da der messbare Abtrag und somit die Glättung der Bohrungswand zu gering ist. Mittels der Diamantbürste können Rauheitsspitzen geglättet und anhaftende Pulverpartikel, die später im Betrieb Verunreinigungen des Hydraulikmediums hervorrufen können, entfernt werden. Mit dem Strömungsschleifen lässt sich die Oberflächenrauheit im Vergleich zum Ausgangszustand signifikant verbessern. Nach 50 Zyklen sind alle Spitzen vollständig entfernt und wenige Einkerbungen sind messbar. Durch Verdoppelung der Zykluszeit können ebenso die Einkerbungen vollständig entfernt werden [Kau13].

Großer Vorteil der vorgestellten Verfahren nach Kausch ist, dass diese im Vergleich zum Fräsen oder Bohren in langen SLS-generierten-Rohrleitungen mit schwieriger Zugänglichkeit einsetzbar sind. Nachteilig sind die hohen Bearbeitungszeiten. So ist eine Bearbeitung durch Strömungsschleifen von komplexen Ventilblöcken mit vielen Bohrungen nur durch ein mehrfaches Umspannen der verschiedenen Zu- und Ableitungen möglich. Außerdem muss nach dem Strömungsschleifen das Bauteil vom Schleifmedium gereinigt werden. Ein weiterer Nachteil des Strömungsschleifens ist, dass sich zwar eine sehr glatte Oberfläche einstellt, die Formgenauigkeit jedoch sehr gering ist. Daher müssen zumindest Dicht- und Anschlussflächen an den Rohrleitungen der Ventilblöcke nach dem Strömungsschleifen spanend nachbearbeitet werden.

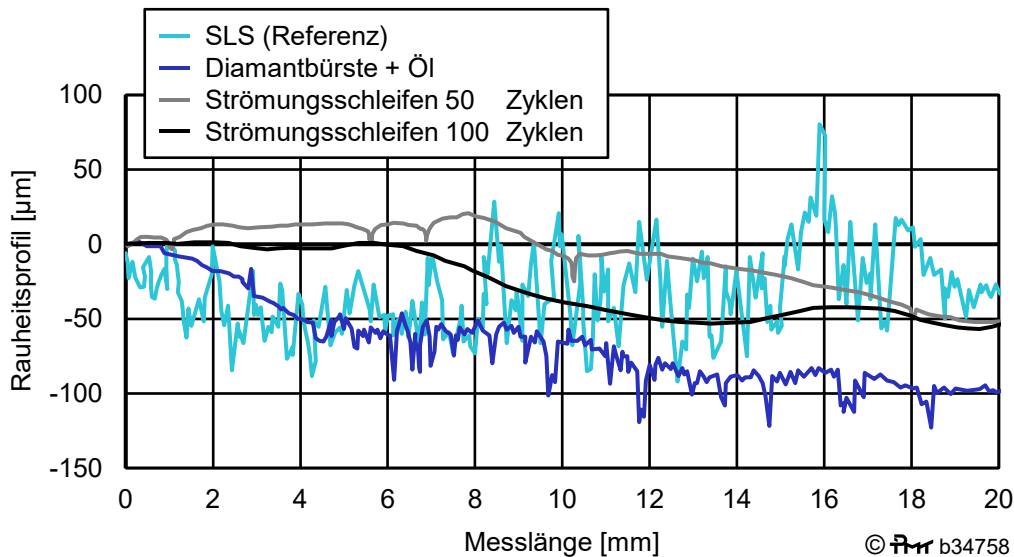


Bild 2.13: Oberflächenprofil der Innenseite von SLS-generierten-Rohrleitungen nach Bürsten oder Strömungsschleifen im Vergleich zur Ausgangssituation nach [Kau13]

#### 2.2.4 Selektives Laserschmelzen für Luftfahrtbauteile und die Prozesskette

In verschiedenen zivilen Flugzeugmodellen werden mittlerweile SLS Bauteile verbaut. Wie hierbei die Umsetzung erfolgt ist exemplarisch für zwei Bauteile in Bild 2.14 dargestellt. Es zeigt einen Ventilblock für das primäre Flugsteuerungssystem, dies wird durch einen Luftfahrtzulieferer gefertigt. Der Ventilblock wird als konventionelles Bauteil aus einem quaderförmigen Titanblock durch spanende Bearbeitung hergestellt. Hierbei treten sehr hohe Zerspannvolumen auf. Dieses Bauteil kann durch das SLS Bauteil ersetzt werden. Es wird deutlich, dass die Geometrie des konventionellen Bauteils nicht kopiert wird, sondern für das SLS Bauteil eine Überarbeitung des Designs erfolgt. Der konventionelle Hydraulikblock weist ein komplexes Rohrsystem mit Querbohrungen auf. Dieses Rohrsystem wird analysiert und durch kürzere gekrümmte Bohrungsleitungen ersetzt, die mit konventionellen spanenden Bearbeitungsverfahren nicht herstellbar sind. Das Gewicht des SLS Bauteils ist im Vergleich zu der konventionellen Variante deutlich geringer. Der SLS Ventilblock erhielt eine Freigabe von 1000 Flugstunden und wurde bei einem Testflug eines Airbus A380 erfolgreich erprobt [Glö17, Lie17].

Für SLS Serienbauteile in der Luftfahrt erfolgte nach DIN 65124 eine Unterteilung in verschiedene Sicherheitsklassen. Hierbei gilt die Norm allgemein für alle Technologien der additiven Fertigung, beispielsweise ebenso für das Laserpulverauftragsschweißen [Spr18]. Es gelten für Bauteile der Sicherheitsklasse I und II höchste Qualitätsanforderungen. Bauteile dieser Kategorie werden derzeit überwiegend als Testbauteil und selten als Serienbauteil umgesetzt. Diese Bauteile eignen sich, um die Grenzen der Technologie zu erproben. Bauteile der Sicherheitsklasse III, Bauteile bei denen die Sicherheit des Luftgerätes nicht von diesem abhängt, werden häufiger als SLS-Serienbauteil eingesetzt. Exemplarisch hierfür ist in Bild 2.14 ein Halter für das Bugfahrwerk des Airbus A350 XWB dargestellt. Das Design des SLS Halters ist sehr stark an den konventionellen Halter angelehnt, dennoch ist dieser im Vergleich zum konventionellen Halter um 29 % leichter [Lie19].

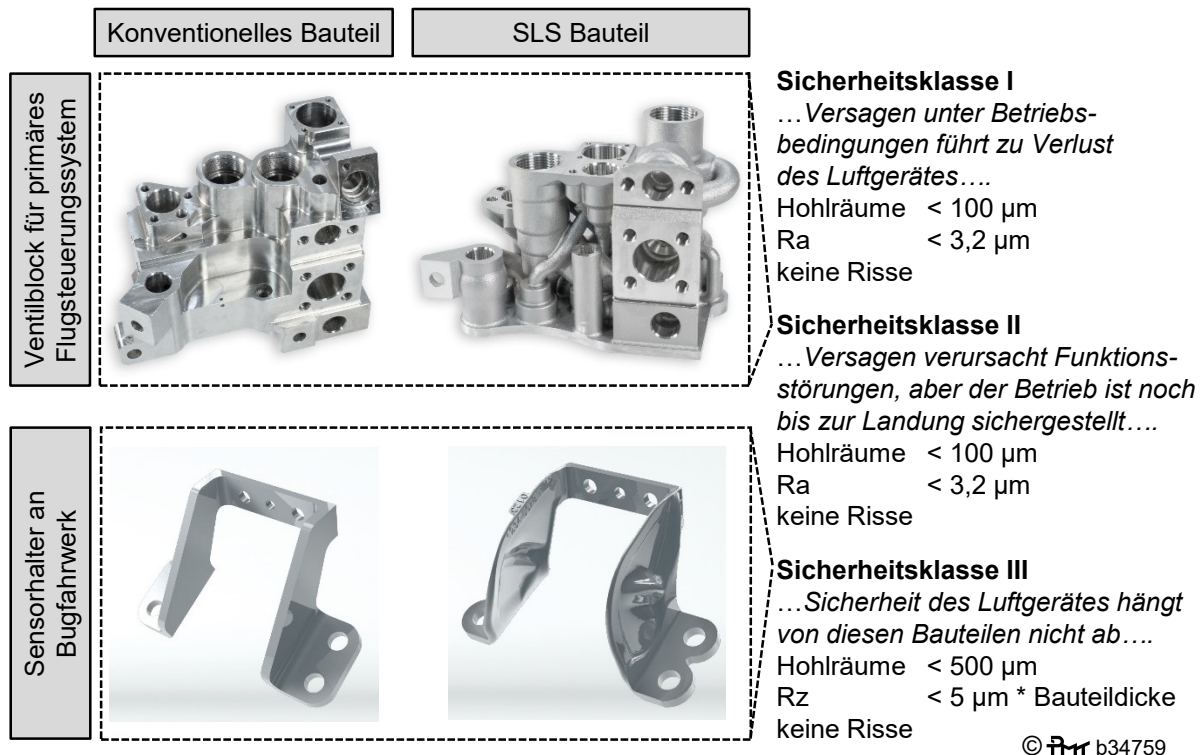


Bild 2.14: SLS Luftfahrtbauteile und Einteilung nach Sicherheitsklassen [DIN 65124, Lie17, Lie19]

SLS Bauteile bieten vielfältige Freiheit im Design, dennoch lassen sich nicht alle metallischen Bauteile mit hohem Zerspanvolumen durch diese Technologie ersetzen. Dies ist auf die in Bild 2.15 dargestellte lange und somit kostenintensive Prozesskette zurückzuführen. Daher verfolgen Forschungsprojekte immer wieder das Ziel diese Prozesskette einzukürzen oder anzupassen. In DIN 65124 ist die Prozesskette für SLS Luftfahrtkomponenten dokumentiert.

Zu Beginn erfolgt die Produktentwicklung. Soll ein konventionelles Bauteil durch ein SLS Bauteil ausgetauscht werden, wird das Design auf die Anforderungen beim selektiven Laserschmelzen angepasst [Kra17]. Außerdem bilden wirtschaftliche Kriterien bei der Produktentwicklung den größten Einflussfaktor. Damit sich für SLS Bauteile wirtschaftliche Vorteile ergeben, müssen komplexe Baugruppen mit hohem Fertigungs- und Montageaufwand zu einem Bauteil zusammengefasst werden [Bur18].

Die Vorbereitung der Bauteile für das selektive Laserschmelzen erfolgt wie in Kapitel 2.2.1 beschrieben. Unter Berücksichtigung der Wirtschaftlichkeit sollten möglichst viele Bauteile im Bauraum angeordnet werden [Gri19]. Im Anschluss erfolgt das selektive Laserschmelzen. Dieser Prozessschritt ist mit hohen Kosten verbunden, da dieser im Verhältnis zu den anderen Prozessschritten lange dauert und hohe Investitionskosten für die Anlage auftreten. Nach dem selektiven Laserschmelzen muss das überschüssige Pulver am Bauteil entfernt werden, was insbesondere an Hinterschneidungen mit geringer Zugänglichkeit, in Bohrungen oder in Hohlräumen der Stützstrukturen herausfordernd ist.

Nach Fertigstellung des Baujobs in der SLS Anlage schließt sich das Spannungsarmglühen an. Typische Parameter für die Wärmebehandlung von Ti-Al6-V4 sind eine Temperatur von 720 °C für einen Zeitraum von 2 h. Hierbei befinden sich die Bauteile noch auf der Bauplatte. Durch das Spannungsarmglühen werden die beim Laserschmelzen entstehenden inneren

Spannungen im Gefüge abgebaut und somit die bei der Abtrennung von der Bauplatte entstehende Formänderung der Bauteile reduziert [Frk19].

Die Abtrennung kann durch Erodieren oder Sägen erfolgen. Mittlerweile sind Sägemaschinen am Markt verfügbar, die speziell auf die Anforderungen von SLS Bauteilen ausgelegt sind. Das Sägen erfolgt an hängenden Bauteilen, um das Sägeblatt zu entlasten. Die Bauteile fallen nach dem Entfernen von der Bauplatte in einen Vorratsbehälter [Kas20]. Im Anschluss werden erste Stützstrukturen zwischen Bauteil und Bauplatte manuell entfernt. Nur wenige Verfahren zum automatisierten Entfernen der Stützstrukturen, bspw. mit einem Roboter, befinden sich derzeit in der Entwicklung [Zim21].

Nun schließt sich das heißisostatische Pressen (HIP) an, mit für Ti-Al6-V4 typischen Temperaturen von 920 °C über einen Zeitraum von 2 h. Zusätzlich werden die Bauteile unter Verwendung von Argon-Schutzgasatmosphäre mit einem zusätzlichen Druck von 1000 bar beaufschlagt. Dadurch werden die Bauteile verdichtet und Mikroporositäten im Inneren der Bauteile reduziert, sodass sich die Zähigkeit der Bauteile erhöht [Wu17]. Nach dem HIP Prozess erfolgt das Reinigen durch Sandstrahlen, wodurch Pulverreste von der Bauteiloberfläche entfernt und zusätzlich Druckeigenstressungen in die Randzone eingebracht werden.

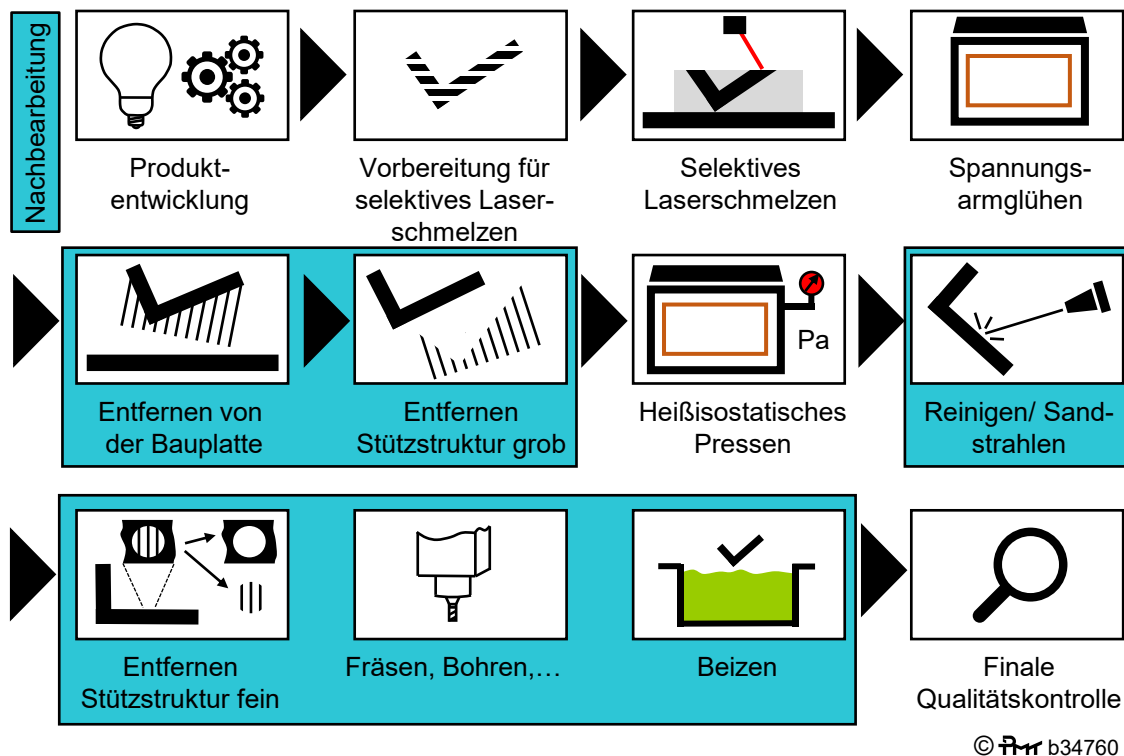


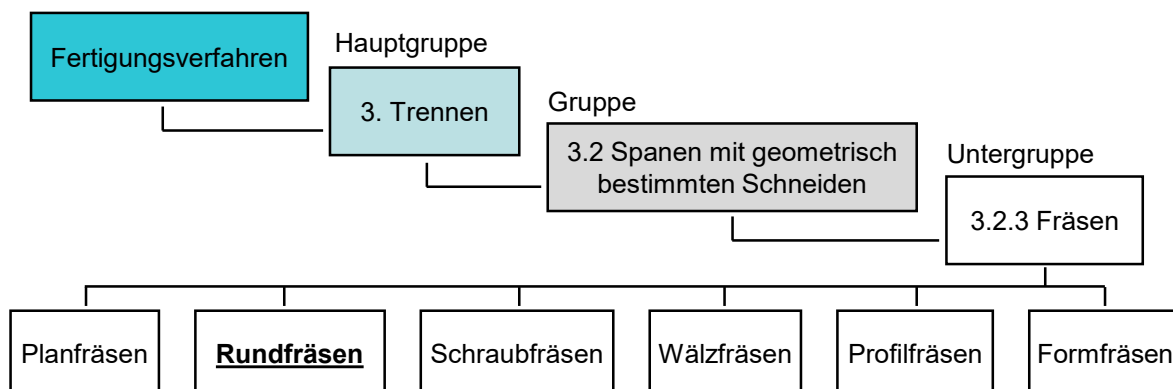
Bild 2.15: SLS Prozesskette

Um die Bauteile zu finalisieren, muss eine Präzisionsbearbeitung von Funktionsflächen erfolgen. In Kapitel 2.2.3 sind bereits verschiedene Nachbearbeitungsverfahren aufgeführt. Deren Auswahl und Reihenfolge erfolgt abhängig vom späteren Anwendungsfall und der Geometrie der Bauteile. Höchste Formgenauigkeiten an Schnittstellen und Verbindungselementen sind vorrangig durch spanende Verfahren herstellbar. Soll die Oberfläche zur Erhöhung der Lebensdauer an innenliegenden Elementen verbessert werden, eignet sich Beizen oder chemisches Polieren. Außerdem muss zusätzlich das Entfernen der Stützstrukturen erfolgen, die Überhänge am Bauteil abstützen oder sich in großen Bohrungen der SLS Bauteile befinden.

Die finale Qualitätskontrolle ist in Bild 2.15 als letzter Prozessschritt aufgeführt. Es erfolgen an den fertigen SLS Bauteilen die identischen Funktionstests wie bei konventionellen Bauteilen [Glö17]. Zusätzlich wird begleitend entlang der Prozesskette durch vielfältige Maßnahmen eine Qualitätssicherung durchgeführt. So wird regelmäßig geprüft, ob Parameter wie die Laserleistung bei der SLS Anlage vorgegebene Grenzwerte einhält. Außerdem durchlaufen Probekörper begleitend die Prozesskette, die zerstörend in Zugprüfungen, Dauerschwingversuchen oder durch Oberflächenschliffe auf mechanische Werkstoffeigenschaften oder Fehlstellen untersucht werden. Zusätzlich lassen sich die SLS Bauteile entlang der Prozesskette zerstörungsfrei prüfen. Beispielsweise ermöglicht die Farbe der Bauteile Rückschlüsse auf die Wärmebehandlung, oder Fehlstellen im Inneren der Bauteile lassen sich durch Röntgenprüfung detektieren. Prüfverfahren, die sich zur Prüfung von SLS Bauteilen eignen, sind in DIN 65123 aufgeführt.

## 2.3 Helixfräsen

Beim Fräsen erfolgt die Bearbeitung mit mehrschneidigen Werkzeugen, wobei sich die Schneiden nicht kontinuierlich im Eingriff befinden. Allgemein lassen sich Fräsverfahren nach der Vorschubbewegung in Relation zur Schnittbewegung (Gleich- /Gegenlauf), der Form der erzeugten Oberfläche und der Lage der Werkzeugachse im Vergleich zur erzeugten Oberfläche einteilen [Fan11a]. Das in der nachfolgenden Arbeit untersuchte Fräsverfahren ist das Helixfräsen. Nach DIN 8580 bzw. DIN 8589-3 gliedert sich dieses in die Gruppe „Spanen mit geometrisch bestimmten Schneiden“, Bild 2.16. Da beim Helixfräsen kreiszylindrische Flächen entstehen, ist das Verfahren dem Rundfräsen zuzuordnen, wobei die Norm keine Angabe über die axiale Vorschubbewegung macht [Deg12].



© ifm b34761

**Bild 2.16:** Einteilung des Bearbeitungsverfahrens Helixfräsen nach DIN8580 und DIN8589-3

Neben dem Begriff Helixfräsen ist in der deutschen Literatur der Begriff Zirkularfräsen und in der englischen Literatur sind die Begriffe helical milling und circular milling etabliert. Hierbei wird die Helixbewegung in Bearbeitungszentren durch sich unabhängig voneinander bewegende Linearachsen erzeugt, wobei die Beschleunigung der Linearachsen die Geschwindigkeit der Helixbewegung begrenzen. Beim Orbitalbohren, Orbitalfräsen oder in englischer Fachliteratur orbital drilling bezeichneten Verfahren handelt es sich um die im Vergleich zum Helixfräsen identische Bearbeitungskinematik. Jedoch wird im Vergleich zum Helixfräsen beim Orbitalbohren die Bewegung durch zwei exzentrisch zueinander angeordnete Wellen in einer

Orbitalbohrereinheit erzeugt [Fan11a, Tan12]. Diese Systeme finden überwiegend in der Luftfahrtindustrie beim Fertigen von Bohrungen in seriellen Werkstoffverbunden aus CFK und Titan Anwendung.

### 2.3.1 Kinematik

Die Bewegung des Werkzeugs entlang einer Helixspirale wird durch Überlagerung einer kreisförmigen Bewegung in der xy-Ebene und einer linearen Bewegung in z-Richtung erzeugt [Den08a, Li13, Li14, Wan12]. Hierbei bestimmt der Durchmesser der Helixspirale  $D_h$  und der Werkzeugdurchmesser  $D_{wz}$  den Durchmesser der fertig bearbeiteten Bohrung  $D_a$ , Bild 2.17. Das Fräswerkzeug muss tauchfähig sein, daher Stirnschneiden aufweisen [Rey16]. Der große Vorteil des Helixfräsens ist, dass sich mit einem Werkzeugdurchmesser verschiedene Bohrungsdurchmesser fertigen lassen und folglich die Zahl der verwendeten Werkzeuge und Nebenzeiten durch Werkzeugwechsel reduziert wird [Bri08, Toe94, Liu12]. Außerdem lassen sich verschiedene Bearbeitungsoperationen wie Schruppen und Schlichten innerhalb einer Bohrung miteinander kombinieren. Bei sehr großen Bohrungsdurchmessern muss beim konventionellen Bohren häufig eine Vorbohrung eingebracht werden. Diese Vorbohrung lässt sich beim Helixfräsen vermeiden. Außerdem hat das Helixfräsen den Vorteil, dass sich innerhalb einer Bohrung der Durchmesser der Helixspirale verändern lässt. Hierdurch können mit zylindrischen Werkzeugen konische oder gestufte Bohrungen gefertigt werden, die beim Bohren nur mit speziell angefertigten Sonderwerkzeugen herstellbar sind [Deg12, Fan11a].

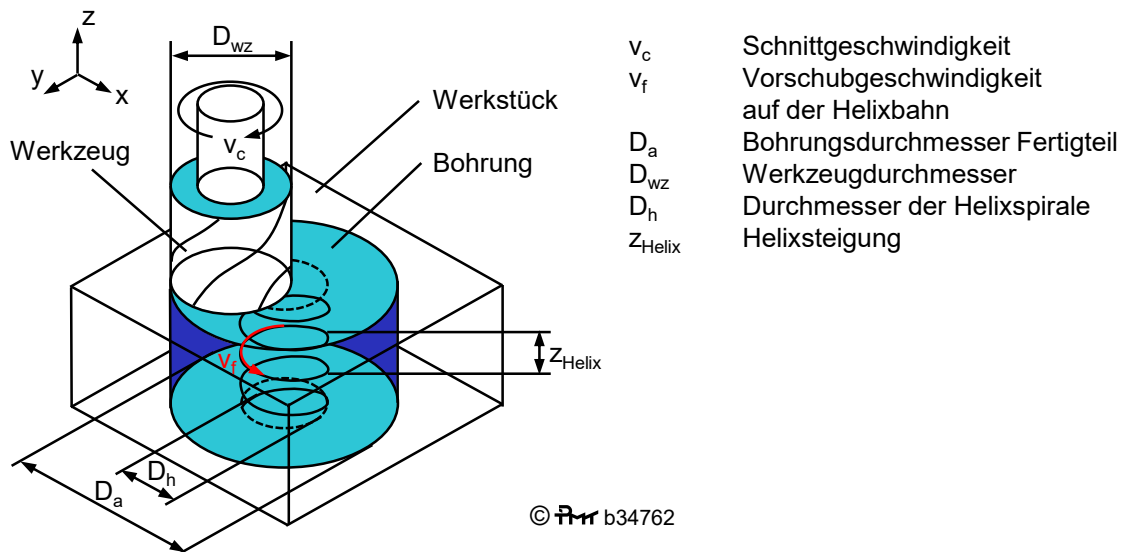
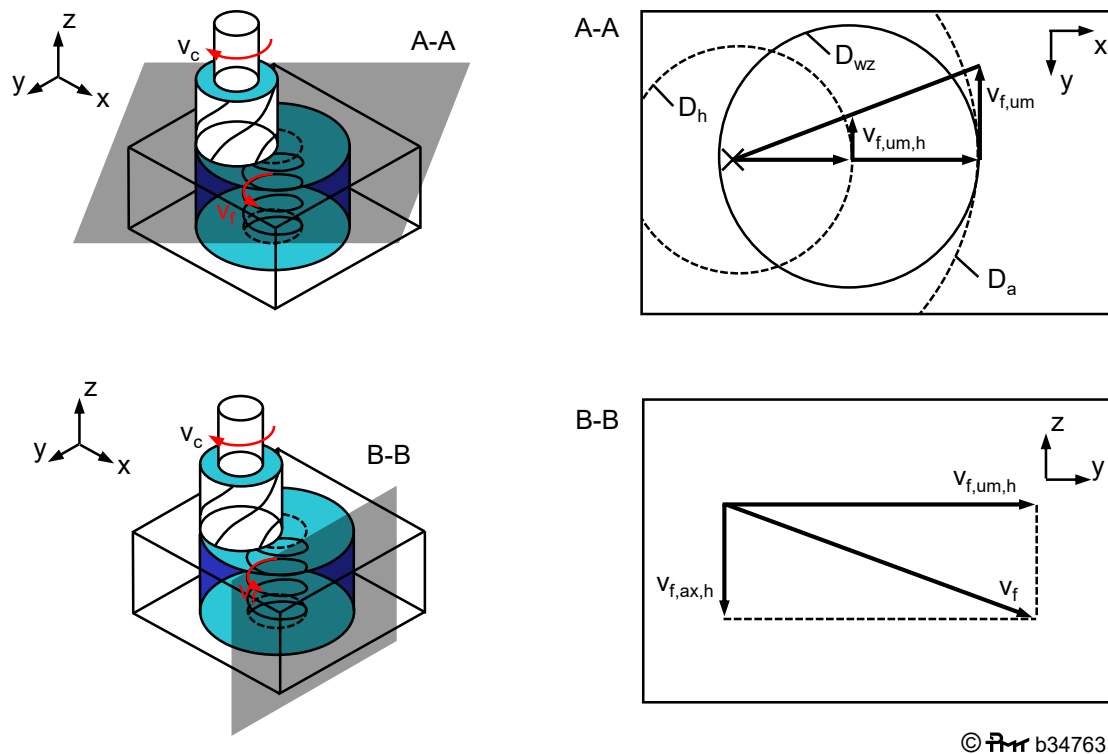


Bild 2.17: Kinematik beim Zirkularfräsen nach [Jan03]

In Bild 2.18 ist die überlagerte Bewegung in der xy-Ebene und der yz-Ebene aufgezeigt. Um einen verbleibenden Kern in der Bohrungsmitte zu vermeiden, sollte der Werkzeugdurchmesser 55 bis 90 % vom Bohrungsdurchmesser betragen [Ni07]. Die Steuerungen von NC Bearbeitungszentren regeln die Vorschubgeschwindigkeit im Werkzeugmittelpunkt auf der Helixbahn  $v_{f,um,h}$ . An der Bohrungswand stellt sich daher eine höhere Vorschubgeschwindigkeit  $v_{f,um}$  ein. Außerdem kann die helixförmige Vorschubbewegung wie die Bewegung entlang einer Rampe dargestellt werden. Hierbei lässt sich mittels der Steigung der Rampe bzw. der Helixspirale eine Aufteilung der Geschwindigkeitsanteile in Umfangsrichtung  $v_{f,um,h}$  und Axialrichtung  $v_{f,ax,h}$  durchführen.



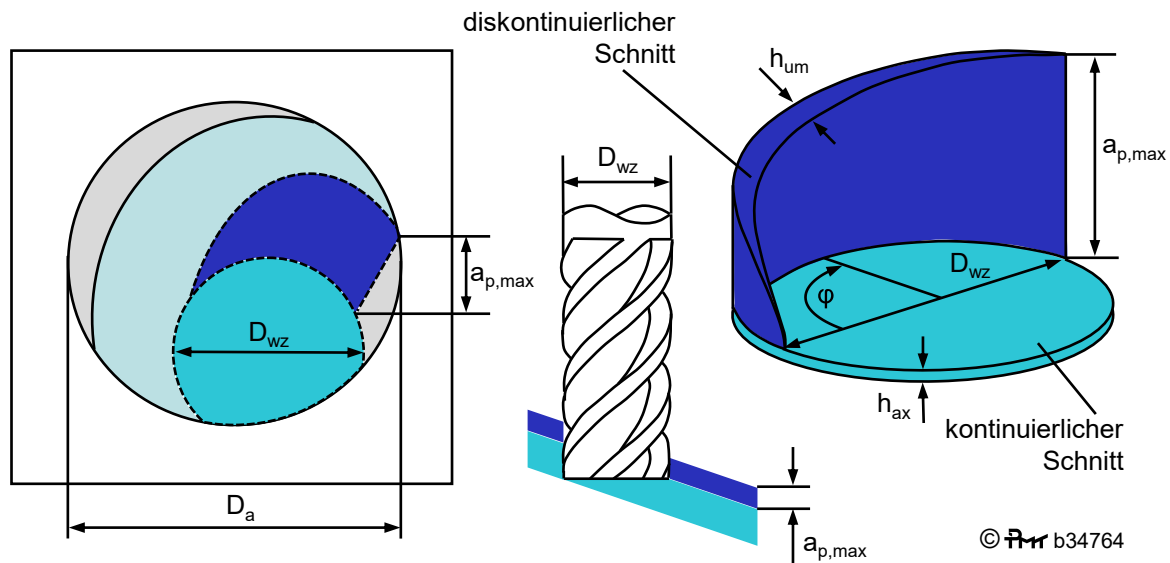
© ifm b34763

Bild 2.18: Geschwindigkeiten beim Zirkularfräsen nach [Den08a]

### 2.3.2 Spanbildung und Kräfte

Die entstehende Spanungsform beim Helixfräsen ist in Bild 2.19 dargestellt. An der Stirnfläche ist das Werkzeug kontinuierlich mit dem Werkstück im Eingriff und der axiale Zahnvorschub  $f_{z,ax}$  weist an allen Positionen einen identischen Betrag auf. Am Umfang ergibt sich ein diskontinuierlicher Schnitt. Außerdem ist die Schnitttiefe veränderlich, was auf die helikale Bewegung vergleichbar mit einer Rampe zurückzuführen ist [Bri08, Fan11b]. Weitere Grundlagen zu den Spanungsformen sind in Kapitel 4.1 aufgeführt.

Durch den diskontinuierlichen Schnitt an der Umfangsschneide ergeben sich kleine Späne, die über den Freiraum zwischen Werkzeug und Bohrungsinnenwand gut abtransportiert werden. Außerdem kann durch die hohe Zugänglichkeit eine Kühlung der Wirkstelle mit KSS erfolgen [Qin12]. Für die Fräswerkzeuge ist eine höhere Standzeit zu erwarten, da an der Umfangsseite durch den unterbrochenen Schneideneingriff die Temperaturbelastung sinkt [Fer15, Qin14, Zha15]. Außerdem hat das Helixfräsen den Vorteil, dass im Vergleich zum Bohren der Werkzeugmittelpunkt eine Bewegung aufweist, wodurch die Schnittgeschwindigkeit stets  $v_c > 0$  m/min beträgt. Hierdurch lassen sich Stauch- und Quetschprozesse [Wei97] während der Bearbeitung reduzieren, wodurch sich ebenso die Standzeit erhöht [Deg12]. Ähnlich zum Fräsen einer Nut tritt am Werkzeug beim Helixfräsen die Spanbildung im Gleich- und Gegenlauf auf. Für eine bessere Oberflächenqualität und geringeren Werkzeugverschleiß wird die Richtung der Helixbewegung und die Schnittgeschwindigkeit beim Werkstoff Ti-6Al-4V so gewählt, dass an der Bohrungsinnenwand Gleichlauf auftritt.



**Bild 2.19:** Das Helixfräsen mit der entstehenden Spannungsform und der in die Ebene projizierten Werkzeugbahn nach [Deg12, Fan11a]

Die Spannbildung beim Helixfräsen setzt dem Werkzeug einen Widerstand entgegen, welcher durch die Zerspangkraft überwunden wird. In Abhängigkeit von den Eingriffsverhältnissen und den Schnittparametern steht die Zerspangkraft schräg im Raum. Zur Vereinfachung hat sich die in Bild 2.20 dargestellte Zerlegung der Kräfte etabliert [Per17]. Analog zur kreisförmigen Bewegung in der  $xy$ -Ebene sowie der linearen Bewegung der  $z$ -Achse erfolgt eine Betrachtung in diesen beiden Hauptwirkrichtungen. Als Summe aller Kräfte in der  $xy$ -Ebene tritt die Umfangskraft auf. Diese wird bei alternativen Fräsprozessen, bspw. dem Stirn-Planfräsen, als Aktivkraft bezeichnet. Die Umfangskraft ändert sich mit dem Eingriffswinkel der Schneide, da wie in Bild 2.19 aufgezeigt ist, die Spannungsdicke mit verschiedenen Eingriffswinkeln  $\varphi$  variiert. Bezogen auf das jeweilige Koordinatensystem kann eine Zerlegung der Umfangskraft  $F_{um}$  erfolgen. So ergibt sich bezogen auf das Werkstückkoordinatensystem die Vorschubkraft  $F_f$  in Vorschubrichtung und bezogen auf das Werkzeugkoordinatensystem die Schnittkraft  $F_c$  in Schnittrichtung [Hai16, She12]. Orthogonal hierzu tritt jeweils die Schnittnormalkraft  $F_{cn}$  und Vorschubnormalkraft  $F_{fn}$  auf.

Bezogen auf das System der Werkzeugmaschine können die Schnittkräfte der Spindel und die Vorschubkräfte den Vorschubantrieben zugeordnet werden. Wie bereits aufgeführt wurde, variiert die Umfangskraft in Abhängigkeit vom Eingriffswinkel der Werkzeugschneide. Zusätzlich sind anders als beim Fertigungsverfahren Drehen, bei welchem nur eine Schneide im Eingriff ist, beim Fräsen mehrere Schneiden im Eingriff, wobei sich die auftretenden Kräfte überlagern. Zur Beurteilung der Zerspangung erfolgt daher eine Auswertung der mittleren sich überlagernden Kraftsummen. Die Kräfte  $F_x$  und  $F_y$  verlaufen aufgrund der kreisförmigen Werkzeugbewegung in der  $xy$ -Ebene sinusförmig. Mittels der dargestellten Transformation lässt sich die in der  $xy$ -Ebene auftretende, mittlere und konstante Umfangskraft  $F_{um}$  berechnen [Den08a, Hai12, Ven13]. Bisher erfolgte keine Berücksichtigung der Passivkraft, die senkrecht zur Arbeitsebene in Richtung der  $z$ -Achse wirkt. Aufgrund der linearen Vorschubbewegung beim Helixfräsen in diese Richtung lässt sich vergleichbar zur Zerlegung in der  $xy$ -Ebenen, ebenso eine Aufteilung auf Vorschub- und Schnittkraftanteile für die axiale Werkzeugbewegung durchführen. Jedoch erfolgt zur Vereinfachung keine dedizierte Zerlegung der Anteile, sondern eine

zusammenfassende Betrachtung der aus der Kraft  $F_z$  abgeleiteten Axialkraft  $F_{ax}$  [Deg12, Fan11a, Klo08].

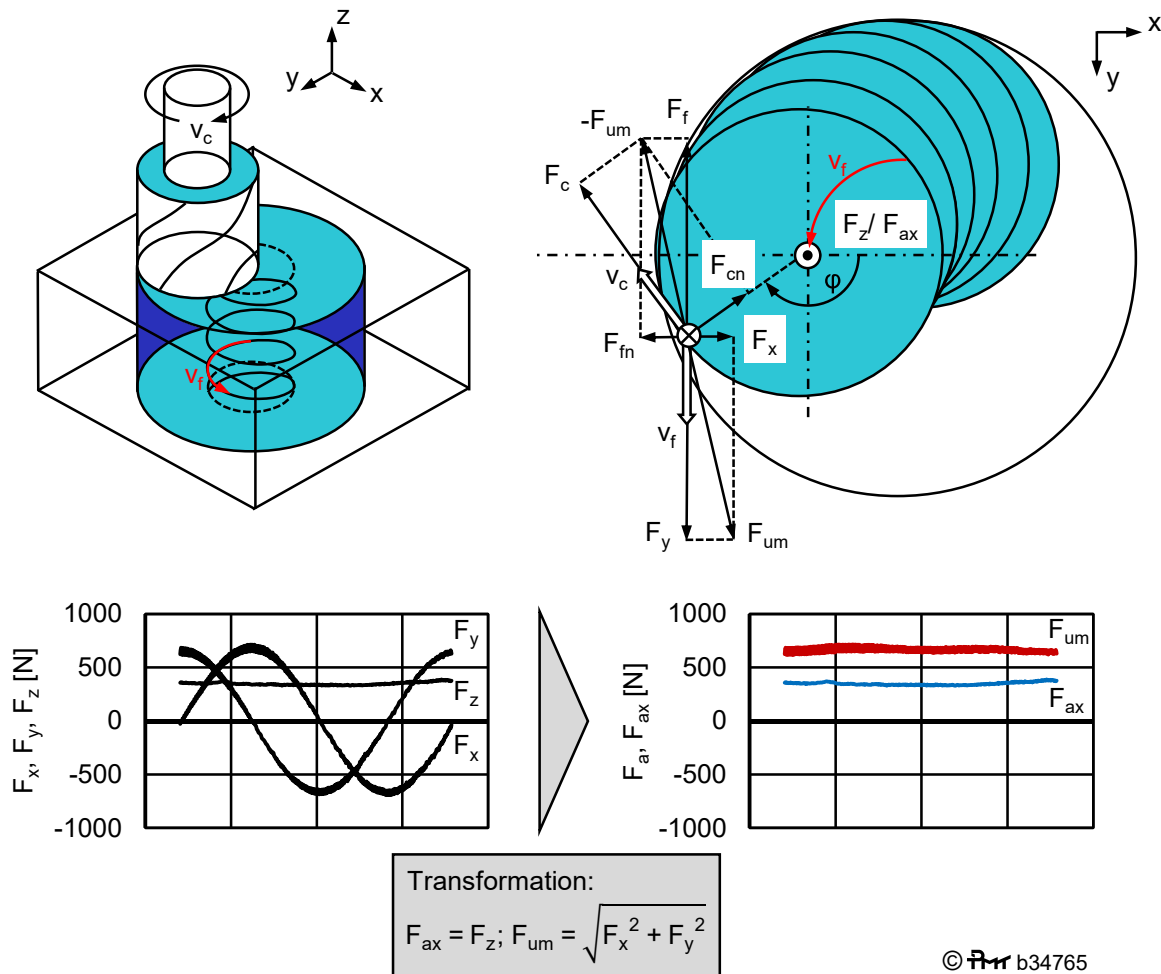


Bild 2.20: Kräfte beim Helixfräsen und Transformation der gemessenen Kräfte

## 2.4 Bohren

Beim Bohren handelt es sich um eines der am häufigsten angewandten spanenden Fertigungsverfahren. Dieses gliedert sich analog zum bereits aufgeführten Fräsen nach DIN 8580 in die Gruppe „3.2 Spanen mit geometrisch bestimmten Schneiden“, Bild 2.21. Hierbei wird zwischen verschiedenen Verfahren des Rundbohrrens unterschieden. Sämtliche Unterteilungen besitzen die Gemeinsamkeit, dass der Durchmesser der Bohrung nur durch den Durchmesser des Werkzeugs bestimmt wird und nicht über die Steuerung der Werkzeugmaschine angepasst werden kann. Beim Bohren steigt proportional zum Radius die Schnittgeschwindigkeit. Hierdurch ist in der Mitte des Bohrwerkzeugs die Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 0$  m/min und das Material wird gequetscht und gestaucht. Daraus resultieren hohe Zerspankräfte und eine hohe Belastung des Werkzeugs [Abd15, Lor19]. Weiterhin stellt der Abtransport der Späne entgegen der Vorschubrichtung sowie die Kühlung und Schmierung der Schneidzone bei sehr tiefen Bohrungen eine Herausforderung dar [Bee15, Wes06].

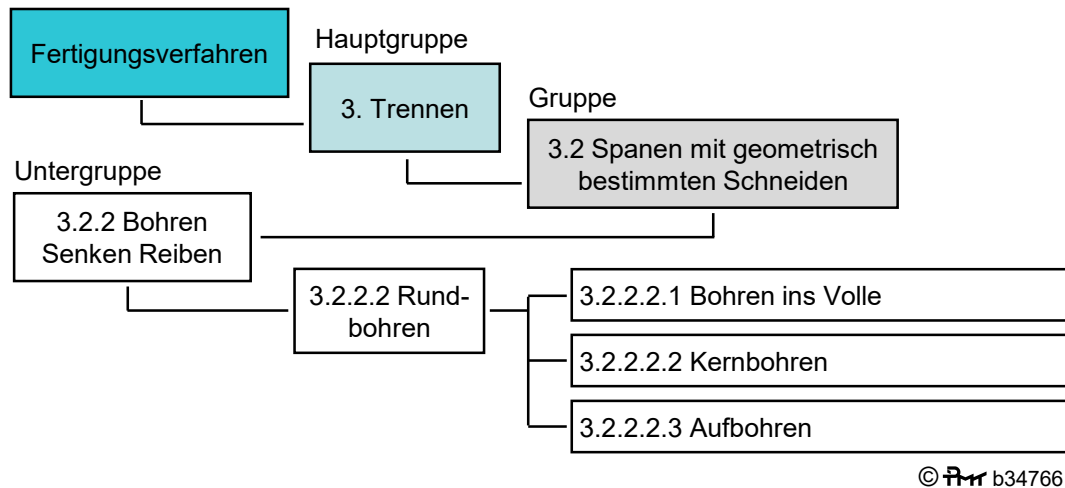


Bild 2.21: Einteilung des Bearbeitungsverfahrens Bohren nach DIN 8580 und DIN 8589-2

### 2.4.1 Bezeichnung und Kräfte

Die wichtigsten Bezeichnungen am Bohrwerkzeug sind in Bild 2.22 dargestellt. In einem zylindrischen Grundkörper werden durch Schleifen symmetrisch angeordnete Spannuten gefertigt. Dadurch ergeben sich die Haupt- und Nebenschneiden, die den Zerspanprozess durchführen. Zusätzlich wird durch die Führungsfasen das Werkzeug in der Bohrung geführt, sodass eine hohe Reibbelastung auftritt [Lor19]. Außerdem ist der Reibverschleiß aufgrund der höchsten Schnittgeschwindigkeit in den Schneidenecken sehr hoch. Nach dem Prinzip einer Förderschnecke werden die Späne durch die Spannuten aus der Bohrung abtransportiert [Toe94]. Hierbei besteht bei sehr tiefen Bohrungen aufgrund der geringen fördernden Wirkung die Gefahr von Spanstau und Spanklemmern. Bei Spanklemmern werden einzelne Späne zwischen Nebenschneide und fertig bearbeiteter Bohrungswand gezogen, wodurch das Werkzeug brechen kann und gleichzeitig die Bohrungswand beschädigt wird. Durch große Spannuten lässt sich die Abfuhr von Spänen verbessern, gleichzeitig reduziert sich jedoch der Kern des Werkzeugs und somit seine Torsionssteifigkeit und Festigkeit. Weiterhin bestimmt der Drall der Spannuten den Spanwinkel an der Schneidenecke. Für Bohrwerkzeuge ist hierbei jedoch charakteristisch, dass sich die Geometrie entlang der Hauptschneide verändert. So reduziert sich der Spanwinkel ab den Schneidenecken in Richtung der Querschneiden. Im Zentrum des Bohrwerkzeugs bestimmen die Querschneiden die Stauchung und Quetschung des Materials [Abd15, Dor99, Ji20]. Durch kleine Querschneiden soll sich eine geringe Vorschubkraft und eine gute Zentrierung des Bohrwerkzeugs beim Eintritt ins Werkstück einstellen. Außerdem ist für Bohrwerkzeuge der Anschlag an der Stirn von großer Bedeutung. Dieser bestimmt den Freiwinkel, der ein Reiben der stirnseitigen Hauptfreifläche aufgrund der Vorschubbewegung beim Bohren verhindert. Insbesondere im Zentrum des Bohrwerkzeugs im Bereich geringer Schnittgeschwindigkeit ist darauf zu achten, dass der Freiwinkel größer ist als der sich ergebende Winkel, der Wirkrichtungswinkel, zwischen Schnittgeschwindigkeit und Vorschubgeschwindigkeit [Wes06]. Dies ist jedoch prinzipbedingt nicht vollständig möglich.

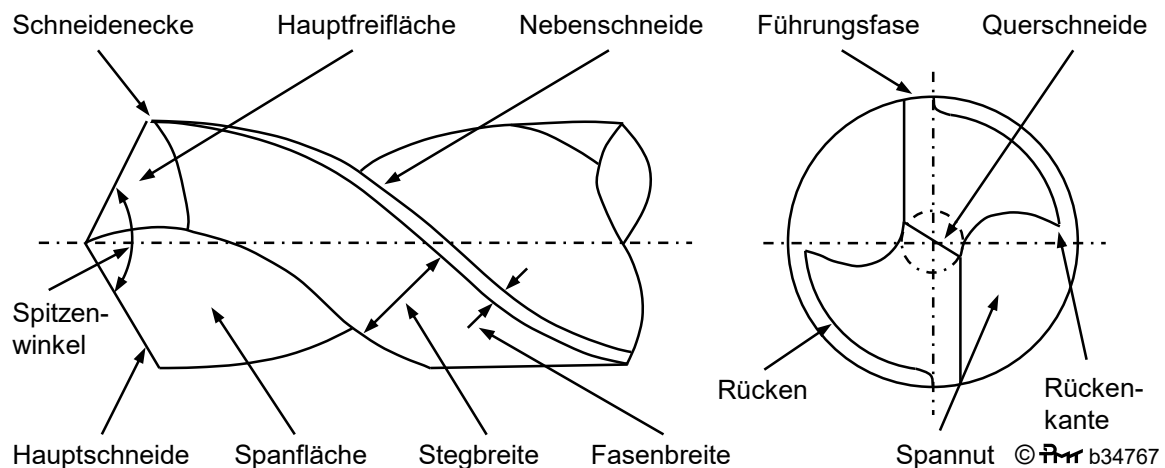


Bild 2.22: Bezeichnungen am Bohrwerkzeug [Wes06]

Der Spanungsquerschnitt beim Bohren ergibt sich durch die aufgespannte Fläche von Zahnvorschub  $f_z$  und Schnitttiefe  $a_p$  bzw. unter Berücksichtigung des Einstellwinkels  $\kappa_r$  zwischen Spanungsdicke  $h$  und Spanungsbreite  $b$ , Bild 2.23. Aus der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  resultiert vor allem die thermische Belastung und aus dem Zahnvorschub  $f_z$  resultiert die mechanische Belastung während der Bearbeitung. Aufgrund der symmetrischen Anordnung der Schneiden kann nur die Vorschubkraft direkt im Werkstückkoordinatensystem gemessen werden. Die Schnittkraft lässt sich indirekt über das Schnittmoment  $M_c$  bestimmen [Ji20, Toe94]. Aufgrund der entgegengesetzten Wirkrichtung ist die Passivkraft ebenfalls nicht direkt messbar [Bie08]. Allerdings zentriert die Passivkraft das Werkzeug in der Bohrung. Durch die variable Werkzeuggeometrie und die verschiedenen Kraftanteile lassen sich die Passivkräfte je Schneide  $F_{pz}$  in Vergleichsversuchen bestimmen. Hierbei wird die Passivkraft durch Bohrversuche in Vorbohrungen ermittelt, bei denen das Bohrwerkzeug koaxial angeordnet ist, sodass sich nur eine Schneide im Eingriff befindet [Hin14a, Sch14].

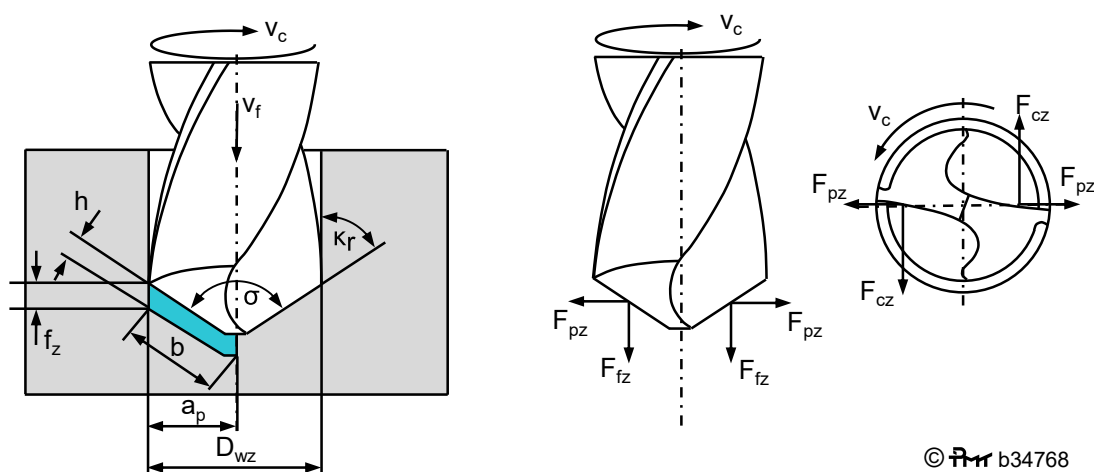


Bild 2.23: Zerspankraftkomponenten und Eingriffsbedingungen beim Vollbohren nach [Sch14]

## 2.4.2 Werkzeugkonzepte und Bearbeitungsstrategie

Neben den häufig verwendeten Spiralbohrern sind Bohrwerkzeuge mit wechselbaren Wendeschneidplatten (WSP) etabliert. Bei diesen ist der Grundkörper aus Stahl gefertigt und mittels

Klemmung oder Verschraubung lassen sich verschiedene Wendeschneidplatten als schneidendes Werkzeug befestigen. Hierbei sind die Wendeschneidplatten aus dem erforderlichen Schneidstoff, wie bspw. beschichtetes Hartmetall, gefertigt. Nach Erreichen des Standzeitendes werden die Wendeschneidplatten gewechselt, sodass sich im Vergleich zu Spiralbohrern, bei denen das komplette Bohrwerkzeug aus dem teuren Schneidstoff gefertigt ist, ein Kostenvorteil ergibt. Ein Nachteil von WSP-Bohrwerkzeugen sind die Schneiden, welche nicht symmetrisch zueinander angeordnet sind. Hierdurch entstehen radiale Kräfte, die Ratterschwingungen und ein Verlaufen des Werkzeugs in der Bohrung begünstigen. Daher finden WSP-Bohrwerkzeuge überwiegend bei Bohrungen mit einer im Verhältnis zum Durchmesser geringen Tiefe Anwendung. Außerdem weisen WSP-Bohrwerkzeuge aufgrund von Fertigungsungenauigkeiten und der Passung zwischen Wendeschneidplatte und Halter eine höhere Durchmesservarianz als geschliffene Spiralbohrer auf, sodass sich ebenso bei den fertigen Bohrungen eine größere Durchmesservarianz ergibt. Ein weiterer Nachteil vieler WSP Bohrwerkzeuge sind die nicht symmetrisch zueinander angeordneten Schneiden [Wes06].

Zur Verbesserung des Bearbeitungsergebnis beim Bohren von schwer zerspanbaren Werkstoffen wie Titan sind mittlerweile viele Technologien zur Unterstützung des Prozesses erforscht. Eine Herausforderung beim Bohren ist die Abfuhr von Wärme aus der Wirkzone [Sch13]. Daher ist die Verwendung von Bohrwerkzeugen mit Innenkühlung bei Bearbeitung von Titan-Luftfahrtbauteilen Standard [Ji20]. Hierbei wird das Kühlschmiermittel durch gedrahte Bohrungskanäle im Werkzeug unter einem hohen Druck direkt zur Schneidzone befördert, sodass sich selbst bei sehr tiefen Bohrungen eine kühlende und schmierende Wirkung einstellt. Außerdem hat die Technologie den zusätzlichen Vorteil, dass das KSS über die Spannuten abtransportiert wird und hierbei gleichzeitig den Abtransport der Späne begünstigt. Sollten Werkzeuge mit Innenkühlung nicht zur Verfügung stehen, werden bei langspanenden Werkstoffen Entspannungshübe genutzt, um einen Spanbruch einzuleiten und die Schneide des Bohrwerkzeugs mit KSS zu versorgen [Abe16].

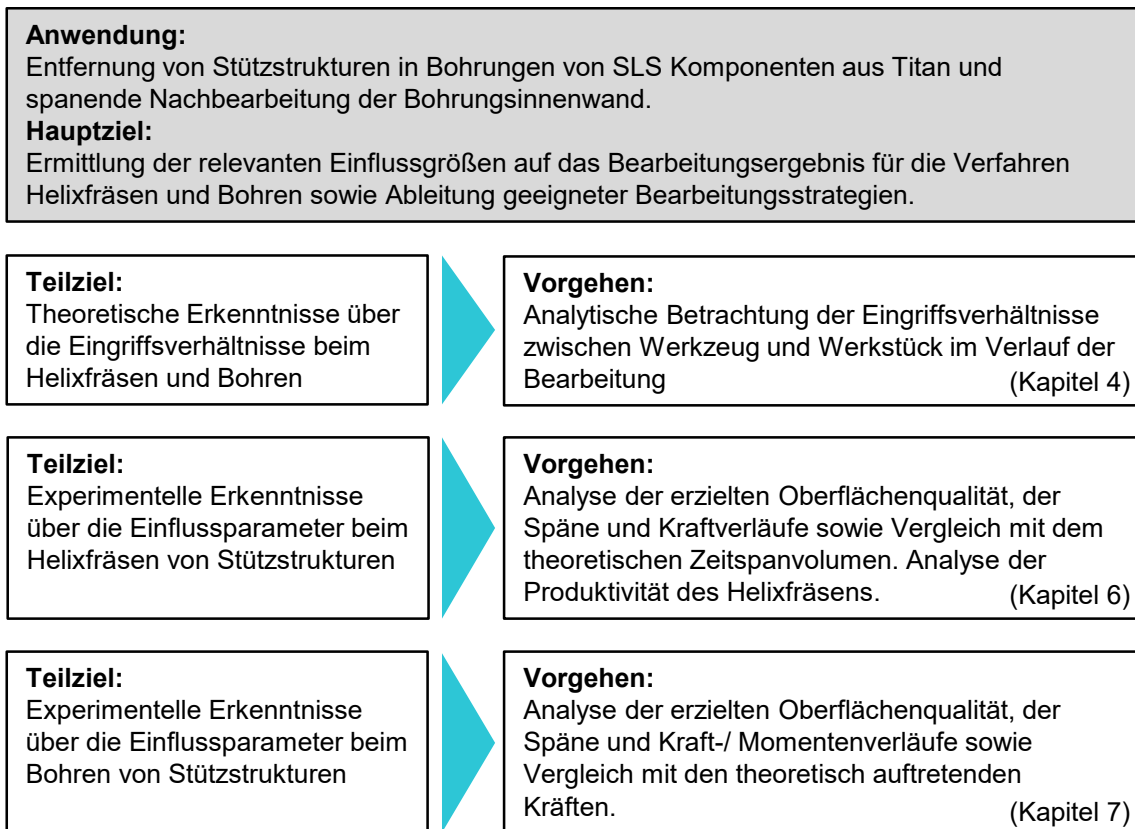
Hieran angelehnt hat sich zur Bearbeitung von Sandwich-Luftfahrtbauteilen die Bearbeitung mit Peck-Feed etabliert [Hin14b, Pec14]. Das Fügen von Luftfahrtkomponenten erfolgt überwiegend durch Nieten. Die hierfür notwendigen Nietbohrungen müssen vorab in die Schalenbauteile eingebracht werden, wobei Werkstoffpaarungen von Titan mit Aluminium oder CFK auftreten. Werden an diesen Sandwich-Bauteilen die sehr langen metallischen Späne des Titans durch die Bohrung der darüberliegenden CFK-Werkstoffschicht abgeführt, können diese die Bohrungsinnenwand beschädigen. Mittels eines Peck-Feed Systems lässt sich der linearen Bohrerbewegung eine oszillierende Bewegung überlagern. Hierdurch ergeben sich kleinere Späne und gleichzeitig bleibt die Bearbeitungszeit konstant [Hin13b].

### 3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Luftfahrtkomponenten aus Titan werden innerhalb der konventionellen Prozessketten aus Blockmaterial gefertigt. Zusätzlich etablieren sich additive Verfahren zur Fertigung von Luftfahrtkomponenten, da sich dadurch Bauteile bionisch optimieren und mehrere Einzelkomponenten zu einer Baugruppe zusammenfassen lassen. Auf diese Weise kann das Gewicht der Bauteile reduziert werden, was für die Anwendung in der Luftfahrt essentiell ist.

Ein sich etablierendes Verfahren für die additive Serienfertigung ist das selektive Laserschmelzen (SLS). Für diese Technologie eignen sich Hydraulikkomponenten aus Titan, da diese viele innenliegende Kanäle aufweisen. Beim Laserschmelzen sind Stützstrukturen erforderlich, um ein Abstützen von waagrecht im Bauraum angeordneten Kanälen sicherzustellen und Wärme abzuführen. Im Anschluss sind an den Bohrungen die Stützstrukturen zu entfernen und gleichzeitig möglichst die Bohrung in der geforderten Qualität zu bearbeiten.

Bislang werden bei additiv vorgefertigten Komponenten die Stützstrukturen zu allermeist manuell entfernt. Unter Berücksichtigung wirtschaftlicher Gesichtspunkte muss für die Serienfertigung das Entfernen der Stützstrukturen automatisiert erfolgen. Für Stützstrukturen in Bohrungen eignet sich hierbei das Helixfräsen. Das Helixfräsen hat den Vorteil, dass sich mit nur einem Werkzeug verschiedene Bohrungsdurchmesser fertigen lassen. Es ist daher insbesondere für SLS Hydraulikkomponenten geeignet, da die Bohrungen dieser Bauteile Querschnittsprünge aufweisen. Weiterhin eignet sich das konventionelle Bohren als Verfahren, da dieses eine hohe Produktivität aufweist.



©  b34769

Bild 3.1: Zielsetzung und Vorgehensweise

Wie im Stand des Wissens dargelegt wurde existieren keine Methoden und Modelle, die die spanende Nachbearbeitung von Bohrungen mit Stützstrukturen in SLS Bauteile adressieren. Verfügbar sind lediglich Untersuchungen zur Zerspanbarkeit von Titan sowie verschiedene Zerspankraftmodelle, die das Helixfräsen und Bohren in Vollmaterial beschreiben. In der nachfolgenden Arbeit wird ein Modell erarbeitet, das die Bearbeitung beim Helixfräsen von Stützstrukturen mit seinen sich verändernden Eingriffsbedingungen beschreibt. Zusätzlich wird das Modell mit den Bedingungen beim Bohren verglichen. Anschließend erfolgen für das Helixfräsen und Bohren experimentelle Untersuchungen an SLS Probekörpern aus Titan, die die Gegebenheiten von SLS Hydraulikkomponenten repräsentieren. Es wird daher folgendes Hauptziel definiert:

- Für die Entfernung von Stützstrukturen in Bohrungen von SLS Komponenten und die spanende Nachbearbeitung der Bohrungswand werden die relevanten Einflussgrößen auf das Bearbeitungsergebnis für die Verfahren Helixfräsen und Bohren ermittelt sowie geeignete Bearbeitungsstrategien abgeleitet.

Zur Erreichung dieses Ziels erfolgt eine Unterteilung in folgende Teilziele:

### Teilziel: Theoretische Erkenntnisse über die Eingriffsverhältnisse

Für das Helixfräsen erfolgt eine Unterteilung des Eingriffs in axiale Richtung an der Stirnfläche des Fräswerkzeugs und umfangsseitig an der Umfangsfläche des Werkzeugs. Außerdem erfolgt eine Unterteilung in Präzisionsbearbeitung an der Bohrungswand sowie Zerspanung der Stützstruktur. Hierauf aufbauend lässt sich in Abhängigkeit von der Position des Werkzeugs in der Bohrung das anteilige Zeitspanvolumen modellieren. Die Ergebnisse des Modells werden mit den Gegebenheiten beim Bohren von Stützstrukturen verglichen. Darüber hinaus wird eine Methodik zur Auswertung der Kräfte beim Helixfräsen erarbeitet, da in zwei Bereichen (Bohrungswand und Stützstruktur) und zwei Richtungen des Fräswerkzeugs (Stirnfläche und Umfangsfläche) Kräfte entstehen.

### Teilziel: Experimentelle Erkenntnisse zum Helixfräsen

Es werden Experimente zum Helixfräsen geplant. Hierfür werden SLS Probekörper mit Bohrungen die Stützstrukturen enthalten abgeleitet, um die typische Situation bei SLS Komponenten zu repräsentieren. Bei Versuchen zum Helixfräsen werden die auftretenden Kräfte und Späne analysiert und die Ergebnisse verwendet, um die Annahmen aus der theoretischen Betrachtung zu validieren. Außerdem werden die Ergebnisse mit den Kräften und Spänen zum konventionellen Helixfräsen in Vollmaterial verglichen. Die Qualität an der Bohrungswand wird analysiert sowie die relevanten Einflussgrößen hierauf aufgezeigt. Außerdem wird eine Bearbeitungsstrategie zur Verbesserung der Qualität an der Bohrungswand bei der Bearbeitung von SLS Komponenten mit Stützstruktur erarbeitet. Zum Abschluss erfolgt eine Abschätzung der anteiligen Kosten des Helixfräsens im Vergleich zu den anteiligen Kosten für den Prozessschritt Lasersintern.

### Teilziel: Experimentelle Erkenntnisse zum Bohren

In Anlehnung an die Versuche zum Helixfräsen erfolgt die Planung von Versuchen zum Bohren. Diese sind auf das Helixfräsen abgestimmt, sodass eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse sichergestellt ist. Die entstehenden Späne sowie das Schnittmoment und die Vorschubkraft

werden analysiert. Außerdem erfolgt zur Analyse der Qualität eine Auswertung der Oberflächenrauheit an der Bohrungsinnenwand. Aufgrund der kinematischen Eingriffsbedingungen wird für den Vorschub beim Bohren ein hoher Einfluss auf die Qualität an der Bohrungsinnenwand erwartet. Daher werden Versuche durchgeführt, um diesen Einfluss auf die Qualität an der Bohrungsinnenwand zu ermitteln. Zum Abschluss werden die Schnittkräfte nach Kienzle berechnet und den experimentell ermittelten Werten gegenübergestellt. Hierbei wird das Schnittkraftmodell nach Kienzle um die veränderlichen Volumenmaterialanteile beim Bohren von Stützstrukturen erweitert.

Aus den vorhergehenden Ergebnissen werden Handlungsempfehlungen für die industrielle Praxis aufgezeigt.

## 4 Theoretische Betrachtungen zu den Eingriffsbedingungen

Zum Auslegen von Zirkularfräsoperationen an SLS Probekörpern mit Stützstruktur ist ein grundlegendes Verständnis über die Kinematik und die Kontaktbedingungen während des Prozesses erforderlich. Daher werden nachfolgend die Spanungsformen nach Dege [Deg12] in Axial- und Umfangsrichtung aufbauend auf der Position des Werkzeugs im Werkstück und den Werkzeug- und Werkstückgeometrien abgeleitet. Zusätzlich werden die entstehenden Kräfte beim Helixfräsen modelliert.

### 4.1 Modell zur Zerspanung von Stützstrukturen in Bohrungen durch Helixfräsen

Wie im Stand der Technik aufgeführt ist, haben sich in der Literatur weitere Begriffe, wie Zirkularfräsen und Orbitalbohren etabliert. Beim Helixfräsen bewegt sich das Werkzeug in einer Schraubbewegung auf einer Helixbahn in das Werkstück und fräst die Bohrung. Für die Programmierung an der Werkzeugmaschine können die NC-Befehle für die Kreisinterpolation G2 oder G3 verwendet werden [DIN 66025]. Das Helixfräsen hat den Vorteil, dass sich mit einem Werkzeugdurchmesser unterschiedliche Bohrungsdurchmesser fertigen lassen. Grundlagen bilden hierfür beispielsweise die Vorarbeiten zum Fräsen serieller Werkstoffverbunde in der Luftfahrtindustrie [Deg12, Fan11a, Hin18].

Bild 4.1 zeigt die relevanten Kenngrößen zur Beschreibung des Prozesses beim Helixfräsen von Bohrungen mit Stützstruktur, welche nachfolgend bei der Herleitung der Spanungsform zwischen Werkstück und Werkzeug verwendet werden. Das Werkzeug weist den Werkzeugdurchmesser  $D_{wz}$  auf und wird in einer Helixbewegung durch das Werkstück geführt. Mit Hilfe des Durchmessers der Helixspirale  $D_h$  und dem Werkzeugdurchmesser  $D_{wz}$  berechnet sich der Bohrungsdurchmesser  $D_a$ . Die Bohrung bei SLS Bauteilen ist mit einem Aufmaß gefertigt, so ergibt sich der innere Durchmesser  $D_i$  des Bohrungshalbzeugs. Aus der Höhe der Helixsteigung innerhalb einer vollständigen Helixumdrehung des Werkzeugs in der Bohrung leitet sich die Schnitttiefe  $a_p$  ab. Außerdem unterscheidet sich die Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstück in Abhängigkeit von der Position des Werkzeugs  $\alpha$  innerhalb der Bohrung [Hin18].

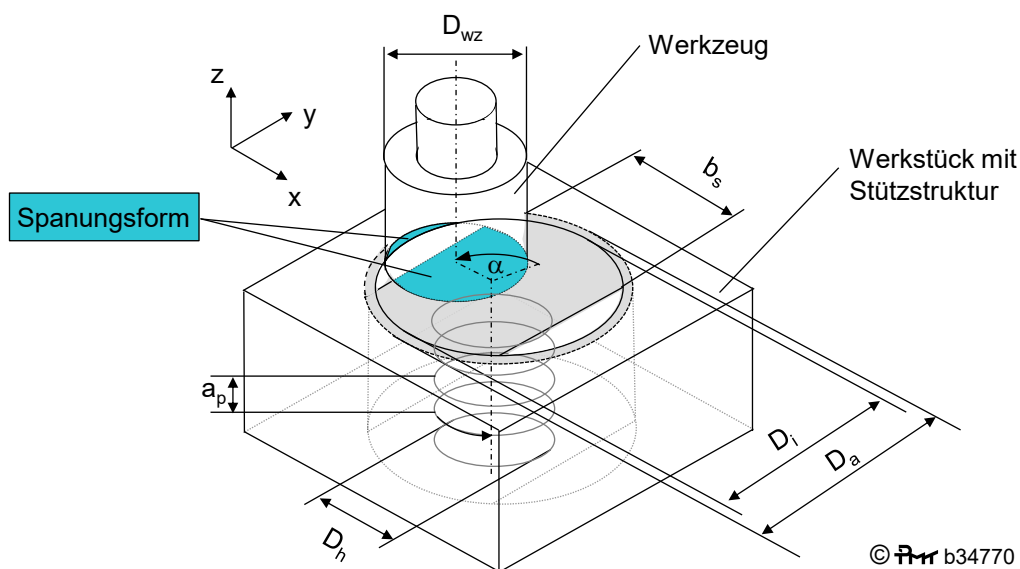
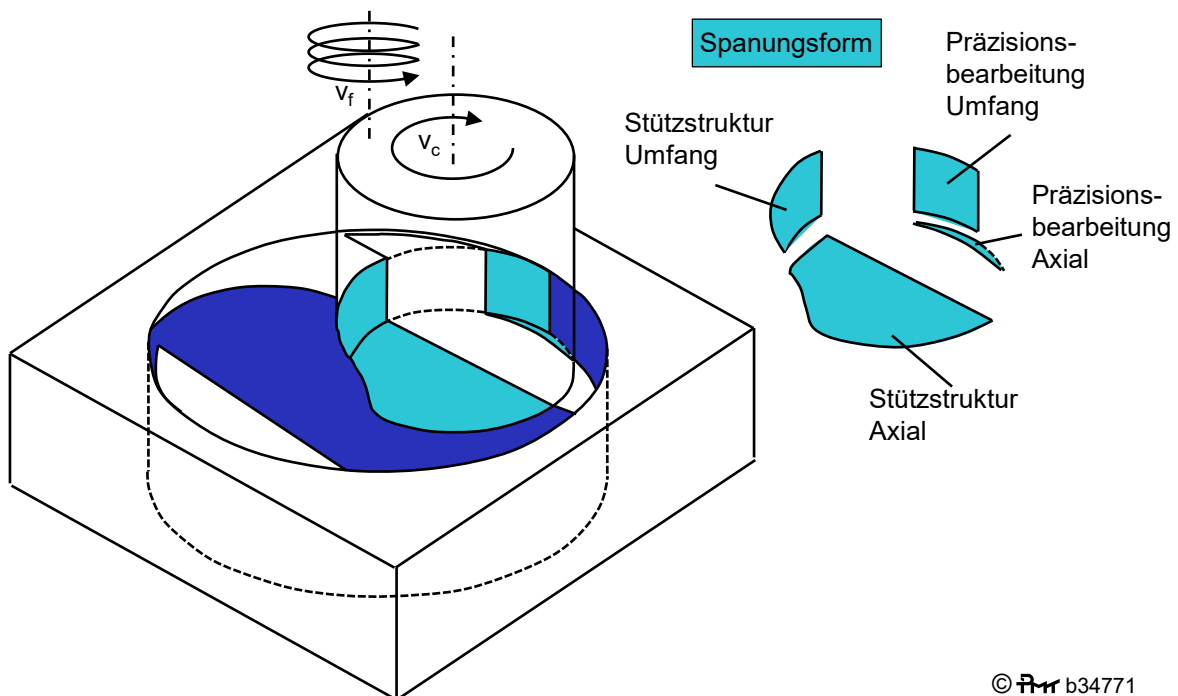


Bild 4.1: Kenngrößen beim Helixfräsen von Bohrungen mit Stützstruktur

Im Vergleich zum Helixfräsen konventioneller Werkstücke ist beim Helixfräsen von Bohrungen in SLS Bauteilen die zu entfernende Stützstruktur mit der Breite  $b_s$  zu berücksichtigen. Die entstehende Spannungsform während der Bearbeitung ergibt sich aus dem Kontakt zwischen dem Werkzeug und dem Werkstück mit Stützstruktur. Zur Beschreibung der Spannungsform sind zwei überlagerte Bewegungen und somit zwei Bereiche am Werkzeug zu berücksichtigen. Zum Ersten ergibt sich aus der kreisförmigen Bewegung innerhalb der xy-Ebene ein Kontakt am Umfang des Werkzeugs mit dem Werkstück. Zum Zweiten entsteht durch die lineare axiale Bewegung in z-Richtung ein Kontakt an der Stirnfläche des Fräswerkzeugs.

Beim Helixfräsen von Werkstücken aus Vollmaterial ist zwischen Ein- und Austritt des Werkzeugs in das Werkstück die Spannungsform an der Stirn- und Umfangsfläche des Werkzeugs konstant. An der Stirnfläche liegt ein kontinuierlicher Schnitt, an der Umfangsfläche ein diskontinuierlicher Schnitt vor. Für das Helixfräsen von Stützstrukturen ist eine zusätzliche Unterteilung erforderlich. Neben der stirn- und umfangsseitigen Aufteilung erfolgt eine Aufteilung in die Bereiche Präzisionsbearbeitung an der Bohrungswand und Zerspanung der Stützstruktur, Bild 4.2. Entsprechend ergeben sich beim Helixfräsen die Späne aus dem Kontakt des Werkzeugs mit vier unterschiedlichen Bereichen des Werkstücks. An der Umfangsfläche des Werkzeugs wird Stützstruktur zerspannt und es erfolgt eine Präzisionsbearbeitung der Bohrungswand und an der axialen Stirnfläche des Werkzeugs wird ebenfalls Stützstruktur zerspannt sowie die Bohrungswand präzisionsbearbeitet [Hin18].

Die Spannungsformen der Präzisionsbearbeitung sind analog zum Helixfräsen während der Bearbeitung von Vollmaterial konstant. Jedoch ändern sich die Spannungsformen zwischen Werkzeug und Stützstruktur in Abhängigkeit von der Position des Werkzeugs innerhalb einer vollständigen Helixumdrehung. Nachfolgend werden die vier verschiedenen Spannungsformen zwischen Werkzeug und Werkstück beschrieben.



©  b34771

Bild 4.2: Spannungsformen beim kombinierten Zirkularfräsen der Stützstruktur und Bohrungswand

#### 4.1.1 Modellierung Spannungsform Präzisionsbearbeitung Axial

Die Präzisionsbearbeitung Axial erfolgt an der Stirnfläche des Werkzeugs und zerspannt durch den Kontakt das Aufmaß der Bohrungsinnenwand des Werkstücks. Zur Berechnung der Fläche zwischen Werkzeug und Werkstück ist die Berechnung des Flächeninhaltes eines Kreissegmentes, Bild 4.3, erforderlich. Der Flächeninhalt eines Kreissegmentes  $A$  ergibt sich aus dem Radius des Kreises  $r$  und der Höhe des Kreissegmentes  $h$ :

$$A = r^2 \arccos\left(1 - \frac{h}{r}\right) - (r-h) \sqrt{2rh - h^2} \quad 4.1$$

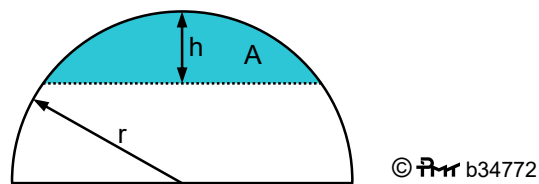


Bild 4.3: Flächeninhalt eines Kreissegmentes

Die geometrischen Zusammenhänge zur Flächenberechnung der Spannungsform sind in Bild 4.4 aufgezeigt. Die zu zerspannende Fläche wird durch den Radius des Werkzeugs  $r_{wz}$  und den Radius des Fertigteils  $R_a$  aufgespannt. Außerdem hat die Differenz zwischen dem inneren Bohrungsradius  $R_i$  des Halbzeugs und dem Bohrungsradius des Fertigteils  $R_a$  Einfluss auf die Größe der Spannungsform, da das Werkzeug tangential zum Bohrungsradius des Fertigteils  $R_a$  bewegt wird.

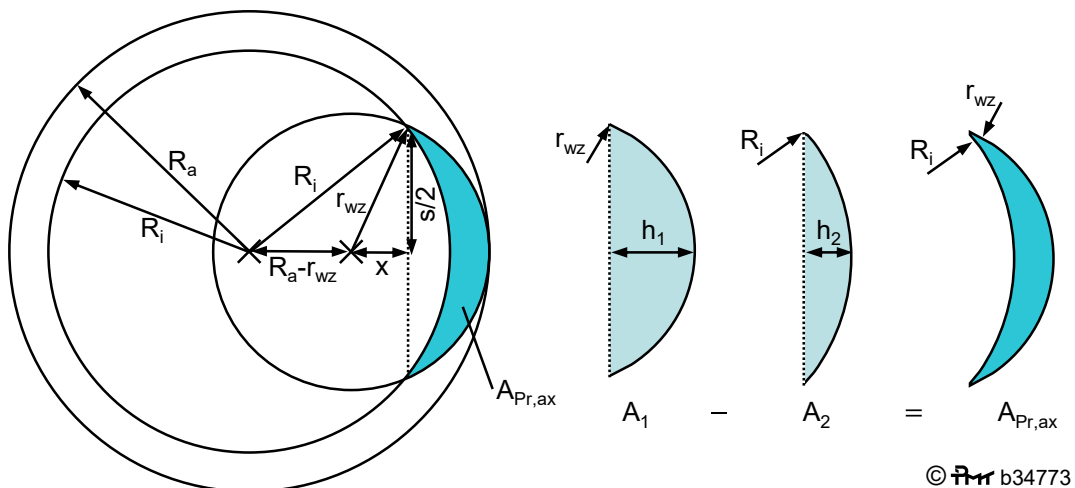


Bild 4.4: Flächeninhalt der Spannungsform des Anteils Präzisionsbearbeitung axial

Als Erstes erfolgt die Herleitung der Hilfsvariablen  $x$  aus den trigonometrischen Beziehungen der Radien:

$$(x + (R_a - r_{wz}))^2 + \left(\frac{s}{2}\right)^2 = R_i^2 \quad 4.2$$

$$x^2 + \left(\frac{s}{2}\right)^2 = r_{wz}^2 \quad 4.3$$

Durch Einsetzen von 4.2 in 4.3 und Umstellen ergibt sich die Variable x:

$$x = \frac{1}{2} \left[ \frac{R_i^2 - r_{wz}^2}{R_a - r_{wz}} + r_{wz} - R_a \right] \quad 4.4$$

Mit Hilfe von x lassen sich die beiden Hilfsvariablen  $h_1$  und  $h_2$  berechnen, die die Kreissegmente  $A_1$  und  $A_2$  aufspannen:

$$h_1 = r_{wz} - x = r_{wz} - \frac{1}{2} \left[ \frac{R_i^2 - r_{wz}^2}{R_a - r_{wz}} + r_{wz} - R_a \right] \quad 4.5$$

$$h_2 = R_i - (R_a - r_{wz}) - x = r_{wz} + R_i - R_a - \frac{1}{2} \left[ \frac{R_i^2 - r_{wz}^2}{R_a - r_{wz}} + r_{wz} - R_a \right] \quad 4.6$$

Ausgehend von der allgemeinen Gleichung für Kreissegmente ergibt sich das Kreissegment  $A_1$  und das Kreissegment  $A_2$ . Das Kreissegment  $A_1$  wird durch den Radius des Werkzeugs  $r_{wz}$  und das Kreissegment  $A_2$  durch den inneren Bohrungsradius des Halbzeugs  $R_i$  aufgespannt, Bild 4.4:

$$A_1 = r_{wz}^2 \arccos\left(1 - \frac{h_1}{r_{wz}}\right) - (r_{wz} - h_1) \sqrt{2 r_{wz} h_1 - h_1^2} \quad 4.7$$

$$A_2 = R_i^2 \arccos\left(1 - \frac{h_2}{R_i}\right) - (R_i - h_2) \sqrt{2 R_i h_2 - h_2^2} \quad 4.8$$

Die Spannungsform  $A_{Pr,ax}$  zwischen dem Bohrungsradius des Halbzeugs und dem Werkzeugradius folgt durch Subtraktion von 4.8 von 4.7.

$$A_{Pr,ax} = A_1 - A_2 \quad 4.9$$

Bei der Fläche  $A_{Pr,ax}$  handelt es sich um den Anteil der Präzisionsbearbeitung des Werkzeugs an der Stirnfläche beim Helixfräsen in axialer Richtung.

#### 4.1.2 Modellierung Spannungsform Stützstruktur Axial

Die Zerspanung der Stützstruktur in axialer Richtung erfolgt an der Stirnfläche des Fräswerkzeuges. Die Eingriffsbedingungen sind in Bild 4.5 aufgezeigt. Die Betrachtung erfolgt wie im vorhergehenden Kapitel, daher bewegt sich das Werkzeug mit dem Werkzeugradius  $r_{wz}$  tangential entlang der fertig bearbeiteten Bohrung mit dem Radius  $R_a$ . In Abhängigkeit von der Position des Werkzeugs während der Helixbewegung  $\alpha$  ändert sich der Flächeninhalt der Spannungsform der Stützstruktur  $A_{St,ax}$ . Außerdem hat die Breite der Stützstruktur  $b_s$  Einfluss auf  $A_{St,ax}$ .

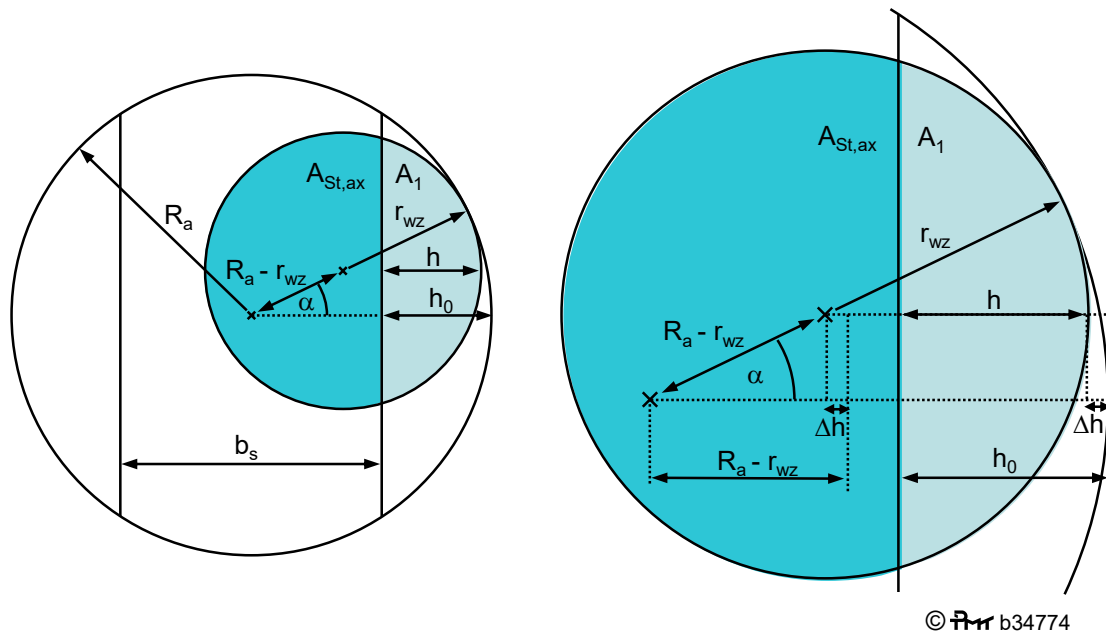


Bild 4.5: Flächeninhalt der Spannungsform des Anteils Stützstruktur axial

Allgemein lässt sich der Flächeninhalt der Werkzeugstirnfläche aus der stirnseitigen Spannungsform in axialer Richtung und dem Kreissegment  $A_1$  zusammensetzen. Hierbei ist das Kreissegment  $A_1$  eine Hilfsgröße, die nicht identisch mit dem Kreissegment  $A_1$  aus Kapitel 4.1.1 ist:

$$A_1 + A_{St,ax} = r_{WZ}^2 \pi \quad 4.10$$

$$A_{St,ax} = r_{WZ}^2 \pi - A_1 \quad 4.11$$

Die Berechnung des Kreissegmentes  $A_1$  erfolgt unter Verwendung der allgemeinen Gleichung 4.1 eines Kreissegmentes mit  $r = r_{WZ}$ . Zur Berechnung des Flächeninhaltes  $A_1$  ist die Herleitung der Höhe des Kreissegmentes  $h$  erforderlich, die sich ebenfalls in Abhängigkeit von der Helixposition  $\alpha$  ändert. Die Größe  $h_0$  beschreibt die Differenz zwischen dem Radius des Fertigteils  $R_a$  und der halben Breite der Stützstruktur  $b_s$ . Die Differenz zwischen der aktuellen Höhe des Kreissegmentes  $h$  und der maximal möglichen Höhe  $h_0$  wird durch  $\Delta h$  gekennzeichnet. Aus den Annahmen lässt sich wie folgt die Höhe des Kreissegmentes  $h$  in Abhängigkeit von der Helixposition  $\alpha$  herleiten:

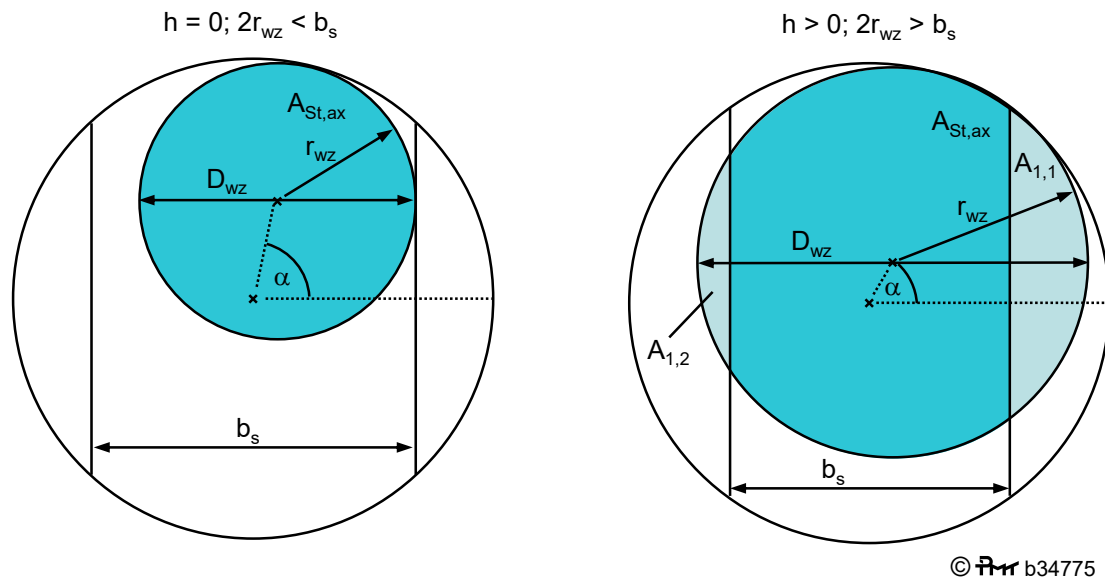
$$h_0 = R_a - \frac{b_s}{2} \quad 4.12$$

$$\Delta h = (R_a - r_{WZ}) - \cos(\alpha) (R_a - r_{WZ}) \quad 4.13$$

$$h = h_0 - \Delta h \quad 4.14$$

$$h = \left( R_a - \frac{b_s}{2} \right) - (R_a - r_{WZ}) (1 - \cos(\alpha)) \quad 4.15$$

Die Spannungsform der Stützstruktur  $A_{St,ax}$  (Gleichung 4.11) lässt sich unter Verwendung der berechneten Höhe des Kreissegmentes  $h$  (Gleichung 4.15) sowie dem Flächeninhalt des Kreissegmentes  $A_1$  (Gleichung 4.1) berechnen. Außerdem können die in Bild 4.6 dargestellten Sonderfälle auftreten.



**Bild 4.6:** Sonderfälle bei Berechnung der Spannungsform der Stützstruktur in axialer Richtung

Der erste Sonderfall tritt ein, wenn die Stützstruktur eine höhere Breite  $b_s$  als der Werkzeugdurchmesser  $D_{wz}$  aufweist und gleichzeitig eine Helixposition  $\alpha$  vorliegt, bei der sich das Werkzeug stirnseitig vollständig im Eingriff mit der Stützstruktur befindet. Hierbei ergibt sich folgende stirnseitige Spannungsform:

$$A_{St,ax} = r_{wz}^2 \pi \quad 4.16$$

Im zweiten Sonderfall weist das Werkzeug einen größeren Durchmesser  $D_{wz}$  als die Breite der Stützstruktur  $b_s$  auf. Zur Berechnung der Spannungsform  $A_{St,ax}$  wird vom stirnseitigen Flächeninhalt des Fräswerkzeugs neben dem Kreissegment  $A_{1,1}$  zusätzlich das Kreissegment  $A_{1,2}$  subtrahiert:

$$A_2 = r_{wz}^2 \pi - A_{1,1} - A_{1,2} \quad 4.17$$

### 4.1.3 Modellierung Spannungsform Präzisionsbearbeitung Umfang

Nachfolgend erfolgt die Beschreibung der Spannungsform am Umfang des Fräswerkzeuges, zunächst für den Anteil der Präzisionsbearbeitung. Der Anteil der Stützstruktur wird im nächsten Kapitel aufgezeigt. Als Erstes erfolgt eine allgemeine Beschreibung der Spannungsform am Umfang des Werkzeuges beim Helixfräsen. Aufgrund der Helixbewegung des Werkzeuges in der Bohrung, bei der bereits Teile der Bohrung an der Stirnfläche des Werkzeuges bei der vorhergehenden Helixbewegung zerspannt werden, entsteht eine variable Schnitttiefe  $a_p(\varphi)$  in Umfangsrichtung, die vom Eingriffswinkel  $\varphi$  abhängig ist. Die mathematische Beschreibung der Spannungsform beim Helixfräsen wird ausführlich von Dege beschrieben [Deg12]. Die Spannungsformen beim Helixfräsen von SLS Bauteilen mit Stützstruktur lassen sich hierauf

aufbauend ableiten. Für das Verständnis von Kapitel 4.1.3 und 4.1.4 wird nachfolgend zunächst die Spannungsform für die Bearbeitung von Vollmaterialien nach Dege aufgezeigt:

Nachdem das Fräswerkzeug beim Helixfräsen vollständig in das Werkstück innerhalb einer Helixumdrehung eingetaucht ist, ergibt sich die in Bild 4.7 dargestellte Spannungsform. Das Werkzeug ist am Umfang in Vorschubrichtung über einen Eingriffswinkel von  $\varphi = 180^\circ$  im Eingriff, sodass sich ein diskontinuierlicher Span ergibt. Die maximale Schnitttiefe  $a_{p,max}$  ergibt sich aus der Helixsteigung innerhalb einer vollständigen Rotation von  $360^\circ$  des Werkzeugs in der Bohrung. Wie bereits beschrieben, ergibt sich aus der Helixbewegung mit sinkendem Eingriffswinkel  $\varphi$  eine sinkende Schnitttiefe  $a_p$  am Fräswerkzeug. Der Zusammenhang zwischen Eingriffswinkel  $\varphi$  und Schnitttiefe  $a_p$  auf Basis der geometrischen Zusammenhänge von Werkzeugdurchmesser  $D_{wz}$  sowie Helixdurchmesser  $D_h$  lässt sich durch Gleichung 4.18 beschreiben.

$$a_p(\varphi) = a_{p,max} \cdot \frac{a_{p,max}}{360} \left[ 2 \arccos \left( \frac{\frac{1}{2} D_h^2 + \frac{1}{2} D_{wz}^2 - D_h D_{wz} \cos(\varphi) - \frac{1}{2} (D_{wz}^2 - D_h^2)}{D_h \sqrt{D_h^2 + D_{wz}^2 - 2 D_h D_{wz} \cos(\varphi)}} \right) \right] \quad 4.18$$

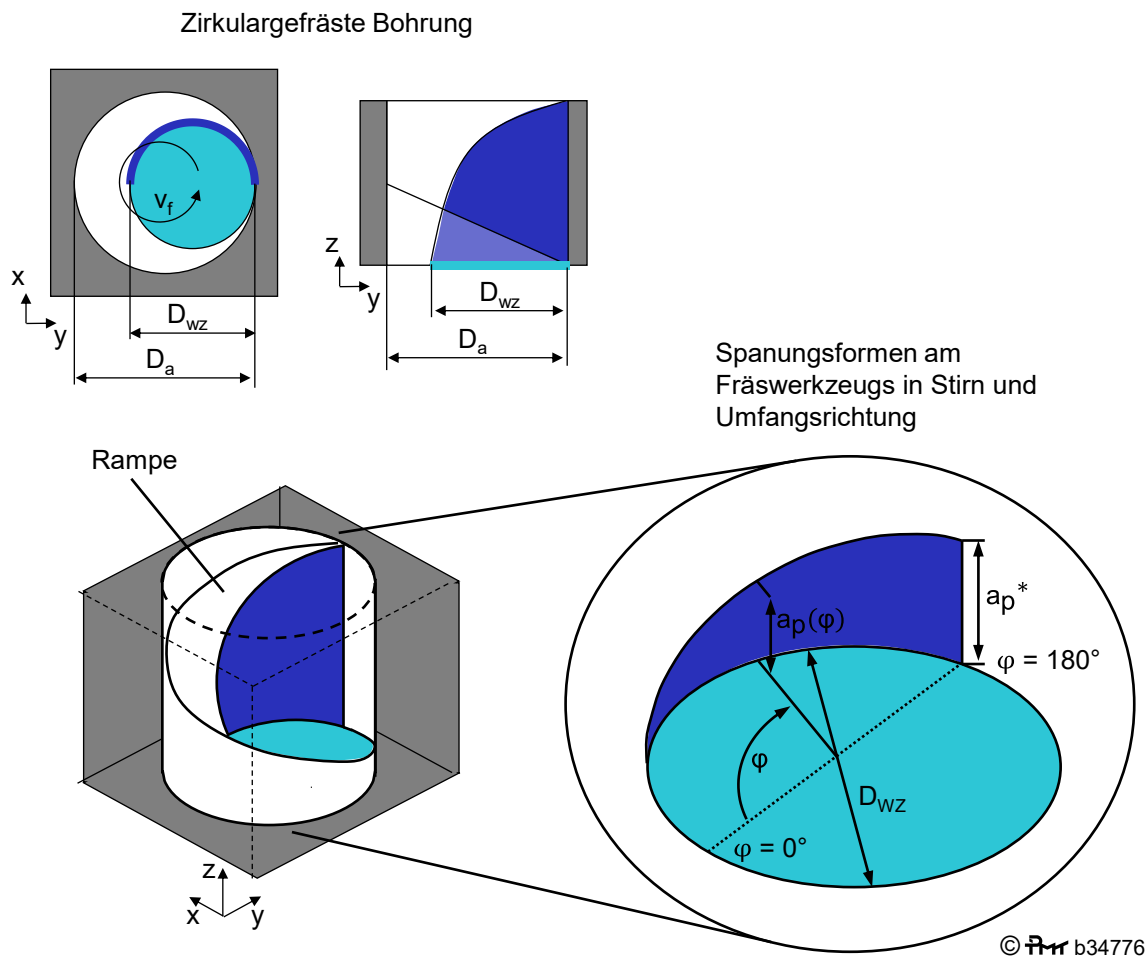
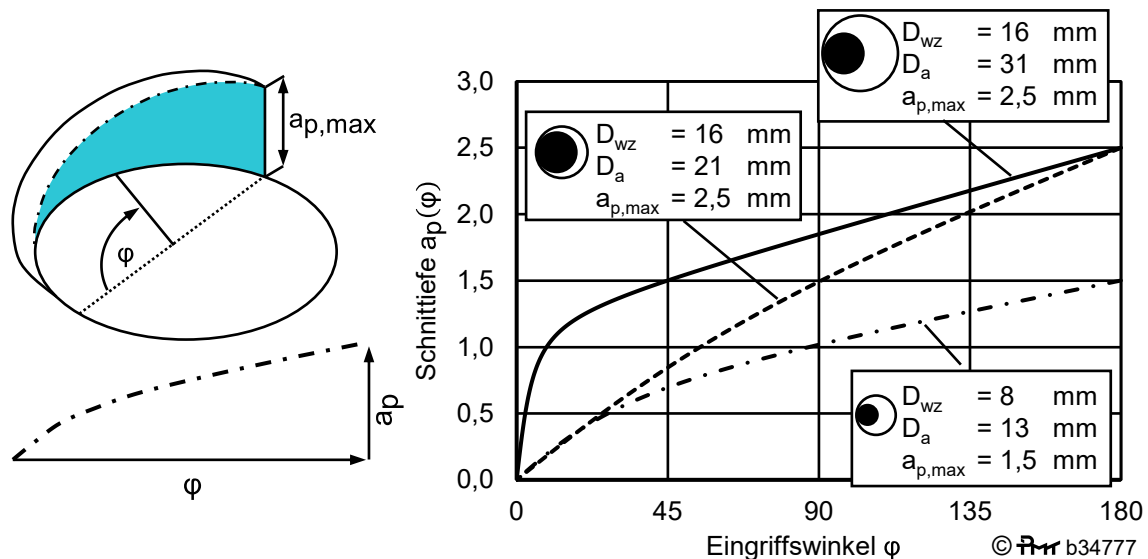


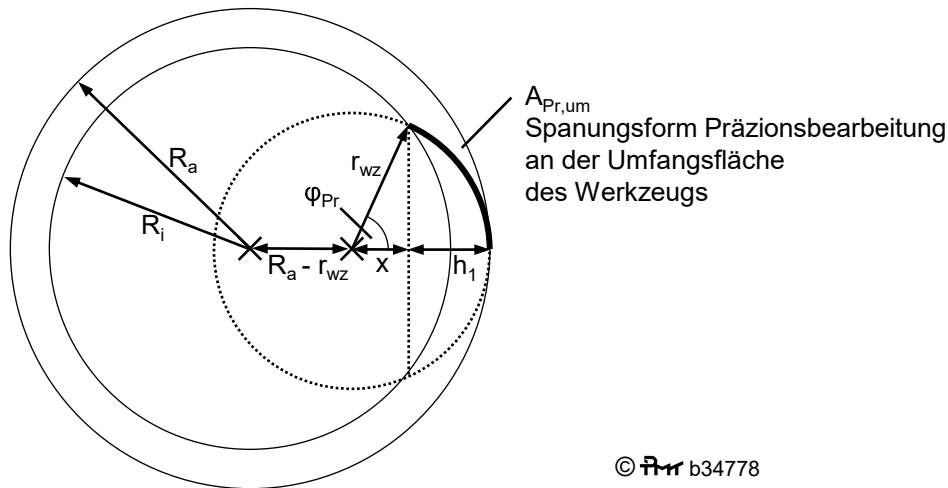
Bild 4.7: Spannungsform beim Helixfräsen von Werkstücken aus Vollmaterial nach Dege [Deg12]

Der Verlauf der Schnitttiefe in Abhängigkeit vom Eingriffswinkel  $a_p(\varphi)$  für die in der nachfolgenden Ausarbeitung verwendeten Verhältnisse beim Helixfräsen ist in Bild 4.8 dargestellt. Hierbei

gilt, dass die Werkzeugdurchmesser  $D_{wz}$  jederzeit größer als die Radien der fertig zu bearbeitenden Bohrungen  $R_a$  sind. Dadurch wird das Fräsen einer Ringnut mit einem unbearbeiteten Kern ausgeschlossen. Außerdem beträgt die Schnitttiefe beim Eingriffswinkel  $\varphi = 0^\circ$  bei allen Varianten  $a_p = 0$  mm. Starken Einfluss auf den Verlauf der Schnitttiefe hat das Verhältnis zwischen Bohrungsdurchmesser  $D_a$  und Werkzeugdurchmesser  $D_{wz}$ . Wenn sich der Werkzeugdurchmesser  $D_{wz}$  sehr stark dem Bohrungsdurchmesser  $D_a$  nähert und entsprechend mit einem sehr kleinem Helixdurchmesser  $D_h$  bearbeitet wird, zeigt die Schnitttiefe  $a_p$  einen nahezu linearen Verlauf. Ist hingegen der Werkzeugdurchmesser  $D_{wz}$  deutlich kleiner als der Bohrungsdurchmesser  $D_a$ , steigt insbesondere bei kleinen Eingriffswinkeln  $\varphi$  die Schnitttiefe  $a_p$  sehr stark an. Durch diesen bei kleinen Eingriffswinkeln stärkeren Gradienten ergibt sich der Zusammenhang, dass unter der Bedingung von gleichbleibendem Werkzeugdurchmesser  $D_{wz}$ , bei der Bearbeitung von Bohrungen mit zunehmendem Bohrungsdurchmesser  $D_a$ , sich die Spannungsform in Umfangsrichtung deutlich vergrößert. Im vorliegenden Fall gilt dieser Zusammenhang für den Werkzeugdurchmesser  $D_{wz} = 16$  mm, Bild 4.8.



**Bild 4.8:** Vergleich der Spannungsform in Umfangsrichtung für unterschiedliche Eingriffsverhältnisse. Aufbauend auf den vorhergehenden Ergebnissen nach Dege lässt sich im Folgenden die Spannungsform ermitteln, die die Bohrungsinnenwand zerspannt. Bei radialem Aufmaß und bei teilweise mit Stützstruktur versehener Vorbohrung werden nachfolgend die Bereiche des Eingriffswinkels  $\varphi$  am Fräswerkzeug hergeleitet, zwischen denen die Präzisionszerspannung erfolgt. Bild 4.9 zeigt die Spannungsform der Präzisionsbearbeitung am Umfang des Fräswerkzeugs, welche vom Werkzeugradius  $r_{wz}$  zwischen dem äußeren fertig zu bearbeitenden Radius der Bohrung  $R_a$  und dem inneren Radius des Halbzeugs  $R_i$  aufgespannt wird. Beschrieben wird diese Fläche über die Größe des Eingriffswinkels am Umfang  $\varphi_{Pr}$ .



**Bild 4.9:** Spannungsform der Präzisionsbearbeitung an der Umfangsfläche des Fräswerkzeugs

Die detaillierte Herleitung der Hilfsgröße  $h_1$  erfolgte analog zu Kapitel 4.1.1 und ergibt sich nachfolgend:

$$h_1 = r_{wz} - x = r_{wz} - \frac{1}{2} \left[ \frac{R_i^2 - r_{wz}^2}{R_a - r_{wz}} + r_{wz} - R_a \right] \quad 4.19$$

Der Eingriffswinkel  $\varphi_{Pr}$  aus dem die Spannungsform die Präzisionsbearbeitung hervorgeht, lässt sich über folgenden trigonometrischen Zusammenhang ermitteln:

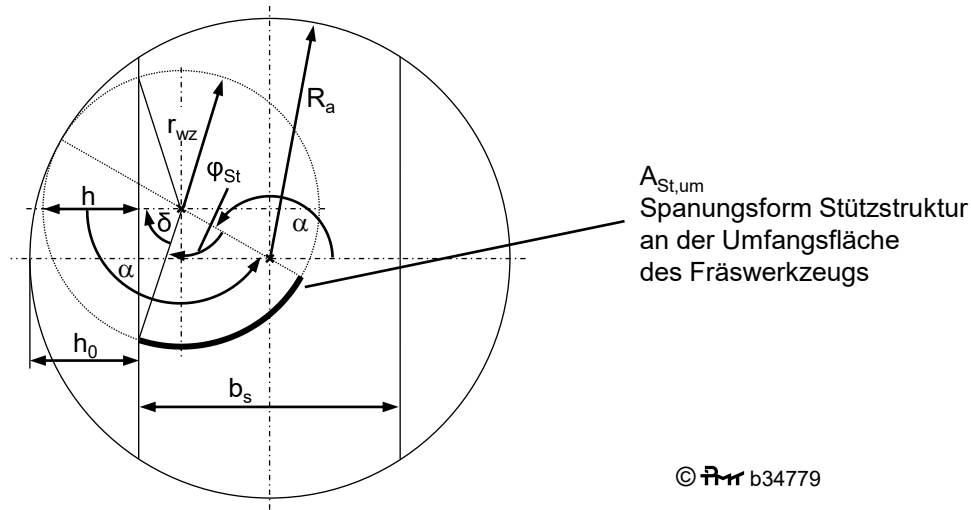
$$\varphi_{Pr} = \arccos\left(\frac{r_{wz} - h_1}{r_{wz}}\right) = \arccos\left(1 - \frac{h_1}{r_{wz}}\right) \quad 4.20$$

Die Spannungsformen für verschiedene Eingriffswinkel am Fräswerkzeug lassen sich durch Integration der Schnitttiefen  $a_p(\varphi)$  bestimmen. Da sich das Fräswerkzeug entlang der Bohrung des Fertigteils bewegt, gilt  $\varphi = 180^\circ$  als obere Integrationsgrenze. Demnach lässt sich die Spannungsform Präzisionsbearbeitung am Umfang des Fräswerkzeuges wie folgt berechnen:

$$A_{Pr,um} = \int_{180^\circ - \varphi_{Pr}}^{180^\circ} a_p(\varphi) \, d\varphi \frac{\pi}{180^\circ} r_{wz} \quad 4.21$$

#### 4.1.4 Modellierung Spannungsform Stützstruktur Umfang

Die Spannungsform am Umfang des Fräswerkzeugs, welche die Stützstruktur zerspannt, lässt sich ähnlich zur Spannungsform Präzisionsbearbeitung berechnen. Die Spannungsform Präzisionsbearbeitung ist konstant innerhalb einer Helixumdrehung des Werkzeugs. Bei der Spannungsform Stützstruktur ergibt sich die Größe der Spannungsform  $A_{St,um}$  aus der Position  $\alpha$  des Werkzeugs innerhalb einer Helixumdrehung. Bild 4.10 zeigt die Spannungsform  $A_{St,um}$  in der Draufsicht mit den für die Herleitung benötigten geometrischen Zusammenhängen.



**Bild 4.10:** Bestimmung des Eingriffswinkels mit der Stützstruktur an der Umfangsfläche des Werkzeugs

Wie im vorhergehenden Kapitel beschrieben wurde, ergibt sich der Abstand zwischen der Stützstruktur  $b_s$  und dem Radius des Fertigteils  $R_a$  wie folgt:

$$h_0 = R_a - \frac{b_s}{2} \quad 4.22$$

Die Herleitung der Höhe des Kreissegmentes  $h$  erfolgte ebenfalls in Kapitel 4.1.2. Für den vorliegenden Fall ergibt sich das Kreissegment  $h$  wie folgt:

$$h = h_0 - (R_a - r_{wz}) (1 + \cos(\alpha)) \quad 4.23$$

Mit Hilfe des Kreissegmentes  $h$  lässt sich der Hilfswinkel  $\delta$  bestimmen. Aus dem Hilfswinkel  $\delta$  und der Helixposition  $\alpha$  des Werkzeugs innerhalb einer Helixumdrehung ergibt sich der Eingriffswinkel  $\varphi_{St}$ , über welchen das Werkzeug mit der Stützstruktur im Eingriff ist:

$$\delta = \arccos\left(\frac{r_{wz} - h}{r_{wz}}\right) = \arccos\left(1 - \frac{h}{r_{wz}}\right) \quad 4.24$$

$$\varphi_{St} = \alpha - \delta \quad 4.25$$

Als untere Integrationsgrenze wird ein Eingriffswinkel von  $\varphi = 0^\circ$  festgelegt. Demnach lässt sich die Spannungsform Stützstruktur am Umfang des Fräswerkzeuges wie folgt berechnen:

$$A_{St,um} = \int_0^{\varphi_{St}} a_p(\varphi) d\varphi \frac{\pi}{180^\circ} r_{wz} \quad 4.26$$

Hierbei verändert sich die obere Integrationsgrenze  $\varphi_{St}$  in Abhängigkeit von der Position  $\alpha$  des Fräswerkzeugs innerhalb der Bohrung. Demzufolge verändert sich ebenso die Spannungsform kontinuierlich in Abhängigkeit von der Helixposition  $\alpha$ . Zusätzlich treten die in Bild 4.11 aufgeführten und zu berücksichtigenden Sonderfälle auf.

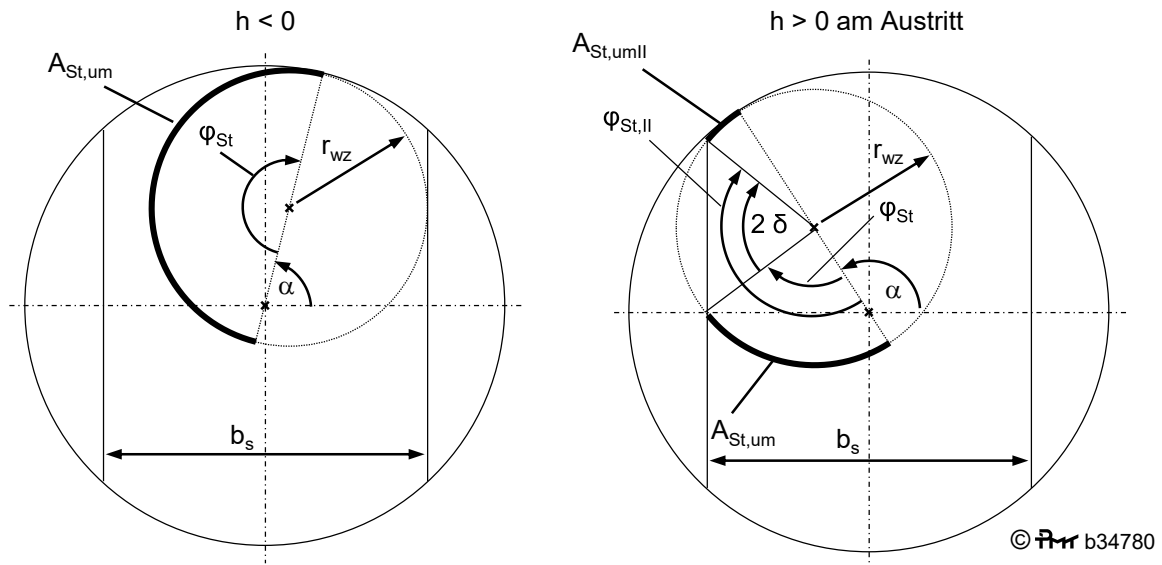


Bild 4.11: Sonderfälle bei Bestimmung der Spannungsform Stützstruktur am Umfang des Fräswerkzeugs

Im ersten Sonderfall ist das Werkzeug in Vorschubrichtung vollständig mit der Stützstruktur im Eingriff. Die Größe der Spannungsform in Umfangsrichtung  $A_{St,um}$  entspricht dem der Bearbeitung von Vollmaterialien:

$$\varphi_{St} = 180^\circ; A_{St,um} = \int_0^{180^\circ} a_p(\varphi) d\varphi \frac{\pi}{180^\circ} r_{wz} \quad 4.27$$

Der zweite Sonderfall tritt am Austritt des Werkzeugs aus der Stützstruktur auf. Neben der bereits berechneten Spannungsform Stützstruktur  $A_{St,um}$  ergibt sich zusätzlich eine Spannungsform mit der Stützstruktur am Umfang des Fräswerkzeugs ausgehend vom Eingriffswinkel  $\varphi = 180^\circ$ :

$$\varphi_{St,II} = \varphi_{St} + 2\delta \quad 4.28$$

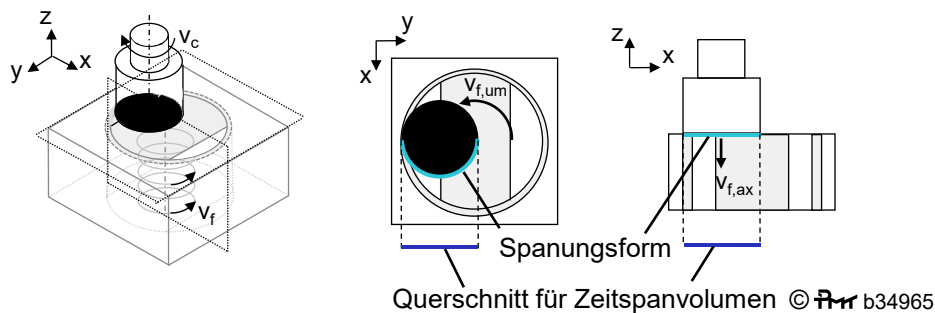
Entsprechend sind zwei Spannungsformen der Stützstruktur in Umfangsrichtung am Werkzeug für den zweiten Sonderfall zu berücksichtigen:

$$A_{St,um} = \int_0^{\varphi_{St,um}} a_p(\varphi) d\varphi \frac{\pi}{180^\circ} r_{wz} + \int_{\varphi_{St,II}}^{180^\circ} a_p(\varphi) d\varphi \frac{\pi}{180^\circ} r_{wz} \quad 4.29$$

#### 4.1.5 Bestimmung des Zeitspanvolumens beim Helixfräsen von SLS Bauteilen mit Stützstruktur

In den vorangegangenen Kapiteln erfolgte die Bestimmung der Spannungsformen in umfangsseitiger und axialer Richtung. Mit Hilfe der Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  lässt sich darauf aufbauend das Zeitspanvolumen  $Q$  für die verschiedenen Bereiche berechnen, Bild 4.12. In Axialrichtung kann diese Berechnung direkt über die Spannungsform durch Multiplikation mit der axialen Vorschubgeschwindigkeit  $v_{f,ax}$  erfolgen. Für die Umfangsrichtung ist zusätzlich zu berücksichtigen, dass die Spannungsform entlang des Umfangs des Fräswerkzeugs berechnet wurde. Zur Berechnung des Zeitspanvolumens muss nun diese Spannungsform noch auf eine

Ebene senkrecht zur Vorschubgeschwindigkeit  $v_{f,um}$  projiziert werden. Die hierdurch entstandene Fläche ergibt nach Multiplikation mit der Vorschubgeschwindigkeit das Zeitspanvolumen in Umfangsrichtung. Außerdem ist zu berücksichtigen, dass die Vorschubgeschwindigkeit in axialer Richtung über den gesamten Querschnitt der Werkzeugstirnfläche konstant ist. In Richtung des Umfangs ändert sich die Vorschubgeschwindigkeit mit Abstand zur Bohrungsmitte. An der Bohrungsmitte ist  $v_{f,um} = 0$  mm/min und am Bohrungsrand ist die Vorschubgeschwindigkeit maximal. In der Regel wird die Geschwindigkeit am Mittelpunkt des Werkzeugs angegeben, hierbei handelt es sich ebenfalls um die programmierte Geschwindigkeit der Maschinensteuerung. Außerdem ist die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  deutlich größer als die Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$ . Daher wird für die Schneiden ein stationärer Eingriff angenommen, dieser ist vergleichbar zur Bearbeitung mittels Vielzahnfräser.



**Bild 4.12:** Berechnung des Zeitspanvolumens ausgehend von der Spannungsform in Umfangsrichtung und Axialrichtung

Für jede Helixposition  $\alpha$  lässt sich das Zeitspanvolumen über die gemittelten Zahneingriffe entlang des Eingriffswinkels  $\varphi$  bestimmen. In Bild 4.13 ist exemplarisch das Zeitspanvolumen für eine vollständige Rotation  $\alpha$  des Fräsers beim Helixfräsen aufgezeigt. Die durchgezogenen Linien zeigen das Zeitspanvolumen in Umfangsrichtung, während die gestrichelten Linien das Zeitspanvolumen in Axialrichtung beschreiben. Außerdem verdeutlichen die beiden dunkelblauen Linien den Anteil der Präzisionsbearbeitung und die Linien in Cyan den Anteil, der die Stützstruktur zerspannt. Zusätzlich erfolgt für 4 verschiedene charakteristische Positionen  $\alpha$  eine Darstellung der Spannungsformen am Fräserswerkzeug. Hierbei erfolgt die Unterteilung in Stirn- und Umfangsseite.

Die Zeitspanvolumen der Anteile in Umfangsrichtung sind größer als die Anteile in Axialrichtung, obwohl die Spannungsform in Axialrichtung größer als in Umfangsrichtung ist. Dies ist auf die unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeit zurückzuführen. Die Vorschubgeschwindigkeit ist in Umfangsrichtung größer als in Axialrichtung.

Besonders deutlich wird dieser Zusammenhang beim Zeitspanvolumen der Präzisionsbearbeitung in Umfangsrichtung. Trotz der kleinen Spannungsform ist aufgrund der höchsten Vorschubgeschwindigkeit am Umfang der Bohrung das Zeitspanvolumen relativ hoch. Dieses tritt auf, wenn die Bohrungswand bearbeitet wird und hat somit großen Einfluss auf die Oberflächenqualität. Die Anteile der Präzisionsbearbeitung verlaufen für alle Helixpositionen  $\alpha$  konstant.

Das Zeitspanvolumen  $Q$  für die Zerspannung der Stützstruktur zeigt einen starken Einfluss von der Position  $\alpha$  des Werkzeugs innerhalb der Bohrung. Bei der Position  $\alpha = 90^\circ$  ist das Werkzeug an der Umfangs- und Stirnfläche vollständig mit der Stützstruktur im Eingriff ( $D_{wz} < b_s$ ).

Hierbei handelt es sich um das maximal auftretende Zeitspanvolumen, dies ist vergleichbar mit der Zerspanung von Vollmaterial. Das minimale Zeitspanvolumen der Stützstruktur in axialer Richtung  $Q_{St,ax}$  tritt bei der Position  $\alpha = 180^\circ$  auf, hier ist die Spannungsform minimal. Insgesamt ist die Differenz zwischen minimalem und maximalem Zeitspanvolumen  $Q$  in axialer Richtung relativ gering, was auf die hohe Spannungsform in allen Helixpositionen  $\alpha$  zurückzuführen ist.

Das Zeitspanvolumen der Stützstruktur an der Umfangsfläche fällt ab einer Helixposition von  $\alpha = 93^\circ$  sehr stark ab. Dies ist auf den schnellen Austritt des Werkzeugs aus der Stützstruktur in Umfangsrichtung zurückzuführen. Bei einer Helixposition von  $\alpha = 131^\circ$  steigt das Zeitspanvolumen  $Q_{St,um}$  wieder an, bis die Umfangsfläche bei  $\alpha = 228^\circ$  wieder die maximale Spannungsform an der Umfangsseite aufweist und konstant verläuft. Folglich reduziert sich am Umfang innerhalb einer Helixumdrehung das Zeitspanvolumen an 2 Helixpositionen sehr stark, was auf die Reduktion der Spannungsform zurückzuführen ist.

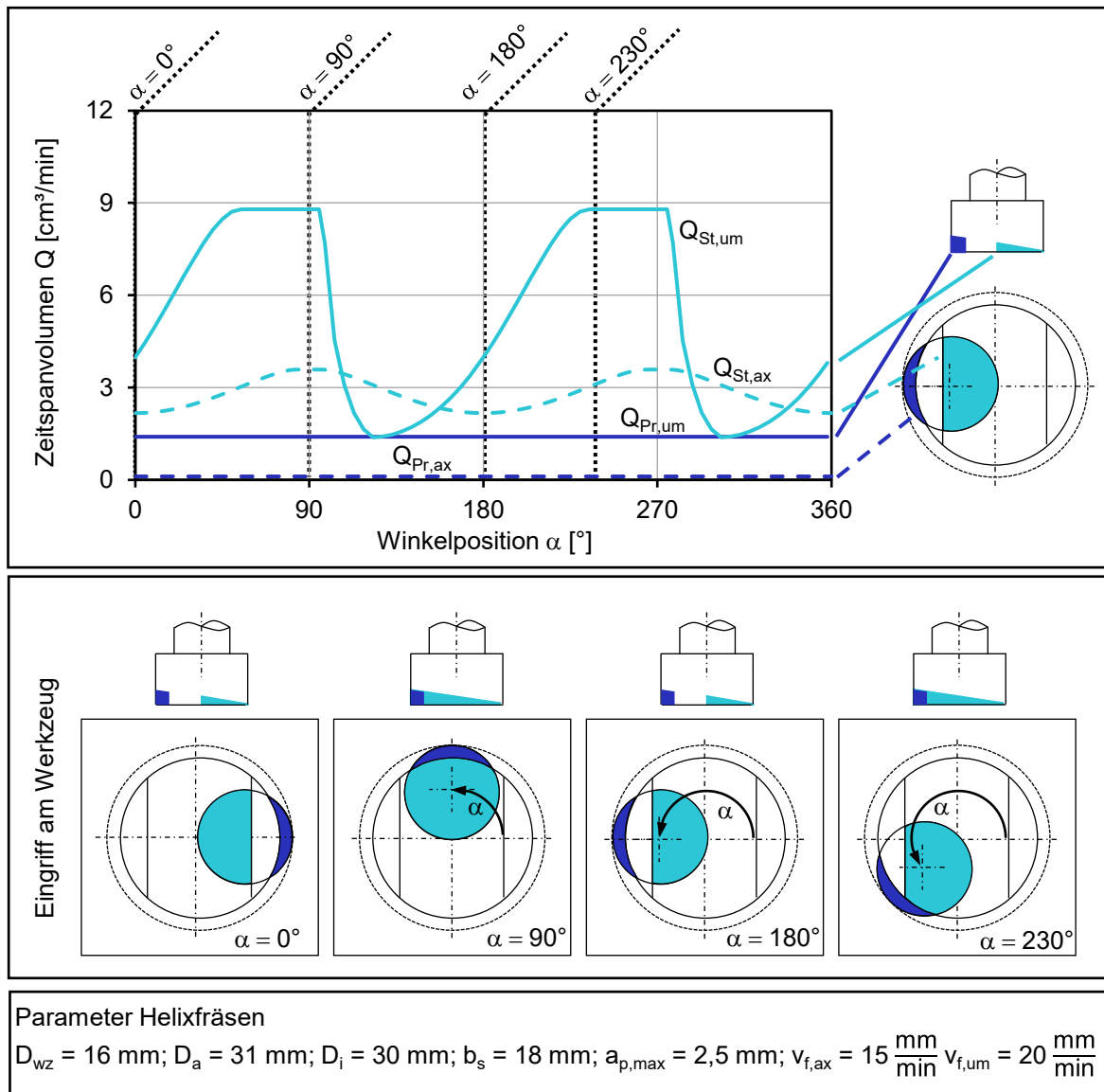
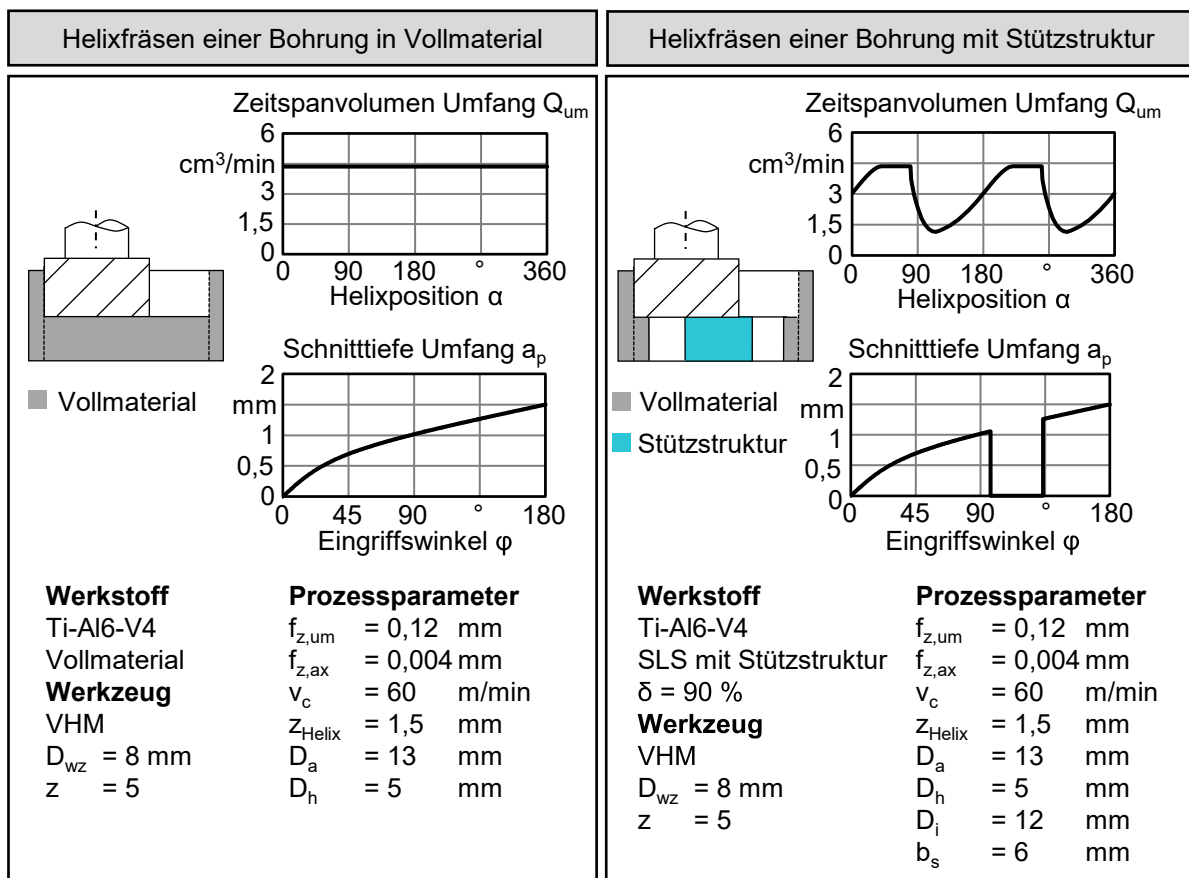


Bild 4.13: Zeitspanvolumen in Abhängigkeit von der Position  $\alpha$  des Werkzeugs beim Helixfräsen einer exemplarischen SLS Bohrungen mit Stützstruktur

## 4.2 Zusammenfassung Helixfräsen und Vergleich mit der Bohrungsbearbeitung

In Bild 4.14 sind die zuvor abgeleiteten Eingriffsverhältnisse zum Helixfräsen einer Bohrung mit Stützstruktur zusammenfassend dargestellt und der Vergleich zum Helixfräsen von Bohrungen in Vollmaterial aufgezeigt. Beim Helixfräsen von Bohrungen mit Stützstruktur ist das Werkzeug ungleichmäßig an der Stirn- und Umfangsfläche im Eingriff. Hieraus resultiert ein sich periodisch veränderndes Zeitspanvolumen innerhalb einer vollständigen Helixumdrehung des Fräswerkzeuges in der Bohrung. Nach Eintritt des Fräswerkzeuges in ein Werkstück aus Vollmaterial stellt sich eine konstante Spannungsform zum Werkstück ein. Hierbei ist der Span an der Stirnfläche kontinuierlich und an der Umfangsfläche diskontinuierlich, woraus ein konstantes Zeitspanvolumen resultiert.



© b34782

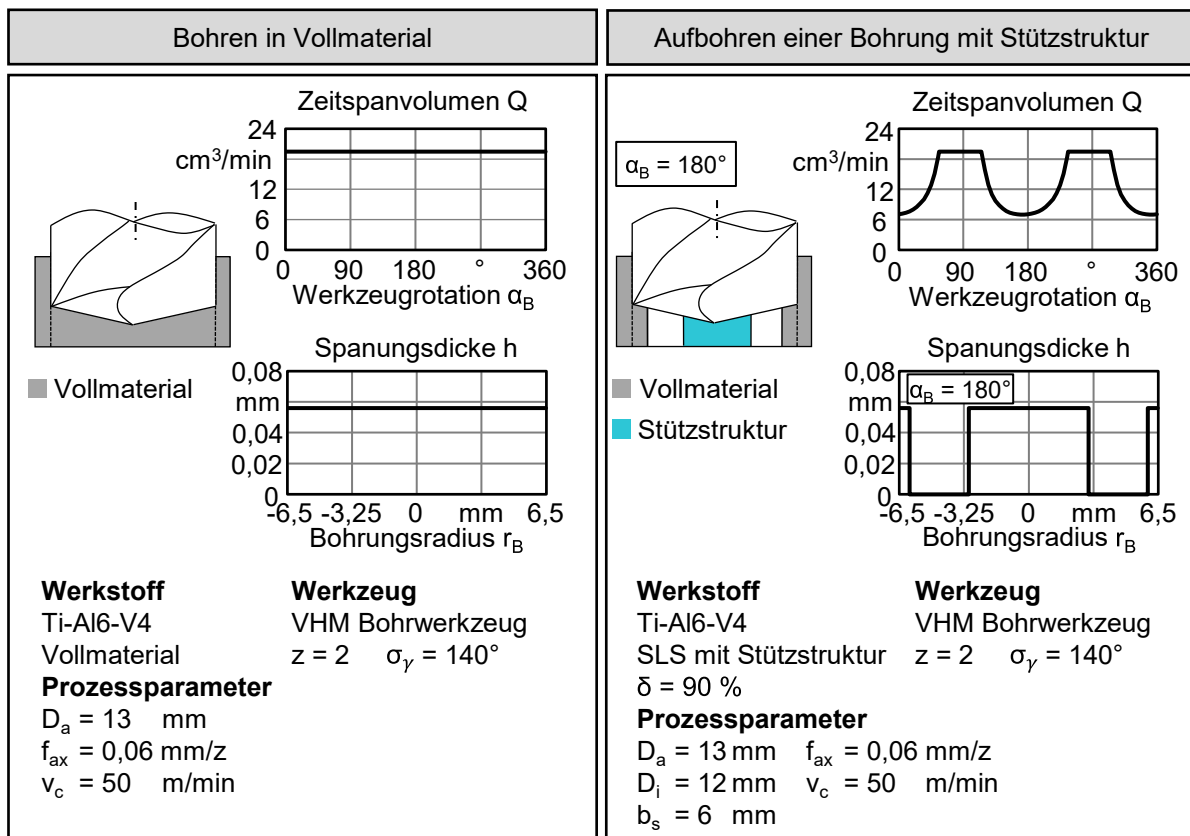
**Bild 4.14:** Vergleich Helixfräsen einer Bohrung in Vollmaterial und einer Bohrung mit Stützstruktur

Wird beim Helixfräsen die Geschwindigkeitskomponente in Umfangsrichtung stark reduziert, sodass nur noch die Geschwindigkeitskomponente in axiale Richtung auftritt, handelt es sich um eine Bohrbearbeitung. Hierbei wird lediglich durch die Stirnschneiden am Fräswerkzeug Material zerspannt. In den folgenden Untersuchungen erfolgt eine zusätzliche Betrachtung zum Bohren von SLS Bohrungen mit Stützstruktur.

Wie Bild 4.15 zeigt, wird das Bohren bei der Bearbeitung von Vollmaterial oder beim Aufbohren in Vollmaterial angewendet. Aufgrund des konstanten Vorschubs  $f$  in axiale Richtung stellt sich entlang des Bohrungsradius  $r_B$  eine konstante Spanndicke  $h$  bei Vollmaterial ein. Das sich

hieraus ergebende Zeitspanvolumen  $Q$  ist für alle Werkzeugrotationswinkel des Bohrers  $\alpha_B$  beim Bohren ebenfalls konstant.

Im Vergleich hierzu ist beim Aufbohren einer Bohrung mit Stützstruktur die axiale Spannungsdicke  $h$  entlang der Eingriffswinkel, wie im vorliegenden Fall in Bild 4.15 gezeigt, ungleichmäßig. Bei einigen Werkzeugpositionen tritt ein ungleichmäßiger Eingriff an der Schneide auf und bei einigen Werkzeugpositionen sind die Schneiden des Bohrwerkzeuges vollständig über Stützstruktur und Bohrungsinnenwand im Eingriff. Hieraus resultiert, dass das Zeitspanvolumen  $Q$  ähnlich zum Helixfräsen bei den verschiedenen Werkzeugrotationswinkeln des Bohrers  $\alpha_B$  schwankt. Das verwendete Bohrwerkzeug weist einen Schneidenversatz auf. Hierdurch verläuft das Zeitspanvolumen nicht symmetrisch um den Werkzeugrotationswinkel  $\alpha_B = 90^\circ$  bzw.  $\alpha_B = 180^\circ$ .



©  b34783

Bild 4.15: Vergleich Bohren in Vollmaterial und Aufbohren mit Stützstruktur für einen exemplarischen Eingriffswinkel

### 4.3 Auswertung der Kräfte beim Helixfräsen

Das Bild 4.16 zeigt die Zerspankräfte beim Helixfräsen von SLS Bohrungen mit Stützstruktur exemplarisch für eine Position von  $\alpha = 180^\circ$  in der  $xy$ -Ebene. Bei dieser Position zerspant das Werkzeug die Bohrungsinnenwand sowie die Stützstruktur. Hierbei haben die beiden Bereiche keinen direkten Kontakt, sodass die entstehenden Kräfte getrennt voneinander zu betrachten sind.

Die Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  ist tangential zum Berührungspunkt der Bohrungsoberfläche gerichtet. Den beiden Spannungsformen Präzisionsbearbeitung  $A_{Pr,um}$  und Stützstruktur  $S_{St,um}$  lassen sich die Aktivkräfte Präzisionsbearbeitung  $F_{a,Pr}$  und Stützstruktur  $F_{a,St}$  zuordnen. Diese

beiden Aktivkräfte können entsprechend der in dem Bereich jeweils wirkenden Vorschubrichtung und Schnittrichtung zur Vorschubkraft und Schnittkraft zerlegt werden. Die Schnittkräfte lassen sich bei der Bearbeitung der Werkzeugspindel und die Vorschubkräfte den Vorschubantrieben der Werkzeugmaschine zuordnen.

Aus den beiden Aktivkräften ergibt sich die Umfangskraft  $F_{um}$  in der  $xy$ -Ebene. Diese Kraft wird in den nachfolgenden Untersuchungen in der  $xy$ -Ebene ausgewertet. Zur Ermittlung dieser Kraft werden während des Prozesses die kartesischen Kräfte  $F_x$  und  $F_y$  gemessen, woraus sich die Zerspankraft  $F_{um}$  in Umfangsrichtung über Vektoraddition berechnen lässt.

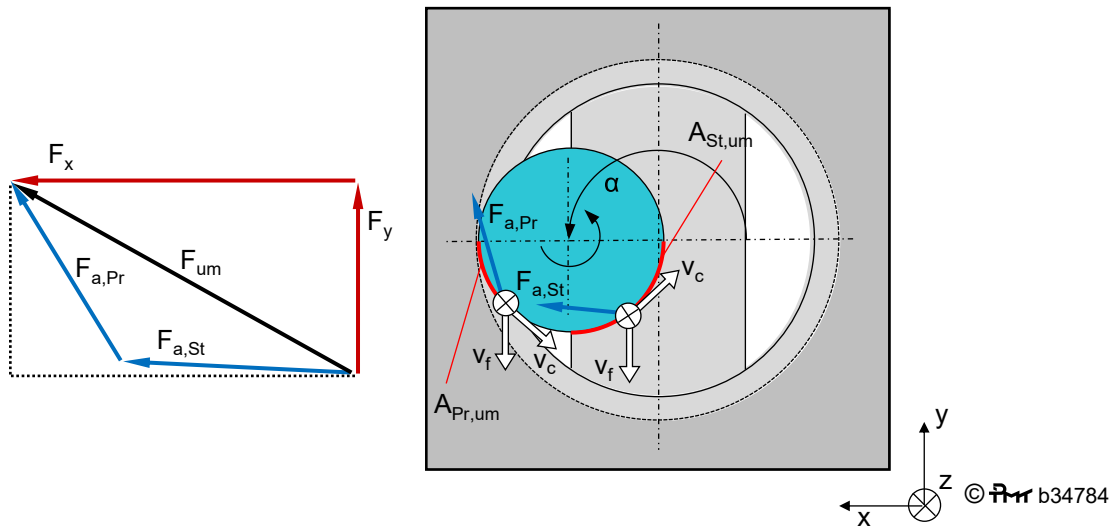


Bild 4.16: Zerspankräfte in  $xy$ -Ebene beim Helixfräsen von SLS Bohrungen mit Stützstruktur

Die auftretenden Zerspankräfte an der Stirnfläche für die Position  $\alpha = 180^\circ$  sind in der  $xz$ -Ebene in Bild 4.17 dargestellt. Wie bereits an der Umfangsfläche des Fräswerkzeugs aufgezeigt wurde, hat das Werkzeug mit den beiden getrennt voneinander zu betrachtenden Bereichen Präzisionsbearbeitung und Stützstruktur Kontakt. In beiden Bereichen wirken die Axialkräfte  $F_{ax,Pr}$  und  $F_{ax,St}$  in Richtung der Werkzeugachse. Außerdem ist eine Axialkraft an den Umfangsschneiden  $F_{ax,Um}$  in Folge von Drall zu berücksichtigen. Die Summe der Kräfte ergibt die Axialkraft  $F_{ax}$ , welche nachfolgend im Rahmen der Versuchsergebnisse ausgewertet wird. Die Axialkraft  $F_{ax}$  kann über die im kartesischen Koordinatensystem in  $z$ -Richtung auftretende Kraft  $F_z$  des Schnittkraftdynamometer gemessen werden.

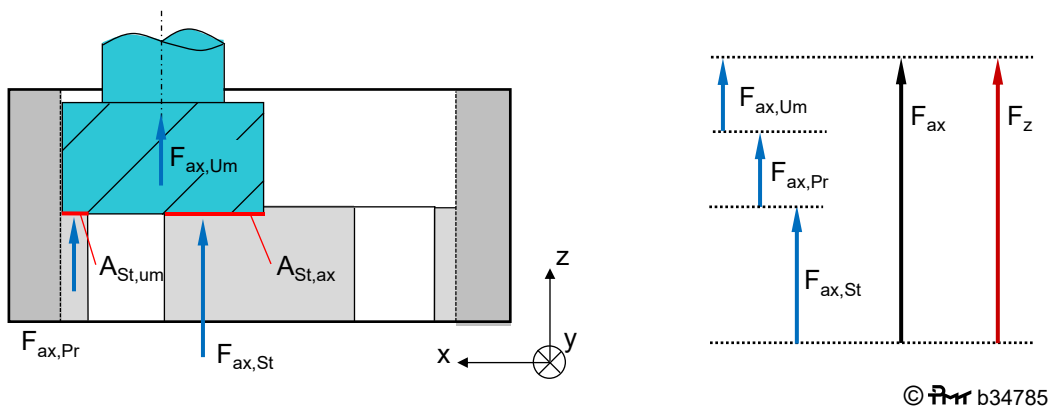


Bild 4.17: Zerspankräfte in  $xz$ -Ebene beim Helixfräsen von SLS Bohrungen mit Stützstruktur

#### 4.4 Auswertung der Kräfte und Momente beim Bohren

Bei der Bearbeitung des Probekörpers durch Bohren erfolgt eine Auswertung des Schnittmomentes  $M_c$  und der Vorschubkraft  $F_f$ . Das Schnittmoment  $M_c$  lässt sich nach dem in Bild 4.18 dargestellten Prinzip berechnen. Die Kraftmessplattform besteht aus 4 rechteckig angeordneten piezoelektrischen Sensoren, die in den unterschiedlichen Bereichen die auftretenden Kräfte in 3 Raumrichtungen erfassen. Auf diese Weise ergibt sich nach Kistler die Vorschubkraft  $F_f$  durch Summation der 4 Einzelkomponenten in z-Richtung.

Das Schnittmoment  $M_c$  lässt sich unter Berücksichtigung des Abstandes der Sensoren vom Mittelpunkt des Probekörpers berechnen. Für eine genaue Momentenmessung muss der Probekörper mittig auf der Kraftmessplattform ausgerichtet werden. Außerdem ist vor der Momentenmessung eine Kalibrierung des Versuchsaufbaus durchzuführen [Kis20].

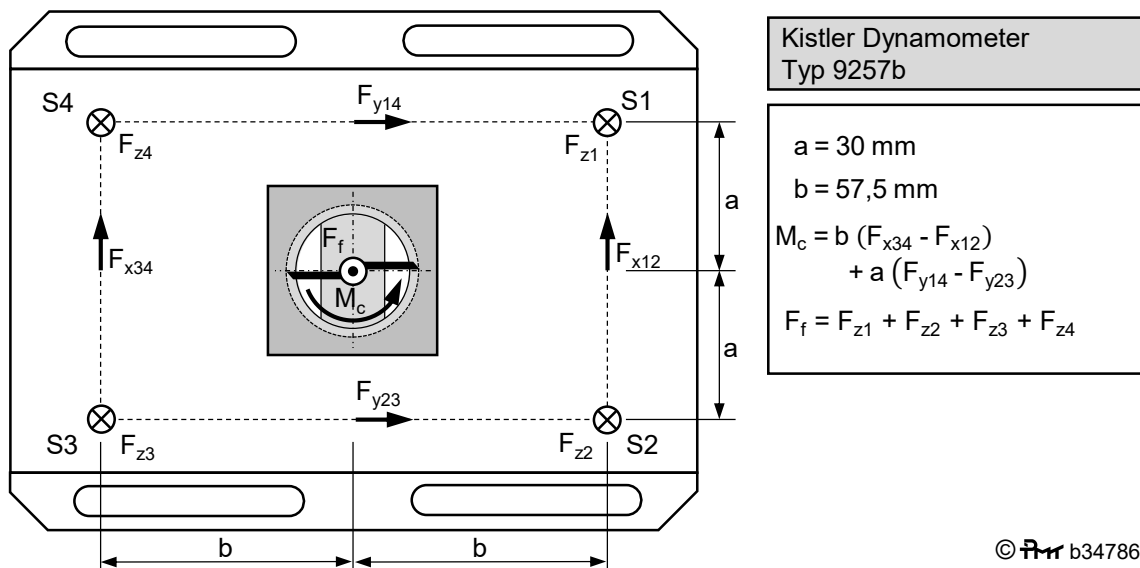


Bild 4.18: Berechnung von Schnittmoment und Vorschubkraft aus Einzelkomponenten der Kraftmessplattform [Kis20]

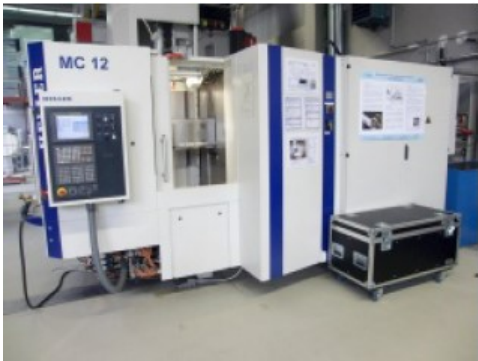
## 5 Versuchstechnik

Zur Ermittlung der grundlegenden Zusammenhänge beim Helixfräsen und Bohren von SLS Probekörpern mit Stützstrukturen werden Zerspanuntersuchungen durchgeführt. Im nachfolgenden Kapitel wird die innerhalb der experimentellen Untersuchung verwendete Versuchstechnik vorgestellt.

### 5.1 Versuchsmaschine

Die Durchführung der Versuche erfolgte am Bearbeitungszentrum Heller MC12, Bild 5.1. Die direkt angetriebene Spindel weist eine Leistung von  $P = 26 \text{ kW}$  sowie eine HSK A63 Schnittstelle auf. Die Drehzahl kann in einem Bereich von  $45 - 12000 \text{ 1/min}$  direkt eingestellt werden. Insgesamt hat die Werkzeugmaschine 3 translatorische Achsen sowie eine rotatorische Achse am Maschinentisch. Der über die Achsen der Werkzeugmaschine aufgespannte Arbeitsbereich hat Abmaße in Höhe von  $560 \text{ mm} \times 560 \text{ mm} \times 510 \text{ mm}$ . Zum Schutz ist der Arbeitsraum vollständig gekapselt.

Als Maschinensteuerung wird ein System vom Typ GE Fanuc CNC angewendet. Hiermit lassen sich die für die Untersuchungen erforderlichen Helixfräsoperationen umsetzen, wobei die Werkzeugmaschine eine Positionstoleranz von  $0,007 \text{ mm}$  aufweist. Die Kühlung und Schmierung der Versuche erfolgt mit dem Kühlschmierstoff B-Cool 675, welcher gemischt mit demineralisiertem Wasser während der Zerspanung Anwendung findet. Bei den Versuchen Helixfräsen erfolgt die Bearbeitung unter Einsatz von Überflutungsschmierung mit einem Systemdruck von  $p = 8 \text{ bar}$ . Zur Verbesserung der Kühl- und Schmierwirkung während des Bohrens an der Wirkstelle erfolgt die Zerspanung mit Innenkühlung. Der Maximaldruck beträgt hierbei  $p = 50 \text{ bar}$ .

Bearbeitungszentrum Heller MC12	Technische Daten	
	Arbeitsbereich	560x560x510 mm
	Spindel	HSK-A 63
		$n = 45 - 12.000 \text{ min}^{-1}$
		$P_{\text{max}} = 26 \text{ kW}$
		$M_{\text{max}} = 45 \text{ Nm}$
	Vorschubantriebe	$F_{\text{max}} = 6000 \text{ N}$
		$v_{\text{fmax}} = 50 \text{ m/min}$
		$a_{\text{max}} = 7 \text{ m/s}^2$
	Maschinensteuerung	GE Fanuc CNC 18iMB
	Kühlmitteleinrichtung	Innere Kühlmittelzufuhr 50 bar ca. 28 l/min


©  b34787

Bild 5.1: Fräsbearbeitungszentrum Heller MC12

### 5.2 Werkzeug

Zur Durchführung der Versuche zum Helixfräsen kommen Vollhartmetall Fräswerkzeuge der Firma Ceratizit zum Einsatz. Details zu den Fräswerkzeugen sind in Bild 5.2 aufgeführt. Insgesamt erfolgt die Durchführung mit 2 verschiedenen Werkzeugen, die sich im Werkzeugdurchmesser unterscheiden. Als Beschichtung findet TiAlZrN Anwendung. Die Werkzeugspannung erfolgt durch thermische Schrumpffutter in einem Induktionsschrumpfgerät.

Beim Helixfräsen sind die Stirn- und die Umfangsschneiden im Eingriff. Da bei den verwendeten Fräs Werkzeugen die Stirnschneiden bis zur Werkzeugachse ausgeführt sind, können diese in die Werkstückoberfläche eintauchen und die Fräs Werkzeuge sind somit für beliebige Helixbahnsteigungen geeignet.

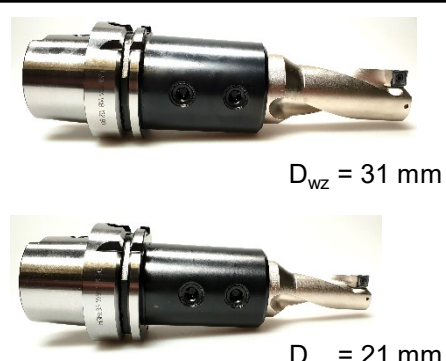
Fräs Werkzeug zum Helixfräsen		
 <p style="text-align: center;"><math>D_{wz} = 16 \text{ mm}</math></p> <p style="text-align: center;"><math>D_{wz} = 8 \text{ mm}</math></p>	Schneidstoff	Ceratizit Hartmetall
	Beschichtung	TiAlZrN
	Durchmesser	$D_{wz} = 8 \text{ mm} / 16 \text{ mm}$
	Gesamtlänge	$l_1 = 63 \text{ mm} / 92 \text{ mm}$
	Schneidenlänge	$l_2 = 21 \text{ mm} / 36 \text{ mm}$
	Zähnezahl	$z = 5$
	Eckenradius	$r_e = 0,2 \text{ mm} / 0,3 \text{ mm}$
	Seitenfreiwinkel	$\alpha_f = 10^\circ$
	Seitenpanwinkel	$\gamma_f = 6^\circ$
	Rückspanwinkel	$\gamma_p = 38^\circ$


©  b34788

**Bild 5.2:** Fräs Werkzeuge zum Helixfräsen der Probekörper

Für das Fertigen von Bohrungen mit den Durchmessern  $D_a = 31 \text{ mm}$  und  $D_a = 21 \text{ mm}$  kommen Vollbohrer mit Wendeschneidplatten zum Einsatz, Bild 5.3. Diese haben insbesondere bei Bohrungen mit großen Durchmessern einen wirtschaftlichen Vorteil, da nur die Wendeschneidplatte nach Verschleiß ausgetauscht wird. Als Schneidstoff findet ebenfalls Hartmetall mit einer Beschichtung vom Typ TiAlCN Anwendung. Bei beiden Durchmesservarianten weisen die Wendeschneidplatten identische Freiwinkel und Spanwinkel auf.

Jedoch haben die Wendeschneidplatten für die größere Durchmesservariante einen höheren Eckenradius. Hierdurch reduziert sich die Belastung in der Ecke des Werkzeugs. Der Werkzeughalter weist 2 zylindrische Bohrungen für die Innenkühlung des Werkzeugs auf. Entsprechend kann eine Kühlung und Schmierung an der Wirkstelle der Wendeschneidplatte erfolgen. Durch das Zusammenwirken einer im Zentrum und einer am Umfang angeordneten Wendeschneidplatte, welche sich radial geringfügig überlagern, wird die effektive Schneide realisiert.

Wendeschneidplatten - Vollbohrer		
 <p style="text-align: center;"><math>D_{wz} = 31 \text{ mm}</math></p> <p style="text-align: center;"><math>D_{wz} = 21 \text{ mm}</math></p>	WSP Schneidstoff	Hartmetall
	WSP Beschichtung	TiAlCN
	Durchmesser	$D_{wz} = 31 \text{ mm} / 21 \text{ mm}$
	Gesamtlänge	$l_1 = 146 \text{ mm} / 118 \text{ mm}$
	Werkzeuglänge	$l_2 = 62 \text{ mm} / 42 \text{ mm}$
	Einstellwinkel 1	$\kappa_{r1} = 90^\circ$
	Einstellwinkel 2	$\kappa_{r2} = 87^\circ$
	Zähnezahl	$z = 2$
	Zähnezahl, effektiv	$z_{eff} = 1$
	Eckenradius	$r_e = 0,9 \text{ mm} / 0,7 \text{ mm}$
	Freiwinkel	$\alpha_f = 8^\circ$
	Spanwinkel	$\gamma_f = 12^\circ$

©  b34789

**Bild 5.3:** Versuchswerkzeuge mit Wendeschneidplatten zum Bohren

Das Fertigen der Bohrung mit dem kleinstem Bohrungsdurchmesser  $D_a = 13$  mm innerhalb der Versuche erfolgt mit einem Bohrwerkzeug aus Vollhartmetall, welches eine AlZrTiCrCN Beschichtung aufweist, Bild 5.4. Dieses Bohrwerkzeug mit 2 symmetrisch angeordneten Schneiden hat einen Freiwinkel von  $\alpha_f = 10^\circ$  und einen Spanwinkel von  $\gamma_f = 30^\circ$ .

Innerhalb der Versuche ist die unterschiedliche Wirkungsweise der Bohrkonzepte zu berücksichtigen. Beim Wendeschneidplatten (WSP) Vollbohrer tritt nur eine sehr geringe Überdeckung der Schneiden der beiden Wendeschneidplatten auf. Hierdurch ist der Zahnvorschub  $f_z$  identisch mit dem Vorschub  $f$  des WSP Vollbohrers. Beim Vollhartmetall-Bohrwerkzeug sind beide Schneiden über den identischen Bohrungsradius im Eingriff. Aufgrund dieser Überlagerung ist der Vorschub  $f$  des Werkzeugs doppelt so hoch wie der Zahnvorschub  $f_z$  der einzelnen Werkzeugschneiden.



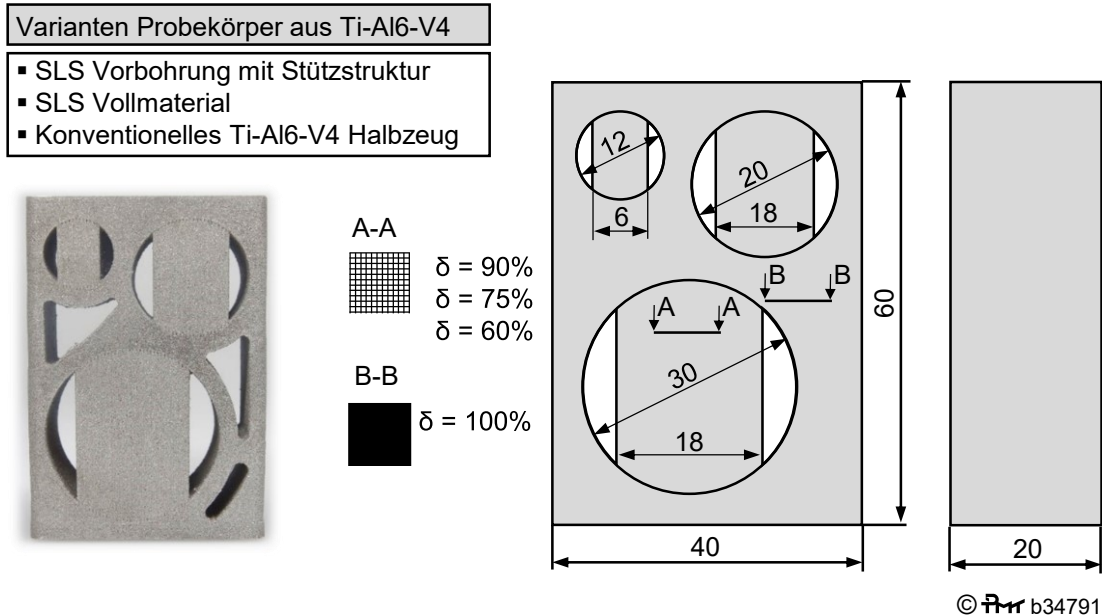
Bild 5.4: Vollhartmetall Bohrwerkzeug

### 5.3 Versuchsbauteile

Im Rahmen dieser Arbeit werden SLS Probekörper aus Ti-Al6-V4 untersucht. Das Fertigen der SLS Probekörper erfolgt auf einer Anlage der Firma EOS M 290. Hierbei handelt es sich um eine Anlage, die sich für die Serienfertigung von additiven Luftfahrtkomponenten eignet. Mit dieser Anlage lassen sich Bauteile bis zu einem Bauvolumen von 250 x 250 x 325 mm fertigen. Typische Schichtstärken beim Schmelzen sind 30  $\mu$ m mit Titanpulver, das eine maximale Korngröße von 63  $\mu$ m aufweist. Das Schmelzen der einzelnen Partikel erfolgt mit einem Faserlaser, welcher eine Leistung von 400 W und eine Wellenlänge von etwa 1100 nm aufweist. Der Durchmesser des Fokus beträgt 100  $\mu$ m, wobei die Fokussierung über eine F-Theta-Linse in der Arbeitsebene der Prozesskammer erfolgt. Zusätzlich erfolgt das Laserschmelzen mit Hilfe des Schutzgases Argon, womit die Prozesskammer geflutet wird. Nach dem Prozessschritt des selektiven Laserschmelzens wird zusätzlich eine Wärmebehandlung mit einer Temperatur von 675  $^\circ$ C über eine Zeit von 2 h durchgeführt, sodass die Eigenspannungen innerhalb des Bauteils reduziert werden.

Die detaillierte Geometrie der Probekörper ist in Bild 5.5 dargestellt. Insgesamt sind die Probekörper mit 3 unterschiedlichen Bohrungsdurchmessern gefertigt, wobei jede Bohrung zusätzlich eine Stützstruktur aufweist. Bei den Stützstrukturen handelt es sich um Hohlgeometrien aus rechtwinklig angeordneten Stegen variabler Dicke, die als quadratisches Netz aufgebaut sind. Insgesamt sind die Stützstrukturen mit verschiedenen Volumenmaterialanteilen gefertigt ( $\delta = 60\%$ ,  $75\%$ ,  $90\%$ ), woraus sich eine schwache, mittlere und starke Festigkeit ergibt.

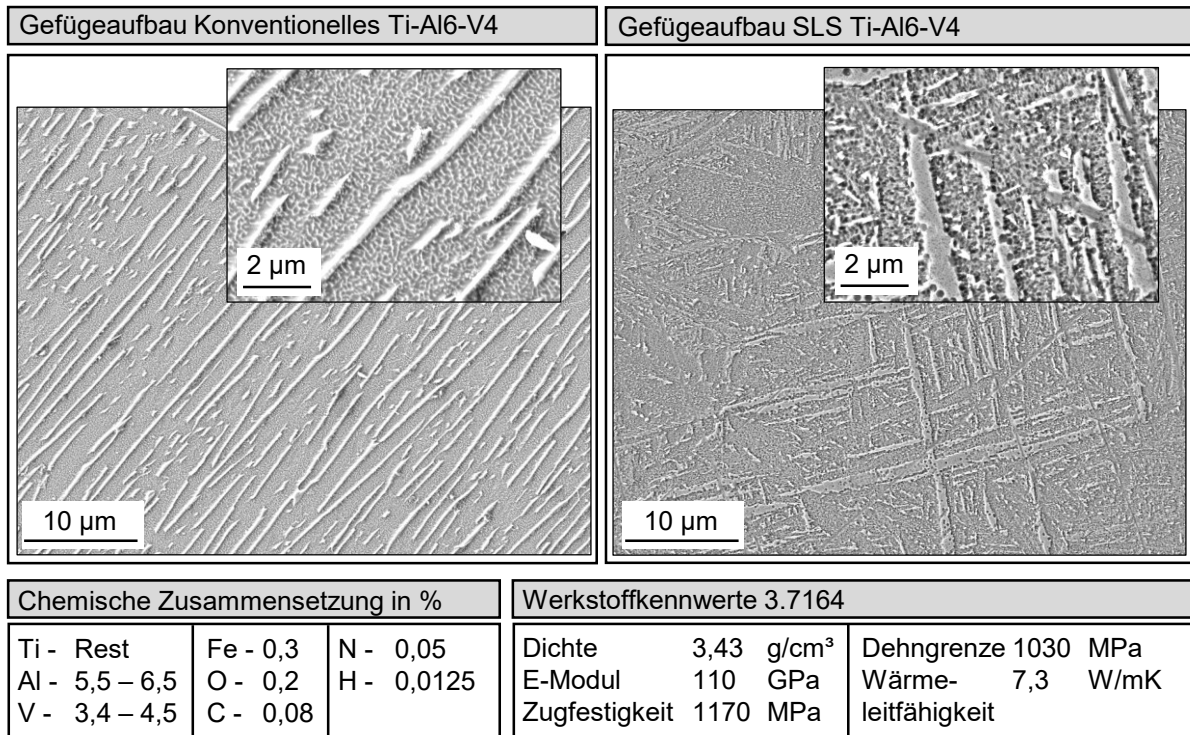
Zusätzlich zu den Probekörpern mit Stützstruktur in den Vorbohrungen erfolgt die Untersuchung an zwei weiteren Probekörpervarianten. Hierbei handelt es sich um einen quaderförmigen Probekörper bestehend aus SLS Vollmaterial mit Abmaßen von 40 x 60 x 20 mm, der nach identischem Vorgehen zu den Probekörpern mit Stützstruktur gefertigt und wärmebehandelt wird. Außerdem kommt bei den Untersuchungen konventionelles Ti-Al6-V4 als plattenförmiges Halbzeug zum Einsatz.



**Bild 5.5:** Probekörper/ Versuchsbauteile für die Untersuchung

Die verschiedenen Gefüge der verwendeten Probekörper sind in Bild 5.6 aufgezeigt. Die Messungen mittels hochauflösendem Rasterelektronen-Mikroskop wurden durch das System Zeiss Supra 55 VP durchgeführt. Mittels energiedispersiver Röntgenspektroskopie kann die Elementzusammensetzung der Probekörper am Messgerät erfasst werden. Bei allen Proben kann das  $\alpha$ -stabilisierende Legierungselement Aluminium mit einem Anteil von ca. 6 % gemessen und das  $\beta$ -stabilisierende Legierungselement Vanadium mit einem Anteil von ca. 4 % erfasst werden. Entsprechend ergibt sich bei dem konventionellen und beim SLS-Probekörper der typische bimodale Gefügebau mit  $\alpha$ - und  $\beta$ - Phase.

Bild 5.6 zeigt die Gefügestruktur der Probekörper, nachdem diese poliert und geätzt wurden. Konventionelles und SLS Ti-Al6-V4 zeigen fein-lamellares Gefüge, wobei das Gefüge der SLS Probekörper eine höhere Homogenität aufweist. Vergrößert sind in Bild 5.6 die  $\alpha$ -Lamellen erkennbar. Die Lamellen bei den SLS Probekörpern weisen eine etwas höhere Breite im Vergleich zu konventionellem Ti-Al6-V4 auf, was auf die zusätzliche Wärmebehandlung der SLS Bauteile zurückzuführen ist.



© RHR b34792

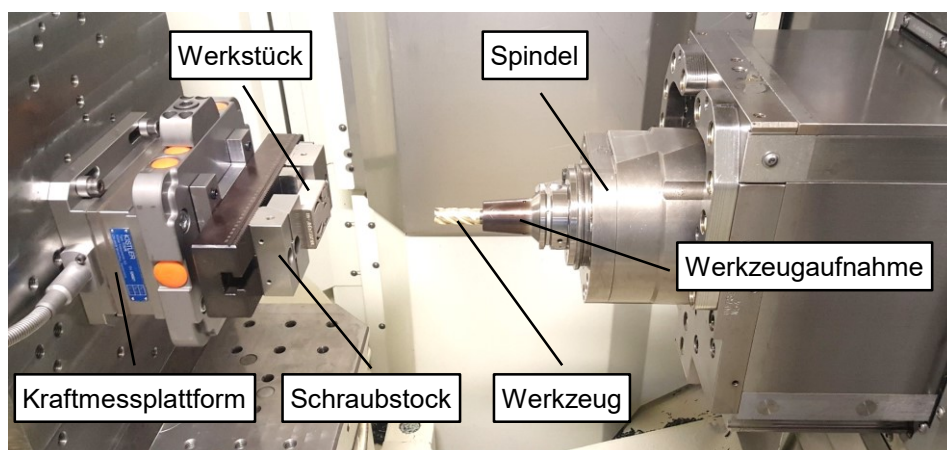
Bild 5.6: Zusammensetzung und Gefüge der Versuchswerkstoffe

## 5.4 Versuchsaufbau und Messtechnik

In Bild 5.7 ist der an einem Winkel im Arbeitsraum angebrachte Versuchsaufbau dargestellt. Die Versuchswerkstücke werden mittels eines Präzisionsschraubstocks vom Typ Erowa ClampSet Basis mittig über die Kraftmessplattform gespannt. Mit Hilfe der Mehrkomponentenmessplattform 9257B der Firma Kistler AG erfolgt eine Messung der 6 Komponenten von Kraft und Moment im kartesischen Koordinatensystem ( $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$ ,  $M_x$ ,  $M_y$ ,  $M_z$ ). Das Messprinzip basiert auf dem piezoelektrischen Effekt. Durch den verwendeten Ladungsverstärker vom Typ 5070A der Firma Kistler AG erfolgt eine Umwandlung der elektrischen Ladung in eine proportionale Spannung. In allen Versuchen wurde ein Tiefpassfilter von 3 kHz am Ladungsverstärker zur Signalaufbereitung verwendet. Mittels des CompactDAQ-Chassis cDAQ-9178 sowie des Spannungseingangsmoduls NI-9215 der Firma National Instruments erfolgt eine A/D-Wandlung und Übertragung an einen Messrechner. Mit Hilfe der Software Diadem werden die Messsignale mit einer Abtastrate von 6 kHz erfasst und anschließend mit der Software Matlab<sup>®</sup> der Firma MATHWORKS INC. ausgewertet.

Die Auswertung der Oberflächenqualität an der Bohrungswand der fertig bearbeiteten Probekörper erfolgt mit dem Tastschnittverfahren. Dies wird mit einem Messgerät vom Typ Mahr-Surf XR 20 durchgeführt. Für alle Probekörper wird ein Tastarm mit einer Diamantspitze verwendet, der einen Tastspitzenradius von 2 µm aufweist. Die Messung der Oberflächen erfolgt nach DIN EN ISO 4287 und wird mit der Software MarWin XR 20 ausgewertet.

Zur Dokumentation der Späne wird eine Stereolupe vom Typ SZX10 in Kombination mit einer Kamera vom Typ Olympus DP 27 verwendet. Die Aufnahme der Bilder und anschließende Vermessung erfolgt auf einem Messrechner mittels der Software Olympus Stream Motion.




©  b34793

Bild 5.7: Versuchsaufbau in Heller MC12

---

## 6 Ergebnisse der Untersuchungen zum Helixfräsen

Im Rahmen von experimentellen Untersuchungen liefern die Ergebnisse der Bearbeitungskräfte und der Spanbildung Erkenntnisse über die Zusammenhänge zum Helixfräsen von SLS Probekörpern mit Stützstruktur. Außerdem werden die Erkenntnisse mit dem Zerspanverhalten beim Helixfräsen von konventionellen Probekörpern aus Vollmaterial verglichen. Hierdurch werden Rückschlüsse über das Zerspanverhalten von SLS Probekörpern mit Stützstruktur möglich, die in der Auslegung von zerspannungsgerechten Stützstrukturen, neuen Werkzeugen und Maschinen berücksichtigt werden können.

Im Anschluss wird nachgewiesen, dass eine Vorhersage des Verlaufs der Bearbeitungskräfte ausgehend von dem in Kapitel 4.1 aufgestellten Modell über das positionsabhängige Zeitspanvolumen beim Helixfräsen von Stützstrukturen möglich ist. Da bei Beurteilung von Zerspanoperationen die Qualität des Fertigteils entscheidend ist, erfolgt im Anschluss eine Bewertung anhand der erzielten Oberflächenrauheit an der Bohrungswand. Hierbei werden Zusammenhänge zwischen der Oberflächenrauheit und dem positionsabhängigen Zeitspanvolumen des aufgestellten Modells aufgezeigt. Zum Abschluss werden die Kostenanteile des selektiven Laserschmelzens im Vergleich zu den Kostenanteilen der spanenden Nachbearbeitung durch Helixfräsen im Vergleich zu den Gesamtkosten betrachtet.

### 6.1 Zerspankraft und Spanbildung beim Helixfräsen

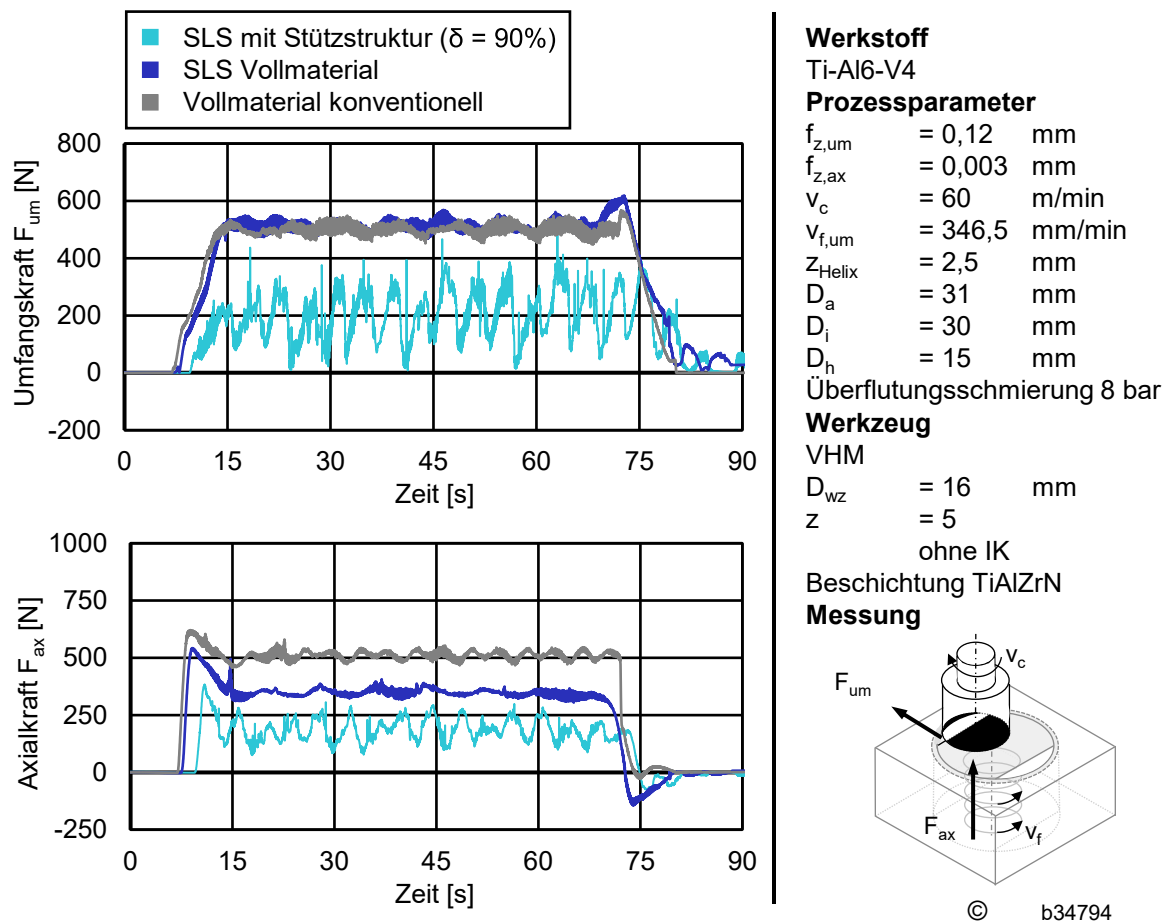
In Bild 6.1 sind die Prozesskräfte beim Helixfräsen für einen vollständigen Bearbeitungsdurchgang bestehend aus Eintritt, Bearbeitung und Austritt dargestellt. Das obere Diagramm zeigt die an der Umfangsfläche des Fräswerkzeugs auftretende Umfangskraft  $F_{um}$  und das untere Diagramm die Axialkraft  $F_{ax}$ , welche an der Stirnfläche des Fräswerkzeuges auftritt. Die Werte in Cyan symbolisieren den Kraftverlauf für das SLS Werkstück, das eine zu entfernende Stützstruktur enthält. Verglichen werden die Kraftwerte mit dem grauen Verlauf, hierbei handelt es sich um konventionelles Ti-Al6-V4 Plattenmaterial. Zum Vergleich wurde die Bearbeitung an einem SLS Werkstück aus Vollmaterial untersucht (dunkelblaue Messwerte).

Für die größte Bohrung ( $D_a = 31$  mm) konnte bei beiden Werkstücken aus Vollmaterial ein maximales Kraftniveau von etwa  $F_{um} = 491$  N in Umfangsrichtung festgestellt werden. Die Axialkraft ist während der Bearbeitung bei SLS Vollmaterial etwa 91 N niedriger als beim konventionellen Werkstück. Dies ist auf das homogenere Gefüge beim SLS Vollmaterial zurückzuführen, das sich beim Laserschmelzprozess aufgrund des sehr punktuellen Wärmeeintrags und der Wärmebehandlung einstellt. Außerdem befinden sich bei beiden Werkstücken die  $\alpha$ - und  $\beta$ -stabilisierenden Legierungselemente Aluminium und Vanadium auf einem ähnlichen Niveau. Jedoch ergibt sich aufgrund der hohen Abkühlgeschwindigkeiten nach dem Aufschmelzen ein geringerer Anteil  $\beta$ -Phase im Gefüge des SLS Werkstücks. Hierauf sind die geringen Differenzen in den Zerspankräften bei der Bearbeitung der beiden Bauteile aus Vollmaterial zurückzuführen.

Nach etwa 7 Sekunden Bearbeitungszeit tritt das Werkzeug in die Werkstücke aus Vollmaterial ein und die Kraftamplitude steigt ausgehend vom Nullniveau an. Hierbei fällt der Anstieg bei der Axialkraft deutlich größer aus als der Anstieg bei der Umfangskraft. Dies ist auf die sehr große Spanungsbreite  $b$  an der Stirnseite des Fräswerkzeugs zurückzuführen, die mit dem Werkstück in Eingriff kommt. An der Umfangsfläche nimmt die Spanungsbreite  $b$  während der Einfahrbewegung über einen größeren Zeitabschnitt kontinuierlich zu.

Der größte Unterschied ergibt sich beim Verlauf der Kräfte der beiden Werkstücke aus Vollmaterial im Vergleich zum SLS Werkstück mit Stützstruktur. Beim SLS Werkstück mit Stützstruktur zeigen sich periodisch wiederholende Schwankungen. Hierbei beträgt der Betrag der Schwankung in Umfangsrichtung etwa 400 N und in Axialrichtung etwa 200 N. Außerdem fällt auf, dass die maximal auftretenden Kräfte bei der Zerspanung des SLS Werkstücks mit Stützstruktur geringer sind als die Kräfte bei Zerspanung der beiden Werkstücke aus Vollmaterial. Entsprechend liegt das mittlere Kraftniveau bei der Bearbeitung von SLS Bauteilen mit Stützstruktur etwas niedriger.

Die Ursache für die Schwankungen im Kraftverlauf sind auf die sich stetig innerhalb einer Helixumdrehung ändernden Eingriffsverhältnisse am Fräs Werkzeug zurückzuführen. Wie in der Modellierung aufgezeigt wurde, wiederholen sich die Eingriffsverhältnisse periodisch über die Helixumdrehungen, entsprechend ergibt sich der periodisch wiederholende Kraftverlauf. Beim Laserschmelzen von Bohrungen mit Stützstruktur wird die Bohrung nicht vollständig mit Stützstruktur ausgefüllt, sondern die Breite der Stützstruktur ist geringer als der Bohrungsdurchmesser des Halbzeugs. Hierdurch ergibt sich in der Bohrung ein geringerer Volumenmaterialanteil. Weiterhin ist die Stützstruktur als räumliches Gitter ausgeführt, sodass sich weniger zu zerspanendes Material während der Bearbeitung im Vergleich zu Vollmaterial einstellt. Aufgrund dieses sich geringer einstellenden Zeitspanvolumens sind die maximalen Zerspankräfte beim Helixfräsen von Stützstrukturen geringer als bei der Zerspanung von Vollmaterial.

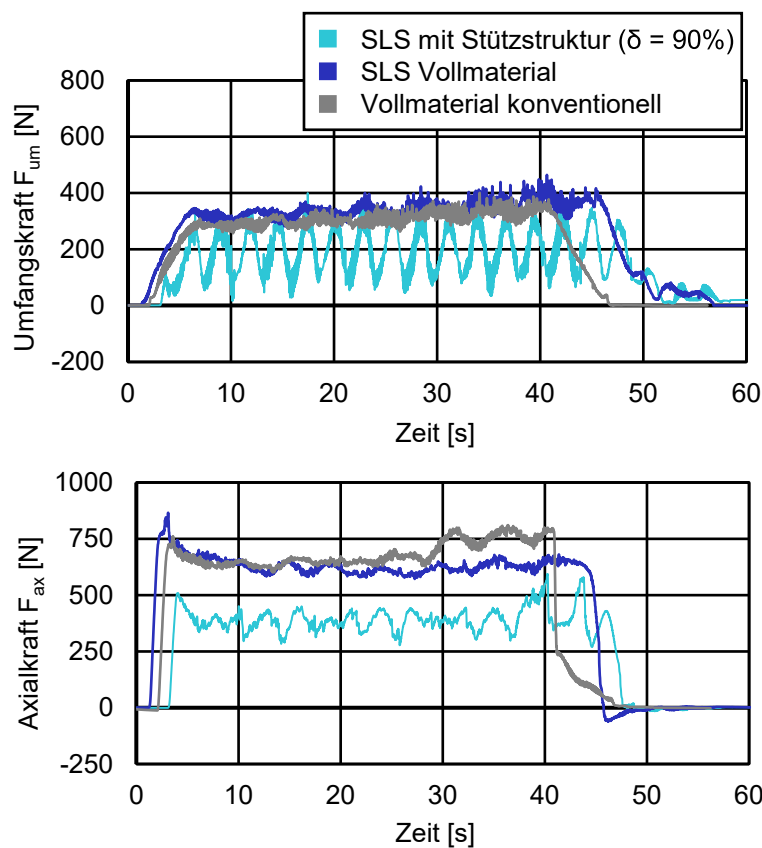


**Bild 6.1:** Zerspankräfte beim Helixfräsen einer Bohrung mit Stützstruktur im Vergleich zum Helixfräsen einer Bohrung aus Vollmaterial  $D_a = 31$  mm

Bei Veränderung der Eingriffsverhältnisse beim Helixfräsen, wie beispielsweise Änderungen des Verhältnisses von Bohrungsdurchmesser  $D_a$  zu Werkzeugdurchmesser  $D_{wz}$ , sind signifikante Veränderungen in den Zerspanergebnissen zu erwarten. Welche Auswirkungen bereits die Änderung eines Parameters auf die entstehenden Ergebnisse hat, zeigt Bild 6.2.

Hierbei erfolgt die Reduktion des zu fertigenden Bohrungsdurchmessers auf  $D_a = 21$  mm, was mit einer Reduktion des Helixdurchmessers auf  $D_h = 5$  mm einhergeht. Der Zahnvorschub am Umfang des Werkzeugs im Kontakt mit dem Bohrungsdurchmesser beträgt weiterhin  $f_{z,um} = 0,12$  mm. Durch den konstanten Zahnvorschub an der Bohrungswand soll sich die Spanstauchung in diesem Bereich auf einem ähnlichen Niveau zum größeren Bohrungsdurchmesser  $D_a$  befinden. Die Schnittgeschwindigkeit ist ebenfalls unverändert. Hierdurch sind die aufgrund der Spanflächenreibung entstehenden Temperaturen im Bereich der Spanformung auf einem ähnlichen Niveau.

Aufgrund der etwas kleiner zu fertigenden Bohrung ist bei identischen Schnittparametern die Bearbeitung des Werkstücks bereits nach etwa 50 s beendet. Weiterhin fällt auf, dass sich die Umfangskräfte  $F_{um}$  im Vergleich zur Bohrung  $D_a = 31$  mm leicht reduzieren. Dies ist auf das geringere Zeitspanvolumen zurückzuführen, was sich aufgrund der geringeren in Bild 4.8 dargestellten Spanungsform und der im Mittel geringeren Vorschubgeschwindigkeit ergibt. Des Weiteren werden ähnlich zu Bild 6.1 die konstanten Kraftverläufe bei der Zerspannung von Vollmaterial deutlich, während bei der Bearbeitung des SLS Bauteils mit Stützstruktur die Kräfte stark schwanken. Außerdem fällt auf, dass die maximale Kraft in Umfangsrichtung des Bauteils SLS mit Stützstruktur etwa das Niveau der Bauteile aus Vollmaterial aufweist. Dies ist darauf zurückzuführen, dass das Bauteil durch die Stützstruktur mit hohem Volumenmaterialanteil nahezu dem von Vollmaterial für die entsprechende Helixposition entspricht.



**Werkstoff**

Ti-Al6-V4

**Prozessparameter**

$f_{z,um}$  = 0,12 mm  
 $f_{z,ax}$  = 0,005 mm  
 $v_c$  = 60 m/min  
 $v_{f,um}$  = 170,5 mm/min  
 $Z_{Helix}$  = 2,5 mm  
 $D_a$  = 21 mm  
 $D_i$  = 20 mm  
 $D_h$  = 5 mm  
 Überflutungsschmierung 8 bar

**Werkzeug**

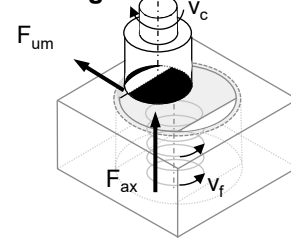
VHM

$D_{wz}$  = 16 mm  
 $z$  = 5

ohne IK

Beschichtung TiAlZrN

**Messung**



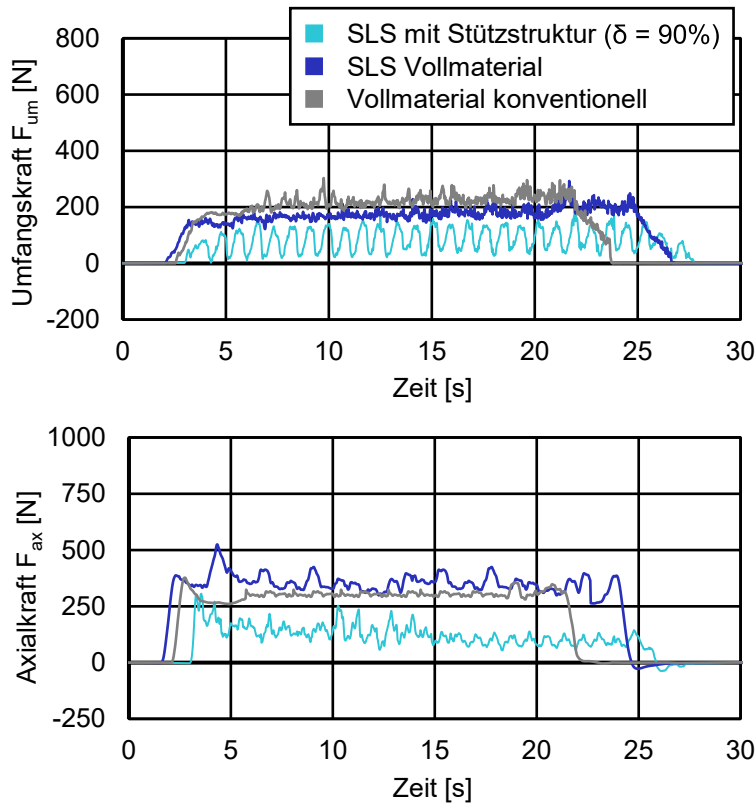
© b34795

**Bild 6.2:** Zerspankräfte beim Helixfräsen einer Bohrung mit Stützstruktur im Vergleich zum Helixfräsen einer Bohrung aus Vollmaterial  $D_a = 21$  mm

Bild 6.3 zeigt die Bearbeitung des Bohrungsdurchmessers  $D_a = 13$  mm mit einem Werkzeugdurchmesser  $D_{wz} = 8$  mm für die 3 verschiedenen Werkstücktypen. Die Prozessparameter Zahnvorschub  $f_{z,um}$  und Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  blieben erneut unverändert. Aufgrund des geringen Zerspanvolumens ist die Umfangskraft  $F_{um}$  und Axialkraft  $F_{ax}$  kleiner als bei den vorhergehenden Bohrungsdurchmessern. Wie bereits bei den beiden größeren Bohrungsdurchmessern festgestellt wurde, schwanken die Kräfte bei Bearbeitung der SLS Werkstücke mit Stützstruktur stärker als die Kräfte der beiden Vollmaterialien.

Allerdings fällt für die Umfangskräfte  $F_{um}$  der Vollmaterialien im Vergleich zu den größeren Bohrungsdurchmessern ein Unterschied auf. Zu Bearbeitungsbeginn stagnieren die Kräfte auf einem konstanten Niveau (dunkelblaue und graue Linie). Im Verlauf der Bearbeitung treten ebenfalls leichte Schwankungen auf, die sich im Verlauf der Bearbeitung kontinuierlich vergrößern. Dies ist auf das höhere Aspektverhältnis im Vergleich zu den beiden anderen Bohrungen zurückzuführen. Mit zunehmender Bearbeitungsdauer müssen die Späne aus der Bohrung abgeführt werden, wobei sich diese in der Bohrung stauen. Gleichzeitig ist die Vorschubgeschwindigkeit  $v_{f,um}$  hoch, sodass sich eine hohe Dynamik im Prozess einstellt.

Hingegen ist beim SLS Werkstück mit Stützstruktur weniger zerspanter Werkstoff durch die Bohrung zu entfernen, wodurch sich die Gefahr von Spanstau deutlich verringert. Die Umfangskraft zeigt somit einen kontinuierlich schwankenden Verlauf über die gesamte Bearbeitungszeit.



**Werkstoff**

Ti-Al6-V4

**Prozessparameter**

$f_{z,um}$  = 0,12 mm  
 $f_{z,ax}$  = 0,004 mm  
 $v_c$  = 60 m/min  
 $v_{f,um}$  = 550,9 mm/min  
 $Z_{Helix}$  = 1,5 mm  
 $D_a$  = 13 mm  
 $D_i$  = 12 mm  
 $D_h$  = 5 mm  
 Überflutungsschmierung 8 bar

**Werkzeug**

VHM

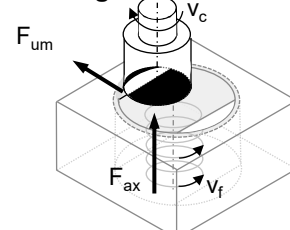
$D_{wz}$  = 8 mm

$z$  = 5

ohne IK

Beschichtung TiAlZrN

**Messung**



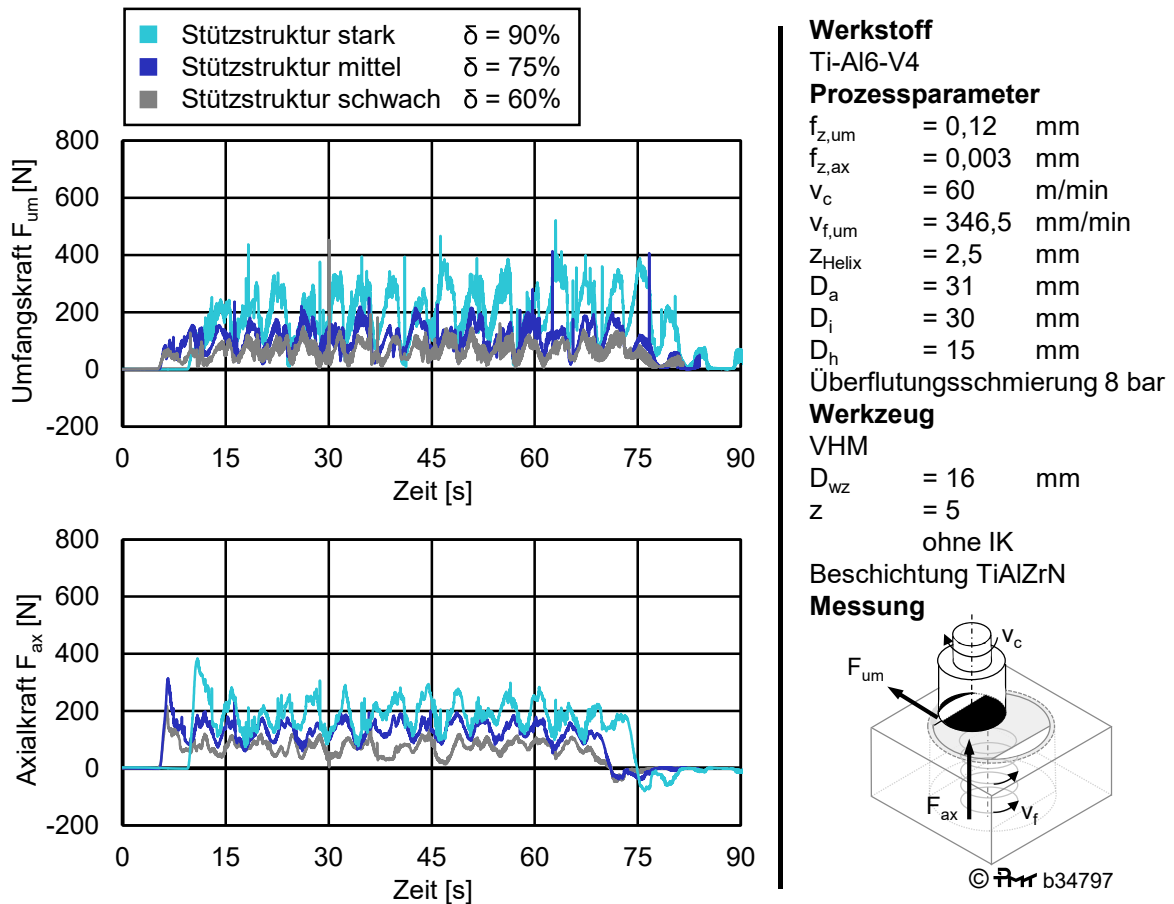
© b34796

**Bild 6.3:** Zerspankräfte beim Helixfräsen einer Bohrung mit Stützstruktur im Vergleich zum Helixfräsen einer Bohrung aus Vollmaterial  $D_a = 13$  mm

In den vorhergehenden Bildern war das SLS Werkstück mit starker Stützstruktur gefertigt. Dies bedeutet, dass das räumliche Gitter der Stützstruktur einen Volumenmaterialanteil von  $\delta = 90$  % aufweist. Den Einfluss unterschiedlicher Festigkeiten der Stützstruktur aufgrund verschiedener Volumenmaterialanteile ist in Bild 6.4 für die Bohrung mit einem Durchmesser des Fertigteils von  $D_a = 31$  mm dargestellt.

Hierbei zeigt Bild 6.4 die gemessene Umfangskraft und Axialkraft für SLS Probekörper mit starker Stützstruktur (Volumenmaterialanteil  $\delta = 90$  %), mittlerer Stützstruktur (Volumenmaterialanteil  $\delta = 75$  %) und schwacher Stützstruktur (Volumenmaterialanteil  $\delta = 60$  %). Alle Kräfte zeigen sehr hohe Schwankungen, was auf den ungleichmäßigen Eingriff des Werkzeugs bei der Bearbeitung zurückzuführen ist. Die Umfangskraft der starken Stützstruktur schwankt, neben wenigen Ausreißern, zwischen  $F_{um} = 322$  N und  $F_{um} = 62$ . Aufgrund des abnehmenden Volumenmaterialanteils sinkt bei der mittleren Stützstruktur die maximal auftretende Umfangskraft auf  $F_{um} = 192$  N und bei der schwachen Stützstruktur auf  $F_{um} = 124$  N. Die minimalen Kräfte in Umfangsrichtung liegen auf einem Niveau von  $F_{um} = 62$  N bis  $F_{um} = 52$  N. Insgesamt sinkt folglich die Amplitude der Umfangskraft, was auf den sinkenden Volumenmaterialanteil  $\delta$  der Stützstruktur zurückzuführen ist.

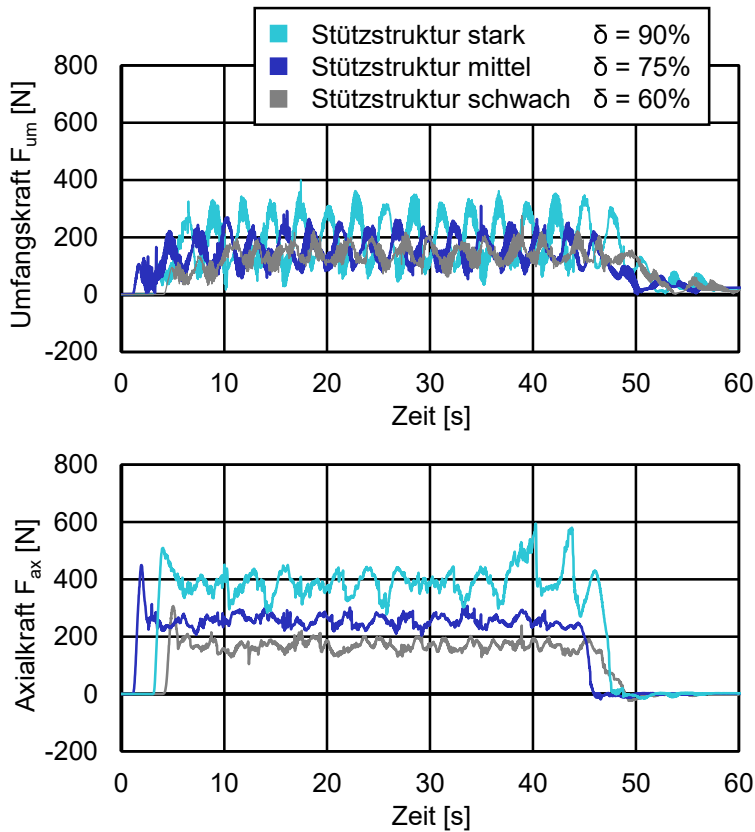
Der identische Zusammenhang wird ebenso bei der Stirnfläche des Fräswerkzeugs deutlich. So treten bei der starken Stützstruktur mit hohem Volumenmaterialanteil noch Kraftschwankungen zwischen  $F_{ax} = 113$  N und  $F_{ax} = 253$  N auf. Bei der schwachen Stützstruktur mit einem Volumenmaterialanteil von  $\delta = 60$  % liegen die Axialkräfte zwischen  $F_{ax} = 36$  N und  $F_{ax} = 92$  N.



**Bild 6.4:** Kräfte beim Helixfräsen einer Bohrung  $D_a = 31$  mm mit Stützstruktur, die unterschiedliche Volumenmaterialanteile  $\delta$  aufweist

In Bild 6.5 ist der Einfluss des Volumenmaterialanteils auf die Kräfte bei der Bohrungs-/Werkzeugkombination  $D_a = 21$  mm/  $D_{wz} = 16$  mm dargestellt. Es zeigen sich erneut sowohl in Umfangsrichtung und Axialrichtung stark fluktuierende Kraftverläufe, wobei der Volumenmaterialanteil  $\delta$  der Stützstruktur stark mit der Amplitude der Kräfte sowie der Höhe des Kraftniveaus korreliert. Außerdem sind die Axialkräfte bei der Bohrung  $D_a = 21$  mm im Mittel etwas höher als die Axialkräfte bei der Bohrung  $D_a = 31$  mm, was auf den etwas höheren Vorschub in Axialrichtung zurückzuführen ist.

Bild 6.6 zeigt die Kräfte beim Helixfräsen von Stützstrukturen mit unterschiedlichen Volumenmaterialanteilen für die kleinste untersuchte Kombination von Werkzeug zu Bohrungsdurchmesser ( $D_a = 13$  mm/  $D_{wz} = 8$  mm). Analog zur Zerspanung von Vollmaterial ist die Spannungsform zwischen Werkzeug und Werkstück für diese Kombination am Geringsten, sodass sich die kleinsten Kräfte einstellen. Erneut wird deutlich, dass die Kraftamplitude und das mittlere Kraftniveau mit abnehmenden Volumenmaterialanteil sinkt. Insbesondere bei der mittleren Stützstruktur und bei der schwachen Stützstruktur verlaufen die Schwankungen der Kräfte über die vollständige Bearbeitungszeit sehr gleichmäßig. Dies lässt auf eine sehr gute Abfuhr der Späne aus den Bohrungen, trotz des hohen Aspektverhältnisses, schließen.



**Werkstoff**

Ti-Al6-V4

**Prozessparameter**

$f_{z,um} = 0,12$  mm  
 $f_{z,ax} = 0,005$  mm  
 $v_c = 60$  m/min  
 $v_{f,um} = 170,5$  mm/min  
 $Z_{Helix} = 2,5$  mm  
 $D_a = 21$  mm  
 $D_i = 20$  mm  
 $D_h = 5$  mm  
 Überflutungsschmierung 8 bar

**Werkzeug**

VHM

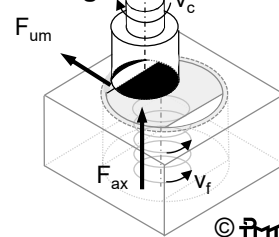
$D_{wz} = 16$  mm

$z = 5$

ohne IK

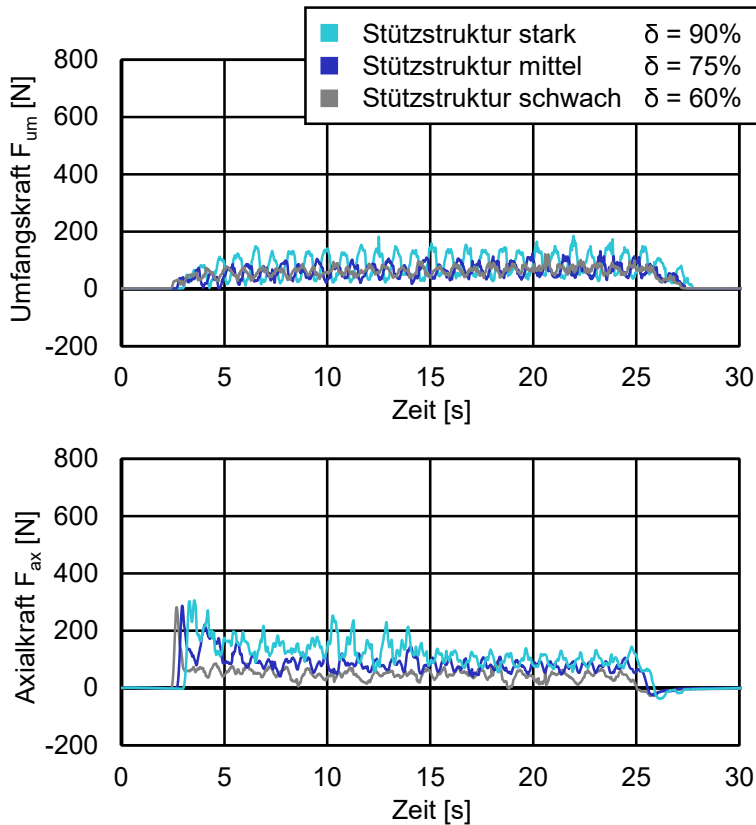
Beschichtung TiAlZrN

**Messung**



© Pfr b34798

Bild 6.5: Kräfte beim Helixfräsen von Bohrungen  $D_a = 21$  mm mit Stützstruktur



**Werkstoff**

Ti-Al6-V4

**Prozessparameter**

$f_{z,um} = 0,12$  mm  
 $f_{z,ax} = 0,004$  mm  
 $v_c = 60$  m/min  
 $v_{f,um} = 550,9$  mm/min  
 $Z_{Helix} = 1,5$  mm  
 $D_a = 13$  mm  
 $D_i = 12$  mm  
 $D_h = 5$  mm  
 Überflutungsschmierung 8 bar

**Werkzeug**

VHM

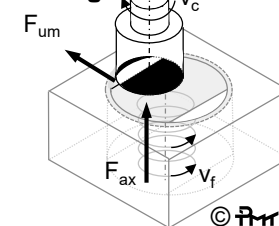
$D_{wz} = 8$  mm

$z = 5$

ohne IK

Beschichtung TiAlZrN

**Messung**

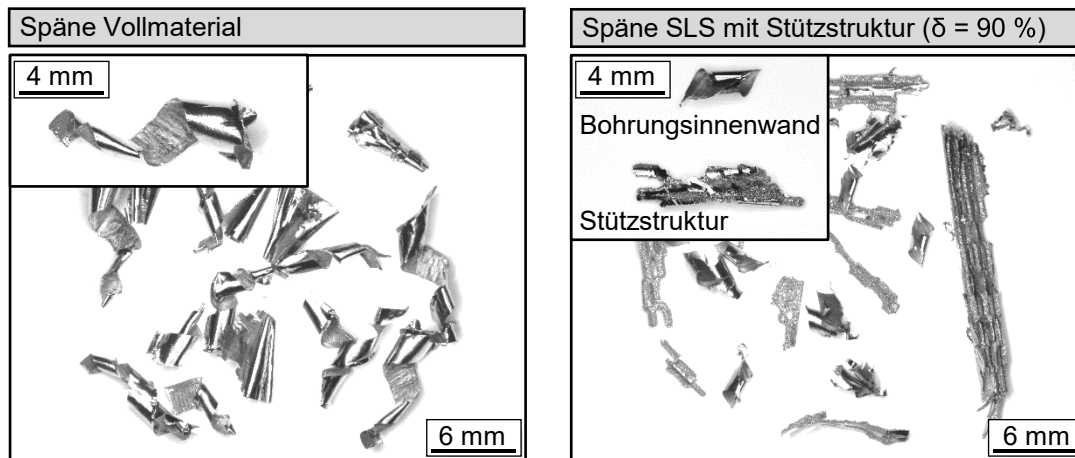


© Pfr b34798

Bild 6.6: Kräfte beim Helixfräsen von Bohrungen  $D_a = 13$  mm mit Stützstruktur

Eine Übersicht der entstehenden Späne bei Bearbeitung der Probekörper durch Helixfräsen ist in Bild 6.7 bis Bild 6.9 aufgezeigt. Hierbei zeigt jedes Bild den Vergleich von zwei verschiedenen Probekörpern. Im linken Bereich sind die Späne für die Bearbeitung eines Probekörpers aus konventionellem Ti-Al6-V4 dargestellt und im rechten Bereich die Späne, die sich beim Helixfräsen von SLS Probekörpern mit starker Stützstruktur (Volumenmaterialanteil  $\delta = 90\%$ ) ergeben.

Bild 6.7 zeigt die Späne beim Helixfräsen von Vollmaterial beim Bohrungsdurchmesser  $D_a = 31$  mm. Hierbei handelt es sich um die Späne, die in Umfangsrichtung entstehen. An der Stirnschneide entstehen, aufgrund der geringen Spanungsdicke, Lamellenspäne. Deutlich erkennbar ist die sehr glatte Oberfläche an der Außenrundung der Späne. Hierbei handelt es sich um die Fläche, welche von der Werkstückoberfläche entfernt wird und im Anschluss über die Spanfläche des Werkzeugs reibt. Im Gegensatz hierzu weist die Innenseite der Späne eine sehr matte Oberfläche mit hoher Rauheit auf. Dies ist auf die Spansegmentierung zurückzuführen, die sich bei der Spanbildung des Werkstoffs Ti-Al6-V4 ergibt [Gen03, Hof05, Kom82].



<b>Werkzeug</b>	<b>Werkstoff</b>	$Z_{\text{Helix}}$	= 2,5	mm
VHM	Ti-Al6-V4	$D_a$	= 31	mm
$D_{\text{wz}} = 16$ mm	<b>Prozessparameter</b>	$D_i$	= 30	mm
$z = 5$	$f_{z,\text{um}} = 0,12$ mm	$D_h$	= 15	mm
ohne IK	$f_{z,\text{ax}} = 0,003$ mm	$b_s$	= 18	mm
Beschichtung TiAlZrN	$v_c = 60$ m/min	Überflutungsschmierung 8 bar		
	$v_{f,\text{um}} = 346,5$ mm/min			

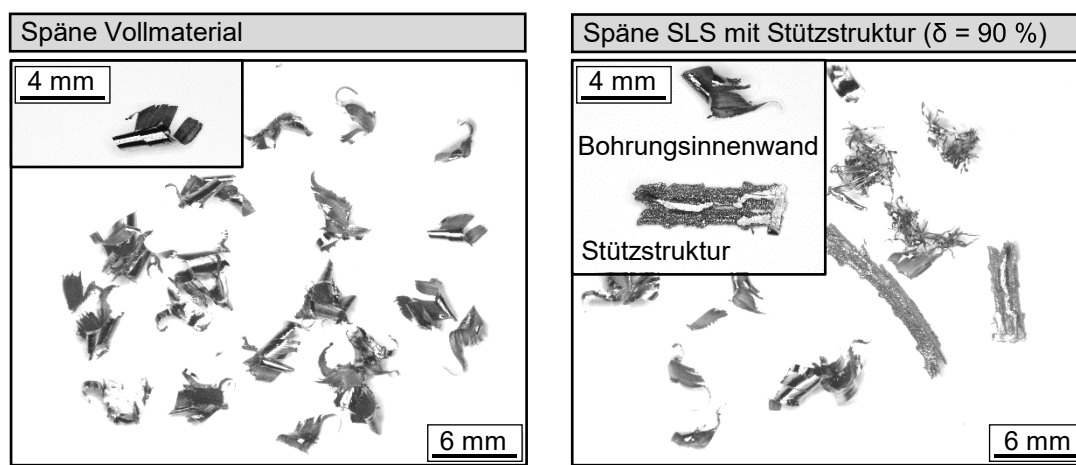
©  b34800

**Bild 6.7:** Vergleich Späne Helixfräsen Vollmaterial und SLS Probekörper mit Stützstruktur beim Bohrungsdurchmesser  $D_a = 31$  mm

Im rechten Bereich sind die Späne beim Helixfräsen des SLS Probekörpers mit Stützstruktur aufgezeigt. Auffällig ist, dass sich zwei verschiedene Typen aus dem Spanbild ableiten lassen. Dem ersten Typ sind die Späne zuzuordnen, welche bei der Zerspanung der Bohrungswand entstehen. Diese Späne sind deutlich kleiner als die entstehenden Späne beim Helixfräsen des Vollmaterials. Dies ist auf den deutlich kleineren Eingriffswinkelbereich im Vergleich zur Bearbeitung des Vollmaterials zurückzuführen. Dem zweiten Typ sind die Späne bzw. die Bruchstücke zuzuordnen, die beim Fräsen der Stützstruktur entstehen. Hierbei sind teilweise sehr große Segmente feststellbar. Es handelt sich um Segmente der Stützstruktur, die lediglich an der Anbindungsstelle zerspannt werden und sich bei der Bearbeitung, vergleichbar mit den

Mechanismen bei der Gratbildung, wegdrücken. Außerdem zeigt das Spanbild, wie in der Vergrößerung aufgezeigt, herausgebrochene Stützstrukturelemente.

Beim Helixfräsen einer Bohrung  $D_a = 21$  mm in Vollmaterial ergeben sich die in Bild 6.8 dargestellten Späne, die im Vergleich zum Helixfräsen  $D_a = 31$  mm deutlich kleiner sind. Dies ist nach Fangmann [Fan11a] auf den geringeren Helixdurchmesser zurückzuführen, wodurch sich aufgrund der Kinematik beim Helixfräsen eine kleinere Spänfläche am Werkzeug ergibt. Bei Bearbeitung des SLS Probekörpers mit Stützstruktur lassen sich die Späne den beiden Bereichen Bohrungsinnenwand und Stützstruktur zuordnen. Für die Späne der Stützstruktur sind teilweise große Bruchstücke mit einer Länge von 12 mm feststellbar, was auf ein vorzeitiges Wegbrechen der Stützstruktur hindeutet. Außerdem sind sehr filigrane, dünne Späne zu erkennen. Dies deutet auf die Zerspanung an der Stirn des Werkzeugs mit einer sehr geringen Spannungsdicke  $h$  hin.



<b>Werkzeug</b>	<b>Werkstoff</b>	$Z_{\text{Helix}}$	= 2,5	mm
VHM	Ti-Al6-V4	$D_a$	= 21	mm
$D_{\text{wz}}$	<b>Prozessparameter</b>	$D_i$	= 20	mm
$z$	$f_{z,\text{um}}$	$D_h$	= 5	mm
= 5	= 0,12	$b_s$	= 18	mm
ohne IK	$f_{z,\text{ax}}$	Überflutungsschmierung 8 bar		
Beschichtung TiAlZrN	$V_c$	$V_{f,\text{um}}$	= 60	m/min
	= 170,5		= 170,5	mm/min

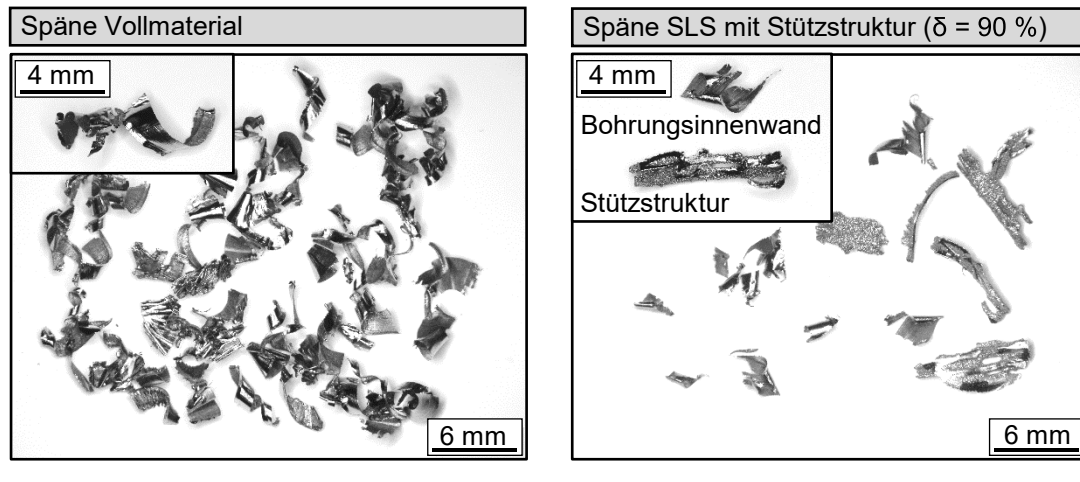
© b34801

**Bild 6.8:** Vergleich Späne Helixfräsen Vollmaterial und SLS Probekörper mit Stützstruktur beim Bohrungsdurchmesser  $D_a = 21$  mm

Bild 6.9 zeigt die Späne der Bearbeitung der Kombination Bohrungsdurchmesser  $D_a = 13$  mm und Werkzeugdurchmesser  $D_{\text{wz}} = 8$  mm. Wie bei den vorhergehenden Kombinationen bestätigt sich ein unterschiedliches Spanbild zwischen Vollmaterial und SLS Probekörper mit Stützstruktur. Die Späne des SLS Probekörpers mit Stützstruktur sind deutlich ungleichmäßiger, da diese Anteile der zerspannten Bohrungsinnenwand und Stützstruktur enthalten. Im Vergleich hierzu sind die Späne des zerspannten Vollmaterials aufgrund der stationären Fräsbedingungen gleichmäßiger.

Als weiteres Nebenprodukt beim Helixfräsen ist Restpulver innerhalb der Stützstruktur zu berücksichtigen. Da beim Prozessschritt Laserschmelzen die Stützstrukturen aufgrund ihres räumlichen Gitters nicht über den vollständigen Querschnitt aufgeschmolzen werden, befindet

sich im Inneren der Stützstrukturen Restpulver, das nicht vollständig aus den Hohlräumen entfernt wird [Kra17, Wyc17]. Dieses Restpulver war bei den Untersuchungen zu den entstehenden Spänen nach der Bearbeitung nicht feststellbar. Es ist zu vermuten, dass das Restpulver während der Bearbeitung durch das KSS gebunden und abtransportiert wird.



<b>Werkzeug</b>	<b>Werkstoff</b>	$Z_{\text{Helix}}$	= 1,5	mm
VHM	Ti-Al6-V4	$D_a$	= 13	mm
$D_{wz}$ = 8 mm	<b>Prozessparameter</b>	$D_i$	= 12	mm
$z$ = 5	$f_{z,um}$ = 0,12 mm	$D_h$	= 5	mm
ohne IK	$f_{z,ax}$ = 0,004 mm	$b_s$	= 6	mm
Beschichtung TiAlZrN	$v_c$ = 60 m/min	Überflutungsschmierung 8 bar		
	$v_{f,um}$ = 550,9 mm/min			

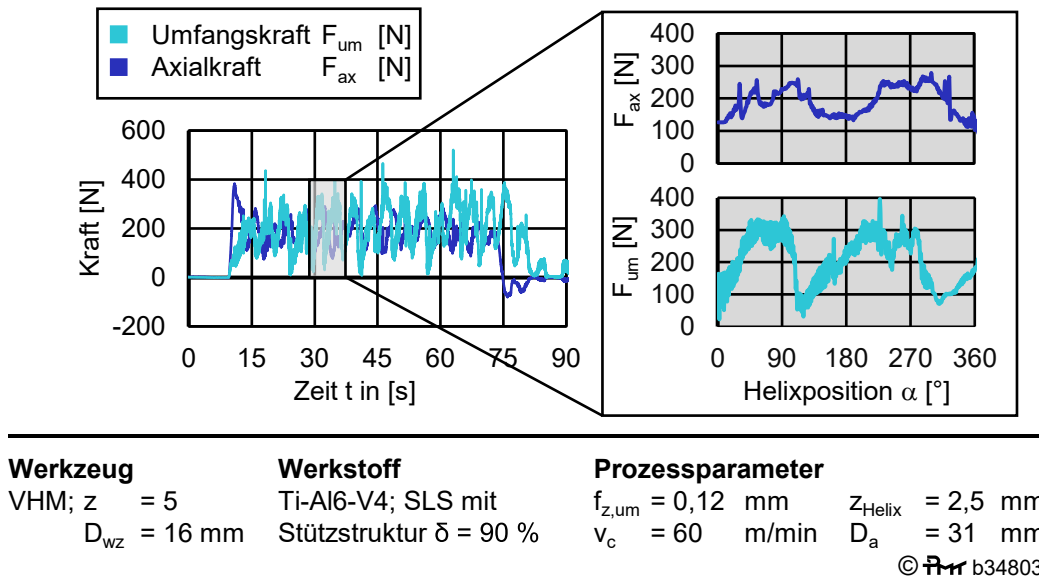
© b34802

**Bild 6.9:** Vergleich Späne Helixfräsen Vollmaterial und SLS Probekörper mit Stützstruktur beim Bohrungsdurchmesser  $D_a = 13$  mm

## 6.2 Vergleich Kräfte mit Modell Zeitspanvolumen

In Kapitel 6.1 erfolgte eine Betrachtung der Prozesskräfte beim Helixfräsen für den vollständigen Bearbeitungsprozess zum Helixfräsen von SLS Bohrung mit Stützstruktur bestehend aus Eintritt des Werkzeugs, Helixfräsen und Austritt des Bearbeitungswerkzeugs. Daher zeigte die Abszissenachse die vollständige Bearbeitungszeit. Um nun in den nachfolgenden Abschnitten die Prozesskräfte mit den in Kapitel 4.1 analytisch berechneten Zeitspanvolumen zu vergleichen, erfolgt, wie in Bild 6.10 dargestellt, eine Betrachtung des Verlaufs der Prozesskräfte innerhalb einer vollständigen Helixrotation des Werkzeugs im SLS Probekörper. Diese Darstellung ergibt sich durch Vergrößerung der Abszissenachse.

Für den größten untersuchten Bohrungsdurchmesser  $D_a$  sind in Bild 6.11 die Kräfte und das Zeitspanvolumen aufgezeigt. Das aufgestellte Modell geht von Stützstrukturen aus Vollmaterial aus, denn bei Stützstrukturen starker Festigkeit kann aufgrund des hohen Volumenmaterialanteils ( $\delta = 90\%$ ) nahezu von Vollmaterial ausgegangen werden.



**Bild 6.10:** Vergrößerung des fluktuierenden Kraftverlaufs beim Helixfräsen von Stützstrukturen zur Darstellung einer vollständigen Helixrotation

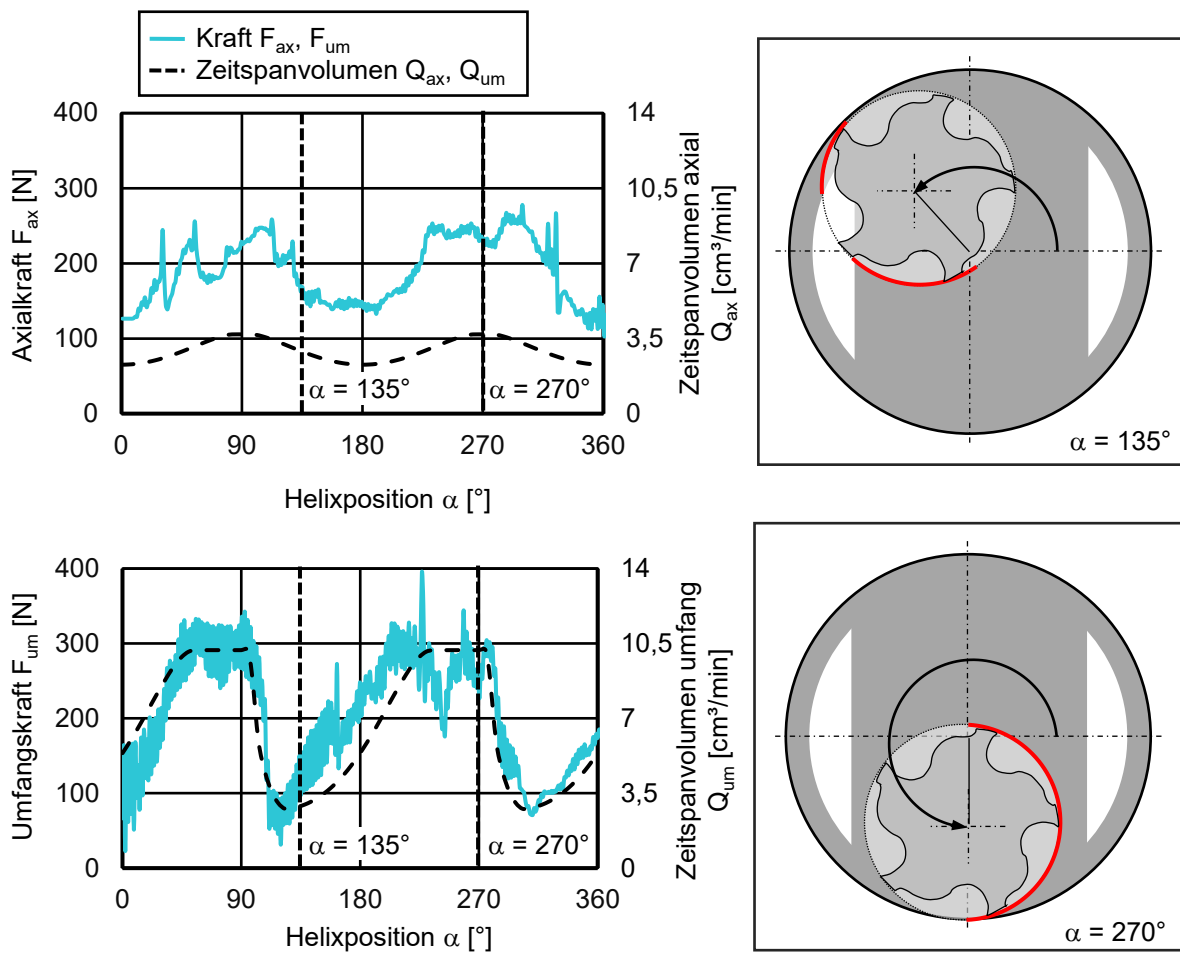
Für eine vollständige Helixumdrehung des Werkzeugs von  $\alpha = 360^\circ$  in der Bohrung zeigt Bild 6.11 die Zerspankräfte und das Zeitspanvolumen, wobei aufgrund der Symmetrie des Bauteils sich bereits nach einer halben Helixumdrehung ( $\alpha = 180^\circ$ ) die Verläufe wiederholen. Es erfolgt eine Auswertung der Zusammenhänge in Axialrichtung an der Stirnfläche des Fräswerkzeugs sowie in Umfangsrichtung an der Umfangsfläche des Fräswerkzeugs. Außerdem sind 2 charakteristische Werkzeugpositionen dargestellt ( $\alpha = 135^\circ$  und  $\alpha = 270^\circ$ ). Aus dem Schnitt zwischen dem dunkelgrauen Probekörper mit Stützstruktur sowie dem kreisförmigen Werkzeug ergibt sich die Spannungsform an der Stirnseite des Werkzeugs. Wie in Kapitel 4.1.5 aufgeführt wurde, resultiert aus dieser Spannungsform und der axialen Vorschubbewegung  $v_{f,ax}$  das axiale Zeitspanvolumen  $Q_{ax}$ . Der rote Bogen zeigt den Kontakt der Umfangsfläche zwischen Fräswerkzeug und Probekörper mit Stützstruktur. Diese Fläche befindet sich am Hüllzylinder des Fräswerkzeugs. Durch die Projektion dieser Fläche in eine Ebene, welche orthogonal zum Richtungsvektor der Vorschubgeschwindigkeit steht, und die folgende Multiplikation mit der Vorschubgeschwindigkeit in Umfangsrichtung  $v_{f,um}$  wird das umfangsseitige Zeitspanvolumen  $Q_{um}$  berechnet.

Es wird deutlich, dass in Axialrichtung ein enger Zusammenhang zwischen dem Verlauf des Zeitspanvolumens und dem Verlauf der Axialkraft besteht. Bei den Helixpositionen  $\alpha = 90^\circ/270^\circ$  ist das axiale Zeitspanvolumen  $Q_{ax}$  maximal und entsprechend tritt in diesen Bereichen die maximale Axialkraft  $F_{ax}$  auf. Im Bereich der Helixposition  $\alpha = 135^\circ$  sinkt das Zeitspanvolumen  $Q_{ax}$ , sodass sich gleichzeitig auch die Axialkraft  $F_{ax}$  reduziert.

In Umfangsrichtung wird ebenfalls ein enger Zusammenhang zwischen dem Verlauf der Umfangskraft  $F_{um}$  und dem Verlauf des Zeitspanvolumens  $Q_{um}$  deutlich. Ausgehend von einer Helixposition  $\alpha = 0^\circ$  kommt das Werkzeug kontinuierlich mit der Stützstruktur in Eingriff, sodass das Zeitspanvolumen  $Q_{um}$  und die Umfangskraft  $F_{um}$  ansteigen. Zwischen  $\alpha = 45^\circ$  und  $\alpha = 95^\circ$  ist das Werkzeug in Umfangsrichtung konstant im Eingriff, hieraus resultieren für das Zeitspanvolumen  $Q_{um}$  und die Umfangskraft  $F_{um}$  konstante Verläufe. Zwischen  $\alpha = 95^\circ$  und  $\alpha = 225^\circ$  zeigt das Zeitspanvolumen aufgrund der Eingriffsbedingungen beim Helixfräsen einen sinkenden und steigenden Verlauf. Die Umfangskraft folgt diesem Verlauf.

Die jeweiligen Zeitspanvolumina und die entsprechenden Zerspankraftkomponenten sind proportional unter der Annahme, dass für die über die Helixpositionen variablen Spannungsquerschnitte die spezifischen Kraftkomponenten konstant sind.

Allerdings fällt auf, dass das axiale Zeitspanvolumen im Mittel etwas geringer als das umfangsseitige Zeitspanvolumen ausfällt, jedoch die Kräfte in beiden Richtungen im Mittel ein ähnliches Niveau aufweisen. Dies ist auf vereinfachte Annahmen im Modell zurückzuführen. Beispielsweise wird nicht jede Schneide des Werkzeugs einzeln mit dem Drall der Schneiden und den auftretenden Spannungsquerschnitten berücksichtigt, sondern die Spannungsform als Fläche, vergleichbar mit einem Vielzahnfräser, betrachtet. Dennoch lassen sich mittels des aufgestellten Modells die Ursachen für die fluktuierenden Kraftverläufe ableiten.

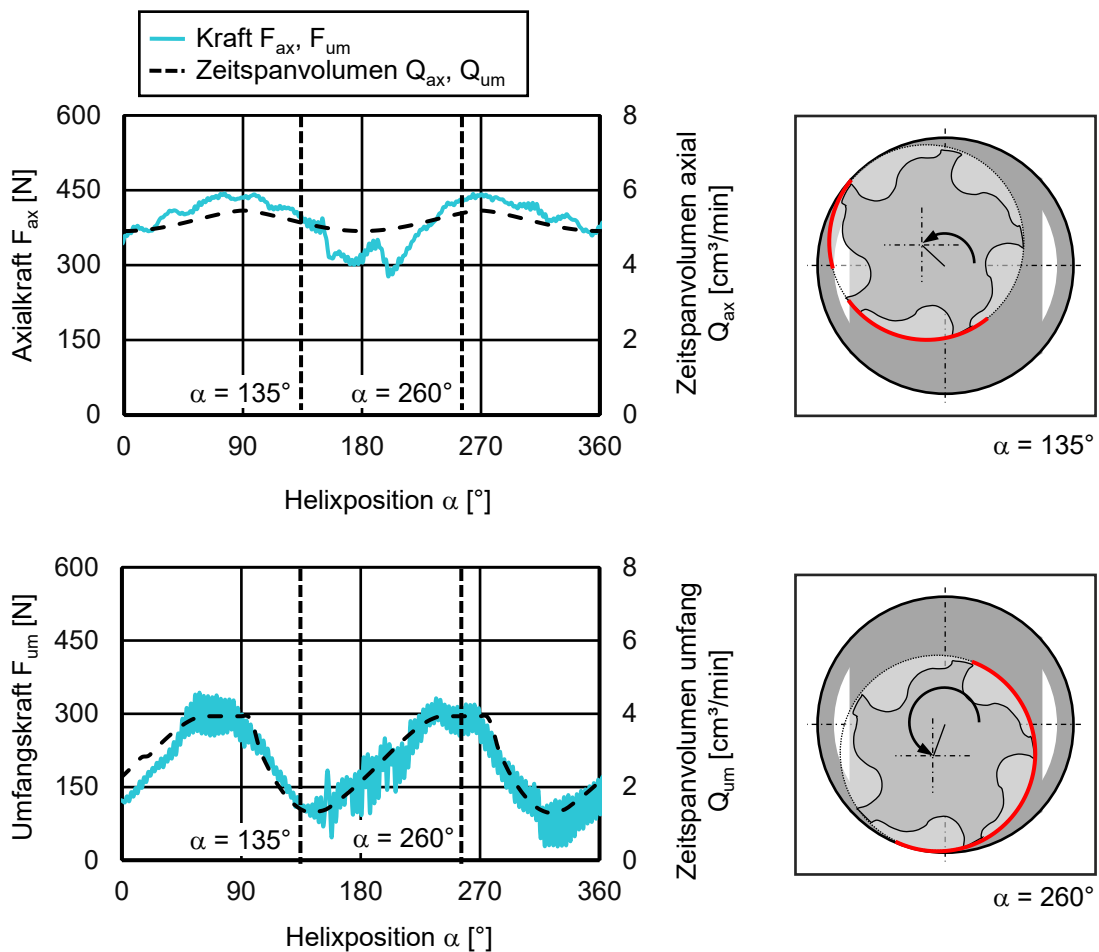


<b>Werkzeug</b>	<b>Werkstoff</b>	$Z_{\text{Helix}}$	= 2,5	mm
VHM	Ti-Al6-V4; SLS $\delta = 90\%$	$D_a$	= 31	mm
$D_{wz} = 16$ mm	<b>Prozessparameter</b>	$D_i$	= 30	mm
$Z = 5$	$f_{z,um} = 0,12$ mm	$D_h$	= 15	mm
ohne IK	$f_{z,ax} = 0,003$ mm	$b_s$	= 18	mm
Beschichtung TiAlZrN	$v_c = 60$ m/min	Überflutungsschmierung 8 bar		
	$v_{f,um} = 346,5$ mm/min	©  b34804		

Bild 6.11: Vergleich Axial- und Umfangskraft mit modelliertem Zeitspanvolumen für die Durchmesserkombination  $D_a = 31$  mm /  $D_{wz} = 16$  mm

Bild 6.12 zeigt den Vergleich zwischen den Bearbeitungskräften und den Zeitspanvolumen für die Kombination Bohrungsdurchmesser  $D_a = 21$  mm und Werkzeugdurchmesser  $D_{wz} = 16$  mm. Hierbei schwankt an der Stirnfläche des Fräswerkzeuges das axiale Zeitspanvolumen zwischen dem minimalen Wert  $Q_{ax} = 4,9$  cm<sup>3</sup>/min und dem maximalen Wert  $Q_{ax} = 5,4$  cm<sup>3</sup>/min. Die Axialkraft schwankt dem axialen Zeitspanvolumen folgend ebenfalls zyklisch innerhalb einer Helixrotation.

In Umfangsrichtung schwankt die Kraft zwischen den Werten  $F_{um} = 312$  N und  $F_{um} = 59$  N. Das Zeitspanvolumen  $Q_{um}$  zeigt einen ähnlichen Verlauf und schwankt zwischen  $Q_{um} = 3,9$  cm<sup>3</sup>/min und  $Q_{um} = 1,3$  cm<sup>3</sup>/min. Es lässt sich in beiden Richtungen der näherungsweise proportionale Zusammenhang zwischen den Verläufen der Zeitspanvolumen und der Kräfte feststellen. Außerdem weisen die Kräfte und die Zeitspanvolumen eine etwas geringere Amplitude als im vorhergehenden Fall auf. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Stützstruktur die Bohrung stärker ausfüllt.

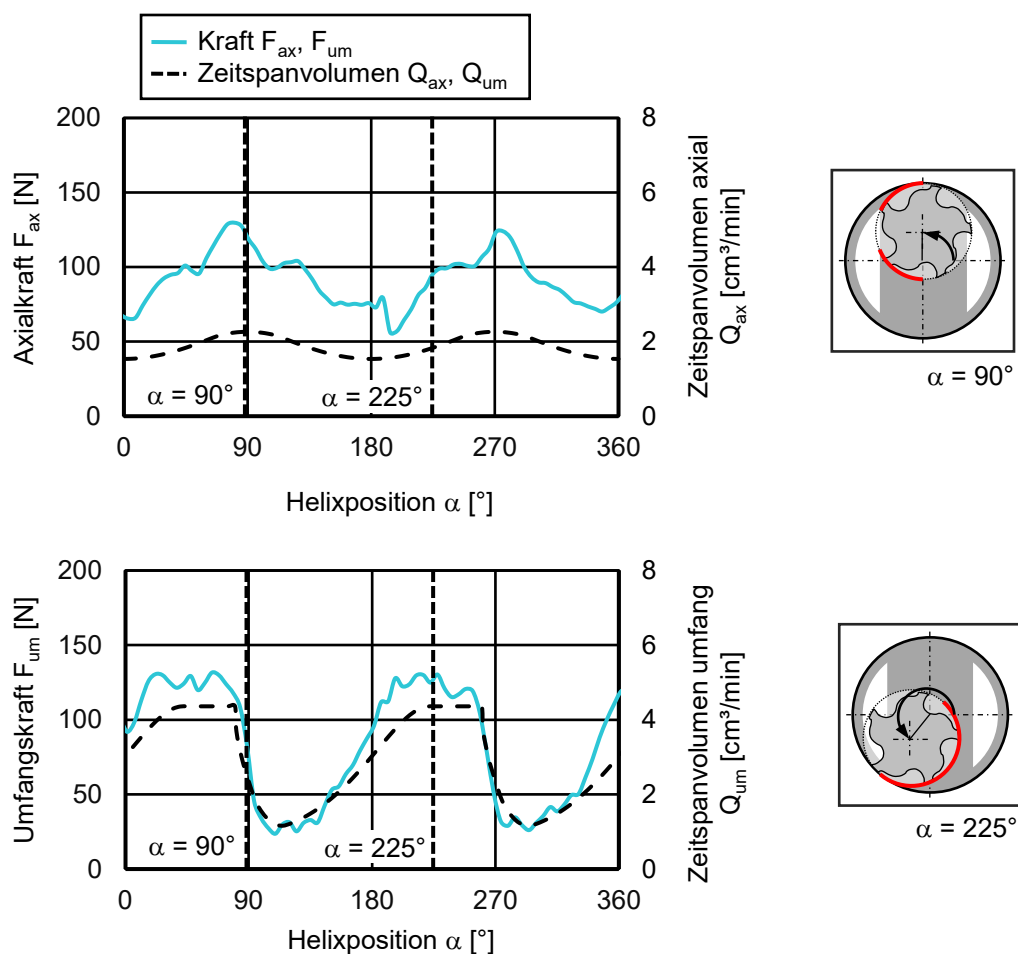


<b>Werkzeug</b>	<b>Werkstoff</b>	$Z_{Helix}$	= 2,5	mm
VHM	Ti-Al6-V4; SLS $\delta = 90$ %	$D_a$	= 21	mm
$D_{wz} = 16$ mm	<b>Prozessparameter</b>	$D_i$	= 20	mm
$z = 5$	$f_{z,um} = 0,12$ mm	$D_h$	= 5	mm
ohne IK	$f_{z,ax} = 0,005$ mm	$b_s = 18$ mm		
Beschichtung TiAlZrN	$v_c = 60$ m/min	Überflutungsschmierung 8 bar		
	$v_{f,um} = 170,5$ mm/min	©  b34805		

Bild 6.12: Vergleich Axial- und Umfangskraft mit modelliertem Zeitspanvolumen für die Durchmesserkombination  $D_a = 21$  mm/  $D_{wz} = 16$  mm

Für den Bohrungsdurchmesser  $D_a = 13$  mm sind die Kräfte und das Zeitspanvolumen in Bild 6.13 dargestellt. Aufgrund der kleinsten Dimensionen ergeben sich geringere Werte, wobei die Verläufe der Zeitspanvolumen und Kräfte näherungsweise proportionale Verläufe zeigen. In Axialrichtung liegt das minimale Zeitspanvolumen bei  $\alpha = 0^\circ/180^\circ$  und das maximale Zeitspanvolumen bei  $\alpha = 90^\circ/270^\circ$  vor. An den identischen Positionen treten die Maxima und Minima der Axialkraft auf.

Vergleichbar zur Bohrung  $D_a = 31$  mm ist das mittlere Zeitspanvolumen in Axialrichtung etwas geringer als in Umfangsrichtung, jedoch sind in beiden Richtungen die Kräfte auf einem ähnlichen mittleren Niveau. Eine mögliche Ursache für diese Abweichung ist der geringere Bohrungsdurchmesser bei einer hohen Tiefe des Werkstücks von 20 mm. Hierdurch können die Lamellenspäne an der Stirn des Werkzeugs schlecht abtransportiert werden, sodass ein Spänestau entsteht. Möglicherweise ist dieser Spänestau in Axialrichtung eine Ursache für die hohen Kräfte, da dieser Effekt durch das Modell nicht abgebildet wird.



<b>Werkzeug</b>	<b>Werkstoff</b>	$Z_{Helix}$	= 1,5	mm
VHM	Ti-Al6-V4; SLS $\delta = 90\%$	$D_a$	= 13	mm
$D_{wz} = 8$	<b>Prozessparameter</b>	$D_i$	= 12	mm
$z = 5$	$f_{z,um} = 0,12$	$D_h$	= 5	mm
ohne IK	$f_{z,ax} = 0,004$	$b_s$	= 6	mm
Beschichtung TiAlZrN	$v_c = 60$	Überflutungsschmierung 8 bar		
	$v_{f,um} = 550,9$			©  b34806

Bild 6.13: Vergleich Axial- und Umfangskraft mit modelliertem Zeitspanvolumen für die Durchmesserkombination  $D_a = 13$  mm /  $D_{wz} = 8$  mm

Bild 6.14 zeigt für die 3 Bohrungsdurchmesser  $D_a$  und die 2 Bearbeitungsrichtungen die auftretende Kraft für das dazugehörige Zeitspanvolumen. Hierbei symbolisieren die Farben blau, cyan und grau die Bohrungsdurchmesser  $D_a$ , die dunklen Punkte die Umfangsrichtung und die hellen Punkte die Axialrichtung. Innerhalb einer Punktwolke und somit innerhalb einer Bearbeitungsrichtung ordnen sich die Punkte entlang einer Geraden an. Dies bestätigt die Ergebnisse von Bild 6.11 bis Bild 6.13, wonach sich aus dem Verlauf des Zeitspanvolumens der Verlauf der Kräfte ableiten lässt.

Weiterhin fällt auf, dass mit steigendem Zeitspanvolumen die Kräfte steigen. Hierbei lassen sich die Punktwolken verschiedenen Ausgleichsgeraden zuordnen. So verläuft die Ausgleichsgerade für die hellen Punktwolken mit schwarzer Kontur, die Werte der Axialrichtung, sehr steil. Im Vergleich hierzu ist die Ausgleichsgerade der dunkelblauen Werte ( $D_a = 31$  mm, Umfang) flacher. Das Modell berücksichtigt die Veränderung der Spannungsform. Jedoch tritt zusätzlich aufgrund der Kinematik beim Helixfräsen in Umfangsrichtung eine hohe Spannungsdicke und eine geringe Spannungsbreite auf. In Axialrichtung ist es umgekehrt, die Spannungsdicke ist gering und die Spannungsbreite hoch. Hierauf lässt sich zurückführen, dass die Ausgleichsgerade in Axialrichtung steiler verläuft als die Ausgleichsgerade in Umfangsrichtung.

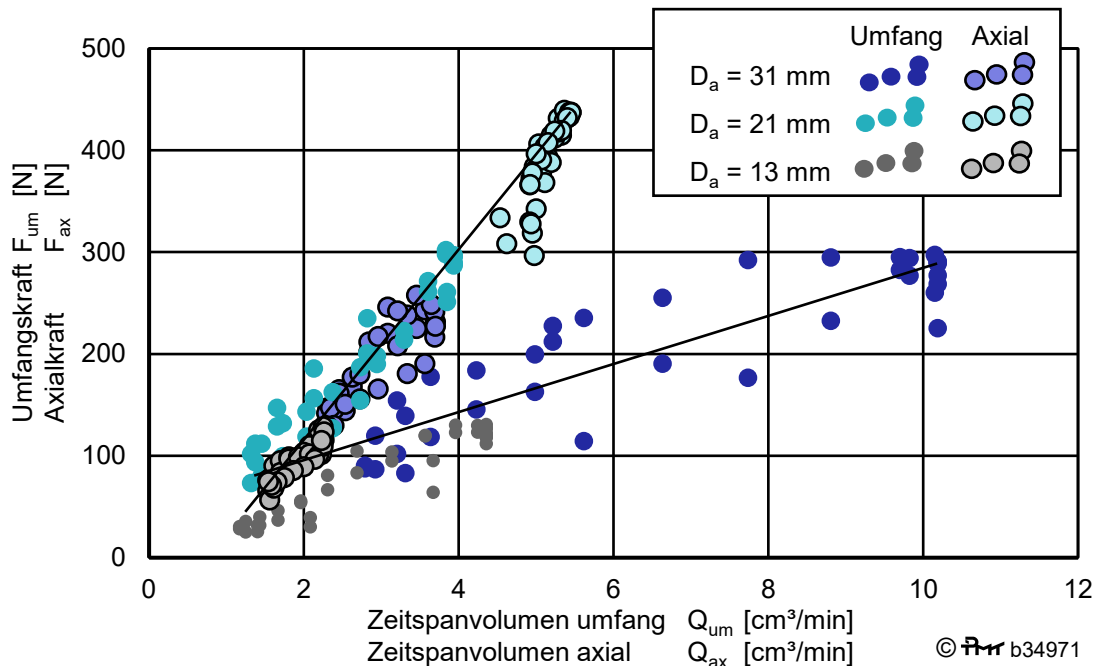


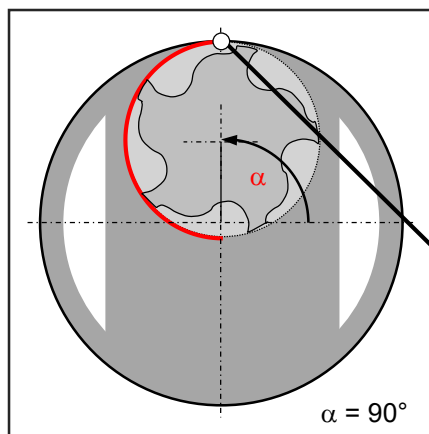
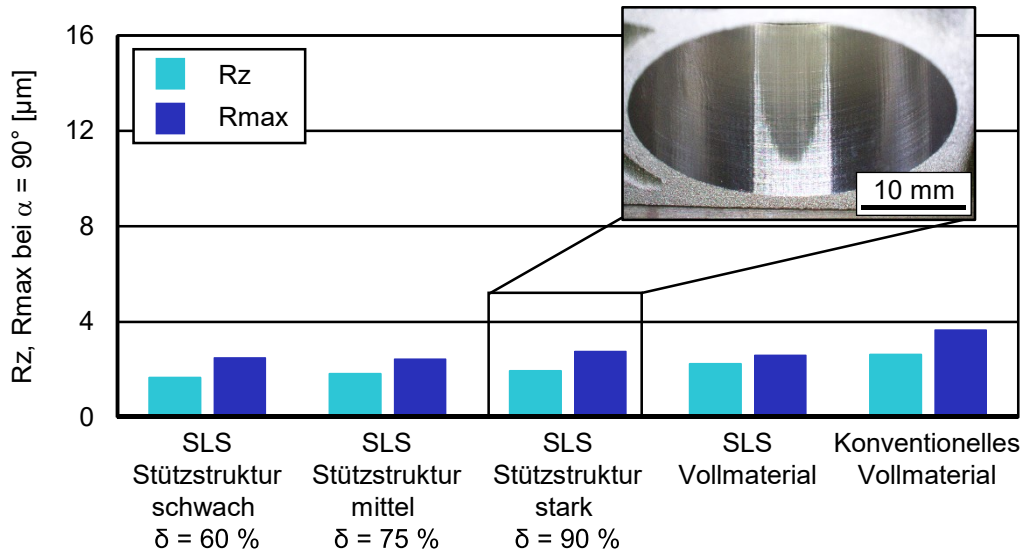
Bild 6.14: Zusammenfassung Kräfte und Zeitspanvolumen beim Helixfräsen von Probekörpern mit starker Stützstruktur  $\delta = 90$  %

### 6.3 Einfluss der Eingriffssituation auf die Qualität an der Bohrungsinnenwand

Als Resultat der Helixfräsoption ergibt sich eine fertig bearbeitete Funktionsfläche an der Bohrungsinnenwand des SLS Bauteils, diese ist für die Anwendung von SLS Bauteilen als Luftfahrtkomponenten unerlässlich. Aufgrund des nicht beliebig klein skalierbaren Durchmessers der Schmelzzone beim Laserschmelzen und der minimalen Korngröße des Pulvers ergibt sich an der Oberfläche eine Oberflächenrauheit nach dem SLS in Höhe von  $R_z \gg 25 \mu\text{m}$  [Bag17]. Die maximal zulässige Oberflächenrauheit an Funktionsflächen für die Luftfahrtindustrie wird in der Regel mit  $R_z < 5 \mu\text{m}$ , bzw.  $R_a < 1,6 \mu\text{m}$  angegeben [Bmw19].

Entsprechend ist eine spanende Feinbearbeitung der Funktionsflächen von SLS Bauteilen zwingend erforderlich, sodass diese die Anforderungen von Luftfahrtkomponenten erfüllen. Komplexe SLS Ventilblöcke für die Luftfahrtindustrie müssen an den Schnittstellen zu weiteren Komponenten Passbohrungen aufweisen, welche durch SLS nicht fertigbar sind. Außerdem unterliegen SLS Ventilblöcke im Betrieb hohen Druckstößen (207 bar bis 345 bar) bei einer hohen Anzahl an Lastspielen (10 Mio) [Kau13]. In Veröffentlichungen konnte bereits nachgewiesen werden, dass sich durch Verbesserung der Oberflächenqualität die Zeitfestigkeit signifikant verbessern lässt. Denn bei hoher Oberflächengüte wird die Rissausbreitung deutlich reduziert, sodass Risse, die zum Bauteilversagen führen, zuverlässig rechtzeitig detektierbar sind [Bag15, Bag17, Kau13, Sch05, Wyc17]. Weiterhin erzeugen sehr lange Bohrungswände mit einer hohen Rauheit Strömungsverluste im Ventilblock und Pulverrückstände, welche an der Bohrungswand haften, können das Fluid im Betrieb verunreinigen [Kau13]. Hieraus resultiert die Anforderung einer hohen Oberflächenqualität an der Bohrungswand nach dem Helixfräsen.

Für die Kombination aus Bohrungsdurchmesser  $D_a$  und Werkzeugdurchmesser  $D_{wz}$  zeigt Bild 6.15 die Oberflächenrauheitswerte  $R_z$  und  $R_{max}$ . Die Vermessung der Rauheit in der Bohrung erfolgte an der Bohrungswand bei einer Helixposition  $\alpha = 90^\circ$ . An dieser Position war ursprünglich die Stützstruktur an der Bohrungswand angebunden. Für alle SLS Probekörper mit Stützstruktur und für die beiden Probekörper aus Vollmaterial (SLS Ti-Al6-V4; Konventionelles Ti-Al6-V4) befindet sich die Oberflächenrauheit  $R_z$  an der Bohrungswand auf einem niedrigen Niveau. Im Mittel beträgt die Rauheit  $R_z = 2,1 \mu\text{m}$ . Die höchste maximale Rauheit tritt bei konventionellem Vollmaterial mit einem Wert von  $R_{max} = 3,7 \mu\text{m}$  auf. Aufgrund des großen Durchmessers des Fräswerkzeugs liegt die sich aus den geometrischen Eingriffsverhältnissen ergebende theoretische Rauheit bei  $R_{th} = 0,23 \mu\text{m}$ . Durch Vereinfachungen, beispielsweise berücksichtigt die theoretische Rauheit nicht den Drall der Schneiden, liegen die gemessenen Rauheitswerte deutlich höher. Die Lichtmikroskopaufnahme zeigt die vermessene Oberfläche des Probekörpers mit starker Stützstruktur. Zwar sind die Rauheitskennwerte höher als die kinematische Rauheit, dennoch befinden sich die Werte auf einem niedrigen Niveau und es sind somit keine Schädigungen in der Oberfläche erkennbar. Für diese Helixposition zeigt das Werkzeug konstante Eingriffsverhältnisse, sodass hieraus die hohe Oberflächengüte an der Bohrungswand aller Probekörper resultiert.



**Werkzeug**

VHM  
 $D_{wz} = 16$  mm  
 $z = 5$   
 ohne IK

Beschichtung TiAlZrN

**Werkstoff**

Ti-Al6-V4

Messposition  
 Rauheit

**Prozessparameter**

$f_{z,um} = 0,12$  mm  
 $f_{z,ax} = 0,003$  mm  
 $v_c = 60$  m/min  
 $v_{f,um} = 346,5$  mm/min  
 $Z_{Helix} = 2,5$  mm  
 $D_a = 31$  mm  
 $D_i = 30$  mm  
 $D_h = 15$  mm  
 $b_s = 18$  mm  
 Überflutungsschmierung 8 bar

© Fraunhofer IPT b34809

**Bild 6.15:** Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand nach dem Helixfräsen bei Position  $\alpha = 90^\circ$  für den Bohrungsdurchmesser  $D_a = 31$  mm

Die Auswertung der Oberflächenqualität einer weiteren Messposition wird in Bild 6.16 dargestellt. Hierbei erfolgt die Messung der Oberflächenrauheit bei der Helixposition  $\alpha = 180^\circ$ . In dieser Position war ursprünglich beim SLS Probekörper keine Anbindung der Stützstruktur vorhanden, da in diesem Bereich die Geometrie nahezu senkrecht beim Laserschmelzen gefertigt wurde.

Bei dieser Helixposition fällt eine starke Abhängigkeit zwischen dem Typ der Stützstruktur und der Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand auf. Liegt die Rauheit beim Probekörper SLS Stützstruktur schwach noch bei  $R_z = 2,6$  µm, tritt bei SLS Stützstruktur stark bereits eine Rauheit von  $R_z = 9,7$  µm auf. Durch die Lichtmikroskopaufnahme wird die geringe Oberflächenqualität für die starke Stützstruktur nochmals deutlich. Die Oberfläche weist Kratzer und Ausbrüche auf. Wie bereits im Modell des Zeitspanvolumens bei dieser Position gezeigt werden konnte, weist das Zeitspanvolumen an dieser Stelle einen sehr hohen Gradienten auf, sodass sich in Umfangsrichtung ein sehr ungleichmäßiger Eingriff am Werkzeug ergibt. Dies verdeutlicht auch die Darstellung des Eingriffs zwischen Werkzeug und Probekörper in Bild 6.16. Das Werkzeug ist in Umfangsrichtung nicht vollständig über einen Eingriffswinkel von  $\varphi = 180^\circ$  im Eingriff, sondern es liegt eine Unterbrechung des Schnitts vor. Ein Zahn des Werkzeugs zerspannt in dieser Position die Stützstruktur, führt dann einen Luftschnitt durch und

zerspan anschließend die Bohrungsinnenwand. Aufgrund dieses ungleichmäßigen sich ändernden Eingriffs während der Bearbeitung entstehen Abdrängungseffekte, woraus die Beschädigungen an der Bohrungsinnenwand resultieren.

Hingegen zeigt die Oberfläche beim Probekörper SLS Stützstruktur schwach an der Bohrungsinnenwand trotz ungleichmäßiger Eingriffsverhältnisse niedrige Rauheitswerte, die vergleichbar mit konventionellem Vollmaterial sind, bei welchem der Schneideneingriff kontinuierlich über  $\varphi = 180^\circ$  erfolgt. Dies ist auf den geringen Volumenmaterialanteil der Stützstruktur zurückzuführen, der bei der Zerspanung der schwachen Stützstruktur geringe Abdrängungskräfte am Fräs Werkzeug hervorruft.

Außerdem fällt auf, dass die maximale Rauheit bei SLS Vollmaterial im Vergleich zum konventionellem Vollmaterial leicht erhöht ist ( $R_{max} = 7,3 \mu\text{m}$ ). Grund hierfür kann der Schmelzprozess beim Laserschmelzen sein. Insbesondere in Randbereichen von SLS Bauteilen entstehen aufgrund der Umlenkung des Lasers Fehlstellen im Bauteil wie bspw. Poren [Wyc17]. Diese Unregelmäßigkeiten im Bauteil oder im Gefüge können Schädigungen während des Helixfräsen in der Oberfläche, ausgehend von einem ungleichmäßigen Zerspanverhalten, hervorrufen.

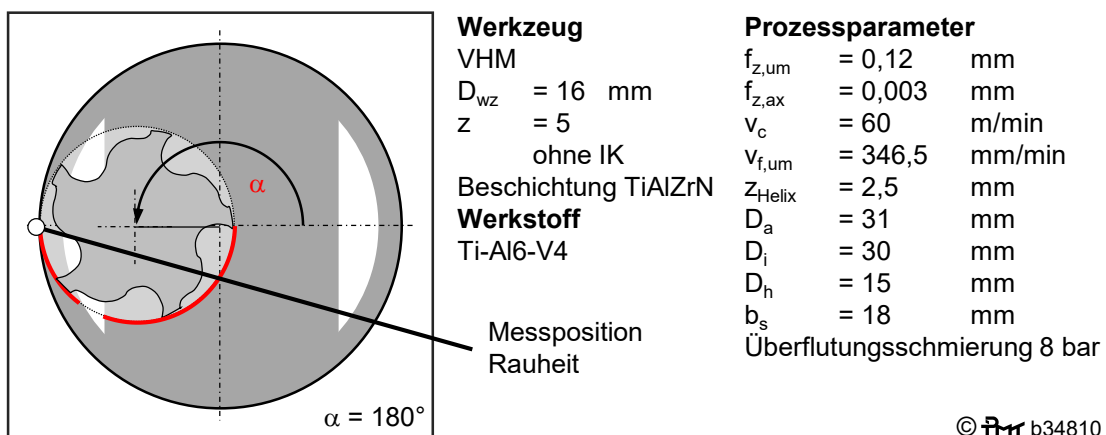
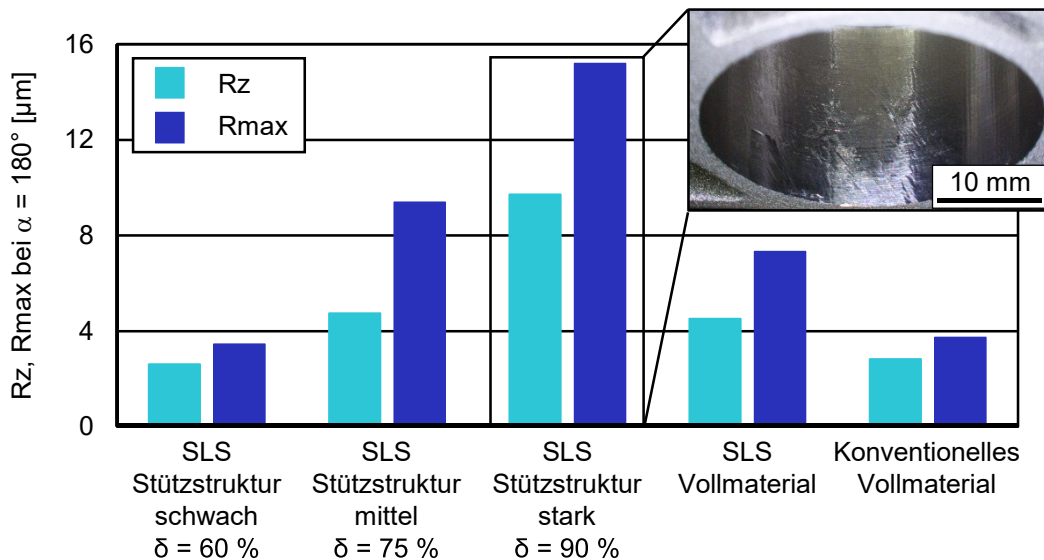


Bild 6.16: Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand nach dem Helixfräsen bei Position  $\alpha = 180^\circ$  für den Bohrungsdurchmesser  $D_a = 31 \text{ mm}$

Die Ergebnisse der Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand für den Bohrungsdurchmesser  $D_a = 21$  mm sind für die Helixposition  $\alpha = 90^\circ$  in Bild 6.17 und für die Helixposition  $\alpha = 180^\circ$  in Bild 6.18 aufgezeigt. Hierbei wird für die Helixposition  $\alpha = 90^\circ$  deutlich, dass in allen Fällen die Oberflächenqualität an der Messposition, bei der ursprünglich die Stützstruktur an der Bohrungsinnenwand angebunden war, sehr hoch ist. Belegt wird dies durch die geringen Rauheitswerte ( $R_z < 3,1 \mu\text{m}$ ). Trotz des unterschiedlichen Volumenmaterialanteils der Stützstrukturen, woraus sich verschiedene Beträge im Zeitspanvolumen ergeben, treten bei allen Probekörpern bei der Helixposition  $\alpha = 90^\circ$  gleichmäßige Eingriffsverhältnisse an der Umfangsfläche des Fräswerkzeugs auf. Daher ist keine Abdrängung oder Anregung des Werkzeugs zu erwarten, sodass die gefertigte Bohrungsinnenwand eine hohe Oberflächenqualität aufweist.

Bei  $\alpha = 180^\circ$  (Bild 6.18) sind ebenfalls für nahezu alle Probekörper geringe Rauheitswerte feststellbar. Lediglich der Probekörper SLS Stützstruktur stark ist mit einem Wert von  $R_z = 4,9 \mu\text{m}$  leicht erhöht. Allerdings ist der Betrag der Erhöhung im Vergleich zur Stützstruktur schwach deutlich geringer als beim Bohrungsdurchmesser  $D_a = 31$  mm, bei welchem sich die Rauheit  $R_z$  vervierfacht hat. Dies ist auf die Breite der Stützstruktur zurückzuführen, welche beim Bohrungsdurchmesser  $D_a = 21$  mm die Bohrung stark ausfüllt. Das Werkzeug ist in fast allen Helixpositionen  $\alpha$  gleichmäßig im Eingriff, sodass nur geringe Abdrängungseffekte am Werkzeug aufgrund schwankender Eingriffsverhältnisse wirken.

Das Bild 6.19 zeigt die Werte der Oberflächenrauheit für den kleinsten Bohrungsdurchmesser  $D_a = 13$  mm bei der Helixposition  $\alpha = 90^\circ$ . Die Werte der Oberflächenrauheit für die Helixposition  $\alpha = 180^\circ$  sind in Bild 6.20 dargestellt. Aufgrund des sich verkleinernden Werkzeugdurchmessers bei gleichbleibendem umfangsseitigen Zahnvorschub erhöht sich die theoretische kinematische Rauheit auf  $R_{th} = 0,45 \mu\text{m}$ . In beiden Bildern zeigen die Probekörper aus Vollmaterial (SLS und konventionell) sowie der Probekörper SLS mit schwacher Stützstruktur keine Auffälligkeiten, die Oberflächenrauheit ist sehr niedrig. Das Werkzeug ist bei den Probekörpern aus Vollmaterial gleichmäßig im Eingriff. Beim Probekörper mit Stützstruktur schwach ist die Stützstruktur aufgrund des geringen Volumenmaterialanteils zu schwach, um eine hohe Ablenkung des Werkzeugs anzuregen.

Es ist jedoch auffällig, dass bei beiden Helixpositionen ( $\alpha = 90^\circ$ ;  $\alpha = 180^\circ$ ) für Probekörper mit Stützstruktur mittel und Stützstruktur stark erhöhte Rauheitswerte vorliegen. Dies lässt sich auf die Breite der Stützstruktur  $b_s$  zurückführen, welche kleiner als der Durchmesser des Werkzeugs  $D_{wz}$  ist. Hierdurch zeigt sich, dass auch bei einer Helixposition  $\alpha = 90^\circ$  das Werkzeug unterbrochen mit der Stützstruktur in Umfangsrichtung im Eingriff ist (roter Bogen). Entsprechend treten die Effekte der Abdrängung des Werkzeugs nun zusätzlich bei der Helixposition  $\alpha = 90^\circ$  auf, welche ursprünglich (vgl. Bohrungsdurchmesser  $D_a = 31$  mm) nur im Bereich der Helixposition  $\alpha = 180^\circ$  vorlagen.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass sich bei den Probekörpern aus SLS Vollmaterial und konventionellem Vollmaterial eine sehr hohe Oberflächengüte aufgrund des gleichmäßigen Werkzeugeingriffs in allen Positionen beim Helixfräsen einstellt. Lediglich vereinzelt können aufgrund der Baurichtung der Probekörper beim SLS Effekte auftreten, die zu einer leichten Reduzierung der Oberflächengüte führen.

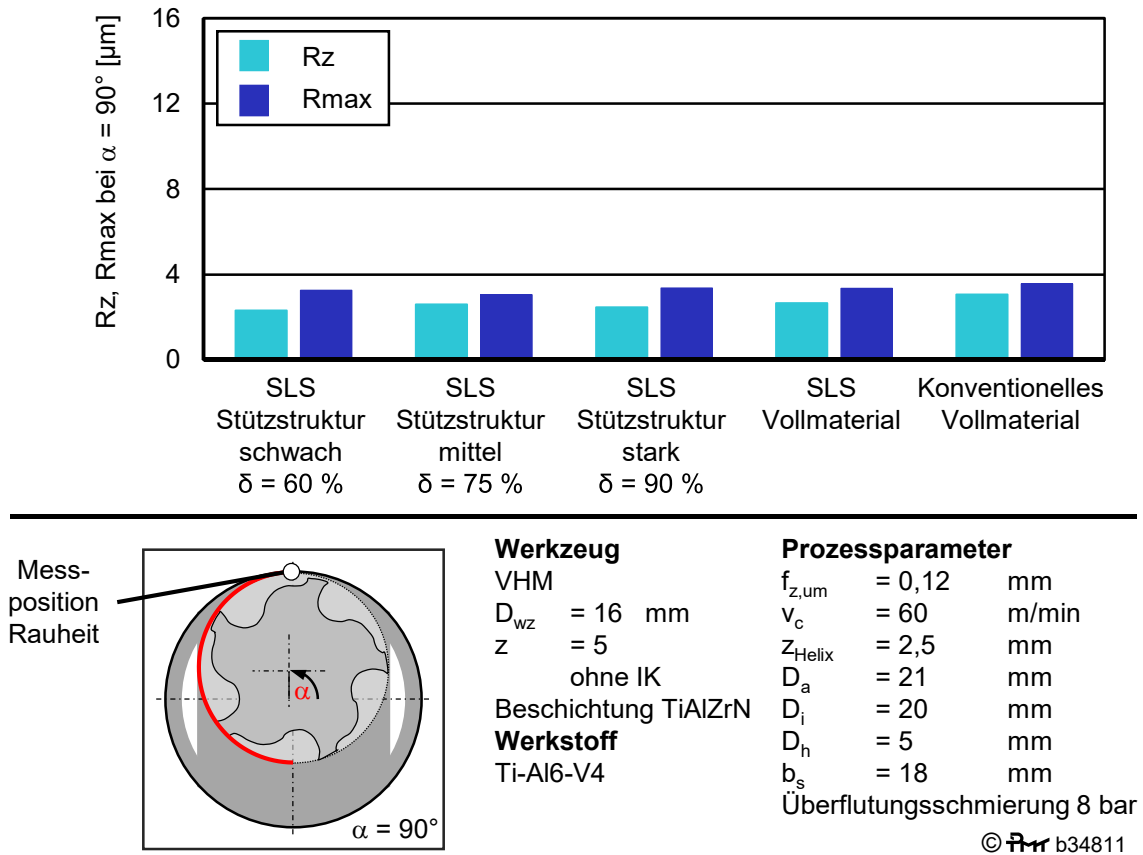


Bild 6.17: Oberflächenqualität an der Bohrungswand bei  $D_a = 21$  mm,  $\alpha = 90^\circ$

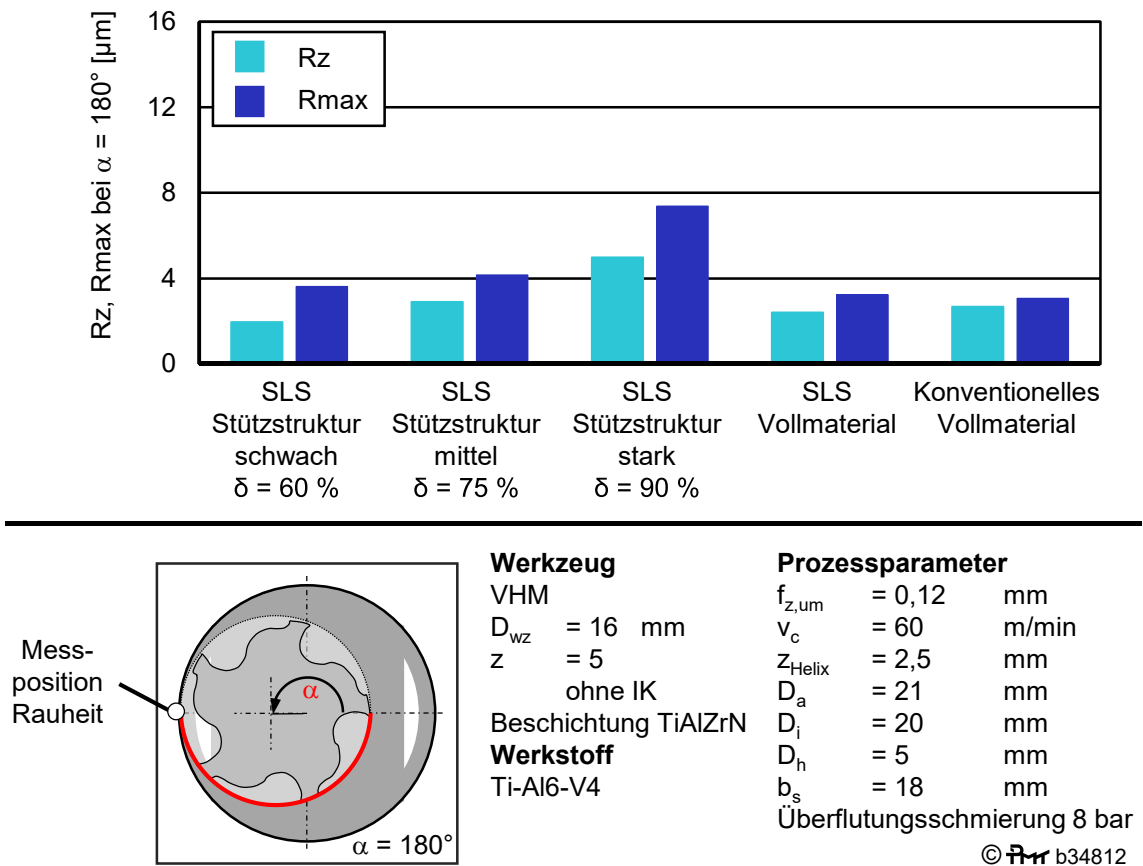


Bild 6.18: Oberflächenqualität an der Bohrungswand bei  $D_a = 21$  mm,  $\alpha = 180^\circ$

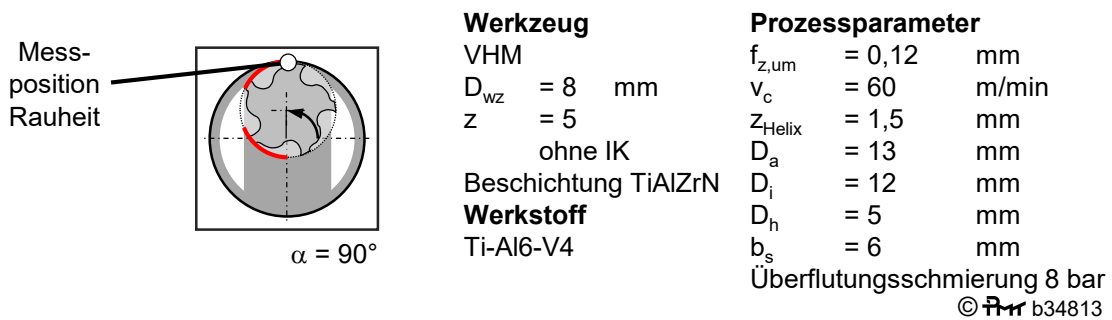
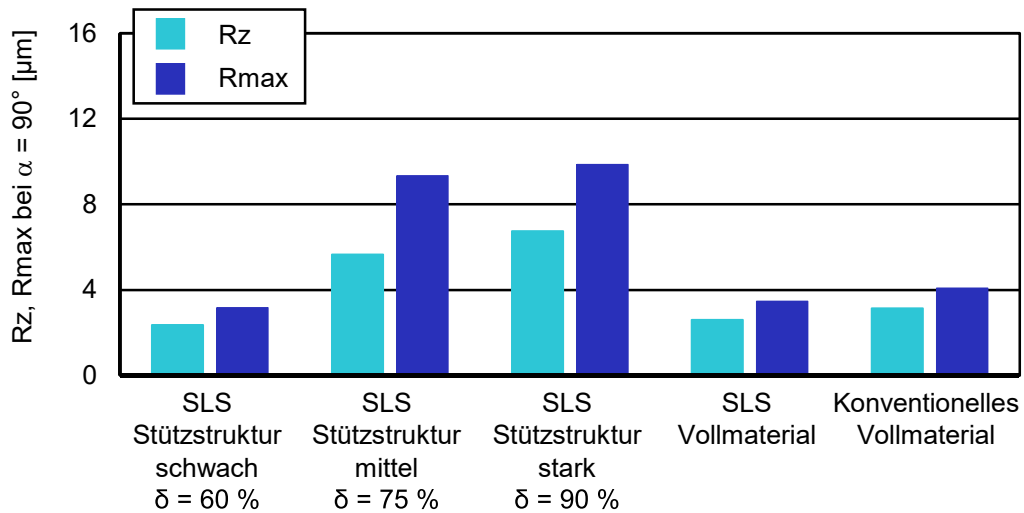


Bild 6.19: Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand bei  $D_a = 13$  mm,  $\alpha = 90^\circ$

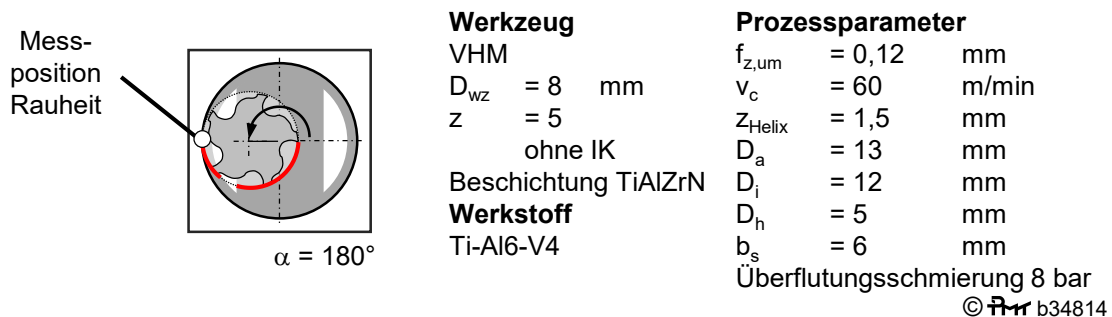
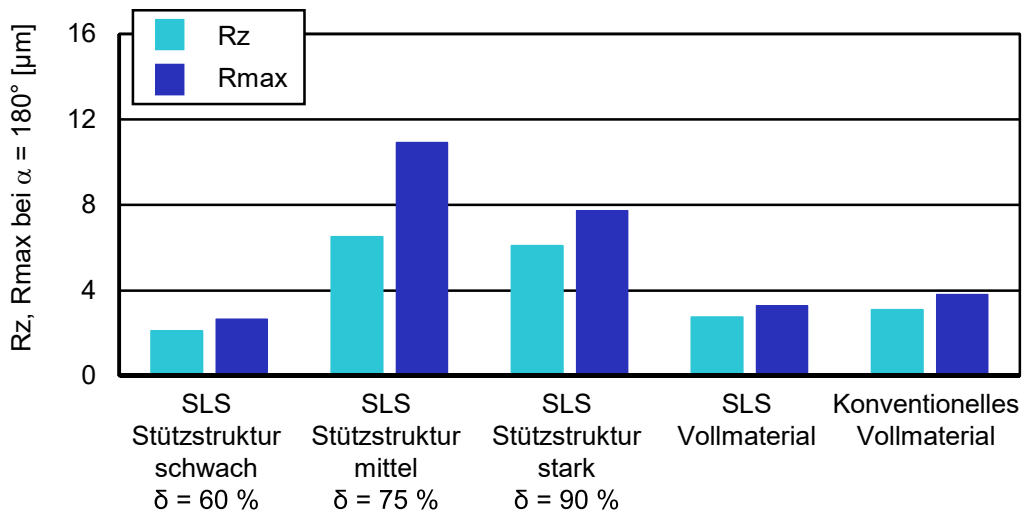


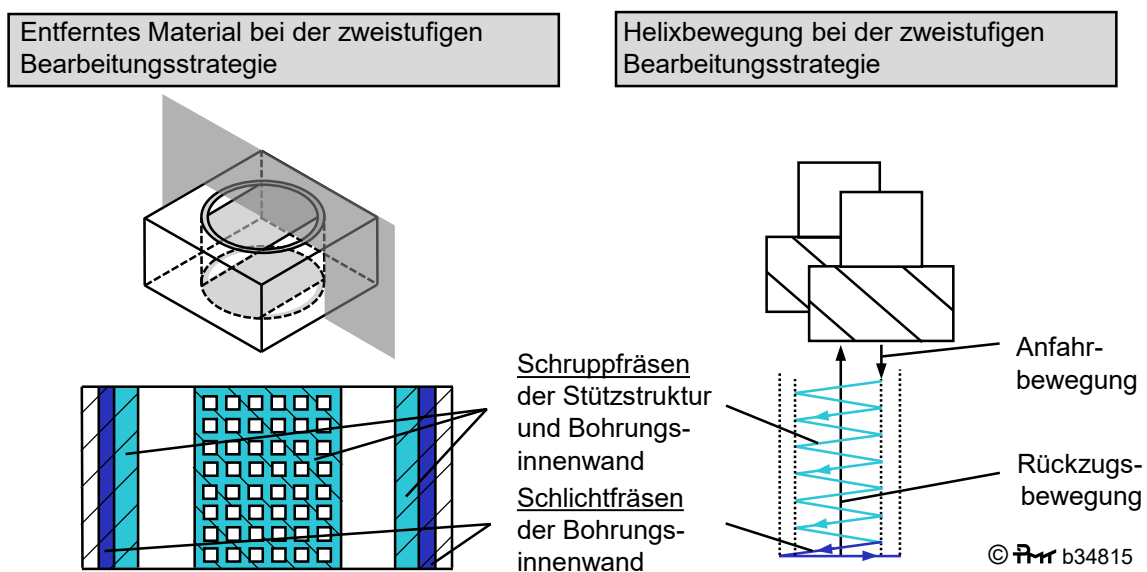
Bild 6.20: Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand bei  $D_a = 13$  mm,  $\alpha = 180^\circ$

Bei SLS Probekörpern mit einer schwachen Stützstruktur sind ebenfalls sehr hohe Oberflächengüten an der Bohrungsinnenwand nach dem Helixfräsen zu erwarten, da diese den Fräsprozess aufgrund des geringen Volumenmaterialanteils nur gering beeinflussen. Jedoch ist feststellbar, dass Stützstrukturen mit zunehmendem Volumenmaterialanteil zu einer Abdrängung des Werkzeugs führen können, insbesondere wenn ungleichmäßige Eingriffsverhältnisse am Werkzeug vorliegen. Hieraus resultieren Schädigungen der Oberfläche, sodass sich eine schlechte Oberflächengüte an der Bohrungsinnenwand einstellt.

## 6.4 Einfluss der zweistufigen Bearbeitungsstrategie auf die Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand

Im vorangegangenen Kapitel wurde deutlich, dass sich Bohrungen mit schwachen Stützstrukturen gut bearbeiten lassen, jedoch Bohrungen mit starker Stützstruktur eine geringere Oberflächenqualität nach dem Helixfräsen erzeugen und somit weitere Bearbeitungsschritte benötigen. Ein möglicher Lösungsansatz zur Erzielung geringer Rauheiten beim Helixfräsen soll im folgenden Kapitel mit einer zweistufigen Bearbeitungsstrategie aufgezeigt werden.

Angelehnt an konventionelle spanende Fräsbearbeitungsoperationen erfolgt, wie in Bild 6.21 aufgezeigt, beim Helixfräsen eine Unterteilung in die zwei Anteile Schruppfräsen und Schlichtfräsen. Beim Anteil Schruppfräsen wird die Stützstruktur und der Randbereich der Bohrungsinnenwand zerspannt. Bei diesem Bearbeitungsschritt bewegt sich das Fräswerkzeug in der Helixbewegung durch die Bohrung. Der zu erzielende Durchmesser ist etwas kleiner als der Soll-Durchmesser, sodass die Bohrung ein noch zu zerspannendes Aufmaß aufweist.



**Bild 6.21:** Vorgehen bei zweistufiger Bearbeitungsstrategie mit Kombination aus Schruppen und Schlichten

Im zweiten Bearbeitungsschritt (Schlichtfräsen) bewegt sich das Werkzeug in einer kreisförmigen Vorschubbewegung durch die Bohrung und zerspannt, aufgrund der radialen Zustellung an der Umfangsseite, die Bohrungsinnenwand. Da das radiale Aufmaß hierbei gering ausfällt, kann das Werkzeug über die vollständige Schneidenlänge die Bohrungsinnenwand bearbeiten und eine Helixbewegung des Werkzeugs ist nicht erforderlich. Außerdem sind ungleichmäßige Eingriffssituationen durch Formungenauigkeiten beim Laserschmelzen, aufgrund des zuvor durchgeführten Schruppfräsens, nicht zu erwarten. Nach dem Anteil Schruppfräsen befindet

sich das Werkzeug vollständig eingetaucht in der Bohrung und muss nur zugestellt werden, sodass Werkzeugwechsel und Positionierbewegungen entfallen.

Für die zweistufige Bearbeitungsstrategie ist in Bild 6.22 der Verlauf der Kräfte aufgezeigt. Zunächst zeigt der Kraftverlauf in Cyan die Kräfte beim Schruppfräsen. Der stark fluktuierende Verlauf entspricht den Erkenntnissen der vorangegangenen Kapitel. Beim Schlichtfräsen (Kräfte Dunkelblau) wird die Bohrungsinnenwand zerspannt, sodass sich der Bohrungsdurchmesser von  $D_a = 31$  mm ergibt.

Die Ein- und Ausfahrbewegung wird im dunkelblauen Kraftverlauf durch Steigen und Fallen der Kräfte deutlich. Die Umfangskraft  $F_{um}$  beträgt im Mittel  $F_{um} = 209$  N und verläuft konstant, sodass eine hohe Oberflächenqualität erwartet wird, da die Umfangskraft in Richtung der Bohrungsinnenwand wirkt. Die Axialkraft ist beim Schlichtfräsen im Vergleich zum Schruppfräsen negativ und fällt im Betrag deutlich kleiner aus. Dies ist auf die Helixbewegung beim Schruppfräsen und dem hieraus resultierenden Bohranteil zurückzuführen. Beim Schlichtfräsen tritt die Axialbewegung nicht auf und der positive Drall der Schneiden am Werkzeug verursacht eine negative Axialkraft. Nachteilig fällt auf, dass sich die Bearbeitungszeit um etwa 18 s verlängert.

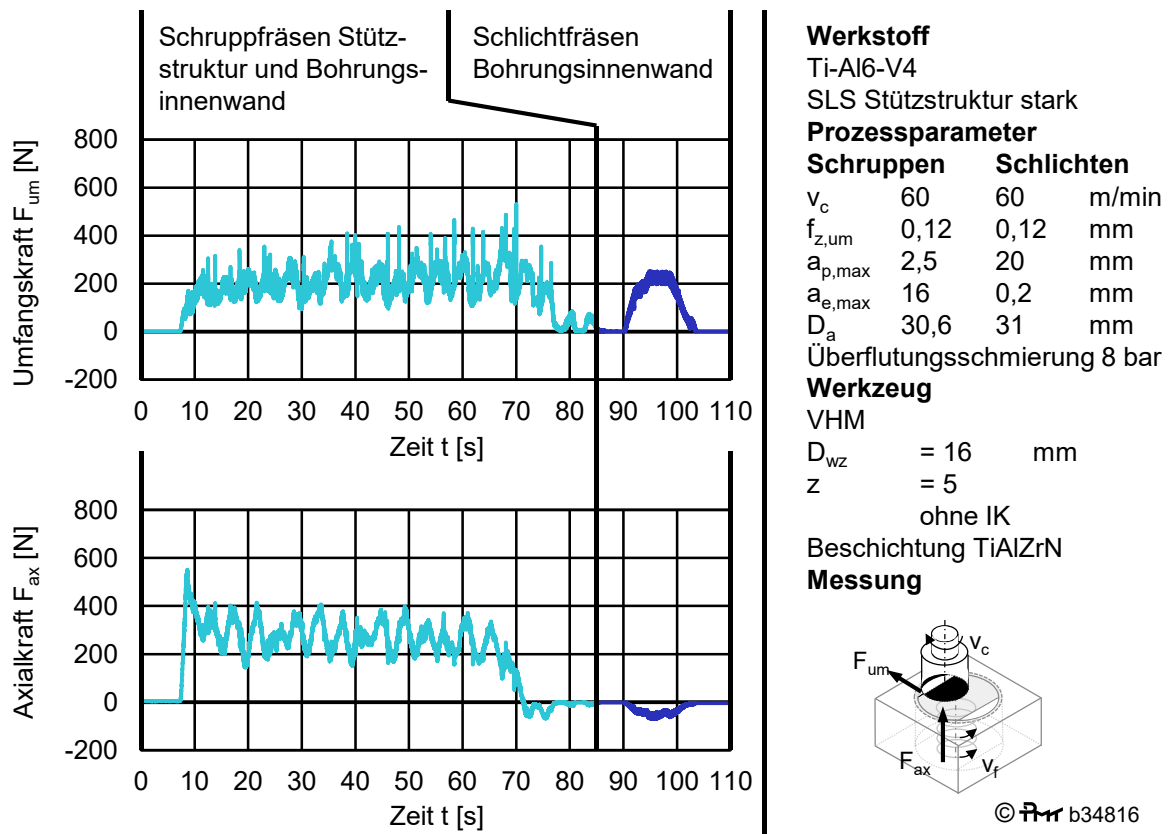
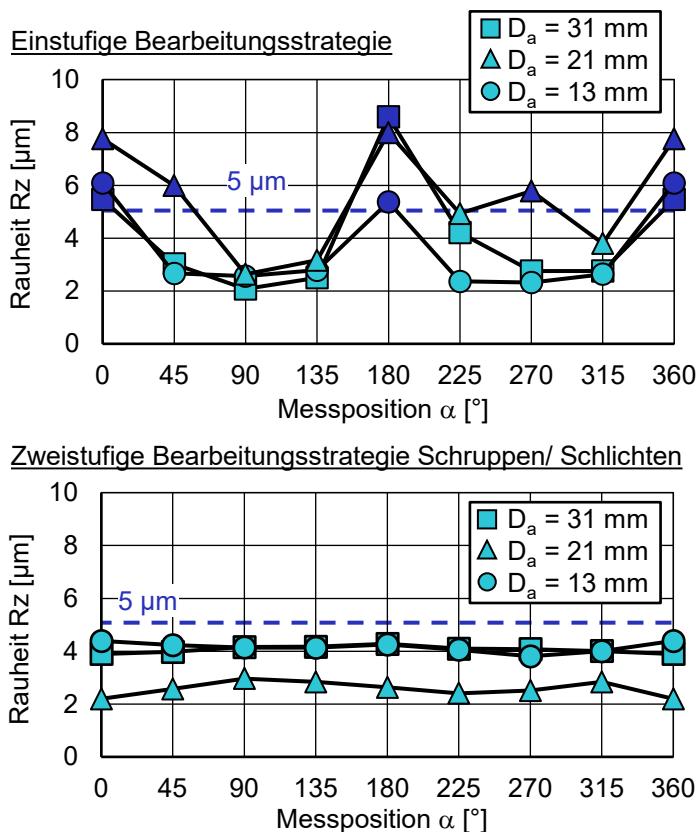


Bild 6.22: Verlauf der Bearbeitungskräfte bei der zweistufigen Bearbeitungsstrategie

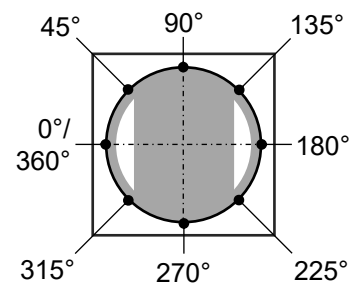
In Bild 6.23 ist der Einfluss der zweistufigen Bearbeitungsstrategie auf die Qualität an der Bohrungsinnenwand für alle untersuchten Bohrungsdurchmesser dargestellt. Hierfür erfolgte im Intervall von  $45^\circ$  eine Messung der Oberflächenrauheit an der fertig bearbeiteten Bohrungsinnenwand. Das obere Diagramm zeigt die erzielten Oberflächenrauheiten nach der einstufigen Bearbeitungsstrategie aus den vorhergehenden Kapiteln, bei der parallel die Stützstruktur entfernt und gleichzeitig die Bohrungsinnenwand zerspannt wird. Alle Messstellen, die eine Rauheit  $R_z > 5 \mu\text{m}$  aufweisen sind dunkelblau markiert. Wie erwartet zeigt sich bei Messposition

$\alpha = 0^\circ/360$  und  $\alpha = 180^\circ$ , also in Bereichen des mehrfachen Werkzeugeingriffs, eine hohe Oberflächenrauheit.

Im Vergleich hierzu fällt für die zweistufige Bearbeitungsstrategie auf, dass an allen Messpositionen die Oberflächenrauheit konstant verläuft. Zwar sind die Werte deutlich höher als die berechnete kinematische Rauheit ( $R_{th} = 0,45 \mu\text{m}$ ), dennoch liegen alle Werte unterhalb der Schwelle von  $R_z = 5 \mu\text{m}$ . Außerdem fällt auf, dass die Rauheit bei der Bohrung  $D_a = 21 \text{ mm}$  niedriger als bei den Bohrungsdurchmessern  $D_a = 31 \text{ mm}$  und  $D_a = 13 \text{ mm}$  ist. Für die Bohrung  $D_a = 21$  liegt der im Verhältnis größte Werkzeugdurchmesser vor. Da das radiale Aufmaß stets gleich ist und eine konkave Bearbeitungsgeometrie bearbeitet wird, ist das Werkzeug über einen großen Eingriffswinkel in Kontakt. Hieraus kann die niedrige Oberflächenrauheit resultieren.



**Messposition**



**Werkstoff**

Ti-Al6-V4  
SLS  $\delta = 90 \%$

**Werkzeug**

VHM, Beschichtung TiAlZrN  
 $D_{wz} = 8; 16 \text{ mm}$   
 $z = 5$

**Parameter**

$v_c = 60 \text{ m/min}$   
 $D_a = 13; 21; 31 \text{ mm}$   
 $f_{z,um} = 0,12 \text{ mm}$   
 $a_{p,max} = \text{var.}$   
 $a_{e,max} = \text{var.}$

© b34817

**Bild 6.23:** Einfluss der zweistufigen Bearbeitungsstrategie auf die Qualität an der Bohrungsinnenwand

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass mit der zweistufigen Bearbeitungsstrategie für SLS Probekörper mit starker Stützstruktur eine deutlich bessere Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand erzielt werden kann als bei der einstufigen Bearbeitungsstrategie. Nachteilig ist jedoch die sich durch den zusätzlichen Schlichtbearbeitungsschritt ergebende längere Bearbeitungszeit. Um diesen Nachteil auszugleichen kann die Schruppbearbeitung weiter optimiert werden, sodass sich die Bearbeitungszeit verkürzt. Beispielsweise ist die Entwicklung von Fräs Werkzeugen sinnvoll, die insbesondere beim Schruppfräsen hohe Vorschubgeschwindigkeiten ermöglichen. Hierfür müssen insbesondere die Axialscheiden vor Verschleiß, beispielsweise durch einen hohen Keilwinkel, geschützt werden.

Ein Vorteil der zweistufigen Bearbeitungsstrategie ist, dass das helikale Schruppfräsen mittels der Schneiden an der Stirnfläche sowie dem unteren Schneidenbereich an der Umfangsfläche

des Werkzeugs erfolgt. Das Schlichtfräsen erfolgt durch die Schneiden an der Umfangsfläche des Fräswerkzeugs. Demnach kommen beim Schlichtfräsen andere Bereiche der Schneide in Eingriff als beim Schruppfräsen. Hierdurch können trotz eines möglichen hohen Verschleißes der Schneiden beim Schruppfräsen hohe Qualitäten an der Bohrungswand beim Schlichtfräsen über die Schneiden an der Umfangsfläche des Fräswerkzeugs erzielt werden.

## 6.5 Kostenbetrachtung anhand des vorliegenden Bearbeitungsbeispiels

Damit eine industrielle Anwendung neuer Technologien erfolgt, ist deren Wirtschaftlichkeit essenziell. Daher werden für die verwendeten Probekörper die auftretenden Kosten beim selektiven Laserschmelzen und dem Nachbearbeiten durch Helixfräsen dargestellt. Die auftretenden Kosten unterliegen einem hohen Einfluss von variablen Annahmen, wie beispielsweise der Scangeschwindigkeit beim Laserschmelzen oder der Standzeit der Werkzeuge beim Helixfräsen. Trotzdem lassen sich mittels der nachfolgend aufgeführten Annahmen wesentliche Kostentreiber identifizieren.

Wie in Bild 6.24 dargestellt ist, lassen sich im vorgegebenen Bauraum der SLS Anlage EOS M290 unter Berücksichtigung eines minimalen Abstands von 15 mm der einzelnen Probekörper insgesamt 18 Probekörper in einem Baujob fertigen. Hierbei ist die Dauer des Laserschmelzens deutlich höher als die Dauer des Helixfräsens. Da die Probekörper für Untersuchungen zur Zerspanung entwickelt wurden, liegt der Anteil an zerspantem Material mit 44 % sehr hoch. Unter wirtschaftlichen Gesichtspunkten sollte dieser Anteil möglichst gering ausfallen. Wie im Stand der Technik aufgeführt ist, lassen sich jedoch zu zerspanende Stützstrukturen teilweise nicht vermeiden.

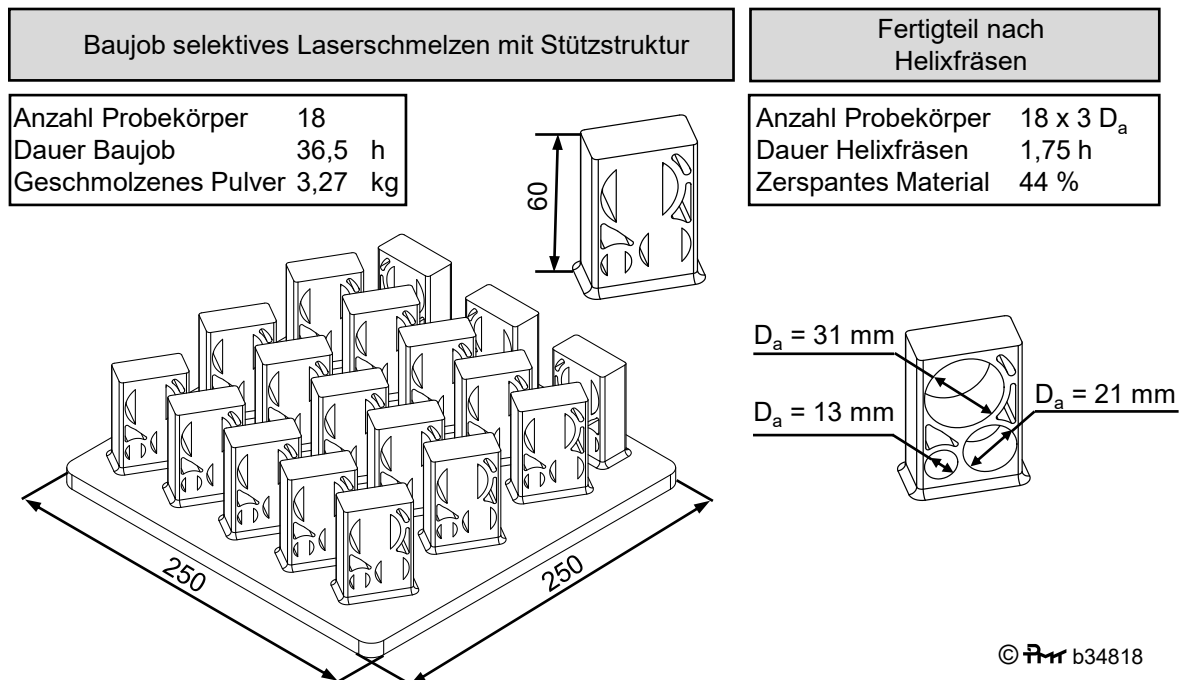


Bild 6.24: Bearbeitungsbeispiel mit Unterteilung in selektives Laserschmelzen und Helixfräsen

In Tabelle 6.1 ist die Kostenkalkulation des selektiven Laserschmelzens anteilig für einen Probekörper aufgezeigt. Die Investitionskosten und Kosten für das Pulver erfolgten nach Erfahrungswerten und vorliegenden Angeboten innerhalb der universitären Forschung [Bmw19].

Die Investitionskosten können nach Alter und Konfiguration der Anlage variieren. Außerdem haben die Auslastung und die Abschreibungsdauer hohen Einfluss auf den Maschinenstundensatz. Zur Vergleichbarkeit erfolgten gleiche Annahmen beim SLS und Helixfräsen. Zusätzlich zu den hierbei ermittelten Betriebsstunden erfolgte ein Gemeinkostenzuschlag in Höhe von 100 %. Dieser berücksichtigt alle Kosten für den Betrieb der Anlage.

Das SLS lässt sich in zwei Prozessschritte unterteilen. Durch den Laser wird das Material geschmolzen. Dieser Anteil steigt proportional zur Größe des Bauteils. Außerdem muss nach dem Schmelzen eine neue Pulverschicht aufgetragen werden. Diese Dauer ist von der Höhe des Bauteils abhängig, sodass der Bauraum wie im vorliegenden Fall in allen Bereichen vollständig ausgenutzt werden sollte. Die Kalkulation der Dauer erfolgte nach Herstellerangaben [Eos20a] und Angaben von Forschungsinstituten [Emm13, Her16]. Es wurde berücksichtigt, dass die Baurate von Stützstrukturen höher als die Baurate des Bauteils ist. Nach Kalkulation von Maschinenstundensatz und Fertigungsdauer entstehen je Probekörper Kosten in Höhe von 101,22 €. Da das Laserschmelzen den überwiegenden Zeitanteil ausmacht, erfolgt keine Berücksichtigung der Nebenzeiten wie Rüsten der Anlage oder Pulverhandlung.

Die Kosten für das verwendete Pulver liegen bei 31,79 € je Probekörper. Hierbei wird davon ausgegangen, dass das nicht aufgeschmolzene Pulver vollständig aufbereitet und wiederverwendet wird. Mit diesen Annahmen liegen die Kosten je Probekörper beim Laserschmelzen bei 133,01 €.

<b>Kosten selektives Laserschmelzen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Wert</b>
<b>Anlage</b>		
Abschreibung EOS M290 (jährlich)	Stück	75.208,00 €
Investitionskosten	Stück	752.080,00 €
Abschreibungszeitraum	a	10
Kosten je Betriebsstunde	h	24,97 €
Arbeitstage je Kalenderjahr	d	251
Betriebsstunden je Arbeitstag	h	12
Gemeinkostenzuschlag 100 % (Lohn, Miete, Schutzgas, ...)	h	24,97 €
<b>Maschinenstundensatz</b>		<b>49,94 €</b>
<b>Parameter selektives Laserschmelzen</b>		
Dauer Beschichtung Pulver je Probekörper	h	0,24
Geschwindigkeit Pulver Beschichtung	mm/h	14,4
Höhe Probekörper	mm	62
Anzahl Probekörper je Baujob	Stück	18
Dauer Schmelzen je Probekörper	h	1,79
Baurate	cm <sup>3</sup> /h	22,95
Volumen Probekörper	cm <sup>3</sup>	41,025
<b>Kosten Maschinenstunden je Probekörper</b>		<b>101,22 €</b>
<b>Verbrauchsmaterial</b>		
Ti-Al6-V4 Pulver	kg	174,93 €
Gewicht Probekörper	kg	0,182
<b>Kosten Verbrauchsmaterial je Probekörper</b>		<b>31,79 €</b>
<b>Summe Kosten selektives Laserschmelzen je Probekörper</b>		<b>133,01 €</b>

Tabelle 6.1: Kosten für das selektive Laserschmelzen der Probekörper

Tabelle 6.2 zeigt die entstehenden Kosten für die Nachbearbeitung der Probekörper durch Helixfräsen. Die Verbrauchskosten für die Werkzeuge und die Investitionskosten für die Werkzeugmaschine beziehen sich erneut auf Erfahrungswerte der universitären Forschung [Bmw19]. Wie im vorhergehenden Abschnitt aufgeführt wurde, wird ein Abschreibungszeitraum von 10 Jahren, eine Auslastung von 251 Werktagen mit 12 Betriebsstunden und ein Gemeinkostenzuschlag in Höhe von 100 % angenommen. Hierdurch ergibt sich ein Maschinenstundensatz von 30,68 €, welcher niedriger als beim Laserschmelzen ist. Dieser ist aufgrund der geringeren Investitionskosten für die Anlage realistisch. Bereits kleine Fräsmaschinen mit geringer Steifigkeit eignen sich für die Schlichtbearbeitung von SLS Probekörpern. Außerdem benötigen Fräsmaschinen für den Betrieb Druckluft und KSS. Im Vergleich hierzu ist bei SLS Anlagen eine Schutzgasatmosphäre bereitzustellen, um eine hohe Qualität beim Laserschmelzen sicherzustellen.

Die Hauptnutzungszeit beim Helixfräsen wurde auf Basis der vorhergehenden Untersuchungen ermittelt. Für die Dauer der Nebennutzungszeit, bspw. die Zeit für den Werkzeugwechsel, wurden typische Werkzeugwechselzeiten angenommen. Außerdem wurde ein hoher Zeitanteil fürs Einspannen und Antasten berücksichtigt, da die SLS Probekörper nicht formgenau sind. Zum Rüsten der Anlage mit entsprechenden Werkstückspannmitteln und Werkzeugen im Werkzeugmagazin wird für 18 Probekörper eine Dauer von 90 min berücksichtigt, sodass sich anteilig eine Rüstzeit von 5 min je Probekörper ergibt. Folglich wird insgesamt von hohen Nebenzeiten und somit einer konservativen Kostenkalkulation ausgegangen.

Die Werkzeuge stellen beim Helixfräsen den größten Kostenanteil dar. Hierbei hat insbesondere die Standzeit der Fräswerkzeuge einen großen Einfluss. Die Standzeit lässt sich durch Wahl von Schneidstoff [Cor03, Hin17a], Schneidengeometrie [Den08b, Köt06, Wye10] oder Schnittparametern [Hou14] stark beeinflussen. Im vorliegenden Fall wird die Standzeit der Werkzeuge ebenfalls sehr konservativ gewählt. Außerdem wird ein Kostenanteil für ein Ti-Al6-V4 Halbzeug angenommen. Zwar tritt dieser Kostenpunkt innerhalb der SLS Prozesskette nicht auf, dennoch wird dieser Kostenanteil zur besseren Vergleichbarkeit mit dem vorhergehenden selektiven Laserschmelzen berücksichtigt.

In Summe ergeben sich Kosten für die Nachbearbeitung durch Helixfräsen in Höhe von 43,34 € für einen Probekörper.

<b>Kosten Nachbearbeitung durch Helixfräsen</b>		<b>Einheit</b>	<b>Wert</b>
<b>Anlage</b>			
Abschreibung Heller MC2000		Stück	46.200,00 €
	Investitionskosten	Stück	462.000,00 €
	Abschreibungszeitraum	a	10
Kosten je Betriebsstunde		h	15,34 €
	Arbeitstage je Kalenderjahr	d	251
	Betriebsstunden je Arbeitstag	h	12
Gemeinkostenzuschlag 100% (Lohn, Miete, Druckluft, ...)		h	15,34 €
<b>Maschinenstundensatz</b>			<b>30,68 €</b>
<b>Parameter Helixfräsen</b>			
Hauptnutzungszeit		h	0,04
	Dauer Fräsen $D_a = 31$ mm	min	1,15
	Dauer Fräsen $D_a = 21$ mm	min	0,78
	Dauer Fräsen $D_a = 13$ mm	min	0,40
Nebennutzungszeit		h	0,10
	Werkzeugwechsel	min	0,2
	Werkstück einspannen und antasten	min	1,0
	Anlage rüsten anteilig	min	5,0
<b>Kosten Maschinenstunden je Probekörper</b>			<b>4,35 €</b>

<b>Verbrauchsmaterial</b>			
Fräswerkzeug $D_{wz} = 16$ mm		Stück	308,10 €
	Dauer Fräsen $D_a = 31$ mm	min	1,15
	Dauer Fräsen $D_a = 21$ mm	min	0,78
	Standzeit	min	40,00
Fräswerkzeug $D_{wz} = 8$ mm		Stück	64,00 €
	Dauer Fräsen $D_a = 13$ mm	min	0,40
	Standzeit	min	20,00
Halbzeug Ti-Al6-V4		Stück	22,82 €
<b>Kosten Verbrauchsmaterial je Probekörper</b>			<b>38,99 €</b>

<b>Summe Kosten Nachbearbeitung durch Helixfräsen je Probekörper</b>		<b>43,34 €</b>
--	--	----------------

Tabelle 6.2: Kosten für die Nachbearbeitung durch Helixfräsen der Probekörper

Zusammenfassend konnte für den verwendeten Probekörper aufgezeigt werden, wie sich die Kosten zwischen den Prozessschritten Laserschmelzen und Nachbearbeitung durch Helixfräsen aufteilen. Für den vorliegenden Fall wird deutlich, dass auf das Laserschmelzen ein Großteil der Kosten entfällt. Jedoch hat das Laserschmelzen den Vorteil, dass mit zunehmender Komplexität der Bauteile die Kosten nicht höher ausfallen, falls das zu schmelzende Volumen gleichbleibt. Daher bieten insbesondere komplexe Baugruppen mit aufwendiger Nacharbeit und hohem Montageaufwand wirtschaftliche Potentiale für das selektive Laserschmelzen [Emm11a, Emm11b, Glö17]. Außerdem sind für eine umfassende Betrachtung der Kosten weitere Prozessschritte, wie die Wärmebehandlung, das Sägen der Probekörper von der Bauplatte oder die Materialprüfung [Dia20] zu berücksichtigen.

Für die vorliegende Kostenbetrachtung erfolgte jedoch keine Berücksichtigung komplexerer Bauteile und weiterer Prozessschritte, da diese die technologische Untersuchung nur ergänzen soll.

---

## 7 Ergebnisse der Untersuchungen zum Bohren

Um die Eignung des Fertigungsverfahrens Bohren zur Entfernung von Stützstrukturen bei SLS Probekörpern zu prüfen, wurden Versuche durchgeführt, deren Ergebnisse im nachfolgenden Kapitel aufgezeigt werden. Zur Vergleichbarkeit des Verfahrens Bohren mit dem Verfahren Helixfräsen erfolgte die Versuchsdurchführung sehr ähnlich zum Vorgehen der Versuche zum Helixfräsen. Die entstehenden Kräfte und Momente sowie die Spanbildung ermöglichen Rückschlüsse auf das Zerspanverhalten von SLS Bohrungen mit Stützstruktur. Die Ergebnisse können verwendet werden, um ein Vorgehen zur Nachbearbeitung von Bohrungen mit Stützstruktur durch das Fertigungsverfahren Bohren abzuleiten. Außerdem können die Ergebnisse bei der Auslegung von Werkzeugen und Maschinen Anwendung finden.

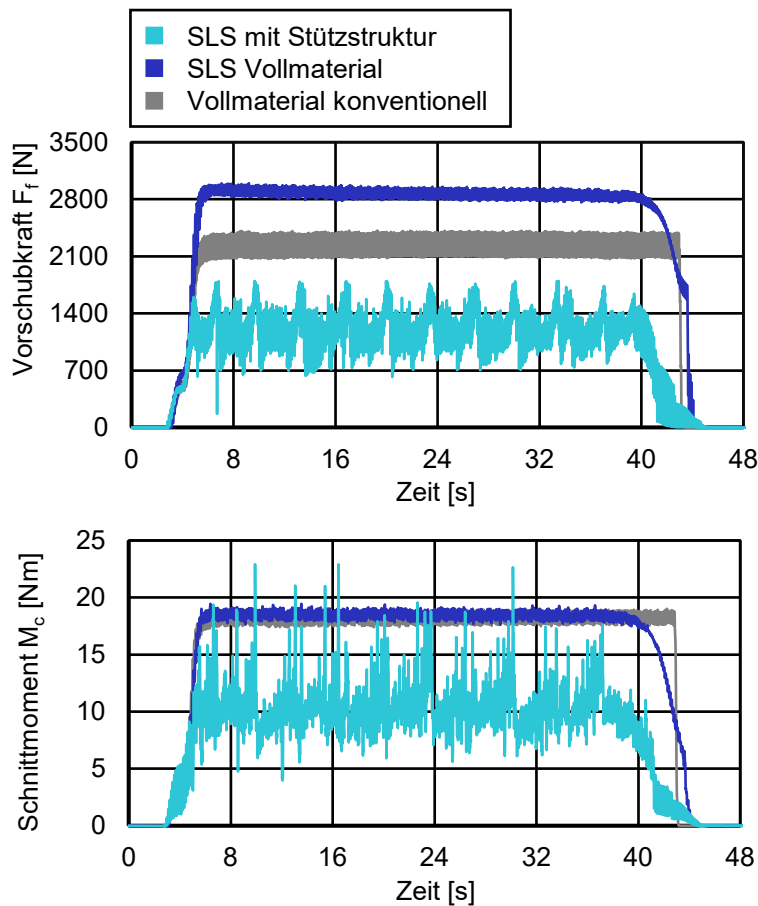
Im letzten Teil wird ein Vorgehen aufgezeigt, mit dem sich die Schnittkräfte beim Bohren von Stützstrukturen berechnen lassen. Das Vorgehen baut auf dem Modell nach Kienzle auf und wird zum Abschluss mit den experimentellen Daten validiert. Das Ergebnis kann ebenfalls in der Auslegung von Bohrprozessen bei SLS Probekörpern mit Stützstruktur Anwendung finden.

### 7.1 Zerspankraft und Spanbildung beim Bohren

In Bild 7.1 sind die Vorschubkräfte  $F_f$  und Schnittmomente  $M_c$  beim Bohren der Probekörper für einen vollständigen Bearbeitungsdurchgang bestehend aus Eintritt, Bearbeitung und Austritt dargestellt. Das obere Diagramm stellt hierbei für jeden Probekörper die Vorschubkraft dar, welche in Richtung der Werkzeugachse wirkt und das untere Diagramm zeigt das Schnittmoment  $M_c$  um die Werkzeugachse. Die beiden Linien in Cyan zeigen die Messwerte für die Bohrungsbearbeitung des SLS Probekörpers mit starker Stützstruktur, der einen Volumenmaterialanteil von  $\delta = 90\%$  aufweist. Diese Verläufe werden verglichen mit den grauen Messwerten, die die Messwerte für die Bohrungsbearbeitung von konventionellem Plattenmaterial Ti-Al6-V4 zeigen. Für eine vollständige Beurteilung des Zerspanverhaltens im Vergleich zu konventionellem Ti-Al6-V4 werden zusätzlich Versuche zum Bohren von SLS Probekörpern aus Vollmaterial durchgeführt. Diese Messwerte sind durch die dunkelblauen Linien dargestellt.

Für den größten Bohrungsdurchmesser  $D_a = 31$  mm liegt die Vorschubkraft  $F_f$  beim Probekörper aus konventionellem Vollmaterial im Mittel bei  $F_f = 2214$  N. Beim SLS Probekörper aus Vollmaterial ist die Vorschubkraft mit  $F_f = 2823$  N im Mittel auf einem höheren Niveau. Für das Schnittmoment  $M_c$  weisen beide Probekörper aus Vollmaterial ein sehr ähnliches Niveau mit Werten von  $M_c = 17,5$  Nm auf. Wie im weiteren Verlauf des Kapitels aufgezeigt wird, unterscheiden sich für die beiden Werkstoffe ebenso die Spanformen. Dies liefert Hinweise auf eine mögliche unterschiedliche Härte des Gefüges. Die unterschiedlichen Gefüge wurden in Kapitel 5.3 bereits aufgezeigt. Vergleichbare Ergebnisse, wonach SLS Vollmaterial im Vergleich zu konventionellem Titan höhere Bearbeitungskräfte verursachte, konnte bereits durch Grove festgestellt werden [Gro16].

Weiterhin fällt auf, dass das Schnittmoment  $M_c$  und die Vorschubkraft  $F_f$  für die vollständige Bearbeitungszeit konstant verlaufen. Hieraus lässt sich schlussfolgern, dass die Späne und das Kühlschmiermittel sehr gut, auch bei einer hohen Bearbeitungstiefe, aus der Bohrung abtransportiert werden, sodass wenig Spanklemmer auftreten.



**Werkstoff**

Ti-Al6-V4

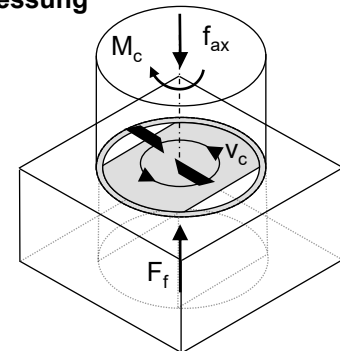
**Prozessparameter**

$f_{ax} = 0,06$  mm/z  
 $v_c = 50$  m/min  
 $D_a = 31$  mm  
 $D_i = 30$  mm  
 Innenkühlung 50 bar

**Werkzeug**

WSP-Bohrer, HM  
 Beschichtung PVD - TiAlCN  
 $D_{wz} = 31$  mm  
 $z = 2$   
 $z_{eff} = 1$   
 $r_\epsilon = 0,9$  mm  
 $\alpha_f = 8^\circ$   
 $\gamma_f = 12^\circ$   
 $l/d = 2$

**Messung**



© b34819

**Bild 7.1:** Einfluss der Stützstruktur auf die Vorschubkraft und das Schnittmoment beim Bohren  $D_a = 31$  mm im Vergleich zur Bearbeitung von Vollmaterial

Die Werte in Cyan zeigen die Bearbeitung der Bohrung mit starker Stützstruktur, welche einen hohen Volumenmaterialanteil von  $\delta = 90$  % aufweist. Das mittlere Niveau der Vorschubkraft liegt bei  $F_f = 1197$  N und das des Schnittmomentes liegt bei  $M_c = 9,9$  Nm. Somit sind diese deutlich niedriger als die Niveaus der Probekörper aus Vollmaterial. Allerdings fällt auf, dass die Kräfte und Momente sehr stark schwanken. Für die Vorschubkraft  $F_f$  liegt die Amplitude der Schwankung bei 1044 N und für das Schnittmoment bei 18,2 Nm. Beim Schnittmoment liegen einige Peaks sogar höher als die Werte der Bearbeitung der Probekörper aus Vollmaterial.

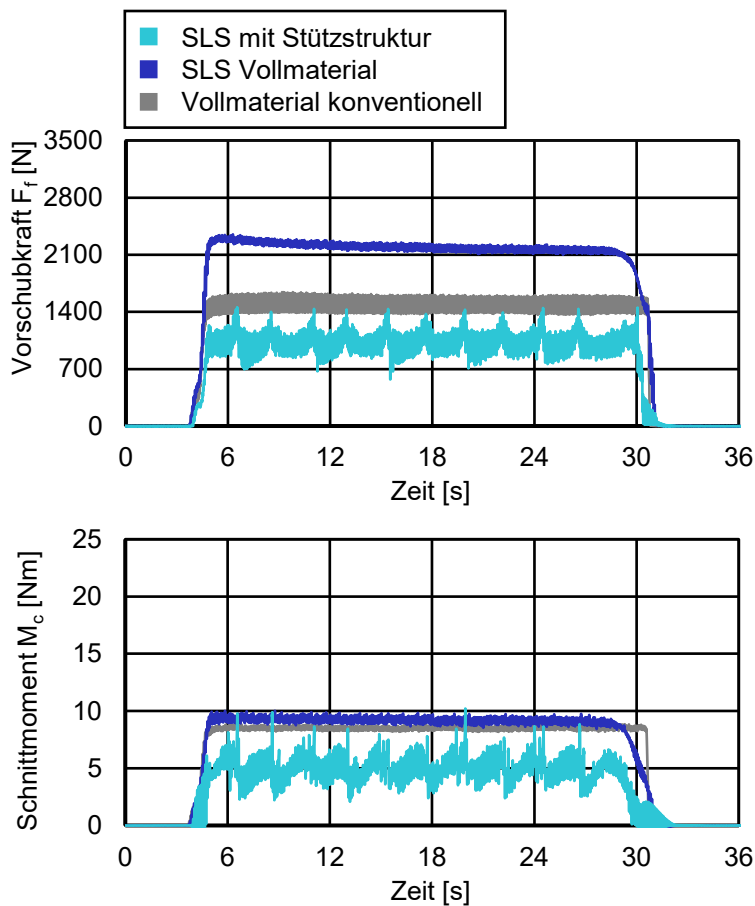
Die Ursache dafür, dass das mittlere Niveau von Kräften und Momenten niedriger als bei der Bearbeitung von Vollmaterial ist, lässt sich auf den geringeren Anteil zerspannten Materials zurückführen. Die Stützstruktur füllt die Bohrung nicht vollständig aus und weist zusätzlich aufgrund des räumlichen Gitters einen geringeren Volumenmaterialanteil als Vollmaterial auf. Hierdurch tritt im Vergleich zur Bearbeitung von Vollmaterial ein geringeres Zeitspanvolumen auf, worauf sich das niedrigere mittlere Niveau bei Kraft und Moment zurückführen lässt.

Die hohen Schwankungen entstehen durch die schwankenden Eingriffsverhältnisse, die an der äußeren Wendeschneidplatte des Bohrwerkzeuges während einer Werkzeugrotation auftreten. Aufgrund der Symmetrie wiederholt sich alle  $180^\circ$  des Werkzeugrotationswinkels die Eingriffssituation zwischen Werkzeug und Werkstück zyklisch, wobei dazwischen Positionen

des vollständigen Eingriffs über die gesamte Schneide der äußeren Wendeschneidplatte und Positionen mit minimalem Eingriff zwischen Wendeschneidplatte und Werkstück auftreten. Diese zyklischen Schwankungen verursachen die Schwankungen der Vorschubkraft  $F_f$  und des Schnittmoments  $M_c$  bei Bearbeitung des Probekörpers mit Stützstruktur.

Analog zum Helixfräsen erfolgt ebenso beim Bohren die Untersuchung des Einflusses verschiedener Durchmesserkombinationen auf die Kräfte und die Schnittmomente. In Bild 7.2 sind diese für den Bohrungsdurchmesser  $D_a = 21$  mm dargestellt. Wie in Kapitel 5.2 aufgeführt wurde, erfolgt die Untersuchung mit einem identischen Werkzeugkonzept im Vergleich zum Bohrungsdurchmesser  $D_a = 31$  mm.

Wie das Bild 7.2 zeigt, sinken durch den kleineren Bohrungsdurchmesser die Vorschubkräfte auf ein niedrigeres Niveau. So tritt eine Vorschubkraft  $F_f$  für Vollmaterial von  $F_f = 2200$  N auf. Das Schnittmoment  $M_c$  sinkt ebenfalls für alle drei Probekörper. Wie bereits bei dem größeren Bohrungsdurchmesser ist das Schnittmoment  $M_c$  bei den Probekörpern aus Vollmaterial mit einem Wert von  $M_c = 9,3$  Nm am Größten. Die insgesamt sinkenden Niveaus bei der Vorschubkraft  $F_f$  und dem Schnittmoment  $M_c$  sind auf das geringere zu zerspanende Volumen während einer Werkzeugumdrehung zurückzuführen. Für den Probekörper mit Stützstruktur lässt sich feststellen, dass die Vorschubkraft  $F_f$  und das Schnittmoment  $M_c$  im Mittel unter dem Niveau der beiden Probekörper aus Vollmaterial liegen und hohe Schwankungen im Verlauf zeigen. Somit zeigt sich ein ähnliches Verhalten im Vergleich zum größeren Bohrungsdurchmesser, sodass dies wie im vorhergehenden Fall auf den geringeren Volumenmaterialanteil und die schwankenden Eingriffsverhältnisse zurückgeführt werden kann.



**Werkstoff**

Ti-Al6-V4

**Prozessparameter**

$f_{ax} = 0,06$  mm/z

$v_c = 50$  m/min

$D_a = 21$  mm

$D_i = 20$  mm

Innenkühlung 50 bar

**Werkzeug**

WSP-Bohrer, HM

Beschichtung PVD - TiAlCN

$D_{wz} = 21$  mm

$z = 2$

$z_{eff} = 1$

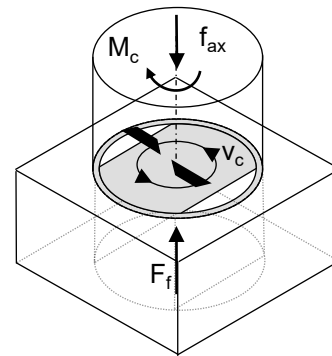
$r_\epsilon = 0,7$  mm

$\alpha_f = 8^\circ$

$\gamma_f = 12^\circ$

$l/d = 2$

**Messung**



© RTR b34820

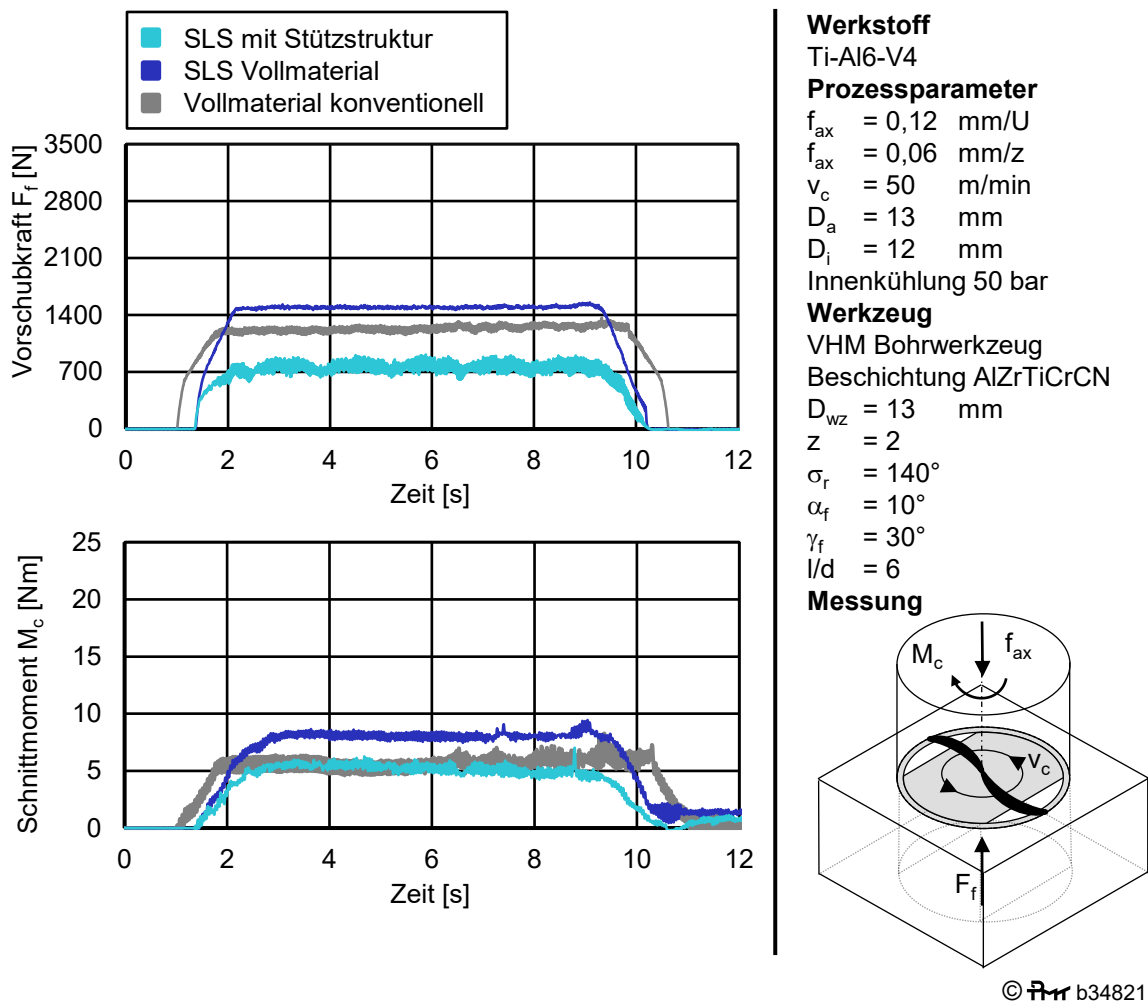
**Bild 7.2:** Einfluss der Stützstruktur auf die Vorschubkraft und das Schnittmoment beim Bohren  $D_a = 21$  mm im Vergleich zur Bearbeitung von Vollmaterial

Die Ergebnisse für die Vorschubkraft  $F_f$  und das Schnittmoment  $M_c$  bei weiterer Reduktion des Durchmessers auf  $D_a = 13$  mm sind in Bild 7.3 dargestellt. Hierbei ist nun zu berücksichtigen, dass für die Bearbeitung ein anderes Werkzeugkonzept verwendet wird. Wie bereits in Kapitel 5.2 aufgeführt wurde, erfolgt die Bearbeitung mit einem Vollhartmetall Bohrwerkzeug. Das Vollhartmetall Bohrwerkzeug hat den Vorteil der symmetrisch angeordneten Schneiden. Hierdurch heben sich insbesondere die Passivkräfte der beiden Schneiden auf und es wird erwartet, dass sich dynamische Kraft- und Schnittmomentanteile reduzieren.

Um dennoch eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu ermöglichen, erfolgt die Bearbeitung mit einem axialen Zahnvorschub von  $f_{ax} = 0,06$  mm/z. Anders als die Zähne des Wendeschneidplattenbohrers überlagern sich nun die Zähne bei einer vollständigen Werkzeugumdrehung, sodass nun die Bearbeitung mit einem Vorschub  $f_{ax} = 0,12$  mm/Umdrehung erfolgt.

Es verlaufen die Vorschubkräfte  $F_f$  und Schnittmomente  $M_c$  bei Bearbeitungsbeginn für alle Probekörper konstant, woraus sich ein sehr gutes Zerspanverhalten ableiten lässt. Jedoch fällt gegen Ende der Bearbeitung ein Schwanken der Schnittmomente auf. Dies ist auf das hohe Aspektverhältnis bei diesem Bohrungsdurchmesser  $D_a$  zurückzuführen. Wenn sich das Werkzeug gegen Ende der Bearbeitung tief in der Bohrung befindet, kann ein Stau an Spänen und Kühlschmierstoff in den Spanräumen ein unruhiges Zerspanverhalten hervorrufen.

Weiterhin fällt jedoch auf, dass die Vorschubkraft beim Probekörper SLS mit Stützstruktur im Vergleich zu den vorhergehenden Durchmessern  $D_a$  trotz des ungleichmäßigen Werkzeugeingriffs nur mit geringen Schwankungen verläuft. Anders als beim Wendeschneidplatten-Bohrwerkzeug sind die beiden Schneiden symmetrisch zueinander angeordnet, sodass sich bei jedem Rotationswinkel des Bohrwerkzeuges ein Gleichgewicht der gegenüberliegenden Passivkräfte einstellt. Unter Berücksichtigung des geringeren Zeitspanvolumens müsste sich dennoch ein geringeres Niveau beim Schnittmoment  $M_c$  des SLS Probekörpers mit Stützstruktur im Vergleich zu den Probekörpern aus Vollmaterial ergeben. Möglicherweise macht der Stau an Spänen und KSS in der kleinen Bohrung ein hohes Reibmoment aus, sodass sich der Effekt des geringeren Zeitspanvolumens nur gering im Schnittmoment  $M_c$  abbildet. Dennoch ist feststellbar, dass das VHM-Bohrwerkzeug mit seinen symmetrischen Schneiden und dem hiermit einhergehenden Kraftausgleich eine bessere Prozessdynamik aufweist.

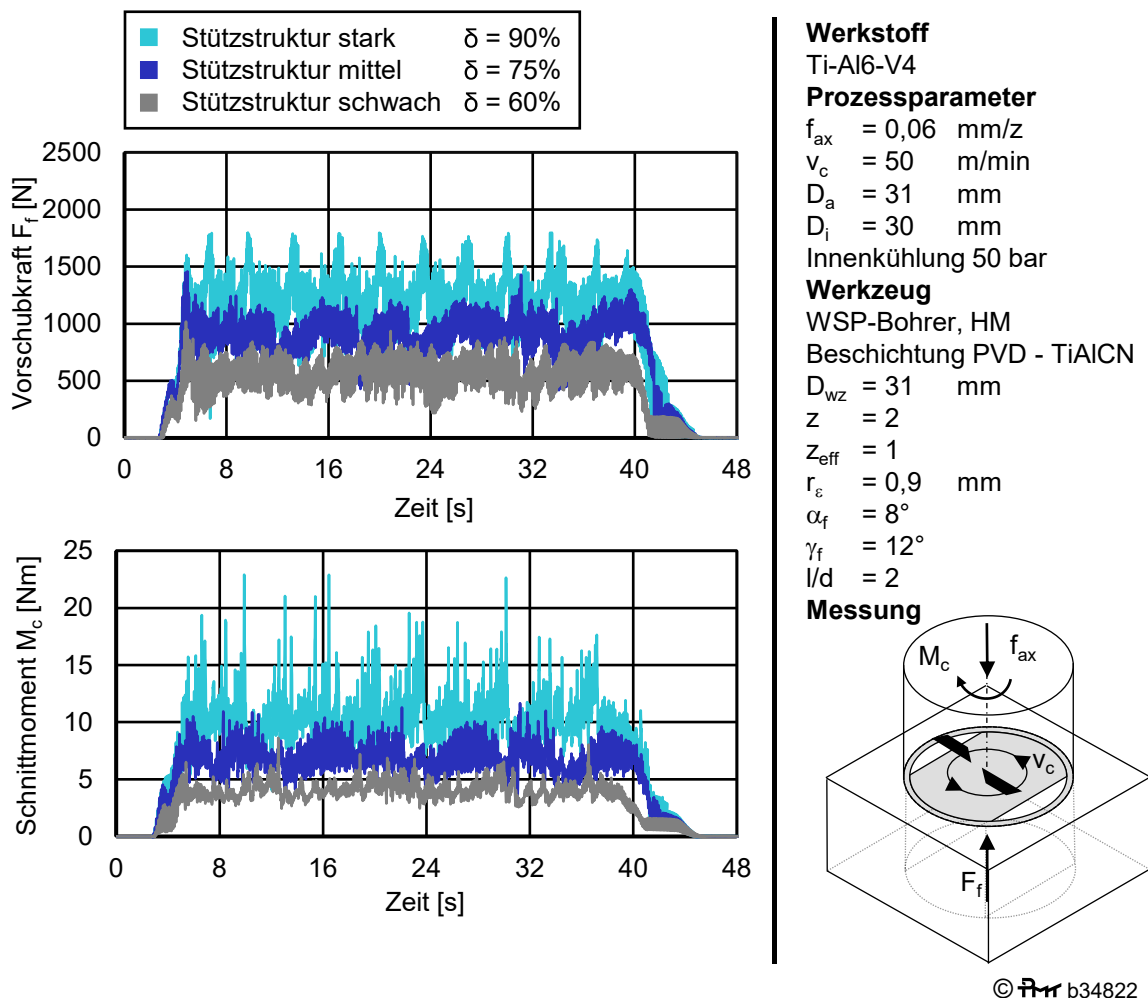


**Bild 7.3:** Einfluss der Stützstruktur auf die Vorschubkraft und das Schnittmoment beim Bohren  $D_a = 13$  mm im Vergleich zur Bearbeitung von Vollmaterial

In den vorhergehenden Bildern wies der Probekörper mit Stützstruktur einen Volumenmaterialanteil von  $\delta = 90$  % auf, entsprechend handelte es sich um eine starke Stützstruktur mit hoher Festigkeit. Beim Helixfräsen konnte bereits eine starke Abhängigkeit zwischen der Festigkeit der Stützstruktur und den auftretenden Kräften nachgewiesen werden. Daher wird beim Bohren eine ähnliche Abhängigkeit erwartet.

Bild 7.4 zeigt den Einfluss des Volumenmaterialanteils der Stützstruktur auf die Vorschubkraft und das Schnittmoment beim Bohrungsdurchmesser  $D_a = 31$  mm. Wie bereits im vorhergehenden Abschnitt erläutert, ergeben sich für alle Stützstrukturen Schwankungen bei der Vorschubkraft  $F_f$  und dem Schnittmoment  $M_c$ . Dies ist auf den diskontinuierlichen Werkzeugeingriff innerhalb einer Werkzeugrotation zurückzuführen. Aufgrund des geringeren Volumenmaterialanteils ist jedoch die Amplitude des Schnittmomentes  $M_c$  für die schwache Stützstruktur deutlich geringer als die Amplitude der starken Stützstruktur.

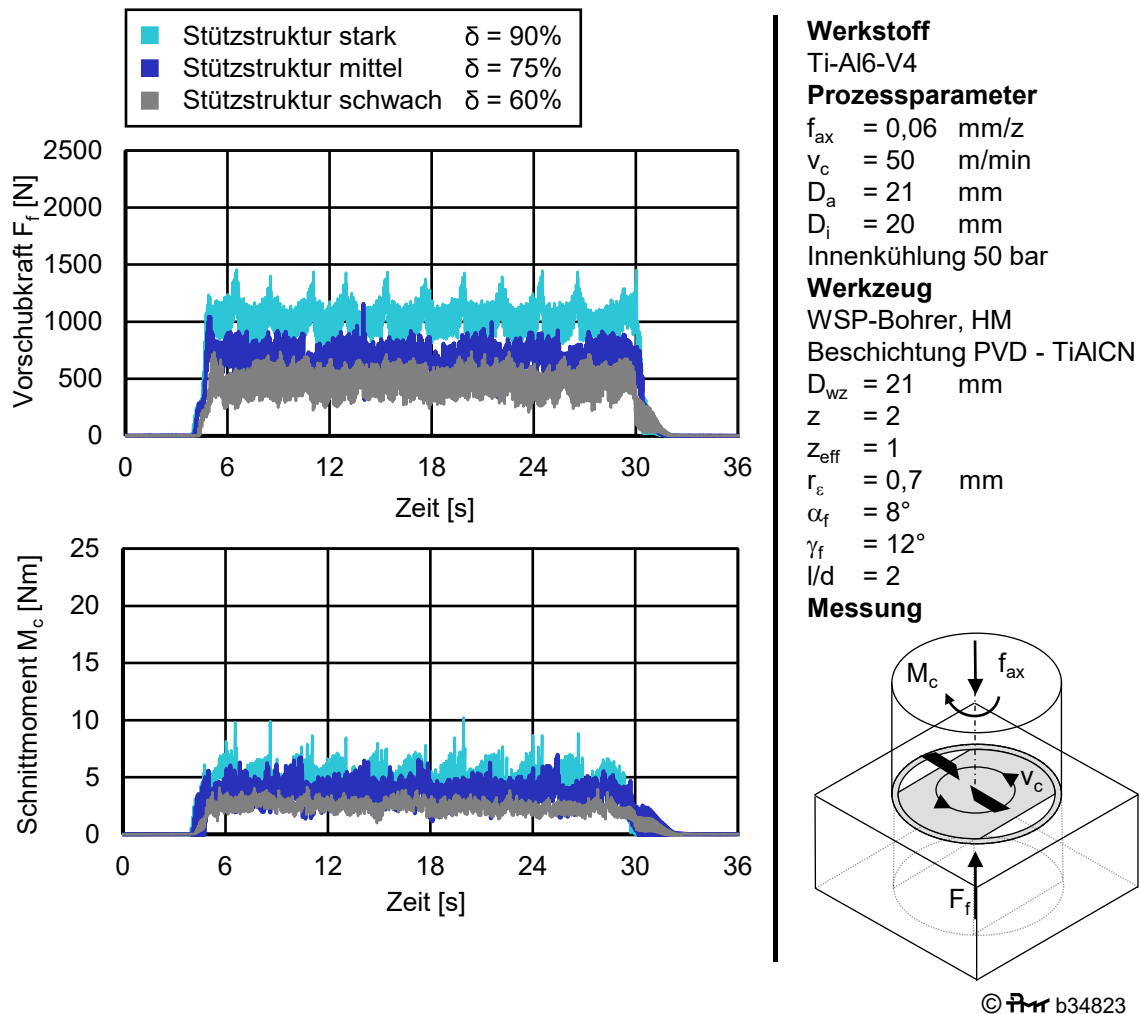
Außerdem zeigt sich ein Zusammenhang zwischen dem Volumenmaterialanteil der Stützstruktur und dem mittleren Niveau der Vorschubkraft  $F_f$  und des Schnittmomentes  $M_c$ . So liegt die Vorschubkraft im Mittel bei  $F_f = 1257$  N und das Schnittmoment bei  $M_c = 11,28$  Nm für eine Stützstruktur mit hoher Festigkeit  $\delta = 90$  %. Für eine Stützstruktur mit geringer Festigkeit  $\delta = 60$  % ist im Mittel eine Vorschubkraft von  $F_f = 680$  N und ein Schnittmoment von  $M_c = 4,9$  Nm feststellbar.



**Bild 7.4:** Einfluss verschiedener Volumenmaterialanteile  $\delta$  der Stützstruktur auf die Vorschubkraft und das Schnittmoment beim Bohren von  $D_a = 31$  mm

Die durchgeführte Untersuchung zum Bohren von Probekörpern mit Stützstruktur unterschiedlichen Volumenmaterialanteils wurde zusätzlich an den Bohrungen mit dem Durchmesser  $D_a = 21$  mm und  $D_a = 13$  mm wiederholt. Beim Bohrungsdurchmesser  $D_a = 21$  mm zeigt sich erneut die Abhängigkeit zwischen dem Volumenmaterialanteil der Stützstruktur und der Vorschubkraft bzw. dem Schnittmoment, Bild 7.5. Wie zu erwarten war, liegt die Vorschubkraft  $F_f$

und das Schnittmomentes  $M_c$  für alle Typen an Stützstruktur niedriger als beim Bohrungsdurchmesser  $D_a = 31$  mm. Außerdem reduziert sich die Amplitude der Vorschubkraft  $F_f$  und des Schnittmomentes  $M_c$  mit geringerer Festigkeit der Stützstruktur. Dies ist ebenfalls auf den geringeren Volumenmaterialanteil sowie den kleineren Eckenradius zurückzuführen.

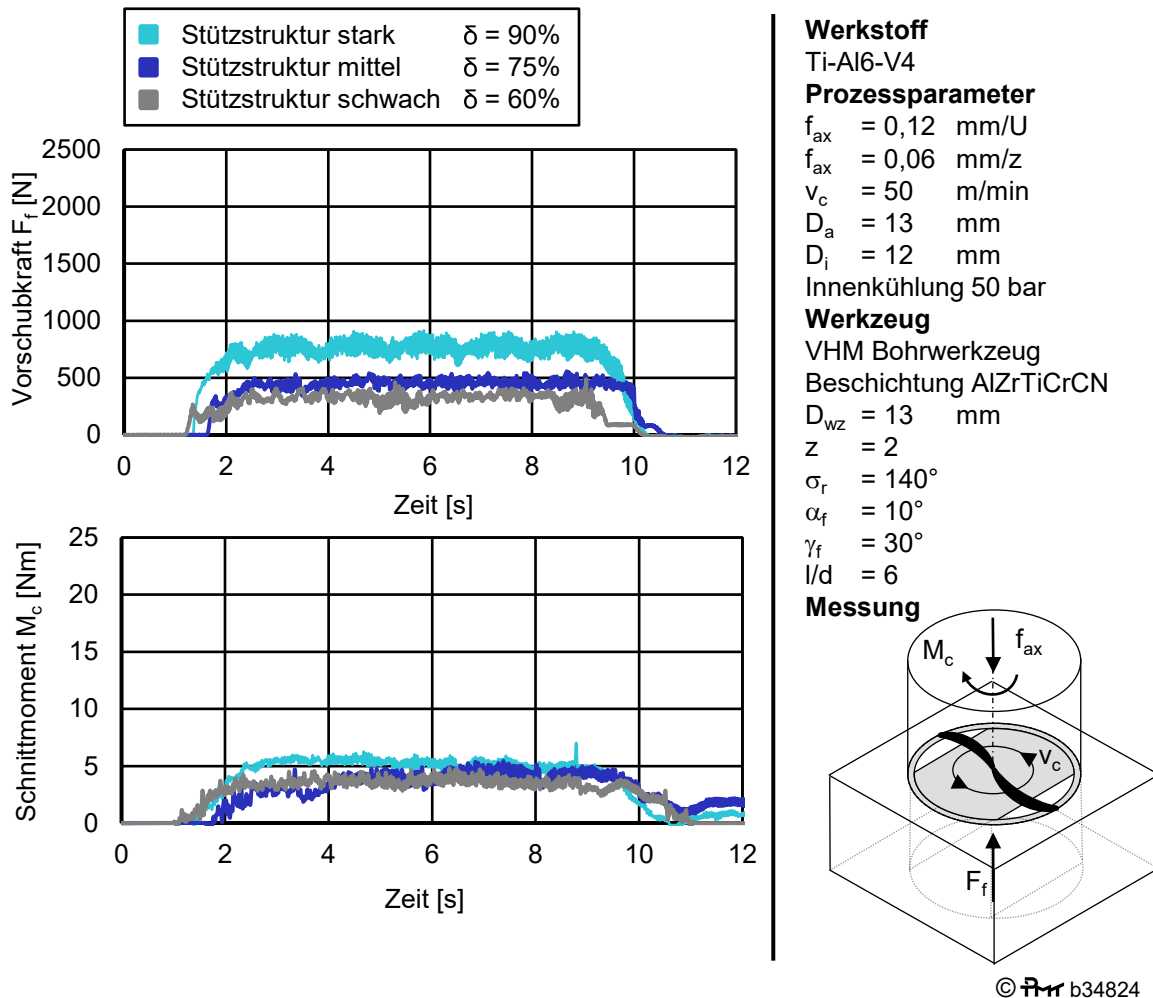


**Bild 7.5:** Einfluss verschiedener Volumenmaterialanteile  $\delta$  der Stützstruktur auf die Vorschubkraft und das Schnittmoment beim Bohren von  $D_a = 21$  mm

Beim Probekörper  $D_a = 13$  mm erfolgte die Bearbeitung, wie vorhergehend beschrieben, mit einem Vollhartmetall-Bohrwerkzeug anstatt mittels eines Wendeschneidplatten-Bohrwerkzeugs. Für die Vorschubkraft  $F_f$ , Bild 7.6, zeigt sich ebenfalls eine Abhängigkeit zwischen dem Volumenmaterialanteil der Stützstruktur und dem mittleren Niveau der Vorschubkraft  $F_f$ .

Beim Schnittmoment  $M_c$  ist hingegen kein eindeutiger Zusammenhang zwischen dem Volumenmaterialanteil der Stützstruktur  $\delta$  und dem mittleren Niveau des Schnittmomentes  $M_c$  über die Bearbeitungszeit feststellbar. Zwar reduziert sich der Anteil der zu zerspanenden Stützstruktur mit sinkendem Volumenmaterialanteil, gleichzeitig bleibt jedoch das zerspante Aufmaß an der Bohrungswand gleich. Entsprechend müssen trotz des sinkenden Volumenmaterialanteils die Späne der Bohrungswand aus der Bohrung abtransportiert werden. Hierbei ist aufgrund des hohen Aspektverhältnisses in Kombination mit der Innenkühlung ein Stau der Späne erwartbar, welcher einen hohen Einfluss auf das Schnittmoment hat, sodass

sich trotz Reduktion des Volumenmaterialanteils der Stützstruktur ähnliche Niveaus beim Schnittmoment  $M_c$  ergeben.



**Bild 7.6:** Einfluss verschiedener Volumenmaterialanteile  $\delta$  der Stützstruktur auf die Vorschubkraft und das Schnittmoment beim Bohren von  $D_a = 13$  mm

In Bild 7.7 erfolgt für die Probekörper mit Stützstruktur eine Zerlegung des Schnittmoments und der Schnittkraft in die statischen und dynamischen Anteile. Grundlage für diese Zerlegung ist das anteilige zerspannte Materialvolumen der verschiedenen Bereiche, welche nachfolgend beschrieben werden. Während des Bohrens treten in zwei Bereichen statische Anteile auf. Ein statischer Anteil ist die Zerspanung der Bohrungswand. Die Bohrungswand weist hierbei für jeden Probekörper Vollmaterial auf, somit sind die Werte innerhalb eines Bohrungsdurchmessers konstant. Außerdem wirkt dieser Anteil mit einem sehr großen Hebelarm auf das Schnittmoment. Ein weiterer statischer Anteil ist der grau dargestellte Kern der Stützstruktur. Wenn der Volumenmaterialanteil der Stützstruktur zunimmt, erhöht sich dieser Wert für das Schnittmoment  $M_c$  und die Vorschubkraft  $F_f$ .

Der cyan dargestellte Bereich ist der zerspannte Anteil, welcher in Abhängigkeit von der Eingriffssituation des Werkzeugs schwankt. Hieraus resultiert der zuvor beschriebene schwankende Kraft-/Momentenverlauf in den vorhergehenden Abbildungen. Aus der Addition der beiden statischen Anteile und des dynamischen Anteils resultiert der Verlauf für die Kräfte und Momente beim Bohren der Probekörper mit Stützstruktur.

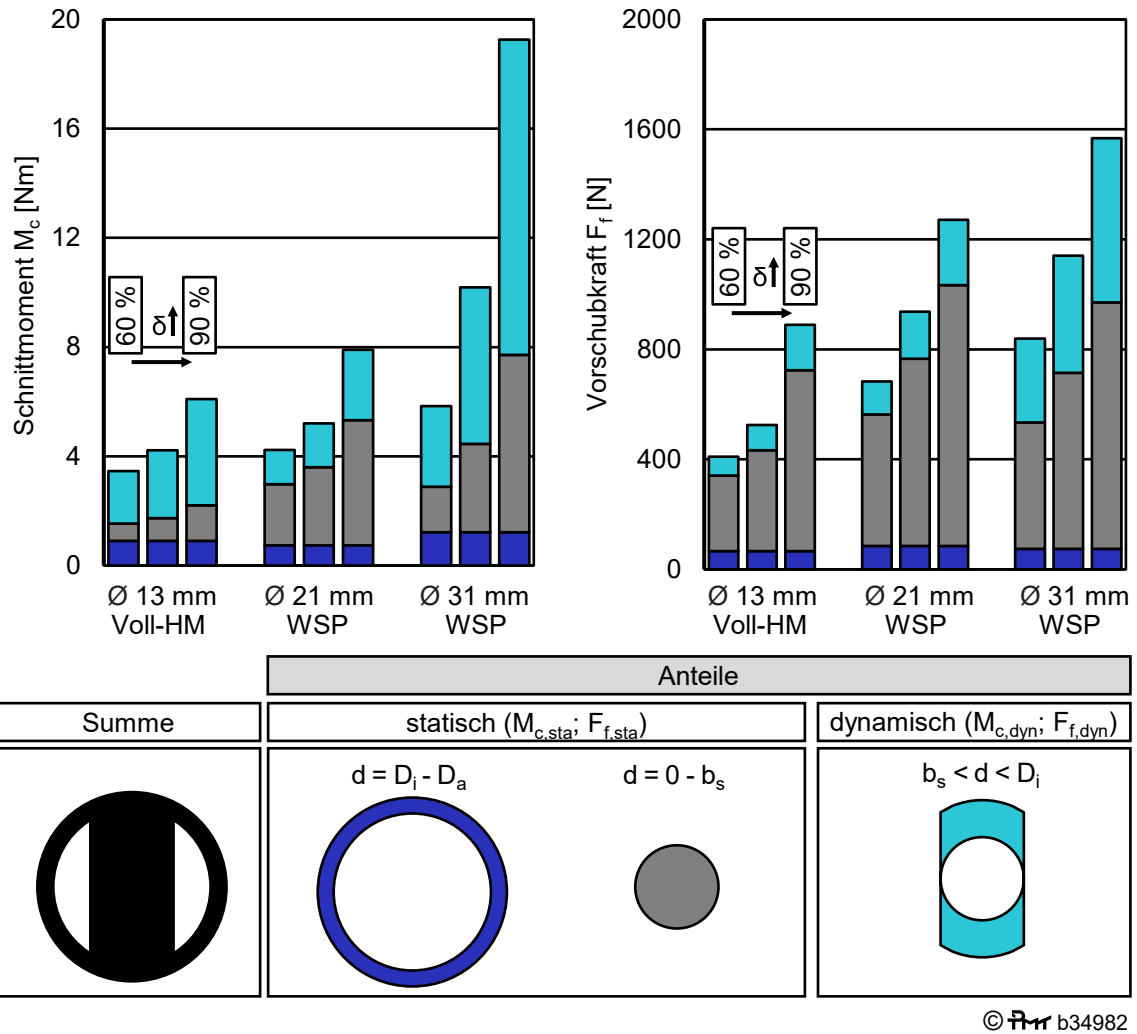


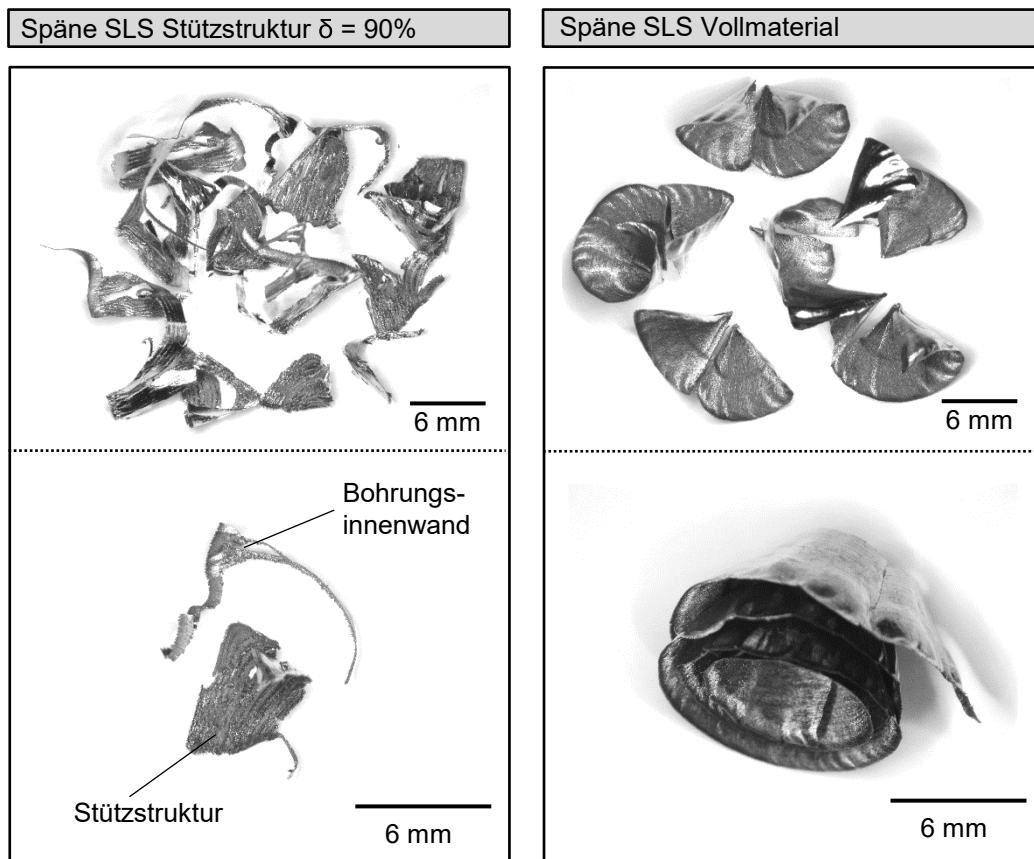
Bild 7.7: Statische und dynamische Anteile des Schnittmoments und der Vorschubkraft

Die sich ergebenden Späne für einen Bohrungsdurchmesser von  $D_a = 31$  mm sind in Bild 7.8 dargestellt. Der linke Bereich zeigt die entstandenen Späne für die Bearbeitung einer Bohrung mit Stützstruktur und der rechte Bereich zeigt die Späne für die Bearbeitung des Probekörpers aus SLS Vollmaterial. Die Späne, die beim Probekörper SLS Vollmaterial entstehen, weisen eine Breite von etwa 8 mm auf, was auf die Breite der inneren und äußeren Wendeschneidplatte zurückzuführen ist. Die beiden Wendeschneidplatten des Bohrwerkzeugs zeigen bei der Schneidengeometrie und dem Spanformer keine Unterschiede, sodass sich hieran nicht zurückführen lässt, an welcher Wendeschneidplatte die Späne entstanden sind. Die entstehenden Späne an innerer und äußerer Wendeschneidplatte unterscheiden sich in ihrer Spanform und somit im Seitwärtskrümmungsradius. Vermutlich ist dieser Effekt im vorliegenden Fall so gering, dass nicht direkt unterschiedliche Spanformen ableitbar sind. [Wes06].

Die glänzende Oberfläche an der Spanaußenseite entsteht durch das Abscheren des Spans von der Werkstückoberfläche und das anschließende Reiben über die Spanfläche der Wendeschneidplatte. Die innere gekrümmte Spanoberfläche weist die typische Segmentierung aufgrund der Stauchung des Spans auf. Alle ein bis zwei Spanrotationen tritt ein Bruch des Spans auf. Dieser entsteht, wenn der Span nicht frei ablaufen kann, sondern das Ende des

Spans auf die Bohrwerkzeugoberfläche oder Werkstückoberfläche trifft, hierdurch sich der Krümmungsradius vergrößert und als Folge die Bruchdehnung des Werkstoffs überschritten wird.

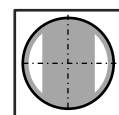
Im linken Bereich von Bild 7.8 sind die entstandenen Späne für die Bearbeitung des Probekörpers mit Stützstruktur dargestellt. Diese Späne sind deutlich ungleichmäßiger, was auf die ungleichmäßigen Eingriffsverhältnisse bei Bearbeitung dieses Probekörpers zurückzuführen ist. Insgesamt sind zwei verschiedene Spanarten erkennbar, die einerseits bei Zerspanung der Stützstruktur und andererseits bei Zerspanung der Bohrungsinnenwand entstehen. Die Späne, welche auf die Stützstruktur zurückzuführen sind, weisen die typische Breite von 8 mm auf, was mit der Breite der Wendeschneidplatte korreliert.



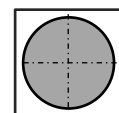
**Werkzeug**  
 WSP-Bohrer, HM  
 Beschichtung PVD - TiAlCN  
 $D_{wz} = 31 \text{ mm}$   
 $z = 2$   
 $r_\epsilon = 0,9 \text{ mm}$   
 $\alpha_f = 8^\circ$

$\gamma_f = 12^\circ$   
 $l/d = 2$   
**Prozessparameter**  
 $f_z = 0,06 \text{ mm/z}$   
 $v_c = 50 \text{ m/min}$   
 Innenkühlung 50 bar

**Werkstoff**  
 Ti-Al6-V4  
 SLS  
 Stützstruktur  $\delta = 90 \%$



SLS  
 Vollmaterial

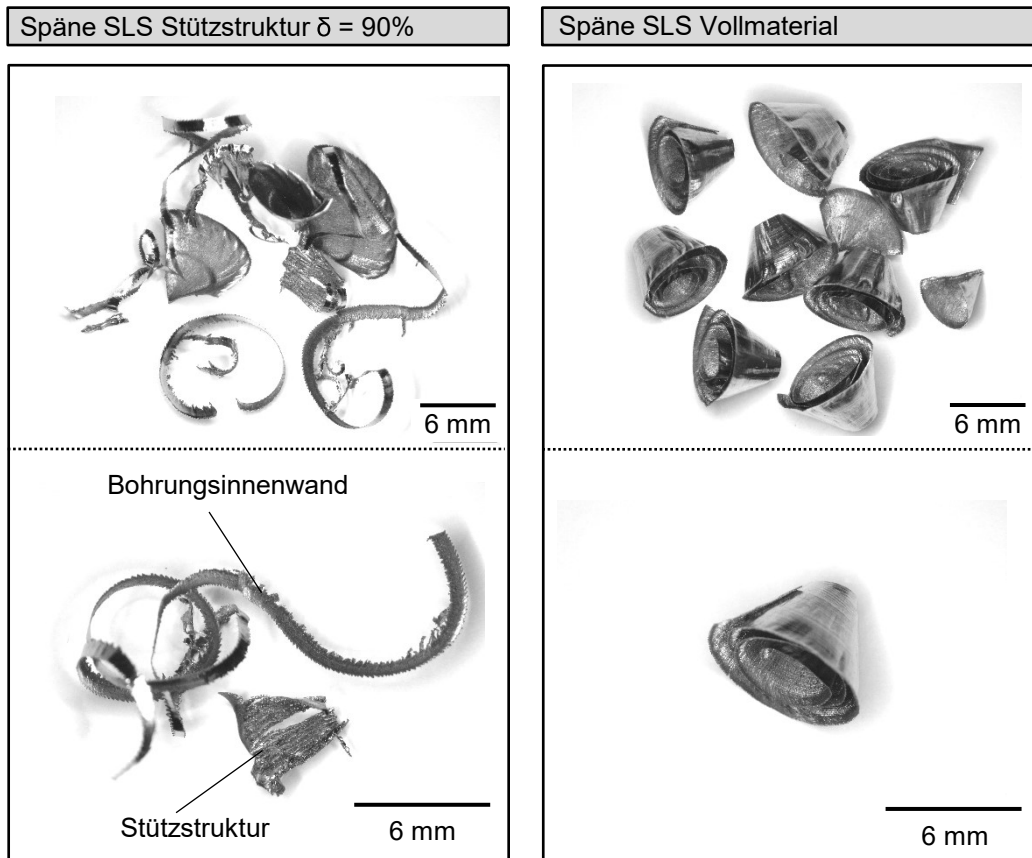


© b34825

**Bild 7.8:** Vergleich der Spanformen beim Bohren  $D_a = 31 \text{ mm}$  von Stützstrukturen sowie Vollmaterial. Im Vergleich zu den Spänen bei Bearbeitung des SLS Vollmaterials sind die Späne der Stützstruktur deutlich kürzer. Dies ist darauf zurückzuführen, dass sich die Stützstruktur aus vielen kleinen Einzelsegmenten als räumliches Gitter zusammensetzt und somit kein kontinuierlicher

Span entsteht. Die Späne der Bohrungsinne wand weisen eine Länge von bis zu 6 mm auf, sind jedoch lediglich ca. 0,5 mm breit. Somit entspricht die Breite des Spans etwa dem Aufmaß auf die zu zerspanende Bohrungsinne wand. Trotz des Eckenradius der Wendeschneidplatte von 0,7 mm weisen die Späne keine Auffälligkeiten auf. Der Eckenradius verursacht eine Ablenkung der Späne zur Bohrungsmitte, sodass Beschädigungen der bearbeiteten Bohrungsinne wand vermieden werden. Außerdem sind teilweise Späne erkennbar, die sowohl eine Kombination eines dünnen länglichen sowie eines großflächigeren Anteils darstellen. Hierbei handelt es sich um Späne, die an der äußeren Wendeschneidplatte entstehen und sowohl Stützstruktur als auch Bohrungsinne wand zuzuordnen sind.

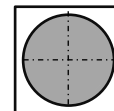
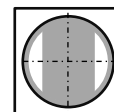
In Bild 7.9 sind die Späne dargestellt, die beim Bohren der Probekörper SLS Vollmaterial sowie SLS Stützstruktur mit einem Durchmesser  $D_a = 21$  mm entstehen. Diese sind in ihrer Geometrie sehr ähnlich zu den vorhergehenden Spänen bei einem Bohrungsdurchmesser von  $D_a = 31$  mm. So sind die Späne des Vollmaterials alle sehr gleichmäßig und erst nach etwa 2 Rotationen der dominierenden Seitwärtskrümmung gebrochen.



**Werkzeug**  
 WSP-Bohrer, HM  
 Beschichtung PVD - TiAlCN  
 $D_{wz} = 21 \text{ mm}$   
 $z = 2$   
 $r_\epsilon = 0,7 \text{ mm}$   
 $\alpha_f = 8^\circ$

$\gamma_f = 12^\circ$   
 $l/d = 2$   
**Prozessparameter**  
 $f_z = 0,06 \text{ mm/z}$   
 $v_c = 50 \text{ m/min}$   
 Innenkühlung 50 bar

**Werkstoff**  
 Ti-Al6-V4  
 SLS  
 Stützstruktur  $\delta = 90 \%$   
 SLS  
 Vollmaterial



© b34826

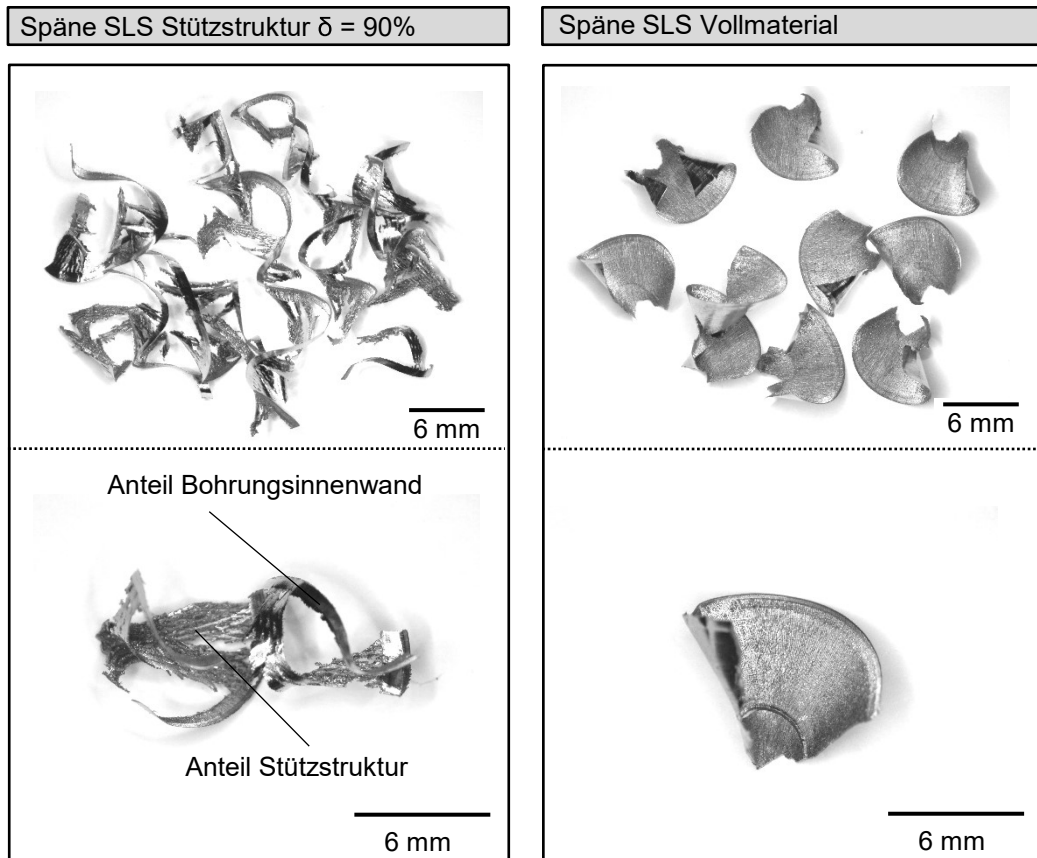
**Bild 7.9:** Vergleich der Spanformen beim Bohren  $D_a = 21 \text{ mm}$  von Stützstrukturen sowie Vollmaterial. Die Späne, die bei der Zerspaltung des SLS Probekörpers mit Stützstruktur entstanden sind, sind deutlich ungleichmäßiger und ebenfalls den beiden Bereichen Bohrungsinnenwand und Stützstruktur zuzuordnen. Allgemein fällt jedoch auf, dass die Späne des Vollmaterials und der Stützstruktur im Querschnitt mit einer Breite von 6 mm etwas kleiner als beim Bohrungsdurchmesser  $D_a = 31 \text{ mm}$  sind. Dies ist auf die geringere Breite der Wendeschneidplatte zurückzuführen. Wie beim größeren Bohrungsdurchmesser  $D_a = 31 \text{ mm}$  weisen die Späne, die bei Bearbeitung des SLS Probekörpers mit Stützstruktur an der Bohrungsinnenwand entstehen, eine Spanbreite von etwa  $b = 0,53 \text{ mm}$  auf. Dies ist darauf zurückzuführen, dass das Aufmaß an der Bohrungsinnenwand mit etwa  $a_p = 0,5 \text{ mm}$  unverändert bleibt.

Für das Bohren eines Durchmessers  $D_a = 13 \text{ mm}$  beim SLS Probekörper aus Vollmaterial sowie mit Stützstruktur sind die entstandenen Späne in Bild 7.10 aufgezeigt. Aufgrund des geänderten Werkzeugkonzeptes unterscheiden sich diese nun deutlich von den Spänen der bei-

den vorhergehenden Bohrungsdurchmesser. Die entstandenen Späne beim Bohren von Vollmaterial sind deutlich kleiner, da diese bereits nach etwa einer halben Umdrehung des Spans brechen. Die Breite der Späne des Vollmaterials beträgt etwa 6 mm und lässt sich ähnlich zum Wendeschneidplatten-Bohrer auf die Breite einer Einzelschneide zurückführen.

Die entstandenen Späne bei Bearbeitung des Probekörpers mit Stützstruktur sind ebenfalls aufgrund des diskontinuierlichen Werkzeugeingriffs innerhalb einer Werkzeugumdrehung sehr ungleichmäßig. Erneut lassen sich aufgrund der zwei verschiedenen länglichen und großflächigen Spanformen Rückschlüsse auf die beiden Bereiche Stützstruktur und Bohrungswand ziehen, in welchen diese Späne entstanden sind.

Außerdem fällt im Spanbild auf, dass sehr viele Kombinationsspäne auftreten, daher einen Anteil enthalten, der an der Stützstruktur sowie an der Bohrungswand entstanden ist. Ursache hierfür ist das VHM Bohrwerkzeug, welches an beiden Schneiden sowohl Stützstruktur und Bohrungswand zerspant. Bei den Wendeschneidplatten-Bohrwerkzeugen zerspant nur die äußere Wendeschneidplatte beide Anteile, während die innere Wendeschneidplatte kontinuierlich die Stützstruktur zerspant.



**Werkzeug**

VHM Bohrowerkzeug  
 Beschichtung AlZrTiCrCN  
 $D_{wz} = 13 \text{ mm}$   
 $z = 2$   
 $\sigma_r = 140^\circ$   
 $\alpha_f = 10^\circ$

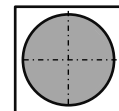
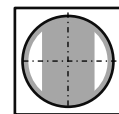
$\gamma_f = 30^\circ$   
 $l/d = 6$

**Prozessparameter**

$f_z = 0,06 \text{ mm/z}$   
 $v_c = 50 \text{ m/min}$   
 Innenkühlung 50 bar

**Werkstoff**

Ti-Al6-V4  
 SLS  
 Stützstruktur  $\delta = 90 \%$   
 SLS  
 Vollmaterial



© b34827

Bild 7.10: Vergleich der Spanformen beim Bohren  $D_a = 13 \text{ mm}$  Stützstrukturen sowie Vollmaterial

## 7.2 Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand

Das Ziel der Nachbearbeitung von SLS Bauteilen durch Bohren ist neben dem Entfernen der Stützstrukturen das Fertigen einer Funktionsfläche an der Bohrungsinnenwand. Wie bereits in Kapitel 6.3 erläutert wurde, ist eine Bohrungsinnenwand mit hoher Oberflächengüte unerlässlich, um das SLS Bauteil als Luftfahrtkomponente zu verwenden. Nur durch eine hohe Oberflächengüte kann die Bohrung ihre Funktion als Schnittstelle zu weiteren Luftfahrtkomponenten sicherstellen [Kau13]. Außerdem werden durch die hohe Oberflächengüte Strömungsverluste an der Bohrungsinnenwand reduziert [Kau13] sowie die Dauerfestigkeit der Bauteile erhöht [Bag17, Wyc17].

Nach der vollständigen Bohrbearbeitung erfolgte eine taktile Rauheitsmessung an zwei Messpositionen der fertigen Bohrungsinnenwand. Bild 7.11 zeigt die Ergebnisse für den Bohrungsdurchmesser  $D_a = 31 \text{ mm}$ . Messposition 1 ist die Position in der Bohrung, an der ursprünglich die Anbindung der Stützstruktur am Probekörper erfolgte und Messposition 2 ist die

Position am Probekörper, wo aufgrund der senkrechten Baurichtung keine Stützstruktur beim Laserschmelzen erforderlich war.

Die Rauheitswerte bei Messposition 1 sind für alle Probekörper mit Werten von  $R_z < 3,9 \mu\text{m}$  und  $R_{\text{max}} < 6,3 \mu\text{m}$  niedrig. Ähnlich zum Helixfräsen fällt jedoch insbesondere bei den Probekörpern mit Stützstruktur auf, dass sich die Oberflächenrauheit mit zunehmenden Volumenmaterialanteil  $\delta$  der Stützstruktur bei Messposition 2 verschlechtert. Die Ursache für diesen Zusammenhang wird mittels des in Bild 7.11 dargestellten Piktogramms deutlich, welches die Eingriffsverhältnisse zwischen Werkzeug und Probekörper für die beiden Messpositionen darstellt. Die äußere Wendeschneidplatte ist sowohl mit der Stützstruktur aber ebenso mit der Bohrungswand im Eingriff. Aus dieser ungleichmäßigen Belastung der Schneide bei Messposition 2 resultiert die höhere Oberflächenrauheit.

Für Probekörper aus Vollmaterial ist die Oberflächenrauheit an beiden Messpositionen geringer als bei den SLS Probekörpern mit Stützstruktur, obwohl im Vergleich deutlich mehr Material zerspannt wird. Allerdings treten teilweise erhöhte Kennwerte für die maximale Rautiefe  $R_{\text{max}}$  auf. Hierfür kann die Ursache sein, dass insgesamt die Späne gut aus der Wirkzone abgeführt werden, jedoch vereinzelt aufgrund des hohen Zerspanvolumens im Vergleich zu den Probekörpern mit Stützstruktur Spanklemmer auftreten. Diese beschädigen dann die Bohrungswand punktuell.

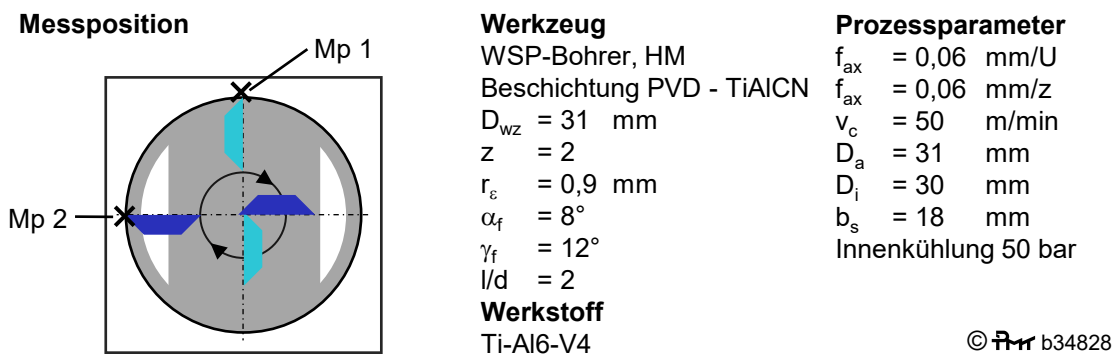
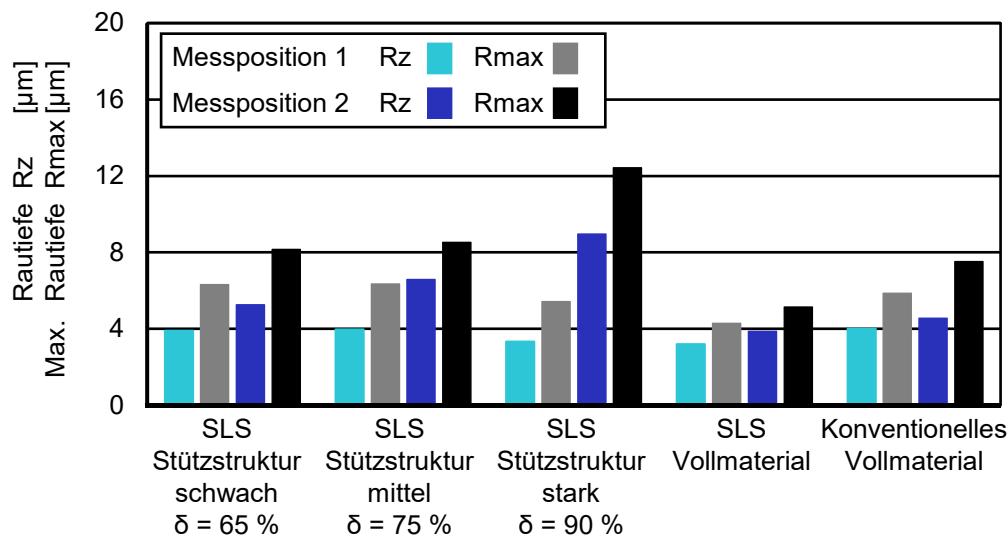
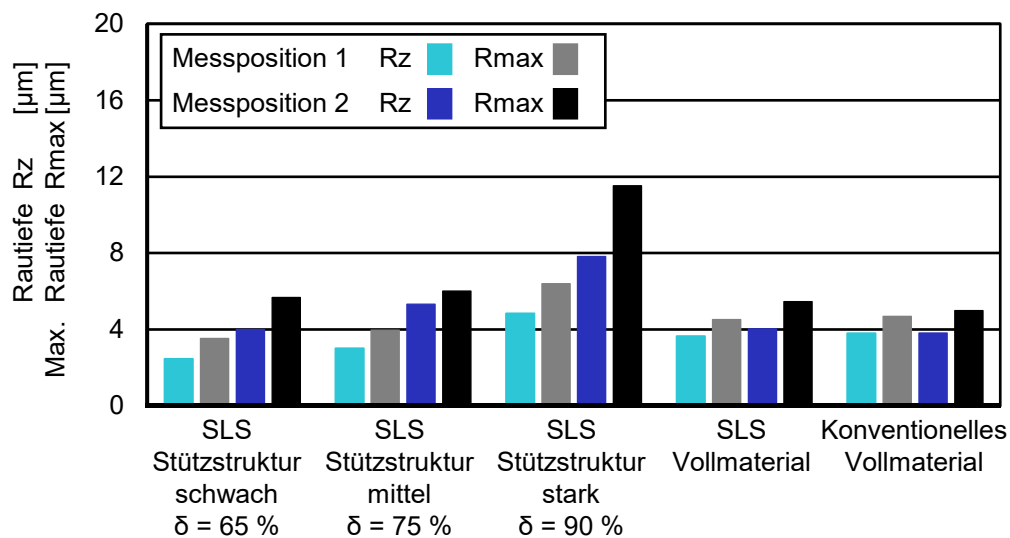


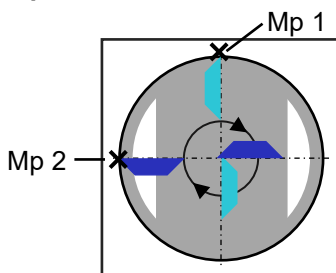
Bild 7.11: Rauheit an der Bohrungswand bei zwei unterschiedlichen Messpositionen für den Bohrungsdurchmesser  $D_a = 31 \text{ mm}$

Im Vergleich zur Bohrung  $D_a = 31$  mm weisen die Rauheitskennwerte bei der Bohrung  $D_a = 21$  mm in Bild 7.12 ein ähnliches Verhalten auf. So zeigen die gebohrten Probekörper aus Vollmaterial trotz des höchsten Anteils an zerspantem Material die geringste Oberflächenrauheit ( $R_z < 4 \mu\text{m}$ ) und die maximale Rautiefe ist mit  $R_{\text{max}} < 5,4 \mu\text{m}$  ebenfalls sehr niedrig. Außerdem sind für alle SLS Probekörper mit Stützstruktur die Oberflächenrauheiten bei Messposition 1 mit Werten von  $R_z < 4,8 \mu\text{m}$  gering. Bei Messposition 2 wird hingegen der Einfluss deutlich, wonach sich mit zunehmendem Volumenmaterialanteil  $\delta$  der Stützstruktur die Qualität an der Bohrungswand verschlechtert. So wird bei der starken Stützstruktur ( $\delta = 90\%$ ) lediglich eine Oberflächenrauheit von  $R_z = 7,8 \mu\text{m}$  erzielt. Dies ist wie zuvor beschrieben auf die ungleichmäßigen Eingriffsverhältnisse mit dem hieraus resultierenden schwankenden Zeitspannvolumen  $Q$  zurückzuführen.

Im direkten Vergleich zwischen den Bohrungen  $D_a = 21$  mm und  $D_a = 31$  mm fällt auf, dass die Rauheitswerte bei der Bohrung  $D_a = 21$  mm etwas geringer ausfallen. Bei beiden Bohrungsvarianten erfolgt die Bearbeitung mit identischen Schnittparametern. Wie in Kapitel 7.1 aufgezeigt wurde, sind die Späne bei der Bohrung  $D_a = 21$  mm kleiner als bei der Bohrung  $D_a = 31$  mm. Aufgrund der geringeren Größe lassen sich diese möglicherweise trotz der kleineren Spannunt am Halter des Werkzeugs besser abtransportieren. Hierdurch reiben diese dann weniger an der Bohrungswand, sodass dies die Ursache der etwas niedrigeren Oberflächenrauheit im Vergleich zur größeren Bohrung  $D_a = 31$  mm sein kann.



**Messposition**



**Werkzeug**

WSP-Bohrer, HM  
 Beschichtung PVD - TiAlCN  
 $D_{\text{wz}} = 21$  mm  
 $z = 2$   
 $r_\epsilon = 0,7$  mm  
 $\alpha_f = 8^\circ$   
 $\gamma_f = 12^\circ$   
 $l/d = 2$

**Werkstoff**

Ti-Al6-V4

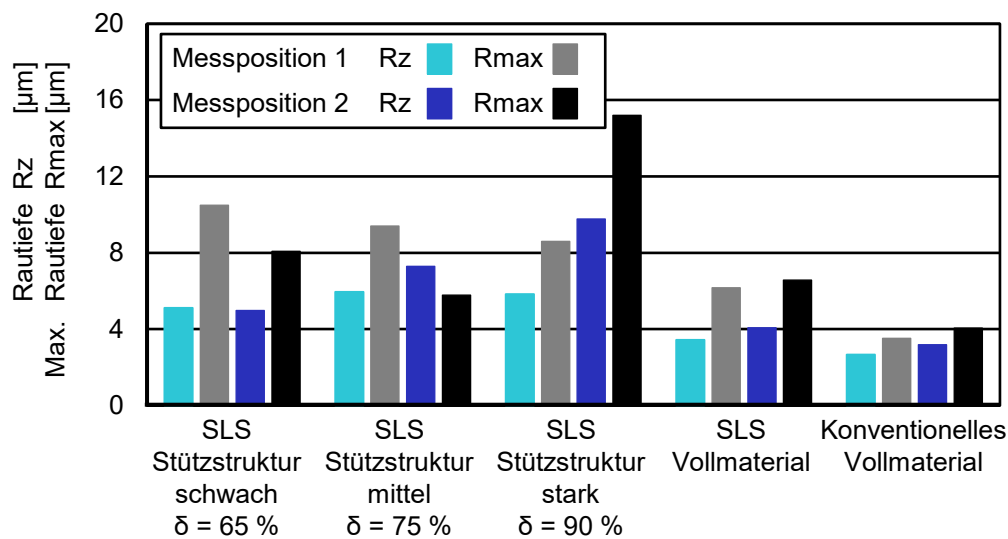
**Prozessparameter**

$f_{\text{ax}} = 0,06$  mm/U  
 $f_{\text{ax}} = 0,06$  mm/z  
 $v_c = 50$  m/min  
 $D_a = 21$  mm  
 $D_i = 20$  mm  
 $b_s = 18$  mm  
 Innenkühlung 50 bar

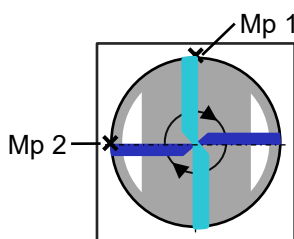
© Fraunhofer IPT b34829

**Bild 7.12:** Rauheit an der Bohrungswand bei zwei unterschiedlichen Messpositionen für den Bohrungsdurchmesser  $D_a = 21$  mm

Die Kennwerte der Oberflächenrauheit für den kleinsten untersuchten Bohrungsdurchmesser  $D_a = 13$  mm sind in Bild 7.13 dargestellt. Bei diesem sind die Werte der Oberflächenrauheit der SLS Probekörper mit Stützstruktur an beiden Messpositionen höher als die Werte bei den Probekörpern aus Vollmaterial. Außerdem zeigt sich ähnlich zu den größeren Bohrungsvarianten, dass bei Messposition 1 die Oberflächenrauheit konstant verläuft, hingegen bei Messposition 2 die Oberflächenrauheit von  $R_z = 4,9 \mu\text{m}$  bei schwacher Stützstruktur auf  $R_z = 9,8 \mu\text{m}$  bei starker Stützstruktur ansteigt. Hierbei ist erneut zu berücksichtigen, dass im Vergleich zu  $D_a = 31$  mm und  $D_a = 21$  mm ein anderes Werkzeugkonzept verwendet wird. Beim VHM Bohrwerkzeug sind die Schneiden symmetrisch zueinander angeordnet, sodass sich Kräfte und Momente in einem Gleichgewicht befinden. Allerdings tritt dennoch der Effekt auf, dass die Schneiden des Werkzeugs bei Messposition 2 ungleichmäßig im Eingriff sind und somit das Zeitspanvolumen schwankt. Dies kann Ursache für die höheren Oberflächenrauheiten sein.



**Messposition**



**Werkzeug**

VHM Bohrwerkzeug  
 Beschichtung AlZrTiCrCN  
 $D_{wz} = 13$  mm  
 $z = 2$   
 $\sigma_r = 140^\circ$   
 $\alpha_f = 10^\circ$   
 $\gamma_f = 30^\circ$   
 $l/d = 6$

**Prozessparameter**

$f_{ax} = 0,12$  mm/U  
 $f_{ax} = 0,06$  mm/z  
 $v_c = 50$  m/min  
 $D_a = 13$  mm  
 $D_i = 12$  mm  
 $b_s = 6$  mm  
 Innenkühlung 50 bar

**Werkstoff**

Ti-Al6-V4

© b34830

**Bild 7.13:** Rauheit an der Bohrungsinnenwand bei zwei unterschiedlichen Messpositionen für den Bohrungsdurchmesser  $D_a = 13$  mm

Zusätzlich fällt auf, dass bei den Bohrungsdurchmessern  $D_a = 21$  mm und  $D_a = 31$  mm die Werte für Rmax einen ähnlichen Verlauf wie die Werte für Rz zeigen. In Bild 7.13 ist jedoch ersichtlich, dass beispielsweise beim SLS Probekörper mit schwacher Stützstruktur bei Messposition 1 trotz eines geringen Rz-Wertes ( $R_z = 5,1 \mu\text{m}$ ) die maximale Rautiefe Rmax sehr hoch ist ( $R_{max} = 10,5 \mu\text{m}$ ). Demnach ist allgemein von guten Zerspanbedingungen auszuge-

hen. Die vereinzelt hohen Rmax Werte lassen jedoch auf Schädigungen in der Bohrungsinnenwand schließen, welche durch wenige und unzureichend aus der Wirkzone abgeführten Späne von Stützstruktur und Bohrungsinnenwand hervorgerufen werden. Außerdem liegt bei der kleinsten Bohrung  $D_a = 13$  mm aufgrund der konstanten Tiefe der Probekörper das ungünstigste Verhältnis aus Tiefe zu Bohrungsdurchmesser vor.

Das Bild 7.14 fasst die vorhergehenden Ergebnisse zusammen. Hierbei ist der Einfluss des dynamischen Anteils des Schnittmoments auf die auftretende Qualität an der Bohrungsinnenwand dargestellt. Bei Bearbeitung von Vollmaterial tritt aufgrund der konstanten Eingriffsbedingungen nur ein kleines dynamisches Schnittmoment auf. Somit ist die Rauheit sehr niedrig. Für die Probekörper mit Stützstruktur ist hingegen eine große Streuung der Werte feststellbar. Aus dem hohen dynamischen Anteil des Schnittmoments resultiert eine schlechte Oberflächenqualität.

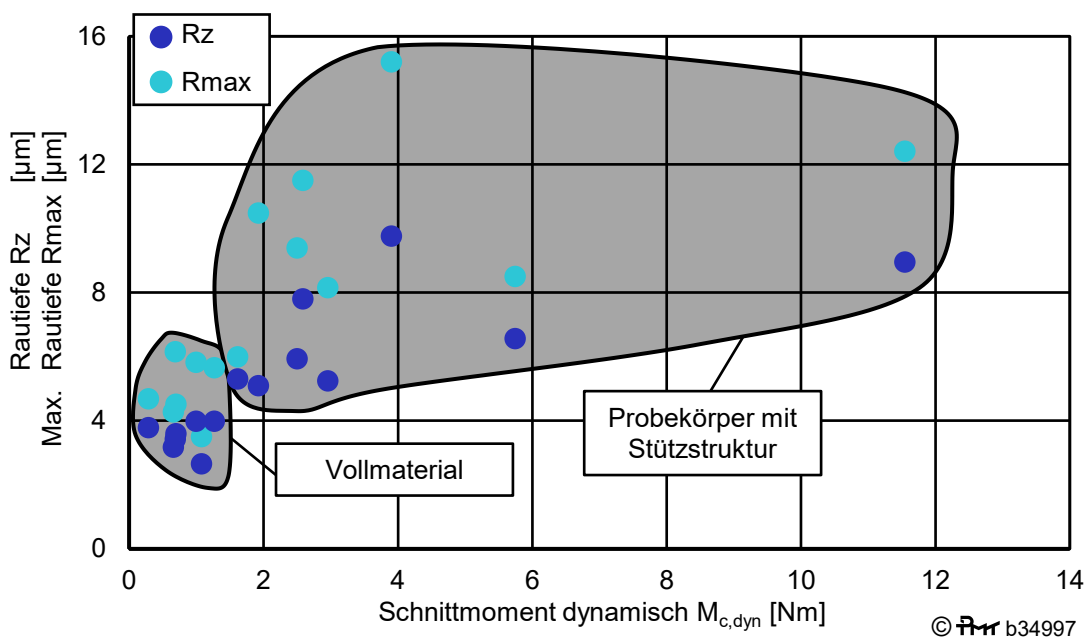


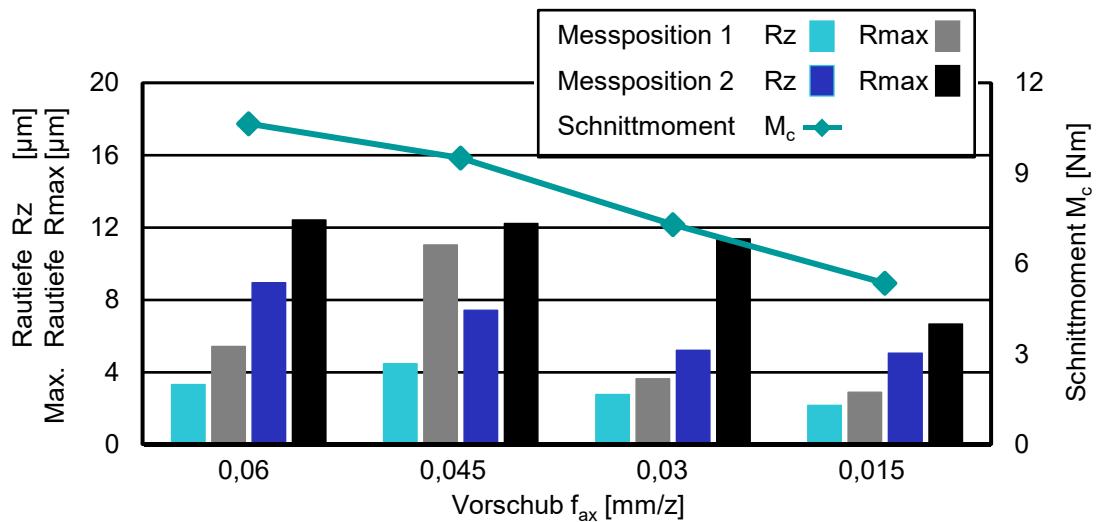
Bild 7.14: Einfluss des dynamischen Momentenanteils  $M_{c,dyn}$  auf die Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand

### 7.3 Einfluss der Reduktion des Vorschubs auf die Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand

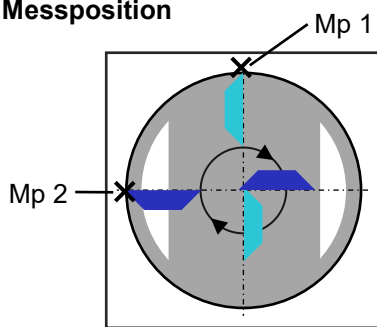
Allgemein zeigte sich in den Untersuchungen teilweise eine geringe Oberflächenqualität beim Bohren an der Bohrungsinnenwand, dies galt insbesondere für die Probekörper mit starker Stützstruktur. Daher erfolgten aufbauende Versuche, um die Oberflächenrauheit zu reduzieren. Durch eine Reduktion des Vorschubs  $f_{ax}$  ergibt sich eine geringere theoretische Rauheit, woraus ein großes Potential für eine hohe Oberflächenqualität resultiert.

Die Versuche werden am Probekörper mit starker Stützstruktur ( $\delta = 90$  %) durchgeführt, da dies der Probekörper mit den schlechtesten Rauheitswerten in den vorangegangenen Versuchen (Kapitel 7.2) war. Ausgehend vom Vorschub  $f_{ax} = 0,06$  mm/z erfolgt eine kontinuierliche Reduktion in drei Schritten auf  $f_{ax} = 0,015$  mm/z. Analog zum Vorgehen in Kapitel 7.2, wird nach Bearbeitung eine taktile Messung der Oberflächenrauheit an den zwei charakteristischen Messpositionen durchgeführt, die in Bild 7.15 dargestellt sind. Außerdem zeigt Bild 7.15 neben

den Ergebnissen der Oberflächenrauheit für den größten Bohrungsdurchmesser  $D_a = 31$  mm das über die Bearbeitung gemittelte Schnittmoment  $M_c$ . Dieses reduziert sich mit sinkendem Vorschub  $f_{ax}$  von  $M_c = 10,7$  Nm auf  $M_c = 5,4$  Nm, was nach Kienzle [Kie52, Kie54] auf die Reduktion der Spannungsdicke  $h$  zurückzuführen ist. Bei Messposition 1 liegt die Oberflächenrauheit  $R_z$  für jeden untersuchten Vorschub bei  $R_z < 4,5$   $\mu\text{m}$ . Wie jedoch bereits in Kapitel 7.2 aufgezeigt wurde, zeigen sich bei Messposition 2 die hohen Einflüsse. Bei dieser Messposition kann die Oberflächenrauheit  $R_z$  durch Reduktion des Zahnvorschubs  $f_{ax}$  von  $R_z = 9,0$   $\mu\text{m}$  auf  $R_z = 5,0$   $\mu\text{m}$  reduziert werden.



**Messposition**



**Werkzeug**

WSP-Bohrer, HM  
 Beschichtung PVD - TiAlCN  
 $D_{wz} = 31$  mm  
 $z = 2$   
 $r_\epsilon = 0,9$  mm  
 $\alpha_f = 8^\circ$   
 $\gamma_f = 12^\circ$   
 $l/d = 2$

**Werkstoff**

Ti-Al6-V4  
 SLS Stützstruktur stark  
 $\delta = 90$  %

**Prozessparameter**

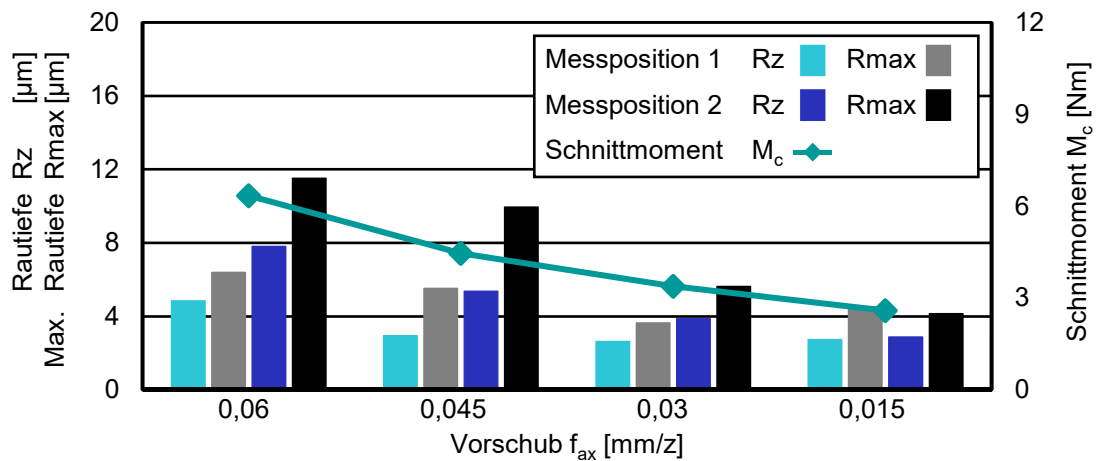
$v_c = 50$  m/min  
 $D_a = 31$  mm  
 $D_i = 30$  mm  
 $b_s = 18$  mm  
 Innenkühlung 50 bar

© b34831

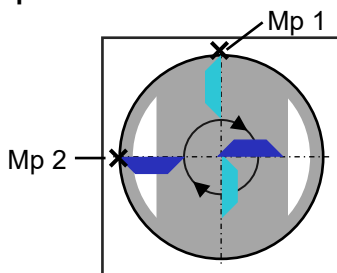
**Bild 7.15:** Einfluss des Vorschubs  $f_{ax}$  auf die Oberflächenrauheit  $R_z$  an der Bohrungsinnenwand und das Schnittmoment  $M_c$  bei einer Bohrung  $D_a = 31$  mm

Bei dieser Verbesserung der Oberflächenqualität durch Reduktion des Zahnvorschubs ist jedoch zu berücksichtigen, dass sich gleichzeitig die Bearbeitungszeit zur Präzisionsbearbeitung der Bohrungsinnenwand und zum Entfernen der Stützstruktur vervierfacht. Außerdem fällt auf, dass sich trotz Reduktion des Vorschubs  $f_{ax}$  teilweise sehr hohe maximale Rautiefen  $R_{max}$  ergeben. So liegt bei einem Vorschub von  $f_{ax} = 0,03$  mm/z bei Messposition 2 ein Wert von  $R_{max} = 11,4$   $\mu\text{m}$  vor. Hierfür kann die Ursache darin begründet liegen, dass trotz Reduktion des Vorschubs die Stützstruktur nicht vollständig zerspannt wird, sondern vor der Schneide wegbriecht und als großes Bruchstück aus der Bohrung abtransportiert werden muss. Hierbei kann dies die Bohrungsinnenwand beschädigen, woraus die hohe maximale Rautiefe resultiert.

In Bild 7.16 ist der Einfluss des Vorschubs  $f_{ax}$  auf die Oberflächenrauheit an der Bohrungsinnenwand für die Bohrung  $D_a = 21$  mm dargestellt. Aufgrund des geringeren Bearbeitungsdurchmessers und somit geringeren Spanungsquerschnitts liegt das Schnittmoment  $M_c$  auf einem niedrigeren Niveau. Dieses sinkt kontinuierlich von  $M_c = 6,3$  Nm für den höchsten Vorschub auf  $M_c = 2,6$  Nm für den niedrigsten Vorschub. Außerdem ist deutlich zu erkennen, dass sich die Oberflächenrauheit  $Rz$  an beiden Messpositionen mit Reduktion des Vorschubs  $f_{ax}$  reduziert. So liegt die Oberflächenrauheit für  $f_{ax} = 0,015$  mm/z an Messposition 1 bei  $Rz = 2,7$   $\mu$ m und an Messposition 2 bei  $Rz = 2,9$   $\mu$ m.



**Messposition**



**Werkzeug**

WSP-Bohrer, HM  
 Beschichtung PVD - TiAlCN  
 $D_{wz} = 21$  mm  
 $z = 2$   
 $r_e = 0,7$  mm  
 $\alpha_f = 8^\circ$   
 $\gamma_f = 12^\circ$   
 $l/d = 2$

**Werkstoff**

Ti-Al6-V4  
 SLS Stützstruktur stark  
 $\delta = 90$  %

**Prozessparameter**

$v_c = 50$  m/min  
 $D_a = 21$  mm  
 $D_i = 20$  mm  
 $b_s = 18$  mm  
 Innenkühlung 50 bar

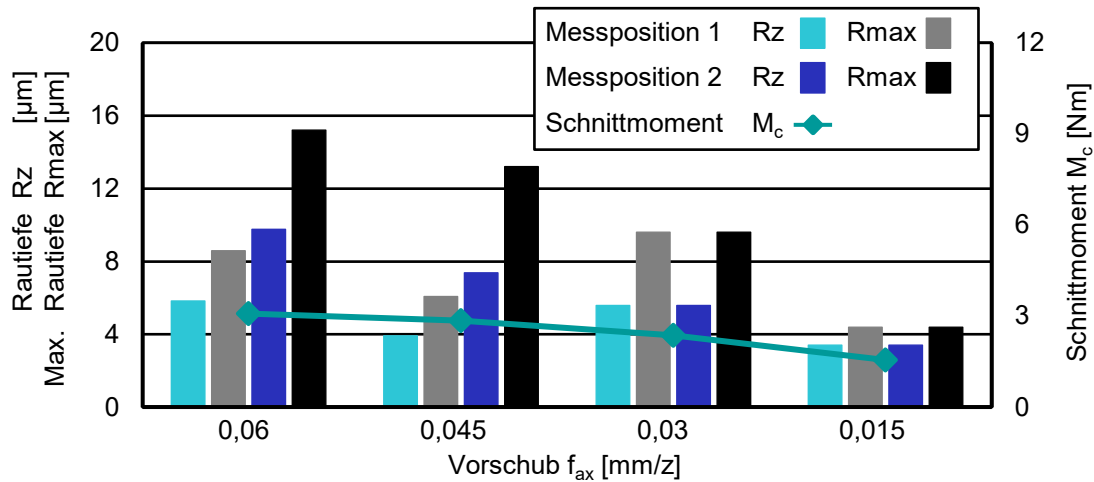
© b34832

**Bild 7.16:** Einfluss des Vorschubs  $f_{ax}$  auf die Oberflächenrauheit  $Rz$  an der Bohrungsinnenwand und das Schnittmoment  $M_c$  bei einer Bohrung  $D_a = 21$  mm

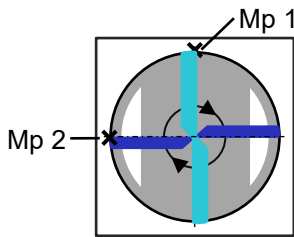
Für den kleinsten Bohrungsdurchmesser  $D_a = 13$  mm zeigt Bild 7.17 den Einfluss des Vorschubs  $f_{ax}$  auf die Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand. Wie in den Versuchen mit dem größeren Bohrungsdurchmesser sinkt das Schnittmoment  $M_c$  in Folge des sich reduzierenden Vorschub  $f_{ax}$  von  $M_c = 3,1$  Nm auf  $M_c = 1,6$  Nm. Bei Messposition 1 liegt die Oberflächenrauheit bei allen Versuchen im Mittel bei  $Rz = 4,8$   $\mu$ m, was somit bei jedem Versuch einer hohen Oberflächengüte entspricht. Bei Messposition 2 hingegen kann die Oberflächenrauheit durch Reduktion des Vorschubs  $f_{ax}$  von  $Rz = 9,8$   $\mu$ m auf  $Rz = 3,4$   $\mu$ m kontinuierlich verbessert werden.

Bis zu einem Vorschub von  $f_{ax} = 0,03$  mm/z treten an beiden Messpositionen hohe maximale Rautiefen auf, was erneut auf große Bruchstücke und große Späne mit unzureichendem Späneabtransport zurückzuführen ist, welche die Bohrungsinnenwand beschädigen. Diese können aufgrund des hohen Aspektverhältnis und der kleinen Spannuten des Bohrwerkzeuges nur

begrenzt aus der Wirkzone abtransportiert werden. Lediglich für den geringsten Vorschub  $f_{ax} = 0,015$  mm/z liegt die maximale Rauheit  $R_{max}$  auf einem geringen Niveau. Hierbei ist jedoch zu berücksichtigen, dass sich durch Reduktion des Vorschubs  $f_{ax}$  gleichzeitig die Bearbeitungszeit vervierfacht.



**Messposition**



**Werkzeug**

VHM Bohrwerkzeug  
 Beschichtung AlZrTiCrCN  
 $D_{wz} = 13$  mm  
 $z = 2$   
 $\sigma_r = 140^\circ$   
 $\alpha_f = 10^\circ$   
 $\gamma_f = 30^\circ$   
 $l/d = 6$

**Werkstoff**

Ti-Al6-V4  
 SLS Stützstruktur stark  
 $\delta = 90\%$   
**Prozessparameter**  
 $v_c = 50$  m/min  
 $D_a = 13$  mm  
 $D_i = 12$  mm  
 $b_s = 6$  mm  
 Innenkühlung 50 bar

© b34833

**Bild 7.17:** Einfluss des Vorschubs  $f_{ax}$  auf die Oberflächenrauheit  $R_z$  an der Bohrungsinnenwand und das Schnittmoment  $M_c$  bei einer Bohrung  $D_a = 13$  mm

### 7.4 Vergleich der experimentell ermittelten Schnittkräfte mit den analytisch berechneten Schnittkräften

Basierend auf dem Ansatz nach Kienzle [Kie52, Kie54] wird nachfolgend ein erweitertes Modell zur analytischen Berechnung der Schnittkraft  $F_{cz,a}$  beschrieben, womit sich die zu erwartenden Schnittkräfte bei der Bohrungsbearbeitung von Werkstücken mit verschiedenen Stützstrukturen vorhersagen lassen. Neben dem Spannungsquerschnitt an der Hauptschneide des Bohrwerkzeugs erfolgt eine Berücksichtigung des Zeitspanvolumens sowie des Volumenmaterialanteils der Stützstrukturen. Zum Abschluss wird eine Verifizierung des Vorgehens mit den zuvor experimentell ermittelten Werten durchgeführt.

Die Berechnung der Schnittkraft je Schneide  $F_{cz}$  ausgehend vom experimentell gemessenen Schnittmoment  $M_c$  ist in Bild 7.18 dargestellt. Beim WSP-Vollbohrer erfolgt die Berücksichtigung, dass die Schnittkraft mit verschiedenen Hebelarmen auf die beiden Wendschneidplatten wegen der versetzten Anordnung wirkt. Grundsätzlich ist die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  beim Bohren proportional zum Abstand zur Bohrungsmitte. Folglich weist die Schnittgeschwindigkeit bei der Bohrungsmitte einen Wert von  $v_c = 0$  m/min auf und an der Außenkante ist die

Schnittgeschwindigkeit maximal. Daher wird in der Bohrungsmitte das Material gequetscht und verdrängt, statt durch die Schneide getrennt zu werden. Zusätzlich weisen selbst geschliffene VHM Bohrwerkzeuge aufgrund von Fertigungsungenauigkeiten und Verschleiß geringe Asymmetrien auf und der Frei-/Spanwinkel verläuft entlang der Schneide nicht konstant. Daher finden häufig Kraftmodelle mit einem empirischen Ansatz Anwendung, die veränderliche Schnittkräfte entlang der Schneide berücksichtigen [Alt07, Cla08, Han19, Pou16]. Die mit zunehmendem Radius ansteigende Schnittkraft lässt sich jedoch auf eine mittlere Schnittkraft zusammenfassen, welche auf die Mitte der Schneide wirkt.

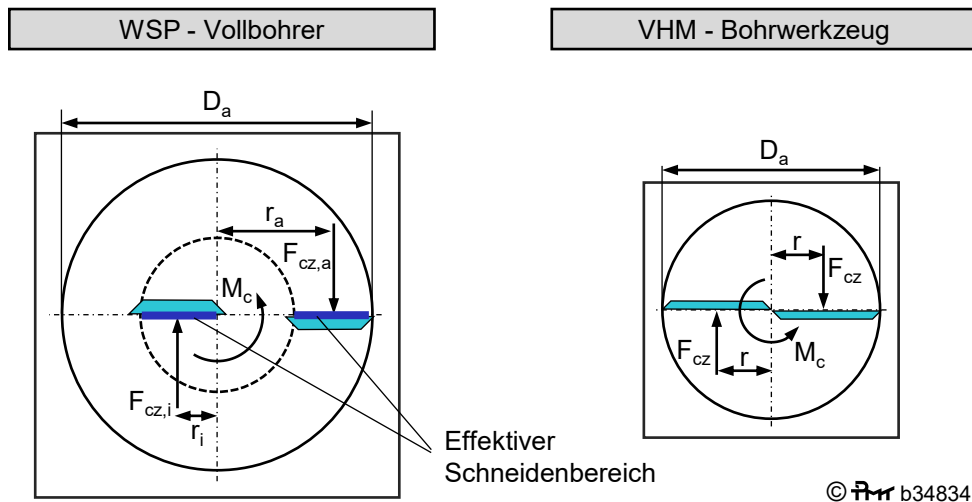
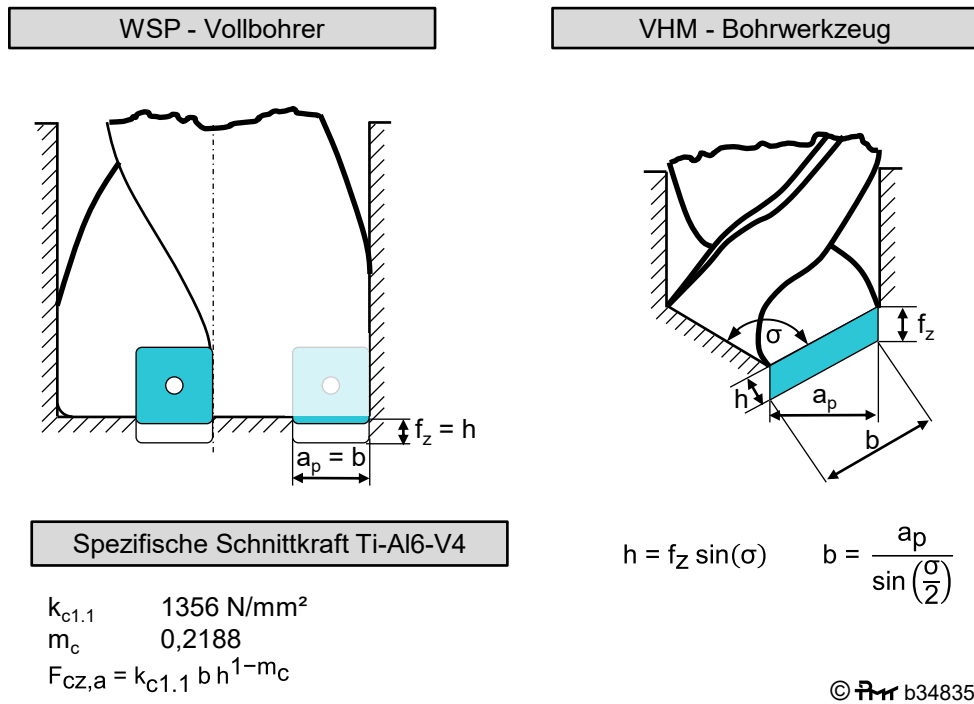


Bild 7.18: Berechnung der Schnittkraft je Schneide  $F_{cz}$  für die beiden Werkzeugkonzepte

Zur Berechnung der analytischen Schnittkraft je Schneide  $F_{cz,a}$  wird das empirische Modell nach Kienzle und Victor [Kie52, Kie54, Vic56] angewendet und dieses dann für die Zerspanung von Stützstrukturen erweitert. Das empirische Modell nach Kienzle basiert auf Werten, die ursprünglich experimentell ermittelt wurden. Aus diesem Grund hat das Modell eine hohe Aussagegenauigkeit.

Zunächst wird die Schnittkraft  $F_{cz,a}$  für Vollmaterial berechnet. Die Ermittlung des Spannungsquerschnittes für die beiden eingesetzten Werkzeugkonzepte beim Bohren ist in Bild 7.19 dargestellt. Außerdem erfolgt die Verwendung des Hauptwertes der spezifischen Schnittkraft  $k_{c1.1}$  und des Anstiegswerts der spezifischen Schnittkraft  $m_c$  nach König [Kön82].

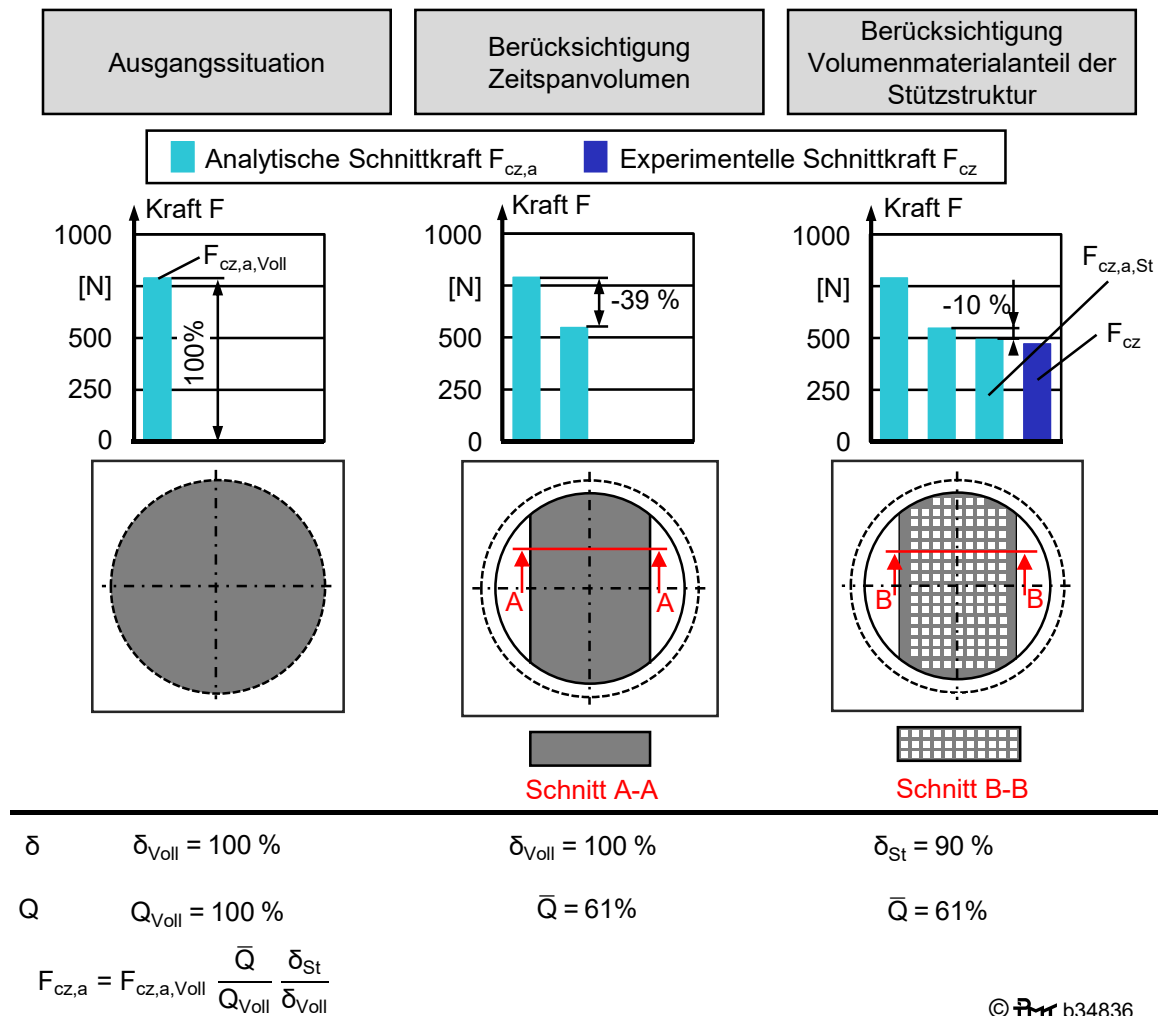


**Bild 7.19:** Analytische Berechnung der Schnittkraft  $F_{cz,a}$  nach Kienzle [Kie52, Kie54] basierend auf dem Spanungsquerschnitt

In Bild 7.20 ist die analytische Berechnung der Schnittkraft für die Bearbeitung von Stützstrukturen  $F_{cz,a}$  ausgehend von der analytisch berechneten Schnittkraft für Vollmaterial  $F_{cz,a,Voll}$  dargestellt. Links ist der aktuelle Stand der Technik aufgezeigt, hierbei erfolgt wie in Bild 7.19 dargestellt wurde, die Berechnung der Schnittkraft für Vollmaterial. Der berechnete Wert kann verwendet werden, um diesen mit den experimentell ermittelten Werten der Probekörper aus Vollmaterial zu vergleichen.

Im weiteren Schritt wird nun berücksichtigt, dass die Stützstruktur die Bohrung nicht vollständig ausfüllt, sondern lediglich in der Mitte abstützt. Allerdings erfolgt zunächst die Annahme, dass die Stützstruktur ein Volumenmaterialanteil von  $\delta = 100\%$  aufweist. Im Verhältnis zur vollständig ausgefüllten Bohrung tritt im Vergleich zum Vollmaterial ein geringeres mittleres Zeitspanvolumen  $\bar{Q}$  auf. Es wird davon ausgegangen, dass sich die analytische Schnittkraft für Vollmaterial  $F_{cz,a,Voll}$  proportional reduziert.

Im Anschluss erfolgt eine Berücksichtigung des Volumenmaterialanteils der Stützstrukturen. Selbst starke Stützstrukturen mit hoher Festigkeit sind als räumliche Gitter gefertigt und weisen bspw. einen Volumenmaterialanteil von  $\delta = 90\%$  auf. Es wird erneut davon ausgegangen, dass sich die Schnittkraft proportional hierzu reduziert. Auf diese Weise ergibt sich die analytisch berechnete Schnittkraft für die Bearbeitung einer Bohrung mit Stützstruktur  $F_{cz,a}$ . Diese kann nun mit der experimentell ermittelten Kraft  $F_{cz}$  verglichen und somit das Vorgehen validiert werden.



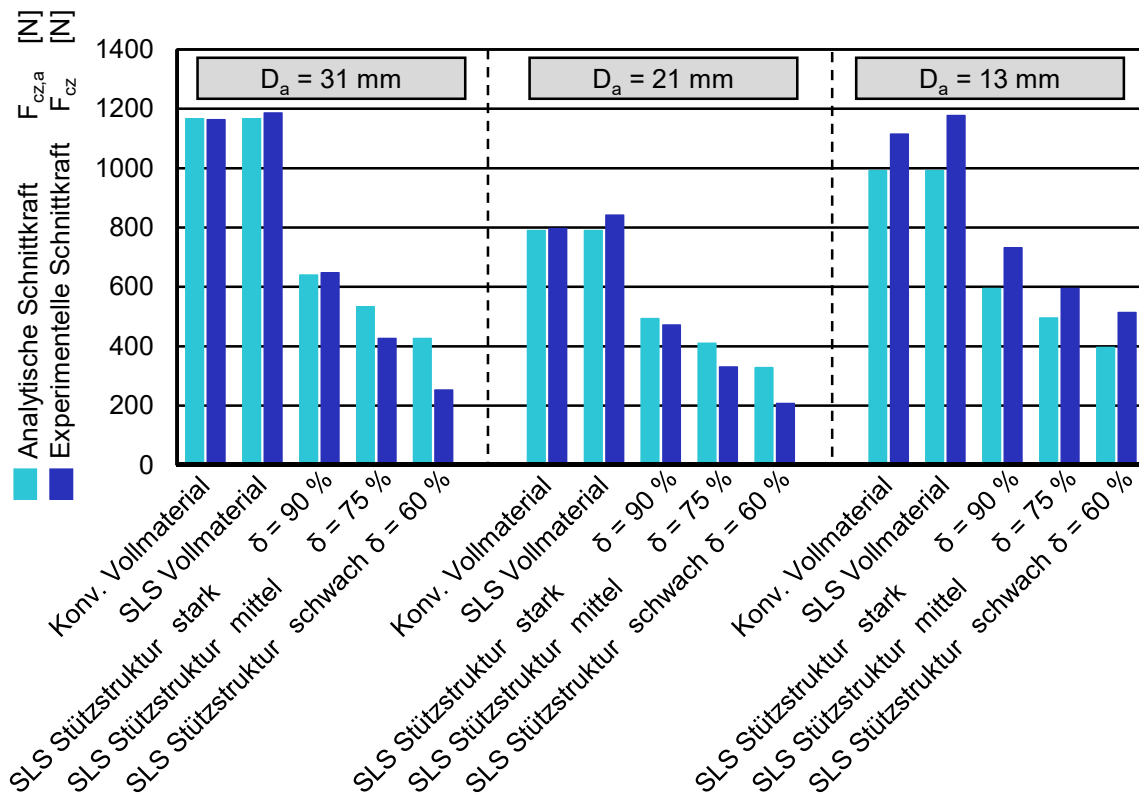
**Bild 7.20:** Berechnung der Schnittkraft für die Bearbeitung einer Bohrung mit Stützstruktur ausgehend von der analytisch berechneten Schnittkraft für Vollmaterial nach Kienzle

In Bild 7.21 sind die nach dem beschriebenen Vorgehen analytisch berechneten Schnittkräfte  $F_{cz,a}$  mit den dazugehörigen experimentellen Schnittkräften  $F_{cz}$  dargestellt. Bei Betrachtung von  $D_a = 31$  mm und  $D_a = 21$  mm ist ersichtlich, dass die analytischen Schnittkräfte und experimentellen Schnittkräfte sehr gut übereinstimmen. Hierbei zeigen insbesondere die mittels der Kienzle Gleichung berechneten Werkstücke aus Vollmaterial eine sehr hohe Übereinstimmung mit den experimentellen Werten. Weiterhin zeigen die analytischen und experimentellen Schnittkräfte für die SLS Probekörper mit starker Stützstruktur eine hohe Übereinstimmung. Erst bei Vergleich der beiden Werte für die SLS Probekörper mit schwacher Stützstruktur fällt auf, dass die experimentell ermittelte Schnittkraft etwas geringer als die analytisch ermittelte Schnittkraft ist. Wie bereits in vorhergehenden Kapiteln aufgeführt wurde, kann dies damit zusammenhängen, dass insbesondere die schwache Stützstruktur dazu neigt sich vor der Schneide wegzubiegen oder während der Bearbeitung wegzubrechen. Dies wird durch das aktuelle Modell nicht abgebildet, denn es wird von idealen Zerspanprozessen und einer sehr festen Anbindung der Stützstruktur an die Bohrungswand ausgegangen.

Für  $D_a = 13$  mm fällt auf, dass alle experimentell ermittelten Schnittkräfte im Mittel etwa 19 % höher liegen als die analytisch ermittelten Schnittkräfte. Aus dem Verlauf der analytisch ermittelten Schnittkräfte lässt sich jedoch eindeutig der Verlauf der experimentellen Schnittkräfte

vorhersagen. Vermutlich entstehen die höheren experimentell ermittelten Schnittkräfte aufgrund einer stärkeren Spanflächenreibung und Führungsfasenreibung, was im Schnittkraftmodell nach Kienzle nicht berücksichtigt wird.

Durch die in Bild 7.20 gemachten Annahmen mit Berücksichtigung des Zeitspanvolumens und Volumenmaterialanteils der Stützstrukturen, lassen sich die zu erwartenden Schnittkräfte bei Bearbeitung von Probekörpern mit Stützstruktur, ausgehend von den Schnittkräften bei Vollmaterial, sehr gut prognostizieren.



**Werkstoff**  
Ti-Al6-V4

**Werkzeug**  
WSP-Bohrer, HM  $D_{wz} = 31; 21$  mm  
VHM-Bohrwerkzeug  $D_{wz} = 13$  mm

**Prozessparameter**  
 $v_c = 50$  m/min;  $f_{ax} = 0,06$  mm/z  
Innenkühlung 50 bar

© b34837

**Bild 7.21:** Vergleich der analytisch berechneten Schnittkräfte mit den experimentell ermittelten Schnittkräften beim Bohren

---

## 8 Empfehlung für die industrielle Anwendung

Beim selektiven Laserschmelzen sind Stützstrukturen in Bohrungen zur Abstützung der überhängenden Bereiche und für die Wärmeableitung zwingend erforderlich. Um diese Stützstrukturen zu entfernen und gleichzeitig die Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand sicherzustellen eignen sich die Verfahren Helixfräsen und Bohren.

Nach Möglichkeit soll hierbei der Einsatz von Stützstrukturen mit geringer Festigkeit erfolgen. Ideal sind Stützstrukturen mit einem Volumenmaterialanteil von  $\delta = 60\%$ , denn bei diesen kann eine kombinierte Bearbeitung der Bohrungsinnenwand sowie die Entfernung der Stützstruktur erfolgen. Außerdem sind so beim Helixfräsen und bei der Bohrungsbearbeitung geringe Kräfte und Momente feststellbar. Hieraus lässt sich schlussfolgern, dass auch kleine Bearbeitungszentren mit geringer Steifigkeit die Anforderungen zur Nachbearbeitung der Bauteile erfüllen. Im Idealfall weist das Bearbeitungszentrum 5 Achsen auf, sodass eine Bearbeitung an beliebig im Raum angeordneten Bohrungen mit schlechter Zugänglichkeit erfolgen kann. Wie bei der konventionellen Titanzerspanung ist eine Verwendung von Kühlschmiermittel, das mittels Innenkühlung den Werkzeugen zugeführt wird, zu empfehlen.

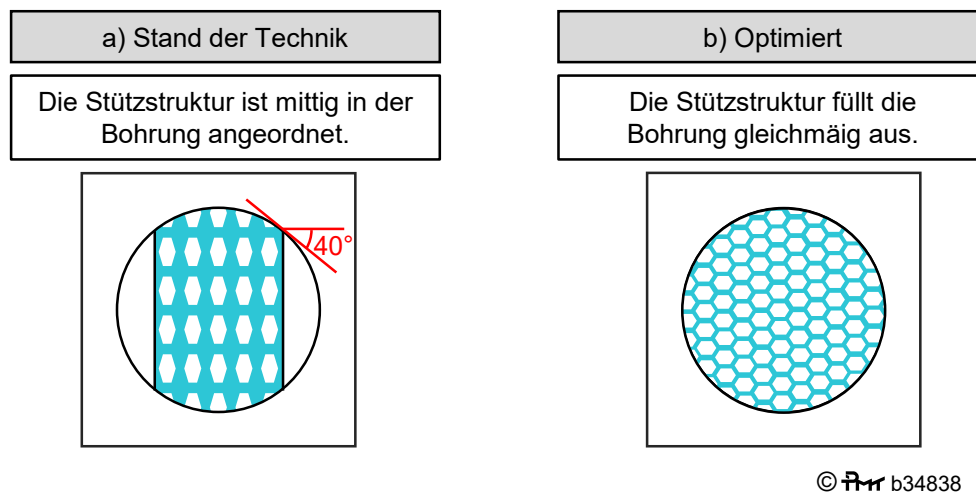
Teilweise ist die Verwendung von Probekörpern mit starker Stützstruktur, die einen höheren Volumenmaterialanteil aufweisen, beim SLS zwingend erforderlich. Dies gewährleistet die SLS Bauteile prozesssicher und in hoher Formgenauigkeit zu fertigen. Hierbei handelt es sich um Stützstrukturen, die in ihrem Querschnitt nahezu dem von Vollmaterial entsprechen. Wie in Kapitel 6.5 aufgezeigt werden konnte, stellt das selektive Laserschmelzen im Vergleich zum Helixfräsen einen großen Kostentreiber dar. Es ist daher empfehlenswert die Bauteile auf die Anforderungen des selektiven Laserschmelzens auszulegen und die spanende Nachbearbeitung hierauf anzupassen. Aufgrund der im Rahmen der Untersuchungen festgestellten hohen Kraft- und Momentschwankungen bei starken Stützstrukturen, sind für diesen Typ Stützstruktur Bearbeitungszentren mit hoher Steifigkeit zu verwenden.

Bei Auslegung der Kinematik für das Helixfräsen ist es möglich, sich an den Bedingungen für das konventionelle Helixfräsen zu orientieren. Hierbei muss der Durchmesser des Werkzeugs im richtigen Verhältnis zum fertig zu bearbeitenden Bohrungsdurchmesser gewählt werden. Wird ein zu kleines Werkzeug gewählt, bleibt in der Mitte ein Kern der Stützstruktur stehen, der unkontrolliert wegbricht. Wird der Werkzeugdurchmesser zu groß gewählt, verringert sich der Helixdurchmesser der Vorschubbahn und infolge der dynamischen Grenzen der Vorschubantriebe der Werkzeugmaschinen die effektiv erreichbare Vorschubgeschwindigkeit [Deg12]. Darüber hinaus ist zu berücksichtigen, dass die Stirnfläche des Werkzeugs die Stützstruktur entfernt und die Umfangsfläche überwiegend die Bohrungsinnenwand bearbeitet. Dies kann mittels der in Kapitel 6.4 vorgestellten zweistufigen Bearbeitungsstrategie genutzt werden, um eine hohe Qualität an der Bohrungsinnenwand durch gezielte Aufteilung von Schrupp- und Schlichtanteil zu erzielen. Bei dieser Bearbeitungsstrategie werden gezielt die Stirnschneiden für die Schruppbearbeitung und die Umfangsschneiden für die Schlichtbearbeitung eingesetzt.

Aufgrund der geringen Abmaße der Versuchsprobekörper ist bei diesen kein Verzug feststellbar, dieser ist jedoch bei größeren Bauteilen zu erwarten. Hierdurch kann ein sehr aufwendiges Ausrichten des Werkzeugs über der Bohrung erforderlich sein. Um den Aufwand beim Antasten und Positionieren zu reduzieren sind, je nach Anwendungsfall, hohe radiale Aufmaße

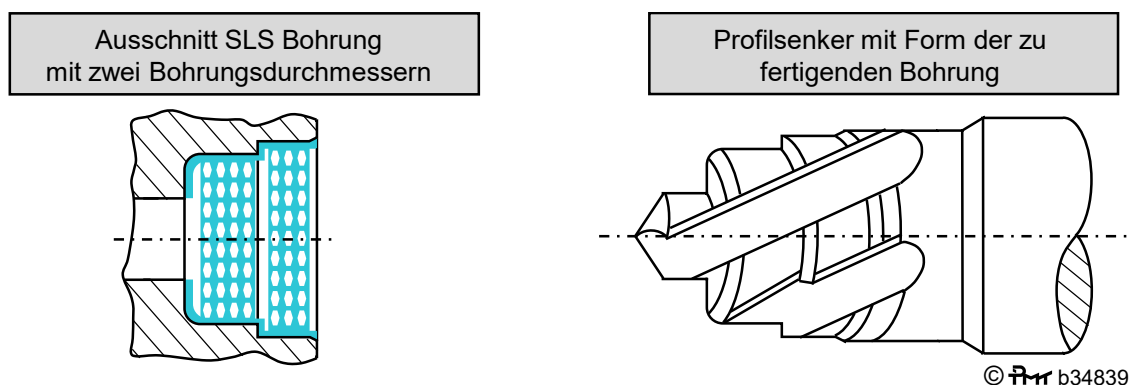
von 0,5 mm bis 2 mm zu empfehlen. Das radiale Aufmaß sollte mindestens dem zu erwartenden Verzug entsprechen.

Nach derzeitigem Stand werden Stützstrukturen, wie in Bild 8.1 a) dargestellt, ab einem überhängenden Winkel von  $40^\circ$  empfohlen [Kra17]. Hierdurch ergeben sich nur in der Mitte der Bohrungen Stützstrukturen und die Randbereiche werden nicht abgestützt. Möglicherweise sind neue Konzepte für Stützstrukturen zu entwickeln, sodass wie in Bild 8.1 b) die Bohrung vollständig mit Stützstruktur gefüllt ist und sich hierdurch aufgrund der gleichmäßigeren Eingriffsverhältnisse Vorteile bei der Nachbearbeitung ergeben. Hierbei ist jedoch zu berücksichtigen, dass sich durch die vollständig auszufüllende Stützstruktur keine längere Schmelzzeit ergeben darf, was durch Stützstrukturen mit geringem Volumenmaterialanteil  $\delta$  erreicht werden kann.



**Bild 8.1:** Stützstruktur nach dem Stand der Technik und Stützstruktur zur Optimierung der spanenden Nachbearbeitung

Bei einer hohen Anzahl an nachzubearbeitenden SLS Bauteilen mit Bohrung können Bohrwerkzeuge verwendet werden. Hierbei ist davon auszugehen, dass die Bohrungen wie in Bild 8.2 dargestellt Durchmessersprünge aufweisen. Um einen Werkzeugwechsel bei jedem Durchmessersprung zu vermeiden, sind auf den Anwendungsfall angepasste Profilsenker zu verwenden, deren Kontur dem Negativ der fertigen Bohrungsform entspricht. Aufgrund der konstanten Drehzahl, der sich jedoch ändernden Schnittgeschwindigkeit je Durchmesser, lassen sich nicht beliebige Durchmesser miteinander kombinieren. Jedoch kann eine Vorbohrstufe gezielt zum Entfernen der Stützstruktur verwendet werden.



**Bild 8.2:** Bearbeitung einer zweistufigen SLS Bohrung mit Profilsenkern

---

## 9 Zusammenfassung

Für die Reduktion von Emissionen in der Luftfahrt ist ein geringes Gewicht der Bauteile entscheidend. Um daher das Strukturgewicht von Luftfahrkomponenten zu senken, werden diese häufig aus Titan gefertigt. Bei diesen findet eine zerspannende Fertigung von Bauteilen aus Blockmaterial der Titanlegierung Ti-Al6-V4 Anwendung, wobei sehr hohe Zerspanvolumen auftreten.

Alternativ besteht mittels selektivem Laserschmelzen die Möglichkeit, die Bauteile endkonturnah zu fertigen. Außerdem können die Bauteile mittels SLS bionisch optimiert werden, sodass sich ein geringeres Gewicht ergibt. Zwar handelt es sich beim SLS um einen sehr zeit- und somit kostenintensiven Prozessschritt, jedoch kann dieser Nachteil durch das Zusammenfassen von komplexen Baugruppen zu einem SLS Bauteil ausgeglichen werden. Dennoch erfüllen die Bauteile nach dem SLS nicht die Anforderungen von Luftfahrkomponenten, sondern es bedarf einer Nachbearbeitung. So sind Stützstrukturen beim SLS-Prozessschritt unerlässlich, da diese überhängende Geometrien stützen und Wärme ableiten. Für die Funktion des Bauteils sind diese jedoch nicht nötig und müssen anschließend entfernt werden. Außerdem sind Funktionsflächen wie Passungen und Dichtflächen nachzuarbeiten, da SLS-Oberflächen eine hohe Rauheit aufweisen. Luftfahrkomponenten, die sich für eine Fertigung mittels SLS eignen, sind zum Beispiel Hydraulikkomponenten aufgrund der Vielzahl von innenliegenden Kanälen. Hierbei sind für waagrecht im Bauraum angeordnete Kanäle Stützstrukturen unerlässlich.

Innerhalb der vorliegenden Arbeit wurde das Entfernen von Stützstrukturen in Bohrungen durch die beiden Fertigungsverfahren Helixfräsen und Bohren untersucht. Aktuelle Modelle zum Helixfräsen in Vollmaterial sind nicht direkt auf das Helixfräsen von Bohrungen mit Stützstruktur übertragbar. Daher erfolgte die Entwicklung eines Modells, das die Eingriffsbedingungen beim Helixfräsen von Bohrungen mit Stützstruktur adäquat beschreibt. Hierbei fand eine Unterteilung der Vorschubrichtungen des Fräswerkzeuges, zum einen in die axiale Vorschubrichtung an der Stirnfläche des Werkzeuges und zum anderen in die umfangsseitige Vorschubrichtung statt. Beide Vorschubrichtungen wurden weiterhin in zwei Bereiche unterteilt. Der erste Bereich zerspannt die Stützstruktur und der zweite Bereich die Bohrungsinnenwand. Die Spannungsform beim Helixfräsen lässt sich für stationäre Bedingungen auf Basis der in der Literatur beschriebenen Spannungsformen herleiten. Weiterführend waren jedoch wechselnde Eingriffsbedingungen in Abhängigkeit von der Position des Werkzeugs in der Bohrung mit Stützstruktur zu berücksichtigen. Wie sich aus dem Modell ergeben hat, verläuft der Anteil, der die Zerspannung der Bohrungsinnenwand berücksichtigt, konstant, während der Anteil, der die Zerspannung der Stützstruktur berücksichtigt, in Abhängigkeit von der Werkzeugposition schwankt.

Die Untersuchung zum Helixfräsen erfolgte anhand des Werkstoffs Ti-Al6-V4 sowohl aus konventionellem Blockmaterial sowie SLS Probekörpern aus Vollmaterial und SLS Probekörpern mit Stützstruktur. Für das konventionelle Blockmaterial und die SLS Probekörper aus Vollmaterial verliefen die Umfangskraft und Axialkraft konstant. Wurde hingegen eine Bohrung mit Stützstruktur durch Helixfräsen bearbeitet, waren die Kräfte im Mittel geringer als beim Vollmaterial. Allerdings traten starke Schwankungen der Kräfte auf. Die Amplitude der Schwankung war hierbei abhängig vom Volumenmaterialanteil der Stützstruktur. Außerdem konnte ein

direkter Zusammenhang zwischen dem modellierten Verlauf des Zeitspanvolumens und dem Kraftverlauf in Abhängigkeit von der Werkzeugposition aufgezeigt werden.

Um die Auswirkungen dieser Schwankungen zu ermitteln, erfolgten Messungen der Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand. Wie zuvor im Modell beschrieben zeigte sich, dass Schädigungen an der Bohrungsinnenwand auftraten, insbesondere wenn das Werkzeug ungleichmäßig im Eingriff war. Dieser Effekt war umso stärker ausgeprägt, je höher die Festigkeit und somit der Volumenmaterialanteil der Stützstruktur ausfiel. Als Fazit ließ sich aus den Ergebnissen schlussfolgern, dass bei Stützstrukturen mit geringem Volumenmaterialanteil eine kombinierte Bearbeitung von Bohrungsinnenwand und Stützstruktur möglich ist. Für starke Stützstrukturen ist eine zweistufige Bearbeitungsstrategie notwendig, um eine hohe Oberflächenqualität an der Bohrungsinnenwand sicherzustellen. Außerdem erfolgte eine Betrachtung der Kosten für die Nachbearbeitung der Stützstrukturen durch Helixfräsen im Vergleich zum selektiven Laserschmelzen der Probekörper.

In Untersuchungen zur Nachbearbeitung der Probekörper durch Bohren zeigte sich, dass für die Ti-Al6-V4-Probekörper aus konventionellem Blockmaterial sowie dem SLS-Probekörper das Schnittmoment und die Vorschubkraft konstant verlaufen. Bei Bearbeitung von Probekörpern mit Stützstruktur traten hingegen hohe Schwankungen auf. Es waren direkte Abhängigkeiten zwischen dem Volumenmaterialanteil der Stützstruktur und der Höhe der Amplitude feststellbar. Für den kleinsten Bohrungsdurchmesser wurde ein Vollhartmetall-Bohrwerkzeug und für die beiden größeren Bohrungsdurchmesser jeweils ein Wendeschneidplatten-Bohrwerkzeug verwendet. Bei der Bearbeitung ließen sich verschiedene Formen der Späne auf die jeweiligen Werkzeugkonzepte sowie die Bereiche in denen die Späne entstanden sind zurückführen. So unterscheiden sich die Späne, welche an der Bohrungsinnenwand entstehen, von den Spänen, die an der Stützstruktur entstehen. Für den kleinsten Bohrungsdurchmesser waren zusätzliche Effekte, wie eine unzureichende Abfuhr von Spänen und KSS aus der Bohrung aufgrund des hohen Aspektverhältnisses feststellbar.

Außerdem konnten bei allen Probekörpern mit Stützstruktur hohen Volumenmaterialanteils nur hohe Rauheiten an der Bohrungsinnenwand erzielt werden. Als Gegenmaßnahme ließ sich das Bohren mit reduziertem Vorschub identifizieren. Hierdurch verbesserte sich die Oberflächenrauheit, gleichzeitig stieg jedoch die Bearbeitungszeit. Für eine Vorhersage der Schnittkraft beim Bohren von Probekörpern mit Stützstruktur wurde diese modelliert. Hierfür wurde der Ansatz nach Kienzle erweitert [Kie52]. Ausgehend von der Schnittkraft für Vollmaterial wurden zwei Einflüsse berücksichtigt. Da die Stützstruktur die Bohrung nicht vollständig ausfüllte, verringerte sich das Zeitspanvolumen. Außerdem wurde der Volumenmaterialanteil der Stützstruktur verwendet, um die räumliche Gittergeometrie der Stützstruktur abzubilden. Hierdurch ergab sich eine reduzierte Schnittkraft für die Bearbeitung von Bohrungen mit Stützstruktur im Vergleich zu Vollmaterial. Dieses Vorgehen konnte mit den experimentellen Ergebnissen validiert werden.

Zum Abschluss bleibt festzuhalten, dass sich in naher Zukunft weder additive noch subtraktive Prozesse für Titan-Luftfahrtkomponenten voneinander unabhängig etablieren können. Vielmehr ist das Zusammenwirken von additiven und subtraktiven Prozessschritten entscheidend. Hierfür kann die vorliegende Arbeit als Handlungsempfehlung für die subtraktive Nachbearbeitung von Bohrungen mit Stützstrukturen bei additiven SLS Bauteilen dienen.

---

## 10 Literaturverzeichnis

- Abd15 Abdelhafeez, A. M.; Soo, S. L.; Aspinwall, D. K.; Dowson, A.; Arnold, D.: Burr Formation and Hole Quality when Drilling Titanium and Aluminium Alloys. *Procedia CIRP*, Volume 37, 2015, S. 230 - 235.
- Abe15 Abele, E.; Hasenfratz, C.; Heep, T.: Kühlschmierstrategien auf dem Prüfstand. *WB Werkstatt + Betrieb*, 2015, Ausgabe 4, S. 96 - 101.
- Abe16 Abele, Eberhard; Volz, Marcel: Kühlstrategien für längere Standwege beim Titanbohren. *WB Werkstatt + Betrieb*, 2016, Ausgabe 09, S. 182 - 185.
- Ahm18 Ahmad, B.; van der Veen, S. O.; Fitzpatrick, M. E.; Guo H.: Residual stress evaluation in selective-laser-melting additively manufactured titanium (Ti-6Al-4V) and inconel 718 using the contour method and numerical simulation. *Additive Manufacturing*, Volume 22, 2018, S. 571 - 582.
- Alt07 Altintas, Y.; Roukema, J. C.: Generalized modeling of drilling vibrations. Part I: Time domain model of drilling kinematics, dynamics and hole formation. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 47, 2007, S. 1455 - 1473.
- Arr09 Arrazola, P.-J.; Garay, A.; Iriarte, L.-M.; Armendia, M.; Marya, S.; Maître, F. L.: Machinability of titanium alloys (Ti6Al4V and Ti 555.3). *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209, 2009, S. 2223 - 2230
- Att14 Attar, H.; Calin, M.; Zhang, L.C.; Scudino, S.; Eckert, J.: Manufacture by selective laser melting and mechanical behavior of commercially pure titanium, *Materials Science and Engineering: A*, Volume 593, 2014, S. 170 - 177.
- Bag15 Bagehorn, S.; Mertens, T.; Greitemeier, D.; Carton, L.; Schoberth, A.: Surface finishing of additive manufactured Ti-6Al-4V - a comparison of electrochemical and mechanical treatments. In: 6th European Conference for Aerospace Sciences, 2015.
- Bag17 Bagehorn, S.; Wehr, J.; Maier, H.J.: Application of mechanical surface finishing processes for roughness reduction and fatigue improvement of additively manufactured Ti-6Al-4V parts. *International Journal of Fatigue* 102, 2017, S. 135 - 142.
- Bäk03 Bäker, M.; Rösler, J.; Siemers, C.: The influence of thermal conductivity on segmented chip formation. *Computational Materials Science* 26, 2003, S. 175 - 182.
- Bar12 Bargel, H.-J.; Schulze, G.: *Werkstoffkunde*. Springer Vieweg, Berlin, 11. bearbeitete Auflage, 2012
- Bee15 Beer, N.; Özkaya, E.; Biermann, D.: Effiziente Kühlschmierung für Bohrbearbeitung. *WB Werkstatt + Betrieb*, 2015, Ausgabe 12, S. 60 - 63.
- Bie08 Biermann, Dirk; Terwey, Ina: Cutting edge preparation to improve drilling tools for HPC processes. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, Volume 1, Issue 2, 2008, S. 76 - 80.
- Bmw19 Forschungsprojekt: Steigerung des Leichtbaupotentials und Anwendbarkeit der additiven Fertigungsverfahren für die Luftfahrt. (ALM2AIR-TUHH). Abschlussbericht, BMWi, Technische Universität Hamburg, FKZ 20W1501M, 2019.
- Bor15 Bordin, A.; Bruschi, S.; Ghiotti, A.; Bariani, P.F.: Analysis of tool wear in cryogenic machining of additive manufactured Ti6Al4V alloy. *Wear*, Volumes 328 - 329, 2015, S. 89 - 99.

- Boy94 Boyer, R.; Welsch, G.; Collings, E.W.: Materials Properties Handbook: Titanium Alloys. 1. Auflage Materials Park, OH 44073-0002: ASM International, 1994.
- Bri08 Brinksmeier, E.; Fangmann, S.; Meyer, I.: Orbital drilling kinematics. Production Engineering, Production Process, 2008, Volume 2, S. 277 - 283.
- Brü18 Brüggemann, Felix: Bauteilqualität und Werkzeugverschleiß beim Fräsen von CFK-Gelege unter räumlichen Eingriffsbedingungen. Dissertation, Technische Universität Hamburg, 2018.
- Bun19 Bundesverband der deutschen Luftverkehrswirtschaft: Klimaschutz report 2019. Verfügbar unter: <https://www.bdl.aero/de/publikation/klimaschutzreport/> (Zugriff am 27.06.2020)
- Bur18 Burggraf, Udo: Metal Additive Manufacturing in Aerospace. Vortrag, 18th Machining Innovations Conference, 28. - 29.11.2018, Hannover.
- Cal10 Calamaz, M.; Coupard, D.; Nouari, M.; Girot, F.: Numerical analysis of chip formation and shear localisation processes in machining the Ti-6Al-4V titanium alloy. International Journal of Advanced Machining Technology, Vol. 52, 2010, S. 887 - 895.
- Çal15 Çalışkan, H.; Küçükköse, M.: The effect of aCN/TiAlN coating on tool wear, cutting force, surface finish and chip morphology in face milling of Ti6Al4V superalloy, International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, Volume 50, 2015, S. 304 - 312.
- Cla08 Claudin, C.; Poulachon, G.; Lambertin, M.: Correlation between drill geometry and mechanical forces in MQL conditions. Science and Technology 12, 2008, S. 133 - 144.
- Con20 Concept Laser GE Additive: M2 Series 5 - Direct Metal Laser Melting (DMLM) machines. Produktbeschreibung, 2020. Verfügbar unter: <https://www.ge.com/additive/additive-manufacturing/machines/m2series5> (Zugriff am 01.06.2020)
- Coo13 Cook, J.; Nuccitelli, D.; A Green, S.; Richardson, M.; Winkler, B.; Painting, R.; Way, R.; Jacobs, P.; Skuce, A.: Quantifying the consensus on anthropogenic global warming in the scientific literature. Environmental Research Letters, Volume 8, Issue 2, 2013.
- Cor03 Corduan, N.; Hirnbart, T.; Poulachon, G.; Dessoly, M.; Lambertin, M.; Vigneau, J.; Payoux, B.: Wear Mechanisms of New Tool Materials for Ti-6Al-4V High Performance Machining. CIRP Annals - Manufacturing Technology 52, 2003, S. 73 - 76.
- Cor14 Cordes, S.; Hübner, F.; Schaarschmidt, T.: Next Generation High Performance Cutting by Use of Carbon Dioxide as Cryogenics. Procedia CIRP, Volume 14, 2014, S. 401 - 405.
- Cot08 Cotterell, M.; Byrne, G.: Dynamics of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy Ti-6Al-4V, CIRP Annals, Volume 57, Issue 1, 2008, S. 93 - 96.
- DaS13 DaSilva, R. B.; Machado, A. R. ; Ezugwu, E. O.; Bonney, J.; Sales, W. F.: Tool life and wear mechanisms in high speed machining of Ti-6Al-4V alloy With PCD tools under various coolant pressures. Journal of Materials Processing Technology 213, 2013, Nr. 8, S. 1459 - 1464.
- Das15 Das, P.; Chandran, R.; Samant, R.; Anand, S.: Optimum Part Build Orientation in Additive Manufacturing for Minimizing Part Errors and Support Structures. Procedia Manufacturing, Volume 1, 2015, S. 343-354.

- Dea86 Dearnley, P. A.; Grearson, A. N.: Evaluation of principal wear mechanisms of cemented carbides and ceramics used for machining titanium alloy IMI 318. *Materials Science and Technology* 2, 1986, Nr. 1, S. 47 - 58.
- Deg12 Dege, J. H.: Kompensation von Durchmesserabweichungen beim Zirkularfräsen von seriellen Verbunden aus CFK und Titan. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2012.
- Deg16 Dege, J. H.: Requirements for Productive Machining of Titanium Structural Components. Vortrag, 16th Machining Innovations Conference, 23. - 24.11.2016, Hannover.
- Del16 Delfs, P.; Tows, M.; Schmid, H.-J.: Optimized build orientation of additive manufactured parts for improved surface quality and build time. *Additive Manufacturing*, Volume 12, Part B, 2016, S. 314 - 320.
- Den08a Denkena, B.; Boehnke, D.; Dege, J.H.: Helical milling of CFRP–titanium layer compounds. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, Volume 1, Issue 2, 2008, S. 64 - 69.
- Den08b Denkena, B.; De Leon, L.; Köhler, J.: In der Verrundung liegt das Leistungspotenzial - Fräsen von Titan mit verrundeten Schneidkanten. Carl Hanser Verlag, WB Werkstatt + Betrieb, 10, 2008.
- Don00 Donarchi, M. J.: Titanium. ASM International, Materials Park, Ohio, 2. Auflage, 200.
- Dia20 Diaz, L. M.: Optimization and digitalization of the metallic additive manufacturing process chain at Airbus Helicopters. Vortrag, Machining Innovations Conference, 02.12.2020, Hannover.
- Dor99 Dornfeld, D. A.; Kim, J. S.; Dechow, H.; Hewson, J.; Chen, L. J.: Drilling Burr Formation in Titanium Alloy, Ti-6Al-4V, *CIRP Annals*, Volume 48, Issue 1, 1999, S. 73 - 76.
- Eck91 Eckstein, M.; Lebküchner, G.; Blum, D.: Schafffräsen von Titanlegierungen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten, Teil 1: Schruppen. *VDI*, Vol. 133, 1991, S. 28 - 34.
- Edw14 P. Edwards, P.; Ramulu, M.: Fatigue performance evaluation of selective laser melted Ti-6Al-4V. *Materials Science and Engineering: A*, Volume 598, 2014, S. 327 - 337.
- Emm11a Emmelmann, C.; Petersen, M.; Kranz, J.; Wycisk, E.: Bionic lightweight design by laser additive manufacturing (LAM) for aircraft industry. In *Proceedings of SPIE Eco-Photonics 2011: Sustainable Design, Manufacturing, and Engineering Workforce Education for a Green Future*, 8065, 2011.
- Emm11b Emmelmann, C.; Sander, P.; Kranz, J.; Wycisk, E.: Laser Additive Manufacturing and Bionics: Redefining Lightweight Design. *Physics Procedia*, Volume 12, Part A, 2011, S. 364 - 368.
- Emm13 Emmelmann, C.; Kranz, J.; Herzog, D.; Wycisk, E.: Laser additive manufacturing of metals. In: *Laser Technology in Biomimetics*, Springer, Heidelberg, 2013, S. 143 - 161.
- Eos20a Electro Optical Systems: EOS M290, EOS Titanium Ti64, Materialdatenblatt, 2020. Verfügbar unter: <https://www.eos.info/werkstoffe-m> (Zugriff am 01.02.2020)
- Eos20b Electro Optical Systems: EOS M 290 Für die additive Fertigung von qualitativ hochwertigen Metallbauteilen. Produktbeschreibung, 2020. Verfügbar unter: <https://www.eos.info/de/additive-fertigung/3d-druck-metall/eos-metall-systeme/eos-m-290> (Zugriff am 01.06.2020)

- Eur11 European Commission: Flightpath 2050 Europe's Vision for Aviation. Luxembourg, European Union, 2011.
- Eva05 Evans, J. L.; Deshayes, L.; Bhat, D. G.; Batzer, S. A.: A Failure Analysis of an Experimental AlMgB 14 Cutting Tool. *Microscopy and Microanalysis* 11, Nr. 02, 2005.
- Ezu07 Ezugwu, E. O.; Bonney, J.; Da Silva, R. B.; Çakir, O.: Surface integrity of finished turned Ti-6Al-4V alloy with PCD tools using conventional and high pressure coolant supplies. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47, 2007, Nr. 6, S. 884 - 891.
- Ezu97 Ezugwu, E.; Wang, Z.: Titanium alloys and their machinability: A review. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 68, Nr. 3, 1997, S. 262 - 274.
- Fan11a Fangmann, S.: Orbitalbohrstrategien in seriellen Werkstoffverbunden. Dissertation, Universität Bremen, 2011.
- Fan11b Fangmann, S.; Meyer, I.; Brinksmeier, E.: Erweiterte Theorie zum Orbitalbohren (helikales Bohrfräsen), *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 2011, Volume 42, S. 506 - 518.
- Fer12 Ferrar, B.; Mullen, L.; Jones, E.; Stamp, R.; Sutcliffe, C.J.: Gas flow effects on selective laser melting (SLM) manufacturing performance, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 212, Issue 2, 2012, S. 355 - 364.
- Fer15 Fernández-Vidal, S.R.; Mayuet, P.; Rivero, A.; Salguero, J.; del Sol, I.; Marcos, M.: Analysis of the Effects of Tool Wear on Dry Helical Milling of Ti6Al4V Alloy, *Procedia Engineering*, Volume 132, 2015, S. 593 - 599.
- Frk19 Frkan, M.; Konecna, R.; Nicoletto, G.; Kunz, L.: Microstructure and fatigue performance of SLM-fabricated Ti6Al4V alloy after different stress-relief heat treatments. *Transportation Research Procedia*, Volume 40, 2019, S. 24 - 29.
- Geb16 Gebhardt, A.: Additive Fertigungsverfahren: Additive Manufacturing und 3D-Drucken für Prototyping - Tooling - Produktion. Carl Hanser Verlag, München, 5. aktualisierte und erweiterte Auflage, 2016.
- Gen01 Gente, A.; Hoffmeister, H.-W.; Evans, C. J.: Chip Formation in Machining Ti6Al4V at Extremely High Cutting Speeds. *CIRP Annals*, Volume 50, Issue 1, 2001, S. 49 - 52.
- Gen03 Gente, A.: Spanbildung von TiAl6V4 und Ck45N bei sehr hohen Schnittgeschwindigkeiten. Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 2003.
- Gey02 Gey, C.: Prozessauslegung für das Flankenfräsen von Titan. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2002.
- Glö17 Glötter, P.: GenFly – Generative Fertigung innovativer Leichtbaukomponenten für bestehende und zukünftige Flugzeugprogramme. Abschlussbericht, BMWi, Liebherr Aerospace Lindenberg GmbH, FKZ 20W1305E, 2017.
- Gre16 Greitemeier, D.; Dalle Donne, C.; Syassen, F.; Eufinger, J.; Melz, T.: Effect of surface roughness on fatigue performance of additive manufactured Ti-6Al-4V. *Materials Science and Technology*, 2016, S. 629 - 634.
- Gri19 Griffiths, V.; Scanlan, J. P.; Eres, M. H.; Martinez-Sykora, A.; Chinchapatnam, P.: Cost-driven build orientation and bin packing of parts in Selective Laser Melting (SLM). *European Journal of Operational Research*, Volume 273, Issue 1, 2019, S 334 - 352.
- Gro16 Grove, T.: Zerspanbarkeit additiv gefertigter Luftfahrtwerkstoffe. Vortrag, MIN Workshop Nachbearbeitung additiver Bauteile, 14.12.2016, Hannover.

- Hai12 Haiyan, W.; Xuda, Q., Hao, L.; Chengzu, R.: Analysis of cutting forces in helical milling of carbon fiber reinforced plastics., Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B, The Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2012, Volume 227, S. 62 - 74.
- Hai16 Haiyan, W.; Xuda, Q.: A mechanistic model for cutting force in helical milling of carbon fiber-reinforced polymers. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, Volume 82, S. 1485 - 1494.
- Hai18 Haider, A.; Hassan, G.; Kamran, M.: Effect of scanning strategies on residual stress and mechanical properties of Selective Laser Melted Ti6Al4V. Materials Science and Engineering: A, Volume 712, 2018, S. 175 - 187.
- Ham97 Hamann, J.C.; Le Maître, F.: New Tool Development for the High Speed Milling of Titanium Alloys, Proceedings 1<sup>st</sup> French and German Conference on High Speed Machining, 1997.
- Han19 Han, C.; Luo, M.; Zhang, D.; Wu, B.: Mechanistic modelling of worn drill cutting forces with drill wear effect coefficients. 17th CIRP Conference of Machining Operations, Volume 82, 2019, S. 2 - 7.
- Har82 Hartung, P.D.; Kramer, B.M.: Tool Wear in Titanium Machining. Annals of the CIRP, Vol. 31/3, 1982, S. 337 - 340.
- Hel18 Helmecke, T. P.: Ressourceneffiziente Zerspanung von Ti-6Al-4V-Strukturbauteilen für Luftfahrtanwendungen. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2018.
- Her16 Herzog, D.; Seyda, V.; Wycisk, E.; Emmelmann, C.: Additive manufacturing of metals, Acta Materialia, Volume 117, 2016, S 371 - 392.
- Hin13a Hintze, W.; Möller, C.: Hochleistungs-Schlichtfräsen dünnwandiger Titanbauteile. Magazin Unter Span, 2013, Ausgabe 1, S. 13.
- Hin13b Hintze, W.; Steinbach, S.: Präzisionsbohren von CFK und Schichtverbunden. in: CFK-Valley Stade, Innovation Report, Ausgabe 2, 2013, S. 28 - 29.
- Hin14a Hintze, W.; Clausen, R.; Schütte, C.: The Cutting Force Vector in Drilling of Unidirectional CFRP - A New Approach for Process Analysis. Vortrag, 23.01.2014, CIRP January Meetings, STC Cutting, Paris.
- Hin14b Hintze, W.: Neue Ansätze zur wirtschaftlichen Präzisionsbearbeitung von CFK-Strukturen. Vortrag, Wiener Produktionstechnik Kongress, 07. - 08.05.2014
- Hin17a Hintze, W.; Möller, C.; Schötz, R.: Finish Machining of Titanium Components - Challenges of New Process Chains and Recent Alloys. In: Proceedings of the 6th International Workshop on Aircraft System Technologies, Hamburg, Berichte aus der Luft- und Raumfahrttechnik, Shaker Verlag, 2017, S. 397 - 407.
- Hin17b Hintze, W.; Möller, C.; Schötz, R.: Spanende Nachbearbeitung additiv gefertigter Titanstrukturen der Luftfahrt. Vortrag, 12. - 13.07.2017, MIN Workshop "Nachbearbeitung additiv gefertigter Bauteile", Varel.
- Hin18 Hintze, W.; Schötz, R.; Mehnen, J.; Köttner, L.; Möller, C.: Helical milling of bore holes in Ti6Al4V parts produced by selective laser melting with simultaneous support structure removal. Procedia Manufacturing, Volume 18, 2018, S. 89 - 96.
- Hof05 Hoffmeister, H.-W.; Wessels, T.: Thermomechanische Wirkmechanismen bei der Hochgeschwindigkeitszerspanung von Titan- und Nickelbasislegierungen. In: Hochgeschwindigkeitsspanen metallischer Werkstoffe, 1. Auflage, Weinheim: Wiley-VCH, 2005, S. 470.

- Hou14 Hou, J.; Zhou, W.; Duan, H.; Yang, G. ; Xu, H.; Zhao, N.: Influence of cutting speed on cutting force, flank temperature, and tool wear in end milling of Ti-6Al-4V alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 70, 2014, Nr. 9-12, S. 1835 - 1845.
- Jan03 Janssen, R.: Bohren und Zirkularfräsen von Schichtverbunden aus Aluminium, CFK und Titanlegierungen. Dissertation, Universität Bremen, 2003.
- Jaw00 Jawaid, A.; Sharif, S.; Koksai, S.: Evaluation of wear mechanisms of coated carbide tools when face milling titanium alloy. *Journal of Materials Processing Technology* 99, 2000, Nr. 1 - 3, S. 266 - 274.
- Jaw16 Jawahir, I. S.; Attia, H.; Biermann, D.; Duflou, J.; Klocke, F.; Meyer, D.; Newman, S.T.; Pusavec, F.; Putz, M.; Rech, J.; Schulze, V.; Umbrello, D.: Cryogenic manufacturing processes, *CIRP Annals*, Volume 65, Issue 2, 2016, S. 713 - 736.
- Jha10 Jhabvala, J.; Boillat, E.; Antignac, T.; Glardon, R.: On the effect of scanning strategies in the selective laser melting process. *Virtual and Physical Prototyping*, 2010, Issue 5(2), S. 99 - 109.
- Ji20 Ji, M.; Xu, J.; Chen, M.; El Mansori, M.: Effects of Different Cooling Methods on the Specific Energy Consumption when Drilling CFRP/Ti6Al4V Stacks. *Procedia Manufacturing*, Volume 43, 2020, S. 95 - 102.
- Kar11 Karpat, Y.: Temperature dependent flow softening of titanium alloy Ti6Al4V: An investigation using finite element simulation of machining. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 211, Issue 4, 2011, S. 737 - 749.
- Kas20 KASTOwin amc: KASTOwin - additive manufacturing cutting. Produktbeschreibung, 2020. Verfügbar unter: <https://www.kasto.com/de/produkte/saegen/details/kastowin-amc.html> (Zugriff am 30.05.2020)
- Kau13 Kausch, M.: Entwicklung hochbelasteter Leichtbaustrukturen aus lasergenerierten metallischen Komponenten mit Faserverbundverstärkung. Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2013.
- Kay14 Kaynak, Y.; Lu, T.; Jawahir, I. S.: Cryogenic Machining-Induced Surface Integrity: A Review and Comparison with Dry, MQL, and Flood-Cooled Machining. *Machining Science and Technology* 18, 2014, Nr. 2, S. 149 - 198.
- Kem13 Kempen, K.; Vrancken, B.; Thijs, L.; Buls, S.; Van Humbeeck, J.; Kruth, J.-P.: Lowering Thermal Gradients in Selective Laser Melting by Pre-heating the Baseplate. *Solid Freeform Fabrication Symposium Proceedings*, 2013.
- Kie52 Kienzle, O.: Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugmaschinen. *VDI-Z*, 94, 1952, S. 299 - 305.
- Kie54 Kienzle, O.: Einfluss der Wärmebehandlung von Stählen auf die Hauptschnittkraft beim Drehen. *Stahl und Eisen*, 74, 1954, S. 530 - 551.
- Kis20 Kistler: Produktkatalog – Sensoren und Lösungen für die Zerspankraftmessung. Firmendruckschift, Kistler Instrumente AG, Winterthur/Schweiz, 2020.
- Klo08 Klocke, F.; König, W.: *Fertigungsverfahren 1 - Drehen, Fräsen, Bohren*. 8. Auflage, Springer Verlag, Berlin - Heidelberg, 2008.
- Klo12 Klocke, F.; Krämer, A.; Sangermann, H.; Lung, D.: Thermo-Mechanical Tool Load during High Performance Cutting of Hard-to-Cut Materials, *Procedia CIRP*, Volume 1, 2012, S. 295 - 300.

- Kom00 Komanduri, R.; Hou, Z. B.: Thermal modelling of the metal cutting process - Part II: Temperature rise distribution due to frictional heat source at the tool-chip interface. *International Journal of Mechanical Sciences* 43 (2001), Nr. 1, S. 57 - 88:
- Kom01 Komanduri, R.; Hou, Z. B.: Thermal modeling of the metal cutting process - Part III: Temperature rise distribution due to the combined effects of shear plane heat source and the tool-chip interface frictional heat source. *International Journal of Mechanical Sciences* 43, 2001, Nr. 1, S. 89 - 107.
- Kom82 Komanduri, R.: Some Clarifications on the Mechanics of Chip Formation when Machining Titanium Alloys. In: *Wear* 76, 1982, S. 15 - 34.
- Kom83 Komanduri, R.; Reed, W. R.: Evaluation of carbide grades and a new cutting geometry for machining titanium alloys. *Wear* 92, 1983, Nr. 1, S. 113 - 123.
- Kön82 König, W.; Essel, K.; Witte, L.: Spezifische Schnittkraftwerte für die Zerspanung metallischer Werkstoffe. Düsseldorf, Verlag Stahleisen, 1982.
- Köt06 Kötter, D.: Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen. Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2006.
- Kra15 Kraus, T.; Kühnel, M.; Witten, E.: Composites-Marktbericht. Marktentwicklungen, Trends, Ausblicke und Herausforderungen, 2015.
- Kra17 Kranz, J.: Methodik und Richtlinien für die Konstruktion von laseradditiv gefertigten Leichtbaustrukturen, Dissertation, Technische Universität Hamburg, 2017.
- Kre73 Kreis, W.: Verschleißursachen beim Drehen von Titanwerkstoffen. Dissertation, RWTH Aachen, 1973.
- Kru05 Kruth, J.-P.; Mercelis, P.; Van Vaerenbergh, J.; Froyen, L.; Rombouts, M.: Binding mechanisms in selective laser sintering and selective laser melting, *Rapid Prototyping Journal*, 2005, Volume 11 Issue: 1, S. 26 - 36.
- lac00 López de lacalle, L.; Pérez, J.; Llorente, J.; Sánchez, J.: Advanced cutting conditions for the milling of aeronautical alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 100, Nr. 1-3, 2000, S. 1 - 11.
- Lan12 Lange, M.: Herausforderungen bei der spanenden Hochleistungsbearbeitung metallischer Flugzeugbauteile. Dortmund, Spanende Fertigung, Vulkan Verlag, 2012, S. 67 - 76.
- Lan17 Lange, M.: Spanende Bearbeitung additiv gefertigter Flugzeugteile. Werkstatt + Betrieb, Carl Hanser Verlag, Ausgabe 9, 2017, S. 198 - 201.
- Leu13 Leuders, S.; Thöne, M.; Riemer, A.; Niendorf, T.; Tröster, T.; Richard, H.A.; Maier, H.J.: On the mechanical behaviour of titanium alloy TiAl6V4 manufactured by selective laser melting: Fatigue resistance and crack growth performance, *International Journal of Fatigue*, Volume 48, 2013, S.300 - 307.
- Li13 Li, Z.; Liu, Q.: Surface topography and roughness in hole-making by helical milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2013, Volume 66, S. 1415 - 1425.
- Li14 Li, Z.; Liu, Q.; Ming, X.; Dong, Y.: Cutting force prediction and analytical solution of regenerative chatter stability for helical milling operation. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2014, Volume 73, S. 433 - 442.
- Li16 Li, C.; Liu, J. F.; Guo, Y. B.: Prediction of Residual Stress and Part Distortion in Selective Laser Melting. *Procedia CIRP*, Volume 45, 2016, S. 171-174.

- Lie17 Liebherr-Aerospace: Weltpremiere: Erstflug einer 3D-gedruckten Komponente der primären Flugsteuerung von Liebherr-Aerospace in einem Airbus. Pressemitteilung, 13.04.2017, Lindenberg. Verfügbar unter: <https://www.liebherr.com/de/deu/aktuelles/news-pressemittelungen/detail/weltpremiere-erstflug-einer-3d-gedruckten-komponente-der-primären-flugsteuerung-von-liebherr-aerospace-in-einem-airbus.html> (Zugriff am 30.05.2020)
- Lie19 Liebherr-Aerospace: Liebherr-Aerospace startet Serienproduktion von 3D-gedruckten Komponenten. Pressemitteilung, 17.01.2019, Lindenberg. Verfügbar unter: <https://www.liebherr.com/de/deu/aktuelles/news-pressemittelungen/detail/liebherr-aerospace-startet-serienproduktion-von-3d-gedruckten-komponenten.html> (Zugriff am 30.05.2020)
- Liu12 Liu, C.; Wang, G.; Dargusch, M. S.: Modelling, simulation and experimental investigation of cutting forces during helical milling operations. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2012, Volume 63, S. 839 - 850.
- Lop00 Lopez, L.N.; Perez, J.; Llorente, J.I.; Sanchez, J.A.: Advanced Cutting Conditions for the Milling of Aeronautical Alloys. *Journal of Materials Processing Technology* 100, 2000, S. 1 - 11.
- Lor19 Lorain, R.; Olivier, L.; Poggi, A.; Valiorgue, F.; Rech, J.: Identification of friction coefficients when drilling titanium TiAl6V4, *Procedia CIRP*, Volume 82, 2019, S.119 - 123.
- Luf21 Lufthansa Group: Lufthansa Group treibt Flottenmodernisierung voran und kauft zehn hocheffiziente Langstreckenflugzeuge. Pressemitteilung, 03.05.2021, Deutschland. Verfügbar unter: <https://www.lufthansagroup.com/en/newsroom/releases/lufthansa-group-treibt-flottenmodernisierung-voran-und-kauft-zehn-hocheffiziente-langstreckenflugzeuge.html> (Zugriff am 01.07.2021)
- Lüt07 Lütjering, G.; Williams, J. C.: Titanium. *Engineering materials and processes*. Springer, Berlin and New York, 2. Auflage, 2007.
- M'S15 M'Saoubi, R.; Axinte, D.; Soo, S. L.; Nobel, C.; Attia, H.; Kappmeyer, G.; Engin, S.; Sim, W.-M.: High performance cutting of advanced aerospace alloys and composite materials, *CIRP Annals*, Volume 64, Issue 2, 2015, S. 557 - 580.
- McQ56 McQuillan, M.; McQuillan, M. K.: Titanium Nr. 4 in Metallurgy oft he rarer metals. Butterworths, London, 1956.
- Mei09 Meinecke, M.: Prozessauslegung zum fünffachsignen zirkularen Schrupppräsen von Titanlegierungen. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2009.
- Mei99 Meiners, W: Direktes Selektives Laser Sintern einkomponentiger metallischer Werkstoffe. Dissertation, RWTH Aachen, 1999.
- Mer18 Mertens, R.; Dadbakhsh, S.; Van Humbeeck, J.; Kruth, J.-P.: Application of base plate preheating during selective laser melting, *Procedia CIRP*, Volume 74, 2018, S. 5 - 11.
- Mug19 Mugwagwa, L.; Dimitrov, D.; Matope, S.; Yadroitsev, I.: Evaluation of the impact of scanning strategies on residual stresses in selective laser melting. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2019, Volume 102, S. 2441 - 2450.
- Mun13 Munsch, M.: Reduzierung von Eigenspannungen und Verzug in der laseradditiven Fertigung. Dissertation, Technische Universität Hamburg, 2013.
- Nab01 Nabhani, F.: Machining of aerospace titanium alloys. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, Vol. 17, Nr. 1, 2001, S. 99 - 106.

- Nan09 Nandy, A. K.; Gowrishankar, M. C.; Paul, S.: Some studies on high-pressure cooling in turning of Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 49, Issue 2, 2009, S. 182 - 198.
- Ni07 Ni, W.: *Orbital Drilling of Aerospace Materials*. SAE Aerospace Manufacturing Technology Conference and Exhibition, 2007.
- Pec14 Pecat, O.; Brinksmeier Ekkard: Tool Wear Analyses in Low Frequency Vibration Assisted Drilling of CFRP/Ti6Al4V Stack Material. *Procedia CIRP*, Volume 14, 2014, S. 142 - 147.
- Per17 Pereira, R. B. D.; Brandão, L. C.; de Paiva, A. P.; Ferreira, J. R.; Davim, J. P.: A review of helical milling process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 120, 2017, S. 27 - 48.
- Pet02 Peters, M.; Leyens, C.: *Titan und Titanlegierungen*, Wiley VCH, 2002.
- Pet13 Peters, G.; Andrew, R.; Boden, T; et al.: The challenge to keep global warming below 2 °C. *Nature Climate Change* 3, 2013, S. 4 - 6.
- Pop05 Poprawe, R.: *Lasertechnik für die Fertigung*. Springer Verlag, Auflage 1, 2005.
- Pop16 Popovich, A.; Suffiarov, V.; Polozov, I.; Borisov, E.; Masaylo, D.: Producing hip implants of titanium alloys by additive manufacturing. *International Journal of Bioprinting*, 2016, Volume 2, Issue 2, S. 78 - 84.
- Pou16 Poutord, A.; Rossi, F.; Poulachon, G.: Study of the local forces along a cutting edge when drilling Ti6Al4V – comparison of methods. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 2016, Vol.18 No.5/6, S. 621 - 633.
- Pus11 Pusavec, F.; Hamdi, H.; Kopac, J.; Jawahir, I.S.: Surface integrity in cryogenic machining of nickel based alloy - Inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 211, Issue 4, 2011, S. 773 - 783.
- Qia20 Qian, G.; Li, Y.; Paolino, D. S.; Tridello, A.; Berto, F.; Hong, Y.: Very-high-cycle fatigue behavior of Ti-6Al-4V manufactured by selective laser melting: Effect of build orientation. *International Journal of Fatigue*, Volume 136, 2020.
- Qin12 Qin, X.; Gui, L.; Li, H.; Rong, B.; Wang, D.; Zhang, H.; Zuo, G.: Feasibility Study on the Minimum Quantity Lubrication in High-Speed Helical Milling of Ti-6Al-4V. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems and Manufacturing*, 2012, Volume 6 S. 1222 - 1233.
- Qin14 Qin, X.; Zhang, X.; Li, H.; Rong, B.; Wang D., Zhang H., Zuo G., Comparative analyses on tool wear in helical milling of Ti-6Al-4V using diamond-coated tool and TiAlN-coated tool, *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing*, 2014, Volume 8, S. 1 - 14.
- Rah03 Rahman, M.; Wong, Y. S.; Rahmath, Z.: Machinability of titanium alloys. *JSME International Journal Series C Mechanical Systems, Machine Elements and Manufacturing*, Vol. 46, 2003, S. 107 - 115.
- Ram11 Ramesh, K.; Siong, L. B.: Extraction of flank wear growth models that correlates cutting edge integrity of ball nose end mills while machining titanium. *International Journal of Advanced Machining Technology*, Volume 52, 2011, S. 443 - 450.
- Rec13 Rech, J.; Arrazola, P.; Claudin, C.; Courbon, C.; Pusavec, F.; Kopac, J.: Characterisation of friction and heat partition coefficients at the tool-work material interface in cutting. *CIRP Annals*, Vol. 62, Nr. 1, 2013, S. 79 - 82.
- Reh08 Rehme, O: *Cellular Design for Laser Freeform Fabrication*. Dissertation, Technische Universität Hamburg-Harburg, 2008.

- Ren05 Renz, U.; Müller, B.: Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Temperatur- und Wärmequellenverteilung beim Hochgeschwindigkeitsspanen. In: H. K. Tönshoff; C. Hollmann (Hg.), Hochgeschwindigkeitsspanen metallischer Werkstoffe, 2005, Wiley-VCH, Weinheim, S. 158 - 182.
- Rey16 Rey P.A., LeDref J., Senatore J., Landon Y.: Modelling of cutting forces in orbital drilling of titanium alloy Ti-6Al-4V. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 106, 2016, S. 75 - 88.
- Ros10 Roskill Information Services: Titanium metal: Market outlook to 2015. Roskill Information Services, London, 5. edition, 2010.
- Roß19 Roßkamp, S.; Uhlmann, E.; Hofmann, R.; Gröger, S.: Shape alterations and their holistic geometrical representation in abrasive flow machining. Proceedings of the 9<sup>th</sup> Congress of the German Academic Association for Production Technology (WGP), 2019, S. 249 - 258.
- Sad16 Sadik, M. I.; Isakson, S.; Malakizadi, A.; Nyborg, L.: Influence of Coolant Flow Rate on Tool Life and Wear Development in Cryogenic and Wet Milling of Ti-6Al-4V, Procedia CIRP, Volume 46, 2016, S. 91 - 94.
- Sch05 Schwilling, B.; Eifler, D. : Zyklisches Verformungsverhalten der (alpha+beta)-Titanlegierungen Ti-6Al-4V und Ti-6Al-7Nb. Lehrstuhl für Werkstoffkunde, Technische Universität Kaiserslautern, 2005.
- Sch07 Schürmann, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Mit 39 Tabellen. Springer, Berlin, Heidelberg, New York, 2007.
- Sch11 Schulze, V.; Zanger, F.: Development of a Simulation Model to Investigate Tool Wear in Ti-6Al-4V Alloy Machining. Modelling of Machining Operations, Trans Tech Publications, 2011, S. 535 - 544.
- Sch13 Schulze V., Zanger F., Michna J., Lang F.: 3D-FE-Modelling of the Drilling Process - Prediction of Phase Transformations at the Surface Layer. Procedia CIRP, Volume 8, 2013, S. 33 - 38.
- Sch14 Schütte, C.: Bohren und Hobeln von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen unter besonderer Berücksichtigung der Schneide-Faser-Lage. Dissertation, Technische Universität Hamburg, 2014.
- She12 Shen, J.; Liu, Q.; Yuan, S.; Yang, Y.: Research on a generalized simulation algorithm for cutting forces prediction of helical milling and its implementation. Advanced Materials Research, 2012, Volumes 562 - 564, S. 793 - 798.
- Shi04 Shiomi, M.; Osakada, K.; Nakamura, K.; Yamashita, T.; Abe, F.: Residual Stress within Metallic Model Made by Selective Laser Melting Process. CIRP Annals, Volume 53, Issue 1, 2004, S. 195 - 198.
- Sho12 Shokrani; Dhokia, V.; Newman, S. T; Imani-Asrai, R.: An Initial Study of the Effect of Using Liquid Nitrogen Coolant on the Surface Roughness of Inconel 718 Nickel-Based Alloy in CNC Milling. Procedia CIRP, Volume 3, 2012, S.121 - 125.
- Sim14 Simonelli, M.; Tse, Y.Y.; Tuck, C.: Effect of the build orientation on the mechanical properties and fracture modes of SLM Ti-6Al-4V, Materials Science and Engineering: A, Volume 616, 2014, S. 1 - 11.
- SLM20 SLM Solutions Group AG: SLM 280 Production Series. Produktbeschreibung, 2020. Verfügbar unter: <https://www.slm-solutions.com/de/produkte/maschinen/slmr280/> (Zugriff am 01.06.2020)
- Spr18 Spranger, F.; Graf, B.; Schuch, M.; Hilgenberg, K.; Rethmeier, M.: Build-up strategies for additive manufacturing of three dimensional Ti-6Al-4V-parts produced by laser metal deposition. Journal of Laser Applications 30, 2018.

- Sun09 Sun, S.; Brandt, M.; Dargusch, M.: Characteristics of cutting forces and chip formation in machining of titanium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 49, Nr. 7 - 8, 20019 S. 561 - 568.
- Szu06 Szulczynski, H.: *Verfahrensgrundlagen und Technologie des Hubschleifens mit viskosen Schleifmedien*. Dissertation, Technische Universität Berlin, 2006.
- Tan12 Tanaka, H.; Ohta, K.; Takizawa, R.; Yanagi, K.: Experimental Study on Tilted Planetary Motion Drilling for CFRP, *Procedia CIRP*, Volume 1, 2012, S. 443 - 448.
- Ter20 Terlinde, G.: *Schmiedeteile aus Titan*. Vortrag, 7. Titan-Tagung, 30. - 31.03.2000, Deutsche Gesellschaft für Materialkunde e.V., München.
- Toe94 Tönshoff, H.K.; Spintig, W.; König, W.; Neises, A.: Machining of Holes Developments in Drilling Technology. *CIRP Annals*, Volume 43, Issue 2, 1994, S. 551 - 561.
- Toe99 Tönshoff, H. K.; Winkler, J.; Gey, C.: Spanen metallischer Konstruktionswerkstoffe geringer Dichte. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 30, 1999, S. 401 - 417.
- Uhl15 Uhlmann, E; Schmiedel, C.; Wendler, J.: CFD Simulation of the Abrasive Flow Machining Process. *Procedia CIRP*, Volume 31, 2015, S. 209 - 214.
- Umb12 Umbrello, D.; Micari, F.; Jawahir, I. S.: The effects of cryogenic cooling on surface integrity in hard machining: A comparison with dry machining. *CIRP Annals*, Volume 61, Issue 1, 2012, S. 103 - 106.
- Umw20 Umweltbundesamt: *Berichterstattung unter der Klimarahmenkonvention der Vereinten Nationen und dem Kyoto-Protokoll 2020*. Nationaler Inventarbericht zum Deutschen Treibhausgasinventar 1990 - 2018, 2020.
- UN18 United Nations: *UN Climate Change Annual Report 2018, Framework Convention on Climate Change*, Katowice (Polen), 2018.
- UNE05 United Nations Environment Programme: *Vital Climate Change Graphics*. Report, 2005.
- Van07 Vandembroucke, B.; Kruth, J. -P.: Selective laser melting of biocompatible metals for rapid manufacturing of medical parts. *Rapid Prototyping Journal*, 2007 Issue 13, S. 196 - 203.
- Vay18 Vayssette, B.; Saintier, N.; Brugger, C.; Elmay, M., Pessard, E.: Surface roughness of Ti-6Al-4V parts obtained by SLM and EBM: Effect on the High Cycle Fatigue life. *Procedia Engineering*, Volume 213, 2018, S. 89 - 97.
- Vei13 Veiga, C.; Davim, J. P; Loureiro, A.: Review on machinability of titanium alloys: The process perspective. *Rev. Adv. Mater. Sci.* 34, 2013, S. 148 - 164.
- Ven13 Ventura, C. E. H.; Hassui, A.: Modeling of cutting forces in helical milling by analysis of tool contact angle and respective depths of cut. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2013, Volume 68, S. 2311 - 2319.
- Vic56 Victor, H.: *Beitrag zur Kenntnis der Schnittkräfte beim Drehen, Hobeln und Bohren*. Dissertation, Universität Hannover, 1956.
- Vil11 Vilaro, T.; Colin, C.; Bartout, J.D.: As-fabricated and heat-treated microstructures of the Ti-6Al-4V alloy processed by selective laser melting. *Metallurgical and Materials Transactions A*, Volume 42, 2011, S. 3190 - 3199.
- Vra12 Vrancken, Bey; Thijs, L.; Kruth, J.-P.; Humbeeck, J. V.: Heat treatment of Ti6Al4V produced by Selective Laser Melting: Microstructure and mechanical properties. *Journal of Alloys and Compounds*, Volume 541, 2012, S. 177 - 185.

- Wal17 Walker, K. F.; Liu, Q.; Brandt, M.: Evaluation of fatigue crack propagation behaviour in Ti-6Al-4V manufactured by selective laser melting. *International Journal of Fatigue*, Volume 104, 2017, S. 302-308.
- Wan12 Wang, H.; Qin, X.; Ren, C.; Wang, Q.: Prediction of cutting forces in helical milling process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2012, Volume 58, S. 849 - 859.
- Wat06 Watts, M.: *New Aerospace Designs Challenge High Performance Machining*. Hannover Kolloquium, 2006.
- Wei97 Weinert, K.: *Strategien bei der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung von Bohrungen*. Tagung, Bohren und Fräsen im modernen Produktionsprozess, Dortmund, 2. - 22.05.1997.
- Wei94 Welsch, G.; Boyer, R.; Collings, E. W.: *Materials properties handbook: Titanium alloys*. ASM International, Materials Park, 1994.
- Wes06 Wessels, T.: *Bohren in Titan und Nickelbasislegierungen*. Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 2006.
- Wöh60 Wöhler, A.: *Versuche zur Ermittlung der auf Eisenbahnwagen-Achsen einwirkenden Kräfte und die Widerstandsfähigkeit der Wagen-Achsen*. Zeitschrift für Bauwesen, 1860, S. 583 - 616. (zitiert nach Wyc17)
- Wu17 Wu, M.-W.; Chen, J.-K.; Lin, B.-H.; Chiang, P.-H.: Improved fatigue endurance ratio of additive manufactured Ti-6Al-4V lattice by hot isostatic pressing. *Materials & Design*, Volume 134, 2017, S. 163 - 170.
- Wyc13 Wycisk, E.; Emmelmann, C.; Siddique, S.; Walther, F.: High cycle fatigue (HCF) performance of Ti-6Al-4V alloy processed by selective laser melting. *Advanced Materials Research*, 2013, Volume 816, S. 134 - 139.
- Wyc15 Wycisk, E.; Siddique, S.; Herzog, D.; Walther, F.; Emmelmann, C.: Fatigue Performance of Laser Additive Manufactured Ti-6Al-4V in Very High Cycle Fatigue Regime up to 109 Cycles. *Frontiers in Materials*, 2015, Volume 2, S. 72.
- Wyc17 Wycisk, E.: *Ermüdungseigenschaften der laseradditiv gefertigten Titanlegierung Ti-6Al-4V*. Dissertation, Technische Universität Hamburg, 2017.
- Wye10 Wyen, C.-F.; Wegener K.: Influence of cutting edge radius on cutting forces in machining titanium. *CIRP Annals*, Volume 59, Issue 1, 2010, S. 93 - 96.
- Xie05 Xie, J.W.; Fox, P.; O'Neill, W.; Sutcliffe, C. J.: Effect of direct laser re-melting processing parameters and scanning strategies on the densification of tool steels, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 170, Issue 3, 2005, S. 516 - 523.
- Zae10 Zaeh, M. F.; Branner, G.: Investigations on residual stresses and deformations in selective laser melting. *Production Engineering*, 2010, Volume. 4, S. 35 - 45.
- Zan18 Zanger, F.; Kacaras, A.; Bächle, M.; Schwabe, M.; León, F. P.; Schulze, V.: FEM simulation and acoustic emission based characterization of chip segmentation frequency in machining of Ti-6Al-4V. *Procedia CIRP*, Volume 72, 2018, S. 1421 - 1426.
- Zha15 Zhao, Q.; Qin, X.; Ji, C.; Li Y.; Sun, D.; Jin, Y.: Tool life and hole surface integrity studies for hole-making of Ti6Al4V alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2015, Volume 79, S. 1017 - 1026.
- Zim21 Forschungsprojekt: Technologieentwicklung zur Flexibel Automatisierten Stützstruktur Entfernung an AM-Rohteilen (FASE-TUHH). Abschlussbericht, Zentrales Innovationsprogramm Mittelstand, Technische Universität Hamburg, FKZ ZF4580401WO8, 2021.

Normen und Richtlinien

- DIN 6072 Luft- und Raumfahrt – Metallische Werkstoffe – Prüfverfahren - Ermüdungstest mit konstanter Amplitude
- DIN 65123 Luft- und Raumfahrt - Verfahren zur Prüfung von additiv mit Pulverbettverfahren hergestellten metallischen Bauteilen
- DIN 65124 Luft- und Raumfahrt - Technische Lieferbedingungen für additive Fertigung metallischer Werkstoffe mit Pulverbettverfahren
- DIN 66025-1 Programmaufbau für numerisch gesteuerte Arbeitsmaschinen; Allgemeines
- DIN 8580 Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung
- DIN 8589-2 Fertigungsverfahren Spanen Teil 2 Bohren Senken Reiben
- DIN 8589-3 Fertigungsverfahren Spanen Teil 3 Fräsen
- VDI 3405 Additive Fertigungsverfahren Grundlagen Begriffe Verfahrensbeschreibungen

## **Schriftenreihe**

### **Band 1**

Koch, Jens Bodo: Unterstützung der schiffbaulichen Projektierung durch Repräsentation von Erfahrungswissen, 2004.

### **Band 2**

Meyer, Sven: Flexible Gruppenarbeit in der Auftragsfertigung, 2004.

### **Band 3**

Joswig, Dirk: Untersuchungen zum Zerspanverhalten weicher Elastomerwerkstoffe, 2005.

### **Band 4**

Kerse, Nils: Unterstützung der schiffbaulichen Produktentstehung durch Einsatz von Virtual Reality (VR)-Technologien, 2007.

### **Band 5**

Kurzewitz, Mathias: Kompetenzentwicklung als Element erfolgreicher Strategie-umsetzung – dargestellt am Beispiel des Schiffbaus, 2007.

### **Band 6**

Dauids, Niko: Workflow-Management in Produktentwicklungsprojekten der Investitionsgüterindustrie, 2008.

### **Band 7**

Möller, Carsten: Untersuchungen zum Drehen von gesinterten WC-Co-Hartmetallwalzringen, 2009.

### **Band 8**

Gotsch, Falko: Untersuchungen zum Zerspanverhalten von Elastomerschäumen mit dem Ziel einer wirtschaftlichen Fertigung von Feder-Dämpfer-Bauteilen, 2009.

### **Band 9**

Neumann, Lutz: Risikomanagement bei der Gestaltung von Unternehmenskooperationen – untersucht am Beispiel der Investitionsgüterindustrie, 2009.

### **Band 10**

Sellmer, Dirk: Untersuchungen zur Verbesserung des Arbeitsergebnisses beim Vollbohren unter besonderer Berücksichtigung der Prozesskräfte und der Spanbildung, 2010.

### **Band 11**

Eggers, Daniel: Entwicklung von Dienstleistungsportfolios bei Investitionsgüterherstellern – dargestellt am Beispiel der maritimen Industrie, 2009.

### **Band 12**

Kindler, Jörg: Werkstückqualität und Standzeitoptimierung von Zerspanwerkzeugen bei der Umrisssbearbeitung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen, 2010.

### **Band 13**

Frömming, Hanno: Zerspanung von WC-Co-Hartmetall im unterbrochenen Schnitt, 2011.

### **Band 14**

Schweitzer, Thomas: Nutzungsgradsteigerung verketteter Produktionslinien, 2011.

**Band 15**

Wagner, Lars Arne: Szenariobasierte Planung und Steuerung mit Simulation im Schiffbau, 2011.

**Band 16**

Schäfer, Christoph: Einsatzmodell zur systematischen Nutzung von Virtueller Realität in der Unikatproduktion, 2012.

**Band 17**

Hartmann, Dirk: Delamination an Bauteilkanten beim Umrissfräsen kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe, 2012.

**Band 18**

Kuyumcu, Arif: Modellierung der Termintreue in der Produktion, 2013.

**Band 19**

Czumanski, Thomas: Handlungsorientierte Analyse der Arbeitsproduktivität in der Serienproduktion, 2013.

**Band 20**

Schütte, Christoph: Bohren und Hobeln von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen unter besonderer Berücksichtigung der Schneide-Faser-Lage, 2014.

**Band 21**

Wandt, Robert: Modellgestützte Fertigungssteuerung in der Unikatfertigung am Beispiel des Schiffbaus, 2014.

**Band 22**

Eichenseer, Christiane: Beschichtung, thermomechanische Charakterisierung und Spannungsanalyse von Schneidkeramik, 2014.

**Band 23**

Heinig, Martin: Nutzung von Virtuellen Technologien für die Montageplanung von Unikaten, 2015.

**Band 24**

Körkel, Gregor K.: Zerspanbarkeitsbewertung von Faserverbundkunststoffen bei der Fräsbearbeitung dünnwandiger Bauteile in der Großserie, 2015.

**Band 25**

Ramirez Martinez, Juan A.: Flexible Automated Assembly Systems for Large CFRP-Structures using Geometrical and Force Information, 2015.

**Band 26**

Dose, Frank: Methode zur wissensbasierten Prozessentwicklung - Ein Ansatz für die Berücksichtigung sich wandelnder Teilsysteme beim Bohren von Schichtverbunden, 2015.

**Band 27**

Trzyna, Daniel: Modellierung und Steuerung von Eilaufträgen in der Produktion, 2015.

**Band 28**

Griefahn, Dominik M.: Geometrieprüfung innerer Strukturen von Faserverbund-Sandwichbauteilen, 2015.

**Band 29**

Borrmann, Christof: Adaptive Montageprozesse für CFK-Großstrukturen mittels Off-line-Programmierung von Industrierobotern, 2016.

**Band 30**

Klingelhöller, Christian: Trennschleifen von CFK-Schalenbauteilen mit räumlich gekrümmten Konturen, 2016.

**Band 31**

Titov, Fedor: Technologiegestützte Angebotserstellung für den Umbau komplexer Investitionsgüter, 2016.

**Band 32**

Tietze, Florian: Analyse und Verbesserung der Arbeitsproduktivität in der Unikatproduktion, 2017.

**Band 33**

Geis, Tobias: Bearbeitungsstrategien zur Zerspanung von Faser-Verbund-Honeycomb-Sandwich, 2017.

**Band 34**

Koppold, Nico: Kapazitätsplanung und -steuerung in der Instandhaltungsproduktion von Investitionsgütern, 2017.

**Band 35**

Halata, Philipp S.: Augmented-Reality-gestützte Informationsbereitstellung für die Unikatproduktion, 2018.

**Band 36**

Brügmann, Felix: Bauteilqualität und Werkzeugverschleiß beim Fräsen von CFK-Gelege unter räumlichen Eingriffsbedingungen, 2018.

**Band 37**

Benter, Martin: Analyse von Bewegungsabläufen mit 3D-Kameras, 2018.

**Band 38**

Koch, Christoph: Wertstromanalyse und -design für Auftragsfertiger, 2018.

**Band 39**

Cordes, Marcel: Modellierung von Bahngenaugigkeit und dynamischer Stabilität beim robotergeführten Fräsen, 2019.

**Band 40**

Piontek, Andreas: Modellierung der Termintreue im Auftragsdurchlauf, 2020.

**Band 41**

Grabner, Constantin: Methodengestütztes Produktivitätsmanagement – Entwicklung eines datenbasierten Vorgehens, 2020.

**Band 42**

Glöckner, Robert: Entwicklung eines Gesamtmodells der Arbeitsproduktivität und der logistischen Zielgrößen, 2020.

**Band 43**

Schröder, Henrik: Kompetenzentwicklung in der Montage mit Hilfe virtueller Technologien, 2020.

**Band 44**

Engehausen, Friederike: Modellierung und Auslegung der Reihenfolgebildung mit Rüstfamilien, 2021.

**Band 45**

Sikorra, Jan Niklas: Frühzeitige Aufwands- und Termineinschätzung der schiffbaulichen Unikatproduktion, 2021.

**Band 46**

Haux, Moritz A.: Modellierung von Unsicherheiten in der Planung der Unikatproduktion, 2021.

**Band 47**

von Wenserski, Robert: Helixfräsen und Bohren von laseradditiv gefertigten Bauteilen aus Titan für Luftfahrtanwendungen, 2021.