

Technische Universität Dortmund

Institut für Spanende Fertigung  
Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann  
Baroper Straße 303  
44227 Dortmund

Tel.: 0231 755-2782  
E-Mail: [dirk.biermann@tu-dortmund.de](mailto:dirk.biermann@tu-dortmund.de)  
Internet: [www.isf.de](http://www.isf.de)

Simulationsgestützte Werkzeugauslegung zur Unterdrückung  
von Spansegmentierung durch die gezielte Spanraumbegrenzung

Berger



ISBN 978-3-8027-8933-5

Sebastian Berger

**Simulationsgestützte  
Werkzeugauslegung zur Unterdrückung  
von Spansegmentierung durch die  
gezielte Spanraumbegrenzung**

**Schriftenreihe des ISF  
Hrsg.: Dirk Biermann**

 **Vulkan Verlag**

 **ISF**



# **Simulationsgestützte Werkzeugauslegung zur Unterdrückung von Spansegmentierung durch die gezielte Spanraumbegrenzung**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines  
**Dr.-Ing.**  
von der Fakultät Maschinenbau  
der Technischen Universität Dortmund  
Dissertation

vorgelegt von  
**Sebastian Berger, M. Sc.**  
aus  
Castrop-Rauxel

Tag der mündlichen Prüfung: 10. Juni 2025  
1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann  
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze

**Bocholt, 2025**

### **Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek**

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über [www.dnb.de](http://www.dnb.de) abrufbar.

ISBN 978-3-8027-8933-5





## Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Spanende Fertigung (ISF) der Technischen Universität Dortmund. Mein besonderer Dank gilt daher meinem Doktorvater, dem Institutsleiter Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann, für die stetige Unterstützung, die große Gestaltungsfreiheit sowie das mir entgegengebrachte Vertrauen bei sämtlichen Aufgaben und Projekten während meiner Zeit am ISF. Für die Übernahme des Korreferats danke ich herzlich Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze, Institutsleiter für Fertigungs- und Werkstofftechnik des Instituts für Produktionstechnik (wbk) am Karlsruher Institut für Technologie (KIT). Dem Leiter des Lehrstuhls für Werkstoffprüftechnik (WPT) der TU Dortmund, Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Walther, danke ich herzlich für seine Mitwirkung in der Prüfungskommission. Mein herzlicher Dank gilt darüber hinaus dem Oberingenieur des ISF, apl. Prof. PD Dr.-Ing. Dipl.-Inform. Andreas Zabel, für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Diese Dissertation basiert auf Erkenntnissen, die im Rahmen des von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) geförderten Projekts „Gezielte Begrenzung der Spandickenschwankungen zur Stabilisierung der Spanbildung bei höherfesten Metallen“ entstanden sind. Für die Förderung möchte ich mich an dieser Stelle herzlich bedanken. Bei allen aktiven und ehemaligen Kollegen des ISF und insbesondere der Abteilung Zerspanung bedanke ich mich für die einzigartige Arbeitsatmosphäre, die fachliche Unterstützung, den engen Austausch sowie die zahlreichen beruflichen und privaten Gespräche. Ein besonderer Dank gilt meinen langjährigen Freunden und Weggefährten Dr.-Ing. Julian Gerken und Dr.-Ing. Jannis Saelzer. Bei der Abteilung Schleiftechnologie bedanke ich mich herzlich für die Unterstützung bei der Constraintfertigung. Für die Unterstützung bei den experimentellen und simulativen Arbeiten danke ich allen technischen Angestellten des ISF sowie meinen aktiven und ehemaligen studentischen und wissenschaftlichen Hilfskräften sowie Abschlussarbeitern. Mein besonderer Dank gilt in diesem Zusammenhang Gabriel Brock, Felix Hoppe, Hakan Karagöz, Marvin Kunze, Daniele Nurra, Enrique Selter, Frederik Spilker und Johannes Schulte-Pelkum. Ein besonderer Dank gilt auch meinen Freunden, meiner gesamten Familie und insbesondere meinem Bruder und meinen Eltern, die mir den Weg zur Promotion durch ihre bedingungslose Unterstützung überhaupt erst ermöglicht haben. Abschließend bedanke ich mich von ganzem Herzen bei meiner Frau Simone für ihre Liebe und ihren unermüdlichen Rückhalt sowie die liebevolle Betreuung unserer Kinder Julius und Frieda. Vielen Dank für deine Unterstützung!



## Kurzfassung

Bei der Zerspaltung von Werkstoffen, die in hochtechnologisierten industriellen Bereichen eingesetzt werden, führt die hohe mechanische und thermische Belastbarkeit dieser Werkstoffe auch zu hohen mechanischen und thermischen Belastungen der Werkzeuge, die häufig mit erhöhten Verschleißraten einhergehen. Zudem stellt die insbesondere für hochfeste Werkstoffe charakteristische Segmentspanbildung eine zentrale Herausforderung dar. Bei dieser führen die periodischen Zyklen des Werkstoffanstauns und -ableitens zusammenhängender Werkstoffsegmente dazu, dass das Werkzeugsystem angeregt und dadurch Schwingungen verursacht werden. Dies kann zu einem erhöhten Werkzeugverschleiß sowie einer Verschlechterung der resultierenden Werkstückoberflächenqualität führen. Ein vielversprechender Ansatz zur Unterdrückung der Segmentspanbildung stellt der Einsatz eines Constraints dar. Bei diesem handelt es sich um einen Gegenkörper, der im Bereich der primären Scherzone positioniert wird und so den Spanraum lokal begrenzt, wodurch das Scherversagen unterdrückt und die Entstehung von Segmentspänen verhindert wird.

Ziel dieser Dissertation ist die Unterdrückung der Spansgmentierung bei der Zerspaltung hochfester Werkstoffe unter industrielevanten Schnittbedingungen durch eine gezielte Begrenzung des Spanraums. Hierzu wird zunächst die Charakteristik der Spansgmentierung untersucht. Dazu werden umfassende experimentelle Analysen der freien Spanbildung im orthogonalen Schnitt durchgeführt. Anschließend erfolgt eine Untersuchung des Werkstoffverhaltens mittels Werkstoffcharakterisierungsversuchen, um Modelle zu kalibrieren, die dieses Verhalten realitätsnah abbilden. Diese Modelle werden in Finite-Elemente-Simulationen der Spanbildung genutzt, um eine präzise Vorhersage der Segmentspanbildung zu ermöglichen. Nach erfolgreicher Simulation der Segmentspanbildung wird das Modell um einen Constraint erweitert, sodass die begrenzte Spanbildung im orthogonalen Schnitt untersucht werden kann. Dabei werden sowohl die Constraintkantengestalt als auch die Position des Constraints variiert, um eine Kombination zu ermitteln, die eine vollständige Unterdrückung der Scherbandbildung ermöglicht. Basierend auf diesen Erkenntnissen werden Constraints gefertigt und in experimentellen Untersuchungen mithilfe einer speziell entwickelten Spann- und Positioniervorrichtung eingesetzt. Abschließend erfolgt ein detaillierter Vergleich der Ergebnisse der begrenzten Spanbildung mit denen der freien Spanbildung, um die Auswirkungen des Constraints abschließend zu bewerten.



## **Abstract**

During machining of materials used in high-tech industrial areas, the high mechanical and thermal strength of these materials leads to high mechanical and thermal loads on the tools, which is often accompanied by increased wear rates. In addition, the segmented chip formation that is particularly characteristic for high-strength materials represents a central challenge. In this case, the periodic cycles of material build-up and sliding of contiguous material segments cause the tool system to be excited and thus cause vibrations. This can lead to increased tool wear and a decrease in the resulting workpiece surface quality. A promising approach for suppressing segmented chip formation represents the use of a constraint. This involves a counter body that is positioned in the area of the primary shear zone and thus locally limits the chip space, thereby suppressing shear failure and preventing the formation of segmented chips.

The aim of this thesis is to suppress chip segmentation during the machining of high-strength materials under industry-relevant cutting conditions by specifically limiting the chip space. To this end, the characteristic of chip segmentation is first examined. To do this, comprehensive experimental analyses of free chip formation in orthogonal cutting are carried out. Subsequently, the material behaviour is investigated by means of material characterisation tests in order to calibrate models that represent this behaviour. These models are used in finite element simulations of the chip formation to enable a precise prediction of segmented chip formation. After successful simulation of the segmented chip formation, a constraint is added to the model so that the constrained chip formation can be examined in orthogonal cutting. Both the constraint edge shape geometry and the position of the constraint are varied to determine a combination that allows for the complete suppression of shear band formation. Based on these findings, constraints are manufactured and used in experimental investigations with the help of a specially developed clamping and positioning device. Finally, a detailed comparison of the results of constrained chip formation with those of free chip formation is carried out to evaluate the effects of the constraint.



# Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis .....	I
Abkürzungen.....	III
Formelzeichen.....	V
1 Einleitung .....	1
2 Grundlagen und Stand der Forschung.....	3
2.1 Grundlagen der Spanbildung.....	3
2.2 Grundlagen der Spanbildungsmodellierung .....	5
2.2.1 Fließspannungsmodellierung .....	7
2.2.2 Schädigungsmodellierung.....	12
2.2.3 Reibungsmodellierung .....	18
2.3 Titan und Titanlegierungen.....	19
2.3.1 Werkstofftechnische Grundlagen.....	19
2.3.2 Spanende Bearbeitung der Titanlegierung Ti6Al4V.....	20
2.3.3 Modellierung und Simulation des Werkstoffverhaltens und der Spanbildung von Ti6Al4V .....	25
2.4 Stahl und Stahllegierungen.....	30
2.4.1 Werkstofftechnische Grundlagen.....	30
2.4.2 Spanende Bearbeitung der Stahllegierung 51CrV4 .....	31
2.4.3 Spanbildungssimulation der Stahllegierung 51CrV4.....	32
2.5 Verfahren zur Vermeidung von spanbildungsinduzierten Schwingungen	34
3 Zielsetzung und Vorgehensweise .....	39
4 Experimentelle Randbedingungen.....	43
4.1 Versuchswerkstoffe.....	43
4.2 Versuchswerkzeuge.....	45
4.3 Maschinen und Prüfstände .....	46
4.4 Mess- und Analysetechnik .....	49

---

4.5	Versuchsaufbauten .....	51
4.5.1	Experimentelle Spanbildungsanalyse.....	51
4.5.2	Versuchsaufbau zur Spanwurzeluntersuchung .....	55
5	Experimentelle Untersuchung der freien Spanbildung im orthogonalen Schnitt .....	57
5.1	Zerspanung der Titanlegierung Ti6Al4V .....	57
5.2	Zerspanung der Stahllegierung 51CrV4.....	72
6	Modellierung der Spanbildung.....	81
6.1	Modellierung des orthogonalen Schnitts.....	81
6.2	Werkstoffcharakterisierung und -modellierung .....	82
6.2.1	Fließspannung .....	83
6.2.2	Werkstoffschädigung .....	85
6.3	Reibungscharakterisierung und -modellierung .....	90
6.4	Modellierung der begrenzten Spanbildung .....	91
6.4.1	Randomisierte Generierung der Constraintkantengestalt .....	92
7	Spannungssimulation der freien Spanbildung im orthogonalen Schnitt.....	95
7.1	Simulation der freien Spanbildung von Ti6Al4V .....	95
7.2	Simulation der freien Spanbildung von 51CrV4.....	105
8	Simulative Untersuchung der begrenzten Spanbildung im orthogonalen Schnitt .....	111
8.1	Simulation der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V.....	111
8.2	Simulation der begrenzten Spanbildung von 51CrV4 .....	123
9	Experimentelle Untersuchung der begrenzten Spanbildung im orthogonalen Schnitt.....	127
9.1	Zerspanung der Titanlegierung Ti6Al4V .....	127
9.2	Zerspanung der Stahllegierung 51CrV4.....	141
10	Zusammenfassung und Ausblick.....	149
11	Literaturverzeichnis .....	157

## Abkürzungen

<b>Abkürzung</b>	<b>Bedeutung</b>
Al	Aluminium
ALE	Arbitrary Lagrangian-Eulerian
BSE	Rückgestreute Elektronen (engl. backscattered electrons)
C	Kohlenstoff
CEL	Gekoppelte Euler-Lagrange (Methode) (engl. coupled Eulerian-Lagrangian)
CNC	Computerbasierte Numerische Steuerung (engl. computerised numerical control)
Cr	Chrom
CV	Kritischer Wert (engl. critical value)
DIC	Digitale Bildkorrelation (engl. digital image correlation)
DMS	Dehnungsmessstreifen
DMG	Schädigung (engl. damage)
EBS	Elektronenrückstreuung (engl. electron backscatter diffraction)
EDX	Energiedispersive Röntgenspektroskopie (engl. energy dispersive X-ray spectroscopy)
Fe	Eisen
FE	Finite Elemente
FS	Fließspannung (engl. flow stress)
hdp	hexagonal dichtest gepackt
HV	Vickershärte
ISF	Institut für Spanende Fertigung der TU Dortmund
JC	Johnson und Cook
kfz	kubisch-flächenzentriert
KI	Künstliche Intelligenz
krz	kubisch-raumzentriert
Mn	Mangan
N	Stickstoff
NI	National Instruments®
O	Sauerstoff
P	Phosphor
PC	Personal Computer
REM	Rasterelektronenmikroskop

S	Schwefel
SE	Sekundärelektronen (engl. secondary electrons)
SHPB	Split-Hopkinson-Pressure-Bar
Si	Silizium
ST	Erweichung (engl. soften to)
TEM	Transmissionselektronenmikroskop
Ti	Titan
TU	Technische Universität
V	Vanadium
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
WC	Wolframkarbid
Y	Yttrium

## Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
$a$	$\mu\text{m}$	Constraintabstand
$a$	-	Werkstoffkonstante zur Veränderung der Spannungs-Dehnungs-Abnahme bei hohen Dehnungen
$b$	-	Werkstoffkonstante zur Änderung der Dehnung während der Spitzenspannung
$b_S$	mm	Theoretische Scherbandbreite
$c$	-	Werkstoffkonstante zur Veränderung der Spannungs-Dehnungs-Abnahme bei relativ niedrigen Dehnungen
$c_i$	var.	Koeffizienten des Fließspannungsmodells nach Zerilli und Armstrong
$c_s$	m/s	Schallgeschwindigkeit
$c_{St}$	m/s	Wellenausbreitungsgeschwindigkeit
$d$	-	Werkstoffkonstante zur Beschreibung der Größenordnung der thermischen Entfestigung
$d$	mm	Innendurchmesser
$d_K$	$\mu\text{m}$	Korndurchmesser
$d_R$	mm	Rohrinnendurchmesser
$d_{Ring}$	mm	Ringinnendurchmesser Scherprobe
$f$	Hz	Frequenz
$f_a$	Hz	Frequenzbereich Beschleunigungssensor
$f_M$	Hz	Aufzeichnungsfrequenz
$f_{seg}$	Hz	Segmentierungsfrequenz
$g$	-	Modellparameter Korngrenzengleiten
$h$	mm	Spannungsdicke
$h'$	mm	Spandicke
$h_d$	mm	Strahlabstand
$h_{Ring}$	mm	Ringhöhe Scherprobe
$l_c$	mm	Schnittlänge
$l_E$	mm	Elementkantenlänge
$l_P$	mm	Probenlänge
$l_{Pr}$	mm	Projektillänge
$l_{P0}$	mm	Probenlänge im Ausgangszustand
$l_R$	m	Rohrlänge
$l_{St}$	mm	Stablänge
$m$	-	Fließspannungsparameter Temperaturexponent

$n$	-	Fließspannungsparameter Verfestigungsexponent
$p$	-	Fließspannungsparameter Dehnungsexponent
$p_L$	bar	Luftdruck
$p_{St}$	bar	Strahlmitteldruck
$r$	mm	Radius
$r$	-	Modellparameter Korngrenzengleiten
$r_\beta$	$\mu\text{m}$	Schneidkantenradius
$t$	s	Zeit / Zeitpunkt
$\Delta t_I$	s	Impulsdauer
$t_{Ring}$	s	Ringtiefe Scherprobe
$v_c$	m/min	Schnittgeschwindigkeit
$v_{c,krit}$	m/min	Kritische Schnittgeschwindigkeit
$v_{f,eff}$	mm/s	Strahlvorschubgeschwindigkeit
$v_{Pr}$	m/s	Projektilgeschwindigkeit
$v_r$	m/min	Relativgeschwindigkeit
$w$	m/s	Partikelgeschwindigkeit
$w_c$	mm	Spanungsbreite
$w_w$	mm	Werkstückbreite
$A$	$\mu\text{m}$	Amplitude der Werkzeugauslenkung
$A$	%	Bruchdehnung
$A$	MPa	Fließspannungsparameter Fließbeginn
$A_i$	$\text{mm}^2$	Stabquerschnitt SHPB-Eingangsstab
$A_o$	$\text{mm}^2$	Stabquerschnitt SHPB-Ausgangsstab
$A_P$	$\text{mm}^2$	Probenquerschnitt
$A_{P0}$	$\text{mm}^2$	Probenquerschnitt im Ausgangszustand
$A_S$	$\text{mm}^2$	Mantelfläche Kegelstumpf
$A_{St}$	$\text{mm}^2$	Stabquerschnitt der SHPB-Stäbe
$B$	MPa	Fließspannungsparameter Verfestigungsfaktor
$C$	-	Fließspannungsparameter Dehnratenfaktor
$D$	-	Fließspannungsparameter Thermische Entfestigung
$D$	mm	Außendurchmesser
$D_{Ring}$	mm	Ringaußendurchmesser Scherprobe
$D_m$	-	Schädigungsparameter
$D_P$	mm	Probendurchmesser
$D_{St}$	mm	Stabdurchmesser
$D_{Zylinder}$	mm	Zylinderaußendurchmesser Scherprobe
$E$	GPa	Elastizitätsmodul
$E_{St}$	N/mm <sup>2</sup>	Elastizitätsmodul der SHPB-Stäbe

$F$	N	Kraft
$F_c$	N	Schnittkraft
$F_p$	N	Passivkraft
$H_m$	HV	Mittlere Härte
$R_a$	$\mu\text{m}$	Arithmetischer Mittenrauwert
$R_m$	MPa	Zugfestigkeit
$R_{max}$	$\mu\text{m}$	Maximale Rautiefe
$R_{p0,2}$	MPa	0,2 %-Dehngrenze
$R_z$	$\mu\text{m}$	Gemittelte Rautiefe
$S$	-	Fließspannungsparameter Thermische Entfestigung
$S_\alpha$	$\mu\text{m}$	Strecke auf der Constraintfreifläche
$S_\beta$	$\mu\text{m}$	Strecke der Profilabflachung
$S_\gamma$	$\mu\text{m}$	Strecke auf der Constraintspanfläche
$\bar{S}$	$\mu\text{m}$	Mittlere Verrundung
$T$	$^\circ\text{C}$	Temperatur
$T_m$	$^\circ\text{C}$	Schmelztemperatur
$T_r$	$^\circ\text{C}$	Referenztemperatur
$T_U$	$^\circ\text{C}$	Umgebungstemperatur
$V_D$	l	Volumen Druckbehälter
$\alpha$	$^\circ$	Freiwinkel
$\alpha_{St}$	$^\circ$	Strahlwinkel
$\beta$	$^\circ$	Keilwinkel
$\gamma$	$^\circ$	Spanwinkel
$\delta_{sb}$	$\mu\text{m}$	Scherbandbreite
$\varepsilon$	-	Elastische Dehnung
$\varepsilon_{pl}$	-	Plastische Dehnung
$\varepsilon_r$	-	Reflektierte elastische Dehnung im Eingangsstab
$\varepsilon_{seg}$	-	Dehnung im Spansegment
$\varepsilon_{sb}$	-	Dehnung des katastrophalen Scherversagens
$\varepsilon_t$	-	Transmittierte elastische Dehnung im Ausgangsstab
$\dot{\varepsilon}$	$\text{s}^{-1}$	Dehnrate
$\dot{\varepsilon}_0$	$\text{s}^{-1}$	Referenzdehnrate
$\dot{\varepsilon}_{pl}$	$\text{s}^{-1}$	Plastische Dehnrate
$\dot{\varepsilon}_{seg}$	$\text{s}^{-1}$	Dehnrate im Segment
$\dot{\varepsilon}_v$	$\text{s}^{-1}$	Vergleichsdehnrate
$\theta$	$^\circ$	Scherwinkel einer Scherprobe
$K$	-	Formfaktor

---

$\lambda$	-	Spanstauchung
$\mu$	-	Reibungskoeffizient
$\rho$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte
$\sigma$	MPa	Spannung
$\sigma_f$	MPa	Fließspannung
$\sigma_n$	MPa	Normalspannung
$\sigma_p$	MPa	Spannung der SHPB-Probe
$\sigma_{St}$	-	Strahlmittelkonzentration
$\tau$	MPa	Scherspannung
$\tau_r$	MPa	Reibspannung
$\varphi$	°	Scheitelwinkel
$\varphi$	-	Scherdehnung
$\dot{\varphi}$	s <sup>-1</sup>	Scherdehnrate
$\varphi_{Reib}$	°	Neigungswinkel
$\phi$	°	Scherwinkel
$\Phi$	lm	Lichtstrom
$\chi$	-	Constraint-Extrusionsfaktor





## 1 Einleitung

Die Anforderungen an moderne Fertigungsprozesse steigen kontinuierlich, insbesondere durch immer strengere Sicherheitsbestimmungen und technische Vorgaben. Dies betrifft vor allem hochtechnologisierte Branchen wie die Luft- und Raumfahrttechnik, in denen verstärkt hochleistungsfähige Werkstoffe zum Einsatz kommen, die eine Vielzahl spezialisierter Anwendungseigenschaften vereinen. Damit einher geht die notwendige kontinuierliche Steigerung der Produktqualität, um den wachsenden Forderungen gerecht zu werden. Gleichzeitig muss für eine wirtschaftliche Produktion die Produktivität nicht nur gewährleistet, sondern idealerweise weiter gesteigert werden. Ein Beispiel für einen solchen hochleistungsfähigen Werkstoff ist die Titanlegierung Ti6Al4V, die aufgrund ihrer geringen Dichte besonders als Werkstoff für den Leichtbau geeignet ist. Gleichzeitig weist sie eine hohe spezifische Festigkeit, eine sehr gute Korrosionsbeständigkeit sowie eine hohe Biokompatibilität auf. Diese Kombination macht Ti6Al4V zu einem vielseitigen Konstruktionswerkstoff, der neben der Luft- und Raumfahrttechnik auch in der chemischen Industrie, der Medizin- und Dentaltechnik sowie im Freizeitbereich Anwendung findet [Pet02]. Den hervorragenden Eigenschaften steht jedoch eine schlechte Zerspanbarkeit gegenüber. Die geringe Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs bedingt hohe Werkzeugtemperaturen, die hohe Werkzeugverschleißraten zur Folge haben. Zudem stellt die charakteristische Segmentspannbildung eine Herausforderung bei der spanenden Bearbeitung dar. Durch die wiederkehrenden Vorgänge des Aufstauens und Abgleitens von Werkstoffsegmenten vor der Schneide kommt es zu einer periodischen Anregung der Werkzeuge, wodurch der Werkzeugverschleiß weiter erhöht, die Oberflächenqualität des Werkstücks vermindert und die Lebensdauer von Werkzeugmaschinenkomponenten reduziert wird [Kom02]. Die Segmentspannbildung ist jedoch kein Phänomen, das ausschließlich bei Titanlegierungen auftritt. Auch einige, insbesondere hochfeste, Stahllegierungen zeigen eine Neigung zur Spansegmentierung. Bei hochfesten Stählen ist die Ursache der Segmentspannbildung jedoch primär mechanisch bedingt, während bei Titanlegierungen thermische Effekte maßgeblich zur Ausbildung von Scherbändern führen. Trotz dieser Unterschiede sind die negativen Auswirkungen auf den Produktionsprozess vergleichbar, da sowohl die Werkzeugbelastung als auch die Prozessstabilität beeinträchtigt werden. Um diesen Herausforderungen zu begegnen, wurden verschiedene Ansätze entwickelt, die darauf abzielen, die spanbildungsinduzierten Schwingungen zu dämpfen, zu unterdrücken oder die Segmentspannbildung direkt zu vermindern bzw. vollständig zu vermeiden. Allerdings gibt es bislang keine vollständig zufriedenstellenden Lösungen, da bestehende Konzepte noch mit verschiedenen Unzulänglichkeiten behaftet sind. Ein vielversprechender Ansatz ist durch den Einsatz eines Gegenkörpers, der auch häufig als Constraint bezeichnet wird, direkt an der Ursache der spanbildungsinduzierten Schwingungen anzusetzen. Dazu wird der Constraint gegenüber der primären Scherzone positioniert, um die Spansegmentierung zu unterdrücken. Dieses Konzept wurde bislang überwiegend

für sehr weiche Werkstoffe oder für Schnittparameter untersucht, die außerhalb des industriell relevanten Anwendungsbereichs liegen, wodurch sich unmittelbar eine Forschungslücke ableitet. Für eine zukünftige industrielle Umsetzung und die damit verbundenen Vorteile ist eine grundlegende und systematische Untersuchung der Spanraumbegrenzung unter praxisnahen Schnittparametern erforderlich.

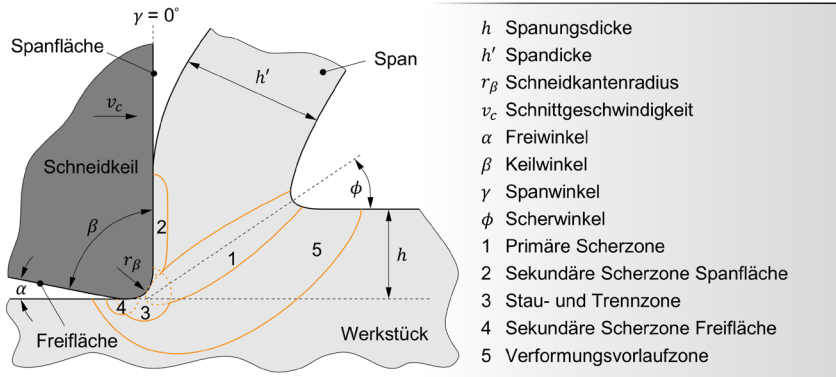
Das Schließen dieser Forschungslücke ist Gegenstand der vorliegenden Arbeit. Im Rahmen dieser wird ein Werkzeugsystem simulationsgestützt ausgelegt, das durch die gezielte Begrenzung des Spanraums eine Unterdrückung der Spansegmentierung unter industrierelevanten Schnittparametern ermöglichen soll. Dazu ist es zunächst erforderlich die Segmentspanbildung bei der freien Zerspanung der Titanlegierung Ti6Al4V anhand experimenteller Untersuchungen im orthogonalen Schnitt zu analysieren. Anschließend erfolgt die simulative Abbildung der freien Spanbildung mithilfe eines Finite-Elemente-Spanbildungsmodells, wobei die Eingangsparameter zur Modellparametrierung sowohl durch experimentelle Werkstoffcharakterisierungsversuche ermittelt als auch anhand von Literaturwerten gewählt werden. Darauf aufbauend wird das Werkzeugsystem, bestehend aus Schneidwerkzeug und Gegenkörper (Constraint), simulationsgestützt ausgelegt, um Erkenntnisse zur geometrischen Gestaltung sowie zur Positionierung des Constraints im Zerspanungsprozess zu gewinnen. Im nächsten Schritt erfolgt die Fertigung der Constraints sowie eines geeigneten Positionier- und Spannsystems, die anschließend zur Validierung der Simulationsergebnisse in Orthogonalschnittversuchen zur begrenzten Spanbildung experimentell eingesetzt werden. Darüber hinaus wird untersucht, inwiefern das Constraint-Prinzip auf die Zerspanung des Stahlwerkstoffs 51CrV4 übertragbar ist. Für diesen Werkstoff werden die zuvor beschriebenen Untersuchungen weitgehend analog durchgeführt.

## 2 Grundlagen und Stand der Forschung

In diesem Kapitel werden die Grundlagen der Spanbildung und der Modellierung von Zerspanprozessen erläutert. Der Fokus liegt dabei auf Werkstoffen, die charakteristischerweise zur Segmentspanbildung neigen. Anschließend werden die Herausforderungen beschrieben, die bei der Zerspanung segmentspanbildender Werkstoffe auftreten, und wie diesen begegnet werden kann.

### 2.1 Grundlagen der Spanbildung

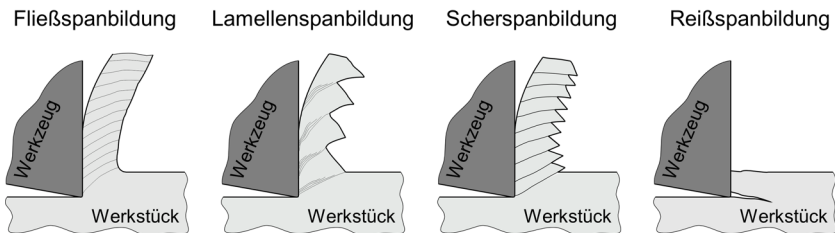
Das mechanische Abtrennen von Werkstoff von einem Werkstück unter der Verwendung eines Werkzeuges mit einer definierten Anzahl und Lage von Schneiden sowie einer definierten Geometrie der Schneidkeile wird nach DIN 8589-0 als Spanen mit geometrisch bestimmter Schneide definiert [DIN 8589-0]. Dieser Prozess, auch als Zerspanung bezeichnet, ist durch komplexe Stauch- und Schervorgänge im Bereich vor der Schneide gekennzeichnet. Zur Beschreibung dieser Vorgänge unterteilt *Warnecke* die Spanbildungszone in fünf Sub-Wirkzonen, die in **Abbildung 2.1** dargestellt sind [War74].



**Abbildung 2.1:** Wirkzonen bei der Spanentstehung nach *Warnecke* [War74]

Dringt der Schneidkeil mit der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  und einer definierten Spanungsdicke  $h$  in den Werkstoff ein, kommt es vor der Schneide zunächst zu einer elastischen und anschließend zu einer plastischen Verformung des Werkstoffs (Zone 5). Zusätzlich erfährt der Werkstoff in der primären Scherzone (Zone 1) eine Scherbeanspruchung, die bei Überschreiten der vom Werkstoff abhängigen, maximal zulässigen

Schubspannung zu einem Abscheren des Werkstoffs unter dem Scherwinkel  $\phi$  führt [Klo18a]. Die sekundären Scherzonen im Bereich der Span- und Freifläche (Zone 2 und 4) sind vor allem durch Reibvorgänge zwischen den Werkzeugkontaktflächen und des Werkstückwerkstoffs geprägt, durch die der Werkstoff eine zusätzliche plastische Verformung erfahren kann. Die eigentliche Werkstofftrennung erfolgt in der Stau- und Trennzone (Zone 3), woraufhin eine neue Werkstückoberfläche sowie der Span entstehen [War74]. Die Art wie sich der Span ausbildet hängt von den Eigenschaften des Werkstückwerkstoffs sowie den eingestellten Schnittbedingungen ab. Nach *Vieregge* kann im Wesentlichen in vier Spanbildungsarten unterteilt werden, die in **Abbildung 2.2** dargestellt sind [Vie70].



**Abbildung 2.2:** Spanbildungsarten nach *Vieregge* [Vie70]

Weist der zu zerspanende Werkstoff eine hohe Duktilität auf, kommt es charakteristischerweise zu einer Fließspanbildung. Bei dieser entsteht im Bereich der primären Scherzone ein kontinuierlicher Spanfluss und der Span gleitet über die Spanfläche ab. Begünstigt wird die Fließspanbildung durch kleine bis mittlere Spanungsdicken, hohe Schnittgeschwindigkeiten, positive Spanwinkel sowie ein gleichmäßiges, feinkörniges Gefüge [Pau08, Vie70]. Weist der Werkstoff ein ungleichmäßiges Gefüge auf oder führt die Werkstoffverformung während des Spanbildungsvorgangs zu einer Festigkeitsreduktion im Bereich der Scherzonen, so kommt es zur Lamellenspanbildung. Bei dieser bilden sich periodisch Scherbänder im Span, die eine Veränderung der Spanablaufgeschwindigkeit und damit einhergehend eine Veränderung der Reibungsverhältnisse zwischen Werkzeug und Werkstück zur Folge haben. Häufig tritt dies bei gut verformbaren Werkstoffen mit höherer Festigkeit auf, insbesondere, wenn diese mit hohen Schnittgeschwindigkeiten bearbeitet werden. Auch Schwingungen im Zerspanungsprozess und die damit einhergehenden Schwankungen in der Spanungsdicke begünstigen eine Lamellenspanbildung [Den11, Vie70]. Übersteigt die Deformation in der primären Scherzone die Verformbarkeit des zu zerspanenden Werkstoffs, entstehen Spansegmente, die im Verlauf des Spanbildungsprozesses lokal vollkommen voneinan-

der getrennt werden und anschließend wieder zusammenschweißen. Dieser diskontinuierliche Vorgang ist für die Scherspannbildung charakteristisch, die meist bei Einsatz geringer Schnittgeschwindigkeiten sowie größerer Spanungsdicken auftritt und durch negative Spanwinkel begünstigt wird. Die Scherspannbildung kann als eine Art Sonderfall der Lamellenspannbildung verstanden werden, bei der der entstehende Span deutliche Unterschiede in der Gefügestruktur zwischen den wenig verformten Spansegmenten und den stark deformierten Scherbändern aufweist [Klo18a, Vie70]. Bei der Reißspannbildung bleibt eine plastische Formänderung des Werkstoffs aus und die Späne werden aus dem Werkstoffverbund herausgerissen. Die Werkstofftrennung verläuft unregelmäßig und auf der Werkstückoberfläche lassen sich deutliche Oberflächendefekte erkennen. Diese Art der Spanbildung tritt vorwiegend bei sehr spröden Werkstoffen und starken Gefügeinhomogenitäten auf [Vie70].

## 2.2 Grundlagen der Spanbildungsmodellierung

Die steigenden Anforderungen an die Produktqualität bei gleichzeitigen Bestrebungen zur Erhöhung der Produktivität erfordern eine kontinuierliche Weiterentwicklung von Zerspanprozessen. In diesem Zusammenhang bietet die Spanbildungssimulation eine effektive Möglichkeit, den experimentellen Aufwand zu reduzieren, Kosten zu senken und im Sinne nachhaltiger Produktionsstrategien den Ressourcen- und Energieverbrauch zu minimieren. Die Ziele der Simulation von Zerspanprozessen sind vielfältig. Dazu zählen die Prozessauslegung, die Vorhersage von Prozessergebnissen sowie die Prozessoptimierung zur Steigerung von Produktivität und Produktqualität [Arr13]. Die für die Spanbildungssimulation notwendigen Modelle lassen sich in analytische, numerische, experimentelle, auf künstlicher Intelligenz (KI) basierende und hybride Modellierungstechniken einteilen [vLu98]. Analytische Modelle basieren auf mathematischen Gleichungen, die die physikalischen Prozesse während der Zerspannung beschreiben. Dadurch ermöglichen diese Modelle eine schnelle und ressourcenschonende Vorhersage von Spanbildung, Schnittkräften und Werkzeugverschleiß eignen sich aufgrund einiger notwendiger Vereinfachungen jedoch nur bedingt zur Beschreibung von komplexen Prozessvorgängen. Empirische Modelle weisen gegenüber numerischen Modellen ebenfalls eine kürzere Berechnungsdauer auf, sind aber in der Regel nur für einen limitierten Prozessraum kalibriert. Sie basieren auf experimentell ermittelten Daten, die mithilfe statistischer Methoden analysiert werden, um Zusammenhänge zwischen Prozessparametern und Ergebnissen wie Schnittkräften, Temperaturen oder Spanformen abzuleiten. Die Datenerhebung erfordert zeit- und kostenintensive experimentelle Untersuchungen, jedoch weisen die Modelle für den kalibrierten Prozessraum meist eine hohe Vorhersagegenauigkeit auf. Eine Übertragbarkeit auf Prozessparameter außerhalb dieses Bereichs ist allerdings eingeschränkt [Den11].

Mit der numerischen Modellierung mittels Finite-Elemente-Methode (FEM) lassen sich Leistungen und Kräfte sowie Verschiebungen, Bahngeschwindigkeiten, Dehnungen, Spannungen und auch thermische Größen realitätsnah vorhersagen. Zudem sind sie im Vergleich zu den empirischen Modellen robuster gegenüber einer Veränderung der Prozessbedingungen. Die hohe Vorhersagegenauigkeit erfordert jedoch auch einen hohen Modellierungsaufwand, der häufig zu höheren Rechenzeiten führt [Den11]. Ein wesentlicher Vorteil der numerischen Modellierung ist, dass sich nahezu jede Form der Spannbildung abbilden, wenngleich die Vorhersagegenauigkeit stark von den verwendeten Modellen abhängt [Zab10]. Um die numerische Modellierung für die Spannbildungssimulation einsetzen zu können, ist zunächst eine Diskretisierung des Kontinuums, also eine Unterteilung des Werkstücks oder Werkzeugs in endlich viele finite Elemente (FE) erforderlich. Dazu gibt es zwei primäre mathematische Formulierungen: die nach Euler und die nach Lagrange. Während sich ein lagrangesches Netz mit dem Werkstoff verformt, ist ein eulersches Netz im Raum fixiert und der Werkstoff bewegt sich durch dieses hindurch. Ein wesentlicher Nachteil der Formulierung nach Euler ist die Annahme einer stationären Netzkonfiguration, weswegen damit nur stationäre Prozesse simuliert werden können und eine Vorhersage der Spanmorphologie nicht möglich ist [Arr13]. Bei dem rechenintensiveren Ansatz nach Lagrange ist eine Verformung des Netzes zwar möglich, bei großen Deformationen führt dies jedoch zu einer Verzerrung des Netzes, was wiederum zu einer geringeren Genauigkeit der Ergebnisse führt. Um diese Ungenauigkeit zu überwinden, wurden die Techniken des Remeshing und der Elementlöschung entwickelt [Duc17]. Ein Ansatz, der die Vorteile der beiden Formulierungen vereint, ist die Arbitrary Lagrangian Eulerian (ALE)-Formulierung. Bei dieser ist das Netz weder an den Werkstoff gebunden noch im Raum fixiert, sondern kann sich unabhängig vom Werkstoff bewegen [Mov00]. Aufgrund dieser Freiheit können größere Verzerrungen gehandhabt werden, als dies bei einer rein Lagrange'schen Methode möglich wäre, während gleichzeitig eine höhere Auflösung als bei einem rein Euler'schen Ansatz erzielt werden kann [Zha15]. Einer der Hauptnachteile von ALE-Modellen mit Euler'schen Randbedingungen ist, dass ein anfänglicher Span definiert werden muss [Arr08]. Ein weiterer Ansatz, der die Vorteile beider Formulierungen vereint, ist die Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL)-Methode. Bei dieser basiert die Vernetzung des Werkzeugs auf einer Lagrange'schen Formulierung, bei der das Netz der Werkstoffverschiebung folgt, und einem Werkstück, das mittels der Euler'schen Formulierung durch ein nicht verschiebbares und von der Werkstoffverformung unabhängiges Netz beschrieben wird [Duc17]. Ein wesentlicher Nachteil dieser Methode ist der hohe Rechenaufwand an der Schnittstelle der Euler'schen und Lagrange'schen Bereiche [Ris11]. Allen Modellierungsansätzen ist gemein, dass zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens in der Simulation eine Implementierung von Werkstoffmodellen erforderlich ist, die zuvor anhand experimenteller oder analytischer Methoden parametrisiert

und kalibriert werden müssen. Zu diesen Modellen gehören das Fließspannungsmodell, das die plastische Verformung des Werkstoffs beschreibt, das Schädigungsmodell, das die Werkstoffschädigung sowie das Werkstoffversagen unter mechanischer und thermischer Belastung berücksichtigt, und das Reibungsmodell, das den Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück beschreibt. Die theoretischen Grundlagen dieser Teilmodelle und ihrer Kalibrierung werden im Folgenden erläutert.

### 2.2.1 Fließspannungsmodellierung

Bei der Simulation von Spanbildungsprozessen ist die realitätsnahe Modellierung des plastischen Werkstoffverhaltens von entscheidender Bedeutung für die Erzielung valider Ergebnisse. Hierbei spielen Fließspannungsmodelle eine zentrale Rolle, da sie das Verhältnis zwischen der Fließspannung des Werkstoffs und dessen plastischer Verformung beschreiben [Arr13]. Einer der ersten Ansätze zur Beschreibung der Kaltverfestigung wurde bereits 1909 von *Ludwik* formuliert [Lud09]:

$$\sigma_f = A + B\varepsilon_{pl}^n \quad (1)$$

In diesem dehnungsabhängigen Term beginnt die Fließspannung bei einer fixen Spannung  $A$  und steigt dann mit zunehmender Dehnung in Abhängigkeit des Verfestigungsfaktors  $B$  und des Verfestigungsexponenten  $n$ . *Hollomon* vereinfachte diese Beziehung, indem er auf den Parameter  $A$  verzichtete [Hol45]:

$$\sigma_f = B\varepsilon_{pl}^n \quad (2)$$

Mit dieser Vereinfachung beginnt die Fließspannung bei null und hängt nur vom Verfestigungsfaktor  $B$  und vom Verfestigungsexponent  $n$  ab. Eine ähnliche Formulierung wurde von *Swift* verwendet, bei welcher der Parameter  $A$  zwar erhalten bleibt, durch die Formulierung als Produkt die Fließspannung jedoch ebenfalls bei null beginnt [Swi52]:

$$\sigma_f = A(B + \varepsilon_{pl})^n \quad (3)$$

Bei den oben genannten Gleichungen (1)-(3) nimmt die Fließspannung mit steigender Dehnung immer weiter zu. Eine Formulierung, bei der der Werkstoff bei einer Spannung  $B$  zu fließen beginnt und gegen einen Grenzwert  $A$  läuft, wurde von *Voce* eingeführt [Voc48]:

$$\sigma_f = A - (A - B)e^{n\varepsilon_{pl}} \quad (4)$$

*Hocket* und *Sherby* formulierten einen ähnlichen Verlauf der Fließspannungskurve, führten jedoch einen zusätzlichen Exponenten  $p$  ein, wodurch der Verlauf der Fließspannungskurve flexibler beschrieben werden kann [Hoc75]:

$$\sigma_f = A - (A - B)e^{n\varepsilon_{pl}^p} \quad (5)$$

Da eine reine Dehnungsabhängigkeit eine starke Vereinfachung der komplexen Deformationsvorgänge während der Spannbildung darstellt, wurden weitere Modelle entwickelt, die bei der Beschreibung des plastischen Werkstoffverhaltens die Einflüsse von Dehnung, Dehnrate und Temperatur berücksichtigen. Durch die Implementierung dieser Modelle in die Spannbildungssimulation ist es möglich, die resultierenden Prozesskräfte, Temperaturen und Spanformen präzise vorherzusagen, was für die Optimierung von Werkzeugdesign und Prozessparametern von entscheidender Bedeutung ist. Ein Beispiel für solches Modell ist das Fließspannungsmodell nach *Zerilli* und *Armstrong* [Zer87], das in zwei Varianten existiert:

$$\text{krz:} \quad \sigma_f = A + c_1 e^{T(-c_3 + c_4 \ln \dot{\varepsilon}_{pl})} + c_5 \varepsilon_{pl}^n + \frac{k}{\sqrt{d_k}} \quad (6)$$

$$\text{kfz:} \quad \sigma_f = A + c_2 \sqrt{\varepsilon_{pl}} e^{T(-c_3 + c_4 \ln \dot{\varepsilon}_{pl})} + \frac{k}{\sqrt{d_k}} \quad (7)$$

Dieses berücksichtigt neben Verfestigungs- und Entfestigungsparametern auch die Mikrostruktur, wobei zwischen kubisch-raumzentriert und kubisch-flächenzentriert unterschieden wird. Ein weiteres dehnungs-, dehnraten und temperaturabhängiges Fließspannungsmodell ist das Modell nach *Johnson* und *Cook* [Joh83]:

$$\sigma_f = (A + B \varepsilon_{pl}^n) \left( 1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left( 1 - \left( \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right) \quad (8)$$

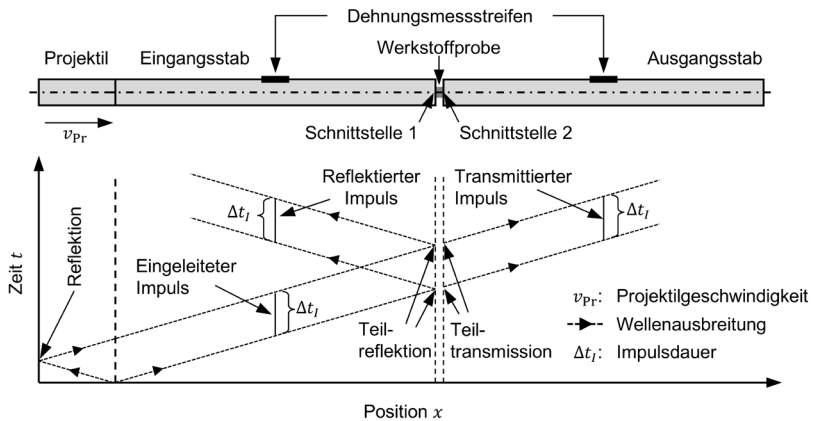
Es besteht im Wesentlichen aus drei Termen, die miteinander multipliziert werden und jeweils den Einfluss der Dehnung, Dehnrate und Temperatur unabhängig voneinander beschreiben. Die dehnungsabhängige Verfestigung wird dabei über den bereits vorgestellten Ludwik-Term beschrieben, während der Dehnrateneinfluss auf eine Referenzdehnrate  $\dot{\varepsilon}_0$  bezogen und mit dem Koeffizienten  $C$  gewichtet wird. Der Einfluss der Temperatur wird auf die homologe Temperatur bezogen und mit dem Exponenten  $m$  gewichtet. Aufgrund des einfachen Aufbaus und der numerischen Stabilität wird dieses Modell im Bereich der Zerspannung am häufigsten verwendet.

Um in der Spannbildungssimulation realitätsnahe Vorhersagen über das Werkstoffverhalten zu erhalten, ist eine Kalibrierung dieser Modelle erforderlich. Da die mechanischen Eigenschaften eines Werkstoffs, darunter auch die Fließspannung, stark von der chemischen Zusammensetzung, der Mikrostruktur und der Wärmebehandlung des

Werkstoffs abhängen, muss diese Kalibrierung werkstoff- und teilweise sogar chargenspezifisch erfolgen. Zur Bestimmung der Modellparameter kommen experimentelle Methoden wie Zug- und Druckversuche, Split-Hopkinson-Pressure-Bar (SHPB)-Tests sowie Mikrostrukturanalysen zum Einsatz, die mit numerischen Optimierungsverfahren kombiniert werden können. Eine alternative Herangehensweise stellen inverse Methoden dar, bei denen die Modellparameter so angepasst werden, dass die Simulationsergebnisse bestmöglich mit experimentellen Daten übereinstimmen. Diese Methode wird häufig genutzt, um messtechnische Einschränkungen zu kompensieren. Nachteilig an inversen Methoden sind die oft hohen Rechenzeiten infolge iterativer Optimierungsprozesse sowie die fehlende physikalische Grundlage der ermittelten Parameter [Arr13].

Zur experimentellen Charakterisierung des plastischen Werkstoffverhaltens stellt die Stauchung von zylindrischen Prüfkörpern ein etabliertes Verfahren dar, um valide Daten für die Parametrierung des Fließspannungsmodells für numerische Spanbildungssimulationen zu erhalten [Lee98b]. Da in der Zerspanung sehr hohe Dehnraten im Bereich von  $\dot{\epsilon}_{pl} \approx 10^5 \text{ s}^{-1}$  auftreten, sind konventionelle Zug- und Druckversuche zur Charakterisierung des dynamischen Werkstoffverhaltens nicht ausreichend. Als eine geeignete Methode der hochdynamischen Fließspannungscharakterisierung hat sich der Split-Hopkinson-Pressure-Bar-Test herausgestellt. Mit diesem können Dehnraten von bis zu  $\dot{\epsilon}_{pl} \approx 10^4 \text{ s}^{-1}$  erreicht werden, wodurch der Fehler bei der Extrapolation in den Dehnratenbereich der Zerspanung minimiert werden kann [Jas02]. Die grundlegende Vorgehensweise geht auf *Hopkinson* zurück, der eine Methode entwickelte, um die tatsächlichen Drücke, die von einer Gewehrkuugel oder einer Detonation ausgehen, sowie die Dauer ihres Auftretens experimentell zu analysieren. Dazu wurde ein zylindrischer Stab fliegend gelagert, indem er an vier Fäden horizontal aufgehängt wurde. An einem Ende des Stabs wurde ein gleichartiges kurzes Stabstück mit identischen Abmessungen mithilfe einer Zylinderspule magnetisch an diesem befestigt. Traf nun eine Gewehrkuugel auf das freie Ende des langen Stabes, wurde der Stoßimpuls über den langen Stab auf den kurzen Stab übertragen, der sich daraufhin vom langen Stab löste und in einer ebenfalls fliegend gelagerten Box aufgefangen wurde. Durch die Aufzeichnung der Bewegungen des langen Stabes sowie der Box konnte der Impuls wie bei einem ballistischen Pendel berechnet werden. Eine wesentliche Erkenntnis dieser Versuche lag darin, dass der Impuls an den kurzen Stab übertragen werden konnte, ohne dass eine Bewegung des langen Stabes eintrat. Das war dann der Fall, wenn der kurze Stab länger war als der halbe Weg, der von der elastischen Welle während der Impulseinleitung zurückgelegt wird [Hop14]. *Kolsky* erweiterte diesen Versuchsaufbau um einen zweiten Stab und platzierte konzentrisch zwischen diesen Stäben eine Werkstoffprobe. Anschließend beaufschlagte er das freie Ende des Eingangsstabs mit einem Druckimpuls, woraufhin

eine elastische Welle durch den Eingangsstab, die Werkstoffprobe und den Ausgangsstab geleitet wurde. Aufgezeichnet wurden die Amplituden des Druckimpulses an Eingangs- und Ausgangsstab durch zylindrische Kondensatormikrofone, wodurch die Verformung des Prüfstücks abgeleitet werden konnte. Dazu wurden Gleichungen zur Berechnung von Spannungs-Dehnungs-Kurven in Abhängigkeit der sich in den Stäben ausbreitenden elastischen Wellen entwickelt [Kol49]. Aufgrund der geteilten Stäbe und der Nutzung des Prinzips nach Hopkinson wird dieser Versuchsaufbau häufig als Split-Hopkinson-Pressure-Bar (SHPB), gelegentlich auch als Kolsky-Bar bezeichnet. Der prinzipielle Versuchsaufbau eines modernen SHPB-Versuchsstands ist in der nachfolgenden **Abbildung 2.3** dargestellt. Bei diesem wird das Projektil zunächst beschleunigt, was meist durch einen pneumatischen Impulsgenerator erfolgt. Trifft das Projektil dann auf das freie Ende des Eingangsstabes, breitet sich eine longitudinale Druckwelle im Eingangsstab und im Projektil aus.



**Abbildung 2.3:** Komponenten und zeitlicher Versuchsablauf eines Split-Hopkinson-Pressure-Bar Prüfstandes nach [Tif18]

Diese wird, weil das Projektil deutlich kürzer ist als der Eingangsstab, zunächst am freien Projekttilende als Zugwelle reflektiert und führt beim erneuten Erreichen der Kontaktfläche von Projektil und Eingangsstab zum Ablösen des Projekttils vom Eingangsstab. Während dieses Kontaktes erfolgt die Einleitung des initialen Impulses, dessen Impulsdauer  $\Delta t_I$  sich aus der Zeit ergibt, die die Druck- bzw. Zugwelle benötigt, um mit der Schallgeschwindigkeit des Stabes die zweifache Projektillänge zurückzulegen:

$$\Delta t_l = \frac{2l_{pr}}{c_s} \quad (9)$$

Erreicht die longitudinale Druckwelle, die infolge des Impulses durch den Eingangsstab geleitet wird, die Grenzfläche zwischen Eingangsstab und Probenkörper (Schnittstelle 1), wird aufgrund des Impedanzunterschiedes zwischen Stab und Probenkörper ein Teil der Welle in den Eingangsstab reflektiert und ein Teil in den Probenkörper eingeleitet. Daraufhin wird der Impuls innerhalb des Probenkörpers hin und her reflektiert, was zu einem allmählichen Anstieg des Spannungsniveaus und letztlich zu einer Kompression des Probenkörpers führt. Aufgrund der kleinen Probenkörper werden diese Reflektionen in der Regel ignoriert, indem man von einer gleichmäßigen Spannung im Probenkörper ausgeht. In Abhängigkeit des Impedanzunterschiedes wird an der Schnittstelle 2 zwischen Probenkörper und Ausgangsstab letztlich ein Teil der Welle in den Ausgangsstab transmittiert [Che11, Tif18]. In modernen Versuchsaufbauten werden sämtliche Wellen, die sich während des Versuchsablaufes in Eingangs- und Ausgangsstab ausbreiten, über die Messung der elastischen Dehnungen der Stäbe durch Dehnungsmessstreifen (DMS) aufgezeichnet. Die Messergebnisse können anschließend dazu genutzt werden, um die Spannung sowie plastische Dehnung und Dehnrate der Werkstoffprobe zu berechnen. Dabei ergeben sich die plastische Dehnrate  $\dot{\epsilon}_{pl}$  und die Spannung  $\sigma_p$  zunächst aus einer Gleichgewichtsbedingung zu:

$$\dot{\epsilon}_{pl} = \frac{w_2 - w_1}{l_{p0}} \quad (10)$$

und

$$\sigma_p = \frac{F_1 + F_2}{2A_{p0}}, \quad (11)$$

wobei  $w_i$  die Partikelgeschwindigkeiten und  $F_i$  die Kräfte an den jeweiligen Schnittstellen bezeichnen.  $l_{p0}$  und  $A_{p0}$  sind die Länge und die Querschnittsfläche der Werkstoffproben bezogen auf deren Ausgangszustand. Durch das Lösen der eindimensionalen Wellengleichung nach [Sch04] ergibt sich die Partikelgeschwindigkeit in Abhängigkeit der elastischen Dehnung in den Stäben zu:

$$w = -c_s \varepsilon \quad (12)$$

Unter der Annahme, dass die Kräfte an den Schnittstellen 1 und 2 gleich sind und unter Berücksichtigung der Überlagerung von eingehender und reflektierter Welle an Schnittstelle 1 ergeben sich die Spannung und plastische Dehnrate in Abhängigkeit der transmittierten elastischen Dehnung  $\varepsilon_t$  und der reflektierten elastischen Dehnung  $\varepsilon_r$  zu:

$$\sigma_p = \frac{A_{St} E_{St}}{A_p} \varepsilon_t, \quad (13)$$

$$\dot{\varepsilon}_{pl} = \frac{2c_s}{l_p} \varepsilon_r \quad (14)$$

und

$$\varepsilon_{pl} = \frac{2c_s}{l_p} \int_0^t \varepsilon_r dt. \quad (15)$$

An dieser Stelle sei auf *Tiffe* verwiesen, auf den die Zusammenfassung der obigen Herleitung zurückgeht [Tif18]. Die dargestellten Formeln beziehen die gemessenen elastischen Dehnungen im Eingangs- und Ausgangsstab auf die Probengestalt im Ausgangszustand. Dies kann jedoch zu einer Verfälschung der Ergebnisse führen, da sich die Probengestalt während eines realen Stauchversuchs verändert. Um dieser Problematik zu begegnen, hat *Tiffe* die Formeln (13)-(15) derartig angepasst, dass die Änderung der Probengestalt während eines Stauchversuches in der Berechnung berücksichtigt wird. Dadurch ergeben sich die wahre Spannung, Dehnung und Dehnrate zu:

$$\sigma_p = \frac{A_{St} E_{St}}{A_{p0}} e^{\varepsilon_{pl} \varepsilon_t}, \quad (16)$$

$$\varepsilon_{pl} = \ln \left( \frac{2c_s}{l_{p0}} \int_0^t \varepsilon_r dt + 1 \right) \quad (17)$$

und

$$\dot{\varepsilon}_{pl} = \frac{2c_s}{l_{p0} e^{\varepsilon_{pl}}} \varepsilon_r \quad (18)$$

## 2.2.2 Schädigungsmodellierung

Bei der Zerspannung der Titanlegierung Ti6Al4V führt die zunehmende Lokalisierung der Dehnung zu einer Abnahme der Tragfähigkeit des Werkstoffs, wodurch die Spannung mit steigender Dehnung sinkt und es zum lokalen Werkstoffversagen kommt. Findet dieses Werkstoffverhalten in der Simulation keine Berücksichtigung, führt dies meist zu einer Überschätzung der Spandicke [Mel15]. Um diesen Effekt in Spanbildungssimulationen zu minimieren, können Modelle implementiert werden, die die Initiierung von Schädigung berechnen. Dabei wird ein Schädigungswert in Abhängigkeit von verschiedenen Prozessparametern für jedes Zeitinkrement berechnet und akkumuliert. Überschreitet diese Akkumulation einen definierten kritischen Schwellenwert, so erfolgt eine Reduktion der Fließspannung um einen ebenfalls zuvor definierten prozentualen Anteil [Zan12]. Beispiele dafür sind die Schädigungsmodelle nach *Cockcroft* und *Latham* [Coc68] oder nach *Johnson* und *Cook* [Joh85].

*Cockcroft* und *Latham* legten dar, dass die Schädigung sowohl von der Spannung als auch von der Dehnung abhängen muss. Die Notwendigkeit einer Spannungsabhängigkeit begründen sie damit, dass die Duktilität von Werkstoffen unter hydrostatischem Druck signifikant zunimmt. Ein ausschließlich spannungsabhängiges Schädigungskriterium wäre jedoch nicht universell anwendbar. Ebenso wäre ein rein dehnungsbasierendes Schädigungsmodell unzureichend, da sich die maximale Dehnung beispielsweise in einem Zugversuch und beim Drahtziehen erheblich unterscheidet. Aus diesem Grund entwickelten sie ein Schädigungsmodell (CL-Damage), in dem der Schädigungswert  $D$  sowohl von der Spannung als auch von der Dehnung abhängt:

$$D = \int_0^{\varepsilon_f} \bar{\sigma} \left( \frac{\sigma^*}{\bar{\sigma}} \right) d\bar{\varepsilon} \quad (19)$$

Dabei bezeichnet  $\varepsilon_f$  die Versagensdehnung,  $\sigma^*$  die maximale Zugspannung,  $\bar{\sigma}$  die Vergleichsspannung und  $\bar{\varepsilon}$  die Vergleichsdehnung. Für die Berechnung kann der Term um den dimensionslosen Spannungskonzentrationsfaktor vereinfacht werden, der sich aus dem Verhältnis der maximalen Zugspannung zur Vergleichsspannung ergibt und den Einfluss der maximalen Zugspannung beschreibt:

$$D = \int_0^{\varepsilon_f} \sigma^* d\varepsilon. \quad (20)$$

Ein weiteres Schädigungsmodell ist das nach *Johnson* und *Cook* (JC-Damage). Bei diesem ergibt sich der grundsätzliche Schädigungsterm aus [Joh80] zu

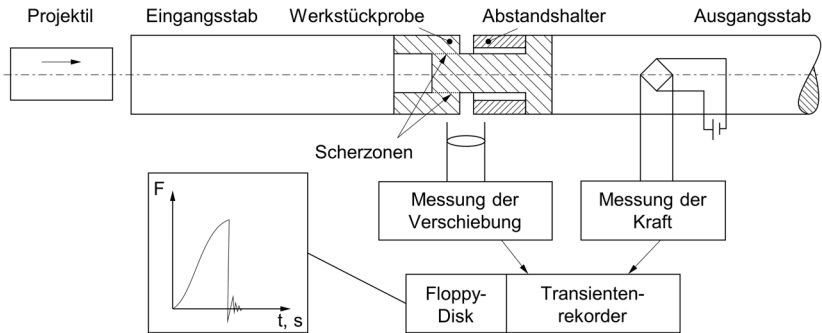
$$D = \sum \frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon_f} \quad (21)$$

wobei  $\varepsilon_f$  die Versagensdehnung ist, die im ursprünglichen Modell über Inkremente der äquivalenten plastischen Dehnung integriert wird. Aus [Joh85] ergibt sich die Versagensdehnung  $\varepsilon_f$  zu:

$$\varepsilon_f = (D_1 + D_2 e^{D_3 \eta}) \left( 1 + D_4 \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left( 1 + D_5 \left( \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right) \right) \quad (22)$$

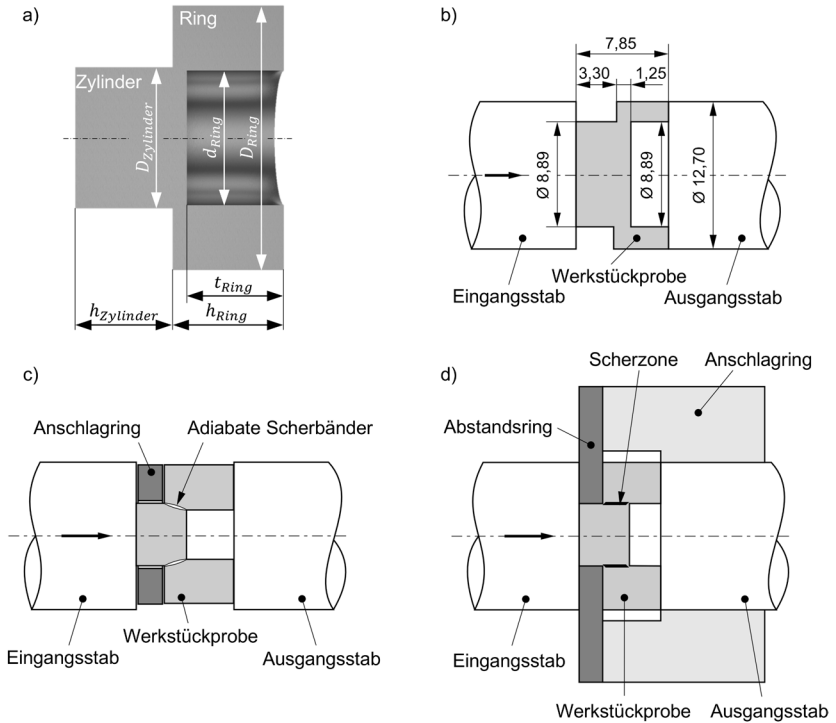
Analog zu den Fließspannungsmodellen sind auch Schädigungsmodelle, um in Simulationen sinnvoll zum Einsatz kommen zu können, mit geeigneten Koeffizienten zu parametrieren, wozu eine Kenntnis der Versagensmechanismen bei zerspannungsähnlichen Bedingungen erforderlich ist [Arr13]. Eine Möglichkeit die Koeffizienten experimentell zu ermitteln, bieten Druckversuche im Split-Hopkinson-Pressure-Bar (SHPB) [Lee98a]. Um insbesondere das Scherverhalten unter hochdynamischen Bedingungen analysieren zu können, werden Proben mit speziell angepassten Gestalten eingesetzt. Diese sind darauf ausgelegt, infolge eines Impulses im SHPB gezielt eine Scherung hervorzurufen und können in ihrer Gestaltung variieren [Bud21].

Im Rahmen dieser Arbeit liegt der Fokus auf einer rotationssymmetrischen Probengeometrie, deren ursprüngliche Entwicklung auf *Hartmann et al.* zurückgeht (**Abbildung 2.4**).



**Abbildung 2.4:** Versuchsaufbau zur Analyse des Scherverhaltens nach *Hartmann* [Har81]

Die Gestalt dieser Proben erinnert an einen Hut und bestehen aus einem unteren Teil, dem Ring und einem oberen Teil, dem Zylinder. Letzterer weist an seinem oberen Ende eine Verdickung auf. Bei diesem Versuchsaufbau wird unter axialem Druck eine Scherbelastung im Übergang zwischen Zylinder und Ring erzeugt, wobei eine Kraftmessung und eine elektrooptische Verschiebungsmessung stattfinden, mit deren Hilfe eine Analyse der kritischen Scherfestigkeit und -verformung bei adiabatischer Scherung möglich ist [Har81]. Der Begriff adiabatisch bezieht sich in diesem Zusammenhang auf eine kurze Zeitspanne, in der die Scherverformung mit einer derart hohen Geschwindigkeit abläuft, dass während dieser Zeit keine Wärme aus der Scherzone abgeführt werden kann [Lin07]. Die hutförmige Probengestalt wurde bereits in vielen wissenschaftlichen Arbeiten weiterentwickelt und zur Charakterisierung des Scherverhaltens eingesetzt (**Abbildung 2.5**). So reduzierten *Nemat-Nasser et al.* die Probengestalt um die Verdickung am Zylinder, sodass diese nun nur noch aus dem Zylinder und dem Ring bestand. Mit dieser Probengestalt führten sie Versuche zur Charakterisierung der Mikrostruktur von Tantal durch, welches mit hoher Dehnung und Dehnrate unter adiabatischen und quasi-isothermen Prüfbedingungen verformt wurde [Nem98]. *Bronkhorst et al.* verwendeten eine ähnliche Probengeometrie und analysierten die experimentellen Ergebnisse von Hutproben aus Tantal und nichtrostenden Stahl. Diese Ergebnisse wurden mit Simulationsergebnissen verglichen, um die Vorhersagegüte verschiedener Modellansätze zu evaluieren. Sie stellten fest, dass die Verformung bis zum Erreichen der Werkstoffinstabilität für beide Werkstoffe mit hinreichender Vorhersagegüte erfasst werden konnte. Die Beschreibung des Spannungsverhaltens nach Überschreiten der Stabilitätsgrenze war mit den verwendeten Modellen jedoch nicht zufriedenstellend [Bro06].



**Abbildung 2.5:** Hutförmige Probenkörper (Hat-Shape-Proben): a) geometrische Beschreibung b) Versuchsaufbau nach Nemat-Nasser et al. [Nem98] c) Versuchsaufbau nach Lins et al. [Lin07] d) Versuchsaufbau nach Lee et al. [Lee08]

Lins et al. nutzten Hutproben zur Charakterisierung des Scherverhaltens eines Interstitial-Free-Stahls. Um die Scherdehnung im Werkstoff zu variieren, ergänzten sie den Versuchsaufbau um einen Anschlagring mit variierender Dicke. Die verformten Proben untersuchten sie anschließend mittels Rasterelektronenmikroskopie (REM), Transmissionselektronenmikroskopie (TEM) und Elektronenrückstreubeugung (EBSD), um die Mikrostruktur innerhalb der adiabatischen Scherbänder (ASB) zu angrenzenden Körnern zu analysieren. Dabei fanden sie Deformationszwillinge in benachbarten Körnern, was darauf hindeutet, dass die Zwillingbildung vor dem Fließen infolge der Scherbänderbildung stattgefunden hat [Lin07]. Eine weitere Anpassung des Versuchsaufbaus beim Einsatz von hutförmigen Proben führten Lee et al. durch. Um zu verhindern, dass der Randbereich der Probe während des Versuchs ausbaucht, applizierten sie einen zu-

sätzlichen Anschlagring am Ausgangsstab im Bereich des Rings. Anschließend untersuchten sie das Scherverhalten von Stählen mit unterschiedlichen Kohlenstoffgehalten unter Variation der Dehnrate. Dabei konnten für mittlere bis hohe Kohlenstoffgehalte sowohl verformte als auch martensitisch umgewandelte Scherbänder gefunden werden, wohingegen bei dem kohlenstoffarmen Stahl nur verformte Scherbänder zu beobachten waren. Zudem nahm die Breite der Scherbänder mit steigender Dehnrate und steigendem Kohlenstoffgehalt ab [Lee08]. Die Mikrostruktur von Scherbändern der Titanlegierung Ti6Al4V wurde von *Peirs et al.* untersucht. In SHPB-Versuchen setzen sie unter Variation der Dehnrate sowohl zylindrische als auch Hutproben mit einem ähnlichen Versuchsaufbau wie *Lins et al.* ein. Der Einsatz von Anschlagringen ermöglicht dabei die Unterbrechung der Scherversuche und so die Untersuchung der Scherbandbildung bei verschiedenen Dehnungen. Anhand von TEM-Analysen ließen sich für beide Probengestalten ähnliche mikrostrukturelle Charakteristika der Scherbänder feststellen. Die meisten Körner wiesen eine längliche Form auf, jedoch wurden auch äquiaxiale Körner beobachtet, die überwiegend im Kern des Scherbandes auftraten. Dies führten sie darauf zurück, dass die länglichen Körner an der Außenseite des Scherbandes zur Mitte hin schmaler werden, entlang ihrer Längsrichtung fragmentieren und schließlich in einen nanokristallinen Bereich im Kern des Scherbandes übergehen. In einer Hat-Shape-Probe, die über die Spitzenspannung hinaus verformt wurde, konnten keine nanokristallinen Bereiche gefunden werden, jedoch wurden Zwillingsbildung und eine nadelartige Martensitmorphologie beobachtet. Gründe dafür könnten die hohen Temperaturen und die Reibung an den Bruchflächen sein, die die zuvor gebildete nanokristalline Struktur zerstören. Einen Hinweis darauf, dass vor der Dehnungslokalisierung eine Rekristallisation stattfindet, ließ sich nicht feststellen. Stattdessen führten *Peirs et al.* die Dehnungslokalisierung auf die thermische Entfestigung zurück und nahmen an, dass die Rekristallisation erst danach im Kern des Scherbandes stattfindet [Pei13].

Eine etablierte Methode zur Auswertung von Scherproben, die in einem Kompressionsversuch verformt wurden, basiert auf der Berechnung der Scherspannung, Scherdehnung und Scherdehnrate in Abhängigkeit der Messergebnisse der Dehnungsmessstreifen und der geometrischen Gestalt der Scherzone. Ursprünglich von *Andrade et al.* formuliert [And94], haben *Budiwantoro et al.* die Berechnung der Scherspannung aus dem E-Modul  $E_{St}$  und der Querschnittsfläche  $A_{St}$  des SHPB-Ausgangsstabs, der transmittierten elastischen Dehnung gemessen am Ausgangsstab  $\varepsilon_t$ , dem Scherwinkel  $\theta$  der Probe und der Scherfläche  $A_S$  der Proben wie folgt weiterentwickelt:

$$\tau = \frac{E_{St} A_{St} \varepsilon_t \cos \theta}{A_S}. \quad (23)$$

Für rotationssymmetrische Hutproben kann die Scherebene als Mantelfläche eines Kegelstumpfes beschrieben werden. Daher ergibt sich der Scherwinkel  $\theta$  aus dem Winkel zwischen der Mantellinie des Kegelstumpfes und der Kegelachse zu

$$\theta = \tan^{-1} \left( \frac{\frac{d_{Ring} - D_{Zylinder}}{2}}{h_{Ring} - t_{Ring}} \right) \quad (24)$$

und die Scherebene aus der Mantelfläche des Kegelstumpfes zu

$$A_S = \pi \left( \frac{d_{Ring} + D_{Zylinder}}{2} \right) \sqrt{\left( \frac{d_{Ring} - D_{Zylinder}}{2} \right)^2 + (h_{Ring} - t_{Ring})^2} \quad (25)$$

wobei  $d_{Ring}$  der Innendurchmesser des Rings,  $D_{Zylinder}$  der Außendurchmesser des Zylinders,  $h_{Ring}$  die Höhe des Rings und  $t_{Ring}$  die Tiefe der Aussparung im Ring der Hutprobe ist (vgl. **Abbildung 2.5**). Ebenfalls aus den Abmessungen der Probengestalt und den Messwerten der DMS ergibt sich die Scherdehnung zu

$$\varphi = \frac{c_0}{b_S} \left( \left( 1 + \frac{A_i}{A_o} \right) \int_0^t \varepsilon_r(t) dt - \left( 1 - \frac{A_i}{A_o} \right) \int_0^t \varepsilon_i(t) dt \right). \quad (26)$$

Für Versuchsaufbauten bei denen die Querschnittsfläche des Eingangsstabs  $A_i$  der Querschnittsfläche des Ausgangsstabs  $A_o$  entspricht, lässt sich die Gleichung zu

$$\varphi = \frac{2c_0}{b_S} \int_0^t \varepsilon_r(t) dt \quad (27)$$

vereinfachen. Dabei ist  $c_0$  die Wellenausbreitungsgeschwindigkeit in den Stäben und  $b_S$  die theoretische Breite des Scherbands, die sich aus den geometrischen Verhältnissen berechnen lässt:

$$b_S = \frac{d_{Ring} - D_{Zylinder}}{2}. \quad (28)$$

Als zeitliche Ableitung der Scherdehnung ergibt sich die Scherdehnrage analog zu

$$\dot{\varphi} = \frac{2c_0}{b_s} \varepsilon_r(t). \quad (29)$$

### 2.2.3 Reibungsmodellierung

Die Reibung beschreibt einen Bewegungswiderstand, der in Form einer Widerstandskraft sich berührender Körper auftritt [Czi15]. Im Zerspanungsprozess ist insbesondere die Reibung zwischen Werkzeug, Span und Werkstück eine grundlegende Größe, da sie die Erzeugung, Umwandlung und Ableitung von Energie beeinflusst, wodurch die Spanbildung, die Temperatur und der Werkzeugverschleiß maßgeblich beeinflusst werden [Den21, Zan17]. Beschrieben wird die Reibung über einen Reibungskoeffizienten, der nicht als Werkstoffeigenschaft zu verstehen ist, sondern als Systemvariable, die mit den Eigenschaften der Systemkomponenten Werkzeug, Beschichtung und Werkstoff und der thermomechanischen Belastung im Kontaktbereich interagiert [Den21]. Zur Beschreibung dieser Interaktion kommen in der Spanbildungssimulation Reibungsmodelle zum Einsatz, die den Kontakt des Werkzeugs mit dem Span und dem Werkstück abbilden [Sto22]. Dazu existieren verschiedene Ansätze. Die einfachste und am weitesten verbreitete Methode basiert auf dem Reibungsgesetz nach *Coulomb*, welches die Reibspannung  $\tau_r$  proportional zur Normalspannung  $\sigma_n$  annimmt:

$$\tau_r = \mu \sigma_n. \quad (30)$$

Eine weitere Formulierung für die Reibung kann über ein Scherreibungsmodell erfolgen, wobei sich die Reibspannung  $\tau_r$  aus dem Produkt eines Scherreibungsfaktors  $m$  und einer Schubfließspannung  $k$  ergibt:

$$\tau_r = mk. \quad (31)$$

Da es eine einfache Implementierung in numerischen Simulationen ermöglicht und eine ausreichende Genauigkeit für viele Anwendungen bietet, wird in der Zerspanung jedoch am häufigsten das Coulomb-Modell verwendet [Mel17]. Zur Kalibrierung von Reibungsmodellen ist es notwendig den Reibungskoeffizienten  $\mu$  zu bestimmen. Dazu wurden in der Vergangenheit viele verschiedene Methoden entwickelt, um die Kontaktbedingungen in der Zerspanung zu reproduzieren und zu analysieren. *Olsson* hat beispielsweise ein Stift-Scheibe-System (engl. pin-on-disc) mit einem Schneidwerkzeug modifiziert, wodurch zwar hohe Relativgeschwindigkeiten und Kontakttemperaturen, jedoch nur niedrige Kontaktdrücke erzeugt werden konnten [Ols89]. Weitere Ansätze darunter auch die von *Zemzemi* (Stift auf Zylinder) [Zem08], *Brocail* (Zylinder auf Zy-

linder) [Bro10] oder *Rech* (Stift auf Zylinder) [Rec13] haben grundsätzlich den Nachteil, dass die Kontaktfläche aufgrund von Punkt-, Linien- oder Kugelkontakt in Kombination mit der plastischen Verformung des weicheren Werkstoffs nicht vollständig geometrisch definiert ist [Pul14]. Um dieser Problematik zu begegnen, entwickelten *Puls et al.* einen neuartigen experimentellen Versuchsaufbau, der auf einem orthogonalen Schnittprozess basiert und die Untersuchung des Kontaktverhaltens unter zerspannungsähnlichen Bedingungen erlaubt. Diese Bedingungen sind durch hohe plastische Deformationen, hohe Temperaturen sowie große Relativgeschwindigkeiten zwischen Werkzeug und Werkstückmaterial gekennzeichnet, die wiederum hohe Dehnraten zur Folge haben. Durch die gezielte Variation der Werkzeugzustellung sowie der Relativgeschwindigkeit zwischen Werkzeug und Werkstück konnte ein breites Temperaturspektrum in der Kontaktzone erzeugt werden. Dies ermöglichte eine detaillierte Untersuchung der Auswirkungen unterschiedlicher thermischer Bedingungen auf das Kontaktverhalten [Pul14].

## 2.3 Titan und Titanlegierungen

Mit einer Dichte von  $\rho = 4,51 \text{ g/cm}^3$  ist Titan das schwerste bekannte Leichtmetall und zeichnet sich insbesondere durch eine hohe spezifische Festigkeit, eine ausgezeichnete Korrosionsbeständigkeit sowie eine hohe Biokompatibilität aus. Titanlegierungen eignen sich zudem als Konstruktionswerkstoffe für Anwendungen bei erhöhten Einsatztemperaturen, wobei diese durch das beschleunigte Oxidationsverhalten begrenzt werden [Pet02]. Im Folgenden wird erörtert, von welchen Faktoren diese Eigenschaften beeinflusst werden, wie sie gezielt eingestellt werden können und welche Auswirkungen dies auf die spanende Bearbeitung von Titanlegierungen hat.

### 2.3.1 Werkstofftechnische Grundlagen

Titan ist ein polymorphes Metall und kann in zwei allotropen Modifikationen vorliegen, wobei jede Modifikation jedoch nur innerhalb eines bestimmten Temperaturintervalls stabil ist. Reintitan und die meisten Titanlegierungen liegen bei tiefen Temperaturen als  $\alpha$ -Titan vor, welches in hexagonal dichtester Kugelpackung (hdp) kristallisiert. Ab einer Umwandlungstemperatur von etwa  $T = 882 \text{ °C}$  kristallisiert Reintitan kubisch raumzentriert (krz) und wird  $\beta$ -Titan genannt. Während das hdp-Gitter des  $\alpha$ -Titans eine ausgeprägte Anisotropie verursacht, begünstigt das krz-Gitter des  $\beta$ -Titans eine höhere plastische Verformbarkeit und ermöglicht höhere Diffusionsgeschwindigkeiten. Durch letzteres wird indirekt das mechanische Verhalten wie der Kriechwiderstand, die Warmfestigkeit und die Superplastizität beeinflusst. Die Eigenschaften von Titan hängen also im Wesentlichen von der Gefügestruktur ab, die durch das Hinzufügen von

Legierungselementen beeinflusst werden kann. Je nach Einfluss auf die Transus-temperatur wird dabei zwischen  $\alpha$ -stabilisierenden,  $\beta$ -stabilisierenden oder neutralen Elementen unterschieden. Während  $\alpha$ -stabilisierende Elemente wie Aluminium, Sauerstoff, Stickstoff und Kohlenstoff das  $\alpha$ -Phasengebiet hin zu höheren Temperaturen verschieben, ist durch die Legierung mit  $\beta$ -stabilisierenden Elementen eine Verschiebung des  $\beta$ -Phasengebiets hin zu niedrigeren Temperaturen möglich. In beiden Fällen bildet sich zusätzlich ein zweiphasiges ( $\alpha + \beta$ )-Gebiet aus. Die  $\beta$ -stabilisierenden Elemente werden zudem weiter in  $\beta$ -isomorph und  $\beta$ -eutektoid unterteilt, wobei die  $\beta$ -isomorphen Elemente wie Molybdän, Vanadium, Tantal und Niob aufgrund ihrer viel höheren Löslichkeit in Titan von größerer Bedeutung sind als die  $\beta$ -eutektoiden Elemente wie Eisen, Mangan, Chrom, Cobalt, Nickel, Kupfer, Silizium und Wasserstoff. Die neutralen Elemente wie Zinn und Zirkonium beeinflussen das  $\alpha$ - $\beta$ -Phasengebiet weitestgehend nicht, haben jedoch einen Einfluss auf die Festigkeit, da sie bevorzugt die  $\alpha$ -Phase aushärten. Die resultierenden Legierungen werden in  $\alpha$ -, ( $\alpha + \beta$ ) und  $\beta$ -Legierungen sowie weiter in Near- $\alpha$ - und metastabile  $\beta$ -Legierungen eingeteilt. Dabei zählen Reintitan sowie Legierungen, die ausschließlich  $\alpha$ -stabilisierende oder neutrale Elemente enthalten, zu den  $\alpha$ -Legierungen. Fügt man diesen eine geringe Menge an  $\beta$ -stabilisierenden Elementen hinzu, so erhält man Near- $\alpha$ -Legierungen. Wird der Volumenanteil an  $\beta$ -stabilisierenden Elementen auf etwa 5-40 % gesteigert, so entstehen die am weitesten verbreiteten, zweiphasigen ( $\alpha + \beta$ )-Legierungen. Weitere Steigerungen des Volumenanteils  $\beta$ -stabilisierender Elemente führen zunächst zu metastabilen  $\beta$ -Legierungen, bei denen die  $\beta$ -Phase im Zweiphasengebiet durch schnelles Abschrecken nicht mehr martensitisch umwandelt und schließlich zu einphasigen  $\beta$ -Legierungen [Pet02]. Die gebräuchlichste Titanlegierung ist die ( $\alpha + \beta$ )-Legierung Ti6Al4V, da sie ein außergewöhnlich gutes Gleichgewicht von Festigkeit, Duktilität, Ermüdung und Bruch-eigenschaften aufweist [Lüt07]. Die chemische Zusammensetzung von Ti6Al4V nach DIN 17851 können der nachfolgenden **Tabelle 1** entnommen werden.

**Tabelle 1:** Chemische Zusammensetzung der Titanlegierung Ti6Al4V nach [DIN 17851]

<b>Titanlegierung Ti6Al4V (3.7165 / Grade 5)</b>								
Element		C	N	Fe	Al	V	O	Ti
Anteil in	min.	0	0	0	5,50	3,5	0	Rest
Gew.-%	max.	0,08	0,05	0,30	6,75	4,5	0,20	

### 2.3.2 Spanende Bearbeitung der Titanlegierung Ti6Al4V

Die Eigenschaften der Titanlegierung Ti6Al4V führen zu Herausforderungen bei der spanenden Bearbeitung. So hat die geringe Wärmeleitfähigkeit hohe Temperaturen in der Spanbildungszone zur Folge, wodurch der Werkzeugverschleiß erhöht wird. Die

verhältnismäßig geringe Härte der Legierung begünstigt zudem Adhäsionen am Werkzeug [Pet02]. Eine weitere Herausforderung, die insbesondere bei geringen Spannungsdicken auftritt, ist das Rattern. Die Hauptursache für das Auftreten von Rattern bei der Bearbeitung von Titan ist dessen niedriger Elastizitätsmodul. Infolge des Drucks, der durch die Schnittbewegung im Bereich der Schneide entsteht, verformt sich Titan auf der Freiflächenseite nahezu doppelt so stark wie Stahl. Die anschließende Rückfederung des Werkstoffs hinter der Schneidkante verstärkt Prozessschwingungen. Zudem führt die dadurch vergrößerte Kontaktfläche zu einer erhöhten Temperatur in der Wirkzone, wodurch Freiflächenverschleiß begünstigt wird [Ezu97]. Darüber hinaus stellt die für Ti6Al4V charakteristische Segmentspanbildung eine signifikante Herausforderung für den spanenden Bearbeitungsprozess dar, die sowohl für sehr geringe [Chi18] als auch sehr hohe Schnittgeschwindigkeiten [Gen01] auftreten kann. Dabei handelt es sich um einen zweistufigen Vorgang, bei dem sich der Werkstoff während des Spanbildungsprozesses zunächst vor der Schneide aufstaut und anschließend als zusammenhängendes Segment nahezu ohne weitere Verformung entlang eines schmalen Scherbandes aus der Wirkzone abgleitet. Dieses Scherband bildet sich in der primären Scherzone, wobei der Werkstoff infolge sehr hoher Dehnungen einer intensiven plastischen Verformung unterliegt. Dieser Vorgang führt dazu, dass die mechanischen Belastungen des Werkzeugs mit der Werkstoffanstaung zunächst ansteigen und sich mit dem Abgleiten des Segmentes abrupt verringern. Durch diese periodischen Lastwechsel wird das System bestehend aus Werkstück, Werkzeug und Maschine angeregt und die entstehenden Prozessschwingungen führen zu einer Verringerung der Werkzeugstandzeit, einer verminderten Oberflächenqualität sowie zu einer verringerten Fertigungsgenauigkeit [Kom02].

Für den Mechanismus der Segmentspanbildung und insbesondere für die Ausbildung des Scherbandes während der Titanzerspannung werden in der Literatur verschiedene Ursachen diskutiert. Den Grundstein dafür legten *Shaw et al.*, indem sie auf Basis ihrer Analysen die Segmentierung auf Instabilitäten zurückführten, die während des Zerspanprozesses durch thermische Entfestigung und Kaltverfestigungsmechanismen in der primären Scherzone entstehen [Sha54]. Weiter nahm *Shaw* an, dass die Bildung dieser adiabaten Scherbänder auf die Konzentration der thermischen Energie in den Bändern zurückzuführen ist, welche aus der geringen Wärmeleitfähigkeit und der niedrigen spezifischen Wärme dieser Legierungen resultiert [Sha67]. *Recht* schlussfolgerte, dass eine Scherung infolge katastrophalen Werkstoffversagens dann auftritt, wenn die thermische Entfestigung durch hohe Temperaturen lokal die Verfestigungseffekte der Kaltverfestigung übersteigt, wobei die Last der plastischen Dehnung von einem sehr geringen Werkstoffvolumen getragen werden muss [Rec64]. *Komanduri* und *Turkovich* bestätigten diese Annahmen durch Untersuchungen in einem Rasterelektronenmikroskop

(REM) sowie unter Nutzung einer Hochgeschwindigkeitskamera. Sie beobachteten zwei Phasen des Scherversagens. In der ersten Phase führten plastische Instabilitäten zu einer Dehnungslokalisation in der primären Scherzone und schließlich zum Scherversagen, das sich äußerlich als Riss beobachten ließ, der sich von der Schneidkante hin zur freien Werkstückoberfläche ausbreitete. Im Inneren war das Scherversagen nach metallografischer Präparation des Spans als stark verformtes, weiß erscheinendes Band zu erkennen. In der zweiten Phase drang der Schneidkeil weiter in den Werkstückwerkstoff ein, wo er eine im Vergleich zum Scherband deutlich geringere Verformung hervorrief. Dabei trat zunächst keine Relativbewegung zwischen dem Werkstückstoff und der Spanfläche auf. Vielmehr legte sich die infolge des abgeglittenen Segments freigelegte Scherfläche, also die primäre Scherzone des vorherigen Segmentierungszyklus, entlang der Spanfläche des Werkzeugs an. Dadurch entstand ein enger Kontakt zwischen der Spanfläche und dem Werkstückstoff [Kom81]. Als Ursache für die starke Scherung schlussfolgerte *Komanduri* in weiterführenden Untersuchungen die kombinierte Wirkung von aufgebauten Spannungen in der primären Scherzone während der fortschreitenden Werkstoffstauchung sowie die Wärmelokalisierung, die aufgrund der thermischen Eigenschaften von Titan entsteht und zu einem viskosen Verhalten des Werkstoffs in dem entstehenden schmalen Band führt. Begünstigt wird die Werkstoffabscherung durch die Polymorphie von Titan. Während das bei Raumtemperatur vorliegende hdp-Gitter eine begrenzte Anzahl an Gleitebenen aufweist, kann die bei höheren Temperaturen stattfindende allotrope Umwandlung in ein krz-Gitter mehr Gleitebenen freisetzen. Ist die Temperatur also hoch genug für eine allotrope Umwandlung, wird mehr lokale Deformation ermöglicht, wodurch die Gleitvorgänge beschleunigt werden und zusätzliche Wärme entsteht [Kom82]. Als kritische Schnittgeschwindigkeit für das Auftreten von thermoplastischen Instabilitäten konnten *Komanduri* und *Zhen-Bing* auf Basis von empirischen Untersuchungen einen Zusammenhang zwischen der Spannungsdicke und der Schnittgeschwindigkeit feststellen [Kom02]:

$$v_{c,krit} = 0,082667 h^{-1,0054} \quad (32)$$

*Usui et al.* untersuchten die Ursachen der Spansegmentierung durch Orthogonalschnittversuche an Ti6Al4V. Bei diesen wies das Hartmetallwerkzeug (P20) einen Spanwinkel von  $\gamma = 0^\circ$  und das Werkstück eine Breite  $w_w = 5$  mm auf, woraus sich die Spannungsbreite von  $w_c = 5$  mm ergab. Die Schnittgeschwindigkeit betrug  $v_c = 30$  m/min und die Spannungsdicke wurde zu  $h = 0,25$  mm gewählt. Vor Beginn der Versuche brachten sie ein Gitter auf den Werkstücken auf, um die Dehnungs- und Dehnratenverteilung in der Spanbildungszone anhand der Gitterverformungen berechnen zu können. Diese setzten sie in Relation zur ebenfalls berechneten Temperaturverteilung in der Spanbildungs-

zone sowie zum durch SHPB-Versuche ermittelten Fließspannungsverhalten. Dabei kamen sie zu dem Schluss, dass die thermische Entfestigung gegenüber der Dehnungs- und Dehnratenverfestigung dominiert. Plastische Instabilitäten traten sowohl in der primären als auch in der sekundären Scherzone entlang der Spanfläche auf [Usu84]. Barry *et al.* untersuchten ebenfalls die Mechanismen der Segmentspanbildung von Ti6Al4V, indem sie Orthogonalschnittversuche mit unbeschichteten Hartmetallwerkzeugen (P10/P20) durchführten. Der Schneidkantenradius betrug dabei  $r_\beta = 5 \dots 10 \mu\text{m}$ , der Spanwinkel  $\gamma = 6^\circ$  und der Freiwinkel  $\alpha = 12^\circ$ . Für eine Schnittbreite von  $w_c = 1,1 \text{ mm}$  variierten sie die Schnittgeschwindigkeit in einem Bereich von  $v_c = 15 \dots 180 \text{ m/min}$  und die Spannungsdicke zwischen  $h = 20 \dots 100 \mu\text{m}$ . Zudem führten sie Stichversuche mit sehr geringen Spannungsdicken von nur wenigen Mikrometern durch, bei denen sich eine kontinuierliche Spanbildung zeigte, die jedoch für Spannungsdicken im Bereich des Schneidkantenradius von Rattern im Prozess geprägt war. Für alle übrigen Schnittwertkombinationen konnte eine Segmentspanbildung beobachtet werden, die sich für geringe Spannungsdicken und Schnittgeschwindigkeiten aperiodisch verhielt und bei Erhöhung einer dieser oder beider Parameter periodisch wurde. Die Ursache dafür ermittelten sie anhand einer Untersuchung der resultierenden Späne im REM. Bei diesen zeigte sich, dass bei hohen Schnittgeschwindigkeiten ein Werkstoffversagen durch duktilen Bruch (Porenbildung, -wachstum und -verschmelzung) erfolgt war, was eindeutig auf eine thermische Entfestigung innerhalb der primären Scherzone hinweist. Für geringere Schnittgeschwindigkeiten konnte ein duktiler Bruch jedoch nicht beobachtet werden, woraus sie schlussfolgerten, dass die Segmentspanbildung in diesem Fall vorwiegend durch Rissbildung im oberen Bereich der primären Scherzone geprägt ist. Für den Fall, dass bei geringeren Schnittgeschwindigkeiten auch im unteren Bereich der primären Scherzone eine adiabate Scherung eingesetzt haben sollte, hatte sich diese nicht bis zur freien Oberfläche des Werkstücks fortgesetzt [Bar01]. Auch Cotterell und Byrne untersuchten das Segmentierungsverhalten von Ti6Al4V. Um die Mechanismen der Segmentspanbildung besser zu verstehen, zeichnen sie in Orthogonalschnittversuchen Hochgeschwindigkeitsvideos auf. Dazu setzten sie unbeschichtete Feinkorn-Hartmetall-Werkzeuge mit einem Schneidkantenradius von  $r_\beta = 5 \dots 8 \mu\text{m}$  ein. Die Schnittbreite ergab sich aus der Breite der Werkstücke zu  $w_c = 2 \text{ mm}$ . Unter Variation der Schnittgeschwindigkeit zwischen  $v_c = 4 \dots 140 \text{ m/min}$  und der Spannungsdicke zwischen  $h = 0,05 \dots 0,1 \text{ mm}$  konnten sie für alle eingesetzten Schnittwertkombinationen eine Segmentierung der Späne feststellen. Die Segmentgeometrie analysierten sie anhand der erzeugten Hochgeschwindigkeitsvideos, wodurch sie in der Lage waren, die Dehnung in den Segmenten sowie in den Scherbändern zu berechnen und so eine kritische Dehnung zu bestimmen, bei der katastrophales Scherversagen eintritt. Für eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 4 \text{ m/min}$  und eine Spannungsdicke von  $h = 0,1 \text{ mm}$  ermittelten sie kurz vor Einsetzen des Scherversagens eine Dehnung im Segment von

$\varepsilon_{seg} = 0,75$  und eine Dehnrates von  $\dot{\varepsilon}_{seg} = 700 \text{ s}^{-1}$  sowie am Ende des Schervorgangs eine Dehnung im Scherband von  $\varepsilon_{sb} \approx 9$  bei einer Dehnrates von  $\dot{\varepsilon}_{sb} \approx 8250 \text{ s}^{-1}$ . Die gemessene Scherbandbreite betrug dabei  $\delta_{sb} = 8 \mu\text{m}$ . Anhand der metallografischen Analyse der resultierenden Späne konnten über den gesamten Versuchsplan Scherbandbreiten zwischen  $\delta_{sb} = 4 \dots 12 \mu\text{m}$  und Dehnungen im Scherband zwischen  $\varepsilon_{sb} = 10 \dots 20$  ermittelt werden. Die Scherbänder wiesen eine stark deformierte Bandstruktur auf, wobei die  $\beta$ -Phase entlang des Bandes verlängert war. Für alle Schnittgeschwindigkeiten konnten eine Porenbildung und Koaleszenz beobachtet werden, was zu Rissbildung sowohl im Inneren als auch an der Oberfläche entlang der Scherbänder führte [Cot08]. Sela *et al.* entwickelten eine Methode, um die plastische Dehnung und die Dehnrates während der spanenden Bearbeitung von Ti6Al4V im orthogonalen Schnitt zu messen. Dazu erzeugten sie ein Mikrogitter mittels Mikrofräsen auf dem Werkstück, welches anschließend in Zerspanuntersuchungen mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 7,5 \text{ m/min}$  und einer Spanungsdicke von  $h = 0,4 \text{ mm}$  zum Einsatz kam. Die mittels digitaler Bildkorrelation (DIC) analysierte Verformung des Gitters ergab maximale plastische Dehnungen von  $\varepsilon_{pl} = 2$  und plastische Dehnrates von bis zu  $\dot{\varepsilon}_{pl} = 2.000 \text{ s}^{-1}$  [Sel21]. Für die Analyse des Werkstoffflusses bei der Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 3 \text{ m/min}$  und einer Spanungsdicke von  $h = 0,2 \text{ mm}$  setzten Zouabi *et al.* ein neuartiges optisches Hochgeschwindigkeitssystem mit einem Strahlteiler für die koaxiale Beleuchtung ein, mit dem die Mikrostruktur des Werkstoffs sichtbar gemacht werden konnte. Dadurch fungierte die Mikrostruktur als natürlicher Verfolgungspunkt für die Partikelverfolgung und es war nicht notwendig zuvor ein Gitter auf das Werkstück aufzubringen. Die Hochgeschwindigkeitsvideos wurden mittels DIC ausgewertet, wodurch es möglich war, die Entwicklung der Dehnungsverteilung während der Ausbildung eines Spansegments zu untersuchen. Zouabi *et al.* stellten fest, dass der Span hauptsächlich Scherung und Druck ausgesetzt ist. Die gemessenen Dehnungsfelder zeigten das Auftreten von lokalisierten Scherbändern, wobei die Dehnungslokalisierung an der Schneidkante begann und sich dann sehr schnell in Richtung der freien Werkstückoberfläche ausbreitete. Darüber hinaus analysierten sie die Morphologie und die Mikrostruktur des resultierenden Spans mit einem Rasterelektronenmikroskop (REM), wobei sie Rissöffnungen entlang der primären Scherzone und hohe Werkstoffschädigungen in der Nähe der Kontaktzone von Span und Werkzeug beobachten konnten [Zou23].

### 2.3.3 Modellierung und Simulation des Werkstoffverhaltens und der Spannbildung von Ti6Al4V

Der hohe Ressourceneinsatz bei der Bearbeitung schwer zerspanbarer Werkstoffe wie Ti6Al4V motiviert mit Blick auf Nachhaltigkeitsbestrebungen den Einsatz der Spannbildungssimulation, wodurch gleichzeitig der experimentelle Aufwand reduziert und so Kosten gespart werden können. Um jedoch einen praktischen Nutzen zu erfüllen, ist es notwendig, dass die Simulationsmodelle die Realität in hinreichender Genauigkeit abbilden. Für Ti6Al4V stellt vor allem die Vorhersage der charakteristischen Segmentspannbildung eine große Herausforderung dar, weswegen die Modellierung dieses Werkstoffverhaltens Gegenstand zahlreicher Forschungsaktivitäten ist. Von *Lee* und *Lin* wurde das Werkstoffverhalten von Ti6Al4V bei plastischer Deformation unter hohen Dehnraten und unter Variation der Temperatur im SHPB-Test untersucht. Dabei stellten sie fest, dass die Fließspannung sowohl von der Temperatur als auch von der Dehnrates abhängt, die Auswirkung der Temperatur auf die Fließspannung allerdings größer ist als die der Dehnrates. Eine Analyse des Bruchverhaltens zeigte, dass adiabate Scherbänder der Rissbildung und dem Bruch vorausgehen, insbesondere wenn der Werkstoff bei hoher Temperatur und hoher Dehnrates großen plastischen Dehnungen ausgesetzt wird. Die Härte der adiabaten Scherbänder sowie die Scherbandbreite veränderten sich in Abhängigkeit von der Transustemperatur. So führte eine Erhöhung der Temperatur zu einer Abnahme der Mikrohärtes, gleichzeitig jedoch zu einer Zunahme der Scherbandbreite [Lee98a]. In parallelen Untersuchungen analysierten *Lee* und *Lin* das Deformationsverhalten bei hohen Temperaturen, bei denen sie ergänzend feststellten, dass die Versetzungsdichte linear mit steigender Temperatur abnimmt, während die Größe der Versetzungszellen zunimmt. Auf Basis ihrer experimentellen Ergebnisse parametrieren sie ein JC-Fließspannungsmodell, das die Dehnungs-, Dehnrates- und Temperatureffekte berücksichtigt, um das Fließverhalten bei hohen Temperaturen zu beschreiben. Dabei erreichten sie eine ausgezeichnete Übereinstimmung zwischen den vorhergesagten Daten und den experimentellen Messungen [Lee98b]. *Hua* und *Shivpuri* nutzten die Spannbildungssimulation, um die Mechanismen der Spansegmentierung bei der Zerspannung von Ti6Al4V im orthogonalen Schnitt zu analysieren. Bei dem verwendeten Simulationsmodell handelte es sich um einen impliziten, nicht-isothermen, starr-viskoplastischen Finite-Elemente (FEM)-Ansatz nach Lagrange. Das Modell umfasste ein dynamisches Fließspannungsmodell, das die Einflüsse hoher Dehnrates und hoher Temperaturen berücksichtigt, sowie ein duktils Bruchkriterium, das auf der Dehnungsenergie basiert. Die Auswertung der Simulationsergebnisse ergab, dass die Schnittgeschwindigkeit einen Einfluss auf den Spannungszustand in der Nähe der Schneide hat, was dazu führte, dass sich die Rissausbreitung von der Schneidkante in Richtung der

freien Oberfläche des deformierten Spans in der Scherzone verschiebt. Diese Veränderung der Rissentstehung und -ausbreitung hatte eine diskontinuierliche Spanmorphologie bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten und eine segmentierte Spanmorphologie bei Steigerung der Schnittgeschwindigkeit zur Folge [Hua04]. Eine Untersuchung der Beziehung zwischen dem Spanbildungsprozess und dem Fließspannungsmodell auf der Grundlage der FE-Analyse war Gegenstand der Arbeiten von *He et al.*. Unter Variation der Dehnung, Dehnrate, Temperatur und Spannung diskutierten sie die adiabate Scherbandbildung und das dynamische Fließspannungsverhalten. Dabei zeigte die theoretische Analyse, dass die Steigung der Fließspannungskurve und der kritische Dehnungspunkt einen Einfluss auf die Spanmorphologie haben. Während infolge einer größeren Spannungsabnahme die Wahrscheinlichkeit zur Spansegmentierung stieg, hatte eine geringere kritische Dehnung eine höhere Segmentierungsfrequenz zur Folge bei gleichzeitig geringerem Grad der Segmentierung, also geringerem Verhältnis von maximaler zu minimaler Spandicke, zur Folge. Zudem trat eine thermo-plastische Instabilität zuerst an der Werkzeugschärfe auf und dehnte sich dann entlang der primären Scherzone hin zur freien Werkstückoberfläche aus, was sie als eine notwendige, aber nicht als einzige Bedingung für die Bildung von Segmentspänen identifizierten. Als weitere Bedingung definierten sie, dass die Fließspannung innerhalb des primären Scherbandes geringer sein muss als in der Nähe des Scherbandes, so dass der Werkstoff entlang des Bandes gleiten kann. Dass die Neigung zur Spansegmentierung mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit zunimmt, führten sie darauf zurück, dass die verstärkte Kaltverfestigung mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit zu einem höheren Spitzenwert und einer größeren Steigung der Fließspannungskurven führt [He18]. *Calamaz et al.* gingen bei ihren Analysen zur Scherlokalisierung bei der Spanbildung von Ti6Al4V davon aus, dass die Spansegmentierung ausschließlich auf der Bildung adiabater Scherbänder beruht. Dazu entwickelten sie ein Fließspannungsmodell, das auf dem Johnson-Cook-Modell basiert und um einen zusätzlichen Term erweitert wurde, der die verformungsbedingte Entfestigung einbezieht:

$$\sigma = \left( A + B \varepsilon_{pl}^n \left( \frac{1}{e^{\varepsilon_{pl}^a}} \right) \right) \left( 1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left( 1 - \left( \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right) \left( D + (1 - D) \tanh \left( \frac{1}{(\varepsilon_{pl} + S)^c} \right) \right) \quad (33)$$

mit  $D = 1 - \left( \frac{T}{T_m} \right)^d$  und  $S = \left( \frac{T}{T_m} \right)^b$

Mit diesem Modell konnte eine Segmentspanbildung auch ohne die Implementierung eines Schädigungsmodells vorhergesagt werden. Die Schnitt- und Passivkräfte sowie die Segmentierungsfrequenz und der Übergang von kontinuierlicher zu segmentierter

Spanbildung wichen jedoch stark von den experimentell ermittelten Werten ab. Um die Vorhersagegüte zu bessern, zeigte eine exemplarische Simulation unter Einsatz eines Cockcroft-Latham-Schädigungskriteriums einen vielversprechenden Ansatz auf [Cal08]. In weiterführenden Untersuchungen, bei denen auch der Einfluss von Reibungsmodellen untersucht wurde, stellten *Calamaz et al.* fest, dass die Art des Reibkontakts zwischen Span und Werkzeug während des Spanbildungsprozesses primär die Segmentierungsfrequenz und die Temperatur zwischen Werkzeug und Span beeinflusst. Eine Auswirkung auf die vorhergesagten mechanischen Werkzeugbelastungen konnte nicht festgestellt werden [Cal11]. *Hou et al.* entwickelten ein modifiziertes JC-Fließspannungsmodell, welches sie anhand von Spannungs-Dehnungskurven parametrisierten, die über einen Dehnratenbereich von  $\dot{\epsilon} = 0,0016\text{-}12.000\text{ s}^{-1}$  und über einen Temperaturbereich von  $T = 25\text{-}600\text{ °C}$  ermittelt wurden. Sie stellten fest, dass die Kaltverfestigung von der Temperatur abhängt und mit steigender Temperatur sinkt. Das modifizierte JC-Modell berücksichtigt diesen Kopplungseffekt, wodurch eine bessere Vorhersagegenauigkeit des Fließspannungsverhaltens bei hohen Temperaturen und Dehnraten erreicht werden konnte [Hou18]. *Kugalur-Palanisamy et al.* nutzen dieses modifizierte JC-Modell von *Hou et al.* [Hou18] sowie das von *Calamaz et al.* [Cal08] und zusätzlich ein nicht modifiziertes JC-Modell, das von *Seo et al.* [Seo05] kalibriert wurde, um den Einfluss des Fließspannungsmodell auf die Ergebnisse von Spanbildungssimulationen zu untersuchen. Dabei zeigten die Simulationen mit den Parametern von *Hou et al.* mit Blick auf den Mittelwert der Kräfte und Spandicken. Eine Simulation von segmentierten Spänen war lediglich mit den Parametern von *Calamaz et al.* möglich, wobei anzumerken ist, dass die experimentell ermittelte Spanform in den Untersuchungen von *Kugalur-Palanisamy et al.* kontinuierlich war [Kug20]. Auch *Sima* und *Özel* hoben die Relevanz der Arbeiten von *Calamaz et al.* hervor. In Untersuchungen zum Einfluss verschiedener konstitutiver Fließspannungsmodelle auf die Spanbildungssimulation von Ti6Al4V war lediglich mit dem Modell von *Calamaz et al.*, welches die verformungsbedingte Entfestigung berücksichtigt, eine simulative Vorhersage der Spansegmentierung auch ohne die Implementierung eines Schädigungsmodells möglich. Eine weitere Erkenntnis war, dass die Wahl des Fließspannungsmodells nicht nur die Spanmorphologie, sondern auch die vorhergesagten Kräfte und Temperaturen beeinflusst [Sim10]. *Limje et al.* untersuchten ebenfalls den Einfluss der Werkstoffparameter auf die Spanmorphologie bei der numerischen Spanbildungssimulation von Ti6Al4V. Dabei führten sie einen Vergleich zwischen einem konventionellen und einem modifizierten JC-Fließspannungsmodell durch, welches die verformungsbedingte Entfestigung bei hohen Temperaturen berücksichtigt. Mit diesem Modell war für alle definierten Schnittbedingungen eine gute Vorhersage der Spanmorphologie möglich. Auch die simulativ vorhergesagten Schnitt- und Passivkräfte korrelierten gut mit den experimentellen Ergebnissen. Die anderen Merkmale, wie die Kontaktlänge zwischen

Werkzeug und Span und der Radius der Spankrümmung, wurden in den Simulationen jedoch deutlich unterschätzt [Lim24]. Ein Simulationsmodell, welches zwei Werkstoffverhaltensmodelle berücksichtigt, wurde von *Yameogo et al.* entwickelt. Dieses Modell differenziert in Abhängigkeit von der dynamischen Rekristallisation zwischen einem klassischen Johnson-Cook-Modell für Bereiche ohne dynamische Rekristallisation und einem Tangenshyperbolikus-Modell für Bereiche, in denen eine dynamische Rekristallisation auftritt. Die Simulationsergebnisse zeigten sowohl eine verbesserte Vorhersage der Spanmorphologie in Bezug auf die Segmentierungsfrequenz als auch eine höhere Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Schnittkräften [Yam17]. Bei einem Vergleich verschiedener FEM-Modelle stellten *Ducobu et al.* fest, dass die alleinige Berücksichtigung der thermischen Entfestigung von Ti6Al4V nicht ausreicht, um einen segmentierten Span zu bilden und die verformungsbasierte Entfestigung ebenso berücksichtigt werden muss [Duc14]. Neben dem Einfluss des Fließspannungsmodells untersuchten *Zhang et al.* auch die Auswirkungen der Wahl des numerischen Modells auf die Spanbildungssimulation von Ti6Al4V. Sie betrachteten drei verschiedene Modellierungsansätze, die jeweils auf einer Lagrangeschen (LAG), einer Arbitrary Eulerschen-Lagrangeschen (ALE) und einer gekoppelten Eulerschen-Lagrangeschen (CEL) Formulierung basieren. Für jede dieser Modellierungen setzten sie zwei unterschiedliche Johnson-Cook-Parametersätze ein. Dabei zeigte der Parametersatz mit höheren Verfestigungsfaktoren eine gute Vorhersage der Zerspankraftkomponenten für das LAG-Modell, während die Kräfte bei den ALE- und CEL-Ansätzen überschätzt wurden. Beim Parametersatz mit niedrigeren Verfestigungsfaktoren unterschätzten alle Modelle die experimentell ermittelten Kraftkomponenten. Eine Spansegmentierung konnte jedoch ausschließlich mit dem Lagrangeschen Modell erreicht werden. Es war zudem das einzige Modell, bei dem die Implementierung eines Schädigungsmodells möglich war. Ein Nachteil des LAG-Modells bestand jedoch in der starken Netzverzerrung und dem damit einhergehenden Werkstoffverlust [Zha15]. Ähnliche Erkenntnisse erlangten *Ducobu et al.*, indem sie vier verschiedene Modelle mit drei unterschiedlichen Simulationsprogrammen untereinander und mit den Ergebnissen experimenteller Untersuchungen verglichen. Dabei erzeugten die verwendeten ALE- und CEL-Modelle die geringsten Abweichungen hinsichtlich der Spanmorphologie und der Kräfte, wobei auch hier keine Segmentspanbildung vorhergesagt werden konnte. Allerdings wurde diese auch nicht in den experimentellen Untersuchungen beobachtet, was vermutlich auf die geringen eingesetzten Spannungsdicken von  $h \leq 0,1$  mm zurück zu führen ist [Duc17]. *Childs et al.* charakterisierten das Fließspannungs- und Schädigungsverhalten von Ti6Al4V experimentell und modellierten dieses Verhalten anschließend. Dazu entwickelten sie Gleichungen, die das tatsächliche Fließspannungs- und Schädigungsverhalten beschreiben, anstatt bestehende Gleichungen so zu modifizieren, dass sie sich an

das Werkstoffverhalten anpassen. Bei den daraufhin durchgeführten Spanbildungssimulationen analysierten sie die mechanischen und thermischen Werkzeugbelastungen und variierten dazu die Schnittgeschwindigkeit zwischen  $v_c = 1 \dots 100$  m/min und die Spanungsdicke zwischen  $h = 0,1 \dots 0,35$  mm. Das entwickelte Modell der Fließspannung hat die Form eines Potenzgesetzes, wobei die Koeffizienten aus mechanischen Experimenten ermittelt wurden. Es berücksichtigt die verformungsbedingte Entfestigung und hat zudem einen kritischen Wert für die Dehnung implementiert, oberhalb dessen keine weitere Kaltverfestigung stattfindet. Dieser kritische Dehnungswert ist abhängig von der Temperatur und nimmt mit steigender Temperatur ab. Bei dem entwickelten Schädigungsmodell wurde angenommen, dass die Schädigung  $D_m$  mit dem Dehnungsinkrement entlang einer Stromlinie zunimmt und das Werkstoffversagen dann auftritt, wenn die Schädigung den Wert  $D_m = 1$  erreicht. Es weist eine invers-exponentielle Abhängigkeit von der Spannungstriaxialität auf, was zur Folge hat, dass die Versagensspannung mit steigender, negativer Triaxialität proportional zunimmt und bei hoher negativer Triaxialität den Fließspannungswert des unversehrten Zustands erreicht. Ebenso erholt sich die Werkstoffschädigung im Modell mit zunehmender Temperatur im Bereich von  $T = 600 \dots 700$  °C, d. h. bis über die Hälfte der gemessenen Schmelztemperatur. Validiert wurde das Schädigungsmodell anhand experimenteller Spanbildungsuntersuchungen bei Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 1 \dots 10$  m/min. Unter Berücksichtigung der Einschränkung, dass das Fließspannungs- und Schädigungsverhalten des Werkstücks die Scherspannungen sowohl in der primären Scherzone (Spanbildung) als auch in der sekundären Scherzone (Span-Werkzeug-Reibung) bestimmt und dass die Reibung nicht unabhängig vom Fließspannungs- und Schädigungsmodell eingestellt werden kann, zeigte sich, dass eine Fließspannungsgleichung ohne verformungsbedingte Entfestigung in Kombination mit dem entwickelten Schädigungsmodell zu vorhergesagten mechanischen Werkzeugbelastungen und Maximaltemperaturen führte, die den experimentell gemessenen Werten nahe kamen. Eine Spansegmentierung konnte ebenfalls vorhergesagt werden, jedoch wurden sowohl die maximalen als auch die minimalen Spandicken überschätzt. Verbessert werden konnte die Vorhersagegüte durch die Implementierung einer geringen verformungsbedingten Entfestigung, sodass die Grenzdehnung, also die Dehnung, bei der die Verfestigung aufhört, bei Temperaturen über  $T = 700$  °C abnimmt. Da diese Temperaturen jedoch überwiegend in der sekundären Scherzone auftreten, führte die implementierte Dehnungsentfestigung lediglich zu einer Reduktion der Reibspannung zwischen Span und Werkzeug. Sie hatte hingegen keinen Einfluss auf die Fließspannung innerhalb der primären Scherzone [Chi18]. *Fernandez-Zelaia et al.* entwickelten einen Modellansatz, der das Korngrenzgleiten berücksichtigt und somit mikrostrukturelle Einflüsse wie Versetzungsdichte und mittlere Korngröße einbezieht. Kalibriert wurde das Modell an-

hand von einachsigen Spannungs-Dehnungs-Daten, die über einen breiten Temperaturbereich von quasistatischen bis zu dynamischen Dehnraten reichten. Die experimentelle Validierung zeigte eine gute Übereinstimmung bei der Vorhersage der Spansegmentierung, der Zerspankraftkomponenten und der Werkzeugtemperaturen für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten und Spannungsdicken. Durch die Berücksichtigung des Korn-grenzgleitens konnte nach ausreichender Kornverfeinerung eine Entfestigung erreicht werden, ohne dass ein auf duktilem Versagen basierender Entfestigungsmechanismus erforderlich war [Fer17]. Auch *Cheng* und *Outeiro* führten 2D-FEM-Simulationen des orthogonalen Schnitts von Ti6Al4V durch, bei denen ein konstitutives Modell von *Cheng et al.* [Che19] zum Einsatz kam, das sowohl die Werkstoffplastizität als auch die Schädigung berücksichtigt. Die Kontaktbedingungen an den Schnittstellen zwischen Werkzeug und Span sowie zwischen Werkzeug und Werkstück wurden mit Hilfe des Modells nach *Zorev* und der Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit von der Relativgeschwindigkeit modelliert. Die Simulationsergebnisse zeigten eine Abweichung der Schnittkraft zu den experimentell gemessenen Werten von weniger als 14 %, wohingegen die Passivkraft um bis zu 53 % unterschätzt wurde. Eine Spansegmentierung konnte zwar vorhergesagt werden, die minimale Spandicke wurde dabei jedoch um bis zu 51 % überschätzt. Diese Abweichungen führten sie hauptsächlich auf die fehlerhafte Beschreibung des Werkzeug-Werkstück-Kontakts und auf die für den Ansatz nach *Langrange* typische erhebliche Netzverzerrung zurück [Che22].

## 2.4 Stahl und Stahlegierungen

### 2.4.1 Werkstofftechnische Grundlagen

Die DIN EN 10020 definiert Stähle als Werkstoffe, deren Massenanteil an Eisen größer ist als der jedes anderen Elements, deren Kohlenstoffgehalt unter 2 % liegt und in denen weitere Legierungselemente enthalten sein können. Aufgrund der Vielzahl verschiedener Stähle erfolgt deren Klassifizierung nach ihrer chemischen Zusammensetzung in unlegierte, nichtrostende und andere legierte Stähle. Darüber hinaus werden diese Gruppen nach ihren Haupteigenschaften und Anwendungsmerkmalen weiter in Qualitäts- und Edelstähle unterteilt [DIN EN 10020, DIN EN 10027-2]. Insbesondere im Ingenieurwesen ist eine Einteilung der Stähle nach ihren spezifischen Eigenschaften und Einsatzbereichen von Bedeutung. So lassen sich Werkzeugstähle eindeutig von Bau- und Konstruktionsstählen abgrenzen. Bau- und Konstruktionsstähle werden wiederum in verschiedene Untergruppen gegliedert, darunter Automaten-, Feder-, Einsatz- und Vergütungsstähle sowie warmfeste und kaltzähe Stähle. Die gezielte Einstellung der Werkstoffeigenschaften wie die Gefügestruktur, Härte, Zähigkeit und Festigkeit erfolgt durch Wärmebehandlungsverfahren wie Härten, Anlassen, Vergüten und Bainitisieren.

Das Härten umfasst das Erhitzen des Stahls auf die Austenitisierungstemperatur mit anschließendem Abschrecken, wodurch durch die Bildung von Martensit eine hohe Härte erzielt wird. Da gehärtete Bauteile infolge der Martensitbildung eine verringerte Zähigkeit aufweisen, werden sie in der Regel nachträglich angelassen, um das Verhältnis von Härte und Zähigkeit gezielt zu optimieren. Das Anlassen erfolgt durch gezieltes Erwärmen und Halten des Stahls auf einer definierten Temperatur über einen bestimmten Zeitraum. Dies geht jedoch in den meisten Fällen mit einer Verringerung der zuvor erreichten Härte einher. Erfolgt das Anlassen im Temperaturbereich zwischen 540 °C und 680 °C, wird es als Vergüten bezeichnet [Bar22, DIN EN 17022-1]. Ein Beispiel für eine Stahllegierung, die diese Wärmebehandlungsschritte erfahren hat, ist der legierte Vergütungs- und Federstahl 51CrV4. Dieser zeichnet sich durch eine hohe Festigkeit bei gleichzeitig hoher Zähigkeit aus und weist üblicherweise ein ferritisch-perlitisches Gefüge auf. Zudem verfügt 51CrV4 über eine hohe Härtebarkeit und Verschleißfestigkeit sowie eine hohe Widerstandsfähigkeit gegenüber wechselnden mechanischen Beanspruchungen auf. Aufgrund dieser Eigenschaften wird die Legierung bevorzugt in hochbelasteten Bauteilen wie Wellen und Achsen sowie in Komponenten des Fahrzeugbaus eingesetzt [Sal23, Thy24].

**Tabelle 2:** Chemische Zusammensetzung der Stahllegierung 51CrV4 nach [DIN EN ISO 683 - 2]

<b>Stahllegierung 51CrV4 (1.8159 / AISI 6150)</b>									
Element		C	Si	Mn	P	S	Cr	V	Fe
Anteil in Gew.-%	min.	0,47	0,10	0,60	0	0	0,90	0,10	Rest
	max.	0,55	0,40	1,00	0,025	0,025	1,20	0,25	

### 2.4.2 Spanende Bearbeitung der Stahllegierung 51CrV4

Die Zerspanung hochfester Stähle stellt besondere Anforderungen an die eingesetzten Werkzeuge und Bearbeitungsstrategien. Aufgrund der hohen Festigkeit, Zähigkeit und Verschleißbeständigkeit dieser Stähle kommt es häufig zu hohen mechanischen sowie thermischen Belastungen der Werkzeuge, die mit einem hohen Werkzeugverschleiß einhergehen [Klo05]. Zudem stellt die häufig auftretende Segmentspanbildung eine weitere Herausforderung bei der Bearbeitung dieser Werkstoffgruppe dar [Bar02]. Während die Segmentspanbildung bei Titan vorwiegend auf thermisch induzierte Scherbänder zurückgeführt werden kann [Cot08], wird für Stahllegierungen mit einer hohen Härte oder bei der Bearbeitung mit einer hohen Schnittgeschwindigkeit als Versagensmechanismus der duktile Bruch beschrieben [Bar02]. Bei diesem führt ein triaxialer Spannungszustand zur Bildung von zahlreichen feinen Mikroporen, die bei fortschreitender Deformation wachsen und schließlich zu einem zentralen Riss koaleszieren. Anschließend breitet dieser sich entlang lokalisierter Scherflächen aus und führt letztlich

zum Bruch. Betrachtet man die zentrale Bruchfläche eines duktilen Bruchs im Zugversuch im Längsschnitt, so zeigt sich, dass der zentrale Riss eine zickzackförmige Kontur aufweist, die durch das Koaleszieren von Mikroporen entsteht. Der äußere Kegel des Bruchs ist hingegen durch stark lokalisierte Scherung geprägt. Hier kommt es durch das Gleiten der Körner übereinander zu einer ausgeprägten plastischen Verformung und folglich zu einer deutlichen lokalen Erwärmung [Die61]. Zudem kann es während der plastischen Deformation polykristalliner Werkstoffe zu einer starken Streckung der Körner kommen. Wird eine kritische Spannung überschritten, reißen die gestreckten Körner, was zu einer Kornfeinung führt. *Hall* und *Petch* stellten fest, dass dieser Prozess die Versetzungsbewegungen behindert und dadurch eine Steigerung der Festigkeit des Werkstoffs bewirkt, weswegen dieser Mechanismus auch als Hall-Petch-Effekt bekannt ist [Hal51]. Unterschreitet die Korngröße jedoch einen kritischen Wert, führt die Kornfeinung nicht mehr zu einer Steigerung der Festigkeit infolge der Behinderung von Versetzungsbewegungen, sondern zu einer Verringerung der Festigkeit durch Korngrenzengleiten [Cho89]. Aufgrund des umgekehrten Einflusses der Kornfeinung auf die Werkstofffestigkeit wird dieser Prozess auch als inverser Hall-Petch-Effekt bezeichnet. *Conrad* und *Narayan* konnten für diesen Effekt einen kritischen Wert von  $d_K = 0,05 \mu\text{m}$  identifizieren [Con00]. In experimentellen Zerspannungsuntersuchungen der Stahllegierung 51CrV4 konnte *Tiffe* nachweisen, dass die Körner in den Scherbändern der resultierenden Segmentspäne einen Durchmesser aufweisen, der unterhalb des kritischen Wertes liegt. Dies bestätigt den inversen *Hall-Petch*-Effekt als zusätzlichen Mechanismus, der zur Segmentierung des Spans beiträgt [Tif18].

### 2.4.3 Spanbildungssimulation der Stahllegierung 51CrV4

Die Simulation der Spanbildung gehärteter Stähle ist ein weit erforschtes Themengebiet, dennoch stellen die spezifischen Eigenschaften einiger Legierungen immer neue Herausforderungen an die Modellierung des Spanbildungsprozesses. Insbesondere stellt die charakteristische Segmentspanbildung aufgrund der Berücksichtigung einer Vielzahl von Mechanismen eine Herausforderung für die Spanbildungssimulation dar. Die Abbildung der Segmentspanbildung von 51CrV4 war Gegenstand der Arbeiten von *Marcel Tiffe*. Durch eine umfassende Charakterisierung des Werkstoffverhaltens sowie durch die Implementierung verschiedener Teilmodelle zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens konnte die Segmentspanbildung von 51CrV4 erfolgreich simulativ abgebildet werden. Dazu wurde zur Modellierung des Fließspannungsverhaltens ein modifiziertes Johnson-Cook-Fließspannungsmodell (Formel (37)) implementiert, das eine Sättigung der Fließspannung bei hohen Dehnungen berücksichtigt. Zudem wurde das

Modell erweitert, um die Werkstoffdeformation infolge von Korngrenzgleiten adäquat zu beschreiben. Dies ermöglichte eine realitätsnahe Vorhersage der Scherbandbildung, die durch Kornverfeinerung entsteht.

$$\sigma_f = (A - (A - B)e^{n\varepsilon_{pl}^p}) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \Theta(T_h) \quad (34)$$

mit  $\Theta(T_h) = m_0 + m_1 T_h + m_2 T_h^2 + m_3 T_h^3 + m_4 T_h^4 + m_5 T_h^5$

Für die Beschreibung des Reibungsverhaltens wurde ein relativgeschwindigkeitsabhängiges Reibspannungsmodell integriert, welches die Reibspannung in Abhängigkeit der Parameter  $u_1$  und  $u_2$  direkt als Randbedingung für den Kontakt zwischen Werkzeug und Span vorgibt:

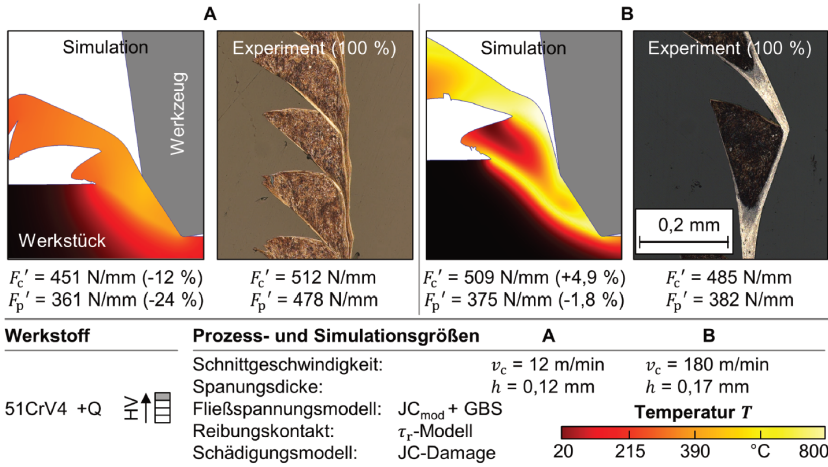
$$\tau_r = u_1 + u_2 \sqrt{v_r} \quad (35)$$

Darüber hinaus wurde ein modifiziertes JC-Schädigungsmodell implementiert, bei dem die Versagensdehnung analog zum nicht modifizierten JC-Schädigungsmodell gemäß Formel (22) berechnet wird, die Schädigung jedoch an die Volumenfraktion des rekristallisierten Gefüges gekoppelt ist, wodurch das Korngrenzgleiten berücksichtigt wird:

$$D = \int_0^{\varepsilon_v} (1 - X_{cell}) \frac{d\varepsilon_v}{\varepsilon_f} \leq 1 \quad (36)$$

mit  $X_{cell} = 1 - e^{-g(\varepsilon_v - \varepsilon_f)^r}$

Dabei sind  $g$  und  $r$  Modellparameter und  $\varepsilon_{krit}$  die kritische Dehnung, bei der die Umwandlung des Martensits zum nanokristallinen Werkstoff beginnt. Durch die Berücksichtigung dieses Mechanismus ließ sich das Werkstoffverhalten in der primären Scherzone realitätsnah abbilden. Insbesondere für höhere Schnittgeschwindigkeiten zeigte das Spanbildungsmodell eine gute Vorhersagegenauigkeit, wie in **Abbildung 2.6** ersichtlich ist.



**Abbildung 2.6:** Gegenüberstellung der Spanbildungssimulation von 51CrV4 mit der experimentellen Untersuchung aus [Tif18]

### 2.5 Verfahren zur Vermeidung von spanbildungsinduzierten Schwingungen

Um den Herausforderungen bei der Zerspanung von Werkstoffen zu begegnen, die charakteristischerweise zur Segmentspannbildung neigen, wurden verschiedene Strategien entwickelt. Diese Ansätze zielen entweder darauf ab, die spanbildungsinduzierten Schwingungen zu dämpfen, die Spansegmentierung zu vermeiden oder aktiv zu unterdrücken. Während dämpfende Maßnahmen vor allem darauf abzielen, die negativen Auswirkungen der Segmentspannbildung auf den Zerspanungsprozess zu minimieren, setzen vermeidende und unterdrückende Ansätze direkt an den Ursachen der Segmentbildung an, um deren Entstehung zu verhindern. Allerdings gibt es weiterhin Entwicklungsbedarfe, da bestehende Konzepte noch mit verschiedenen Unzulänglichkeiten behaftet sind. Einen vielversprechenden Ansatz stellt der Einsatz eines Gegenkörpers dar, der auch häufig als Constraint bezeichnet wird. Dieser wird auf der freien Werkstückoberfläche gegenüber der Werkzeugsplanfläche positioniert und soll durch die Begrenzung des Spanraums das Scherversagen verhindern.

Das Prinzip der gezielten Spanraumbegrenzung durch einen Constraint wurde erstmals 1976 durch *DeChiffre* vorgestellt. Er bezeichnete dieses Verfahren als Extrusionszerspannung (engl. extrusion cutting) und identifizierte zwei potenzielle Anwendungsfälle. Zum einen sollte es zur experimentellen Bestimmung der Fließspannung von Metallen

unter zerspanungsähnlichen Bedingungen dienen, also bei Verformungen mit hohen Dehnraten und Temperaturen. Zum anderen betrachtete *DeChiffre* das Verfahren als Möglichkeit zur wirtschaftlicheren Herstellung von Bändern und Drähten, indem eine gezielte Steuerung der Spannbildung genutzt wird [DeC76]. Kommt die Extrusionszerspannung zur Herstellung von Bändern zum Einsatz, so ist sie als eine Art Hybridverfahren zwischen Umform- und Zerspanungstechnik zu verstehen. Gegenüber klassischen Umformverfahren, wie dem Strangpressen, sind beispielsweise variierte Querschnitte möglich, denn beim Strangpressen, das nach DIN 8583 zu den Verfahren des Durchdrückens zählt, wird ein von einem Aufnehmer umschlossener Werkstoffblock durch eine nicht variable Matrize gepresst [DIN 8583-6]. Ein Vorteil des Strangpressens ist, dass in allen drei Raumrichtungen Druckspannungen wirken, weshalb die Rissbildungsgefahr gering ist [Doe10]. Dadurch können hohe Umformgrade erzielt werden, es kommt jedoch auch zu hohen Umformtemperaturen. Diese liegen zwar nahe am Schmelzpunkt des Werkstoffs, jedoch immer darunter und der Werkstoff wird zu keinem Zeitpunkt flüssig. Daher handelt es sich beim Strangpressen um ein reines Umformverfahren [Are23]. Ein Verfahren, das ebenfalls zur Herstellung von Bändern genutzt werden kann und dem Strangpressen ähnlich ist, jedoch dem Urformen zugeordnet wird, ist das Stranggießen. Dabei handelt es sich um einen kontinuierlichen Gießprozess, bei dem flüssiger Werkstoff in eine wassergekühlte Kokille gegossen wird und nach und nach erstarrt [Klo18b]. Dies ermöglicht eine hohe Werkstoffeffizienz, allerdings können innere Lunker oder Spannungen entstehen, die eine Nachbearbeitung erforderlich machen. Ein Warmumformverfahren, das Ur- und Umformen kombiniert, ist das Thixoformen. Hierbei wird der Werkstoff in einem teilflüssigen Zustand verarbeitet, wodurch die erforderlichen Umformkräfte gegenüber konventionellem Umformverfahren reduziert werden, die Bauteileigenschaften mit denen der rein umgeformten Bauteile jedoch vergleichbar. Allerdings erfordert das Verfahren eine präzise Temperatursteuerung, verursacht hohe Kosten und ist nur für bestimmte Legierungen geeignet [Doe10]. Kommt die Extrusionszerspannung zur Herstellung von Drähten und Bändern zum Einsatz, so erzeugt diese ebenfalls Druckspannungen im Werkstoff und kann die Nachteile der zuvor genannten Verfahren beseitigen. So treten im Gegensatz zum Stranggießen keine Lunker oder Erstarrungsfehler auf und anders als beim Thixoformen ist keine aufwändige Temperatursteuerung notwendig. Zudem können die resultierenden Bänder (Späne) ein ultrafeinkörniges Gefüge [Mos07] und eine sehr hohe Oberflächenqualität aufweisen [DeC82].

Bei der Zerspanung von Messing konnte *DeChiffre* eine generelle experimentelle Umsetzbarkeit der Extrusionszerspannung erreichen [DeC76] und die Extrusionszerspannung als stabilen Prozess durchführen, sofern einige Kriterien erfüllt waren. Dazu zählte neben einer möglichst steifen und vibrationsfreien Maschine sowie Vorrichtung, dass der

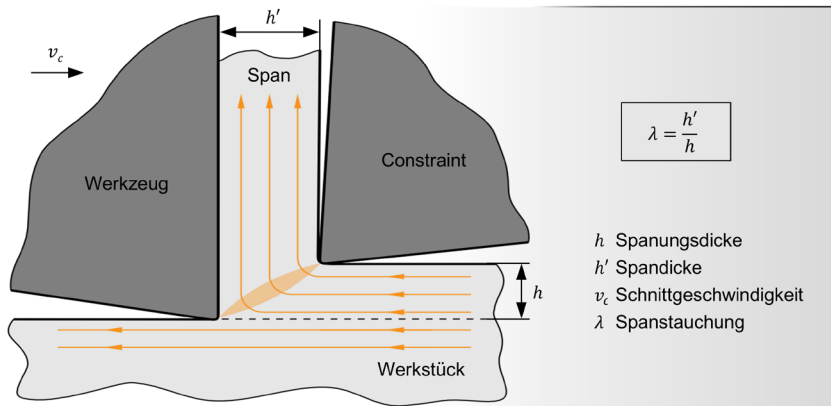
Abstand zwischen Werkzeug und Constraint auf den Prozess abgestimmt eingestellt werden musste. Des Weiteren empfahl er ein sanftes Eintauchen in den Prozess mit verringerter Spannungsdicke [DeC82]. *Moscoso et al.* untersuchten die Extrusionszerspannung ebenfalls als Herstellungsverfahren, indem sie die starken plastischen Verformungen, die in der Scherzone auftreten, zur Herstellung von nanostrukturierten Werkstoffen nutzten. Dabei konnten sie für reines sauerstofffreies hochleitfähiges Kupfer (OFHC) die Vorteile insbesondere der Kombination der großen Dehnungen bei der Zerspannung mit der gleichzeitigen Maßkontrolle durch Einsatz eines Constraints vereinen und die geometrisch begrenzte Zerspannung als praktikablen, einstufigen Prozess für eine kontrollierte Verformung mit großer Dehnung qualifizieren [Mos07]. Bestätigt wurde dies durch *Deng et al.*, die den Einsatz eines Constraints bei der Extrusionszerspannung von reinem Kupfer anhand von FEM-Simulationen mit Blick auf die Entwicklung des Temperaturfeldes, der effektiven Dehnung und der Dehnrate bei unterschiedlichen Spanstauchungen analysierten. Sie stellten fest, dass durch eine stärkere Spanstauchung, also geringerem Abstand zwischen Constraint und Zerspannungswerkzeug, sehr hohe Dehnungen erzeugt werden können, wodurch die Herstellung nanostrukturierter Werkstoffe ermöglicht wurde [Den12].

*Cai und Dai* nutzten das Prinzip der Extrusionszerspannung nicht zur Herstellung von Bändern, sondern zur aktiven Unterdrückung der adiabaten Scherbandbildung bei der Zerspannung. Den Prozess beschrieben sie als dynamische Extrusionszerspannung mit großen Dehnungen (engl.: dynamic large strain extrusion machining), wobei sie zur Beschreibung des Constraint-Effektes einen Constraint-Extrusionsfaktor  $\chi$  einführten, den sie zu

$$\chi = \frac{(\lambda_F - \lambda)}{\lambda_F} \quad (37)$$

definierten, wobei  $\lambda$  die Spanstauchung  $\lambda = h'/h$  und  $\lambda_F$  die Spanstauchung der freien Spanbildung beschreibt. In experimentellen Untersuchungen zur Zerspannung der Titanlegierung Ti6Al4V variierten sie bei konstanter Spannungsdicke  $h = 0,1$  mm sowohl die Schnittgeschwindigkeit ( $v_c = 300; 600; 900$  m/min) als auch die Position des Constraints. Dabei zeigte sich, dass mit steigendem Constraint-Extrusionsfaktor, also bei einer Verringerung des Abstandes zwischen Constraint und Spanfläche des Werkzeugs, die Scherbandbildung abnahm und es ab einem kritischen Wert für  $\chi$  zu einer homogenen Deformation kam. Für diesen kritischen Wert konnten sie eine Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit nachweisen, sodass zur vollständigen Unterdrückung der Scherbandbildung mit steigender Schnittgeschwindigkeit ein höherer Constraint-Extrusionsfaktor also eine Verringerung des Abstandes zwischen Constraint und Werkzeug

erforderlich war [Cai14]. Auch *Sagapuram et al.* konnten durch den Einsatz eines Constraints erfolgreich die Spansegmentierung bei der Zerspanung von Ti6Al4V unterdrücken. In dem von ihnen als passive geometrische Fließkontrolle (engl. passive geometric flow control) bezeichnetem Prozess platzierten sie einen Constraint gegenüber der primären Scherzone (**Abbildung 2.7**) und variierten die Zustellung. Dabei stellten auch sie fest, dass die Spanstauchung  $\lambda$  einen wesentlichen Einfluss auf die Unterdrückung der Scherbandbildung und damit auf die Unterdrückung der Spansegmentierung hat. So konnte durch die geometrische Begrenzung des Werkstoffflusses eine Scherbandbildung vollständig vermieden werden, wenn die Spanstauchung unter einem kritischen Wert blieb [Sag16].



**Abbildung 2.7:** Schematische Darstellung des Constraint-Prinzips nach [Sag16]

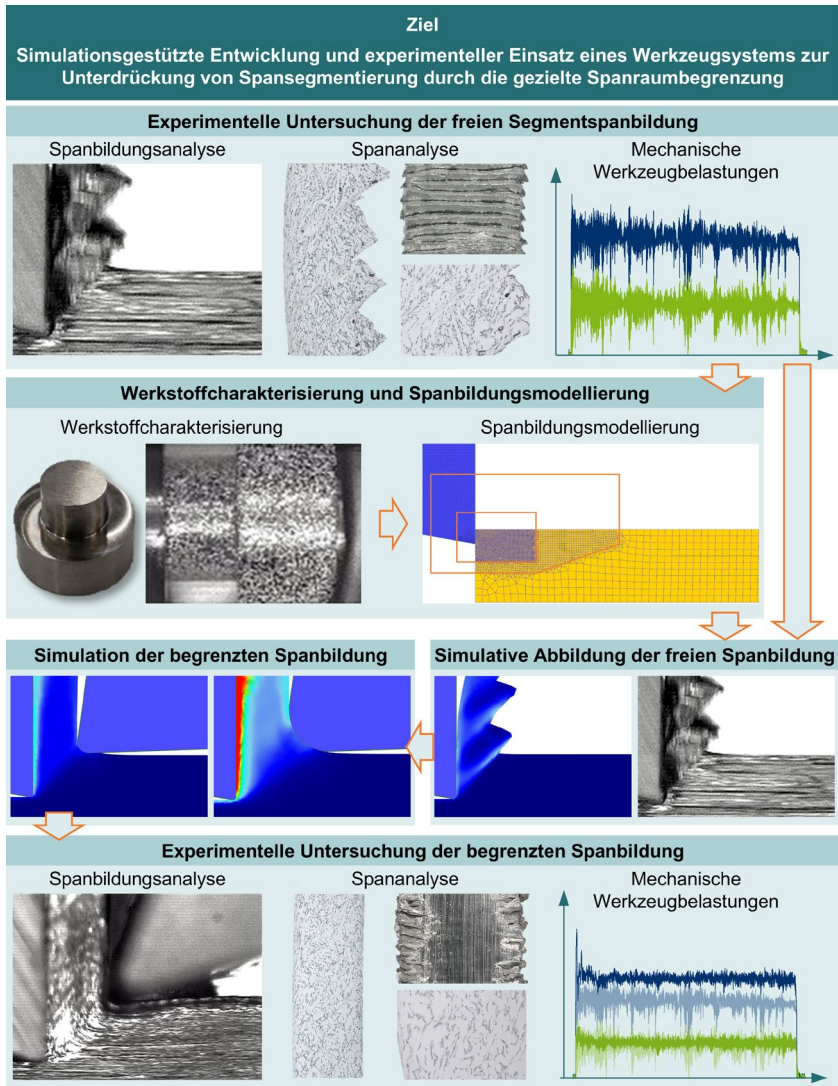
Durch die Annahme, dass sich die resultierende Spandicke  $h'$  durch die räumliche Begrenzung des Spanraums aus dem Abstand zwischen Constraint und Werkzeugsplanfläche ergibt, ließ sich schlussfolgern, dass die Position des Constraints einen wesentlichen Einfluss auf die Unterdrückung der Segmentspanbildung hat. Ein wesentlicher Vorteil des Constraint-Prinzips besteht darin, dass es auf verschiedene, wenn auch nicht auf alle, Werkstoffe angewendet werden kann und bei erfolgreicher Anwendung eine Unterdrückung der Spansegmentierung ermöglicht, ohne dass eine Veränderung der Mikrostruktur des zu zerspanenden Werkstoffs erforderlich ist. Die Vorteile des resultierenden Prozesses sind zum einen eine Steigerung der Prozessstabilität, da durch die Unterdrückung der Scherbandbildung Schwankungen der mechanischen Belastungen reduziert werden und zum anderen eine Verbesserung der Produktqualität, da beim Zerspanungsprozess die Oberflächenqualität und Homogenität der Randzoneneigenschaften verbessert und bei Fertigungsprozessen wie Walzen und Extrudieren das Einstellen

einer kontrollierten Mikrostruktur ermöglicht wird [Sag16]. Die simulative Analyse der begrenzten Spanbildung lag im Fokus der Arbeiten von *Ping et al.*, indem sie mithilfe der FE-Software *Abaqus* die Auswirkungen der geometrischen Gestaltung von Werkzeug und Constraint sowie die Positionierung des Constraints auf die Eigenspannungen einer Aluminiumlegierung untersuchten. Sie zeigten auf, dass sowohl die Gestalt als auch die Position des Constraints einen Einfluss auf die Spanbildung haben, indem sie feststellten, dass eine höhere Spanstauchung, also ein geringerer Abstand zwischen Werkzeug und Constraint, ein größerer Constraintkantenradius und ein größerer Constraint-Freiwinkel zu einer Reduktion der Zugeigenspannungen und Erhöhung der Druckeigenspannungen führen. Darüber hinaus stellten sie fest, dass eine Mikrotexturierung der Constraintoberfläche diesen Effekt weiter verstärkt und zudem den Wärmeaustausch verbessert, wodurch die Reibung reduziert werden kann, was die Standzeit der Werkzeuge verlängert und die Oberflächengüte erhöht [Pin22].

### 3 Zielsetzung und Vorgehensweise

In hochtechnologisierten Branchen wie der Medizintechnik oder der Luft- und Raumfahrttechnik werden hochleistungsfähige Werkstoffe eingesetzt, die eine Vielzahl spezialisierter Eigenschaftsprofile aufweisen. Dazu zählen eine hohe spezifische Festigkeit, eine sehr gute Korrosionsbeständigkeit sowie eine hohe Biokompatibilität. Ein Werkstoff, der all diese Eigenschaften aufweist, ist die Titanlegierung Ti6Al4V. Den hervorragenden Anwendungseigenschaften von Ti6Al4V stehen jedoch Herausforderungen bei der Zerspanung gegenüber. So führt die geringe Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs zu hohen Werkzeugtemperaturen, die hohe Werkzeugverschleißraten zur Folge haben. Zudem kommt es infolge der charakteristischen Segmentspannbildung durch das wiederkehrende Aufstauen und Abgleiten von Werkstoffsegmenten vor der Schneide zu einer periodischen Anregung des Werkzeugs, wodurch der Werkzeugverschleiß weiter erhöht, die Oberflächenqualität des Werkstücks vermindert und die Lebensdauer von Werkzeugmaschinenkomponenten reduziert wird [Kom02]. Um die negativen Auswirkungen der Segmentspannbildung auf den Zerspanungsprozess zu minimieren, verfolgen viele Ansätze das Ziel, die Spansegmentierung durch Anpassung der Schnittwerte zu vermeiden oder die resultierenden spanbildungsinduzierten Schwingungen zu dämpfen. Während diese Maßnahmen die Prozessstabilität erhöhen und die Qualität der resultierenden Bauteiloberflächen verbessern können, ist ihr Einsatz oft mit Nachteilen verbunden. So führen angepasste Schnittwerte häufig zu einer reduzierten Produktivität und damit zu einer unwirtschaftlichen Fertigung. Der Einsatz dämpfender Werkzeugsysteme kann zwar die Auswirkungen der Segmentspannbildung auf das Prozessergebnis verringern, verursacht jedoch hohe Kosten in der Beschaffung und adressiert vorrangig die Folgen der Segmentspannbildung, ohne die eigentliche Ursache zu beseitigen. Wie im Stand der Technik aufgezeigt werden konnte, gibt es auch Möglichkeiten die Bildung von segmentierten Spänen zu vermeiden, indem das Scherversagen in der primären Scherzone unterbunden wird. Dadurch kann die Spansegmentierung bereits im Entstehungsprozess verhindert und so die negativen Auswirkungen vermieden werden. Wie aber ebenfalls aus dem Stand der Technik hervorgeht, wurde diese Strategie bisher vor allem anhand von Analogversuchen unter Einsatz weicher Werkstoffe oder für industrierelevante Werkstoffe unter nicht praxisnahen Schnittwertkombinationen untersucht.

Das Ziel der vorliegenden wissenschaftlichen Arbeit ist das Schließen dieser Forschungslücke, indem ein Werkzeugsystem simulationsgestützt entwickelt wird, das durch eine gezielte Begrenzung des Spanraums mithilfe eines Gegenkörpers, des sogenannten Constraints, das Scherversagen in der primären Scherzone unterdrückt und dadurch die Bildung von Segmentspänen verhindert (**Abbildung 3.1**).



**Abbildung 3.1:** Zielsetzung und Vorgehensweise der vorliegenden wissenschaftlichen Arbeit

Dazu werden mit der Titanlegierung Ti6Al4V sowie der Stahllegierung 51CrV4 industrierelevante Werkstoffe ausgewählt und diese unter industrierelevanten Schnittwertkombinationen zerspant. Da die Spanraumbegrenzung durch einen Constraint einen komplexen Prozess mit zahlreichen Einflussfaktoren darstellt, wird zur Reduzierung des experimentellen Aufwands und zur Schonung von Ressourcen die Spanbildungssimulation eingesetzt. Um die Simulationsergebnisse für die spätere experimentelle Umsetzung nutzbar zu machen, ist es essenziell, dass das verwendete Spanbildungsmodell die Segmentspannbildung möglichst realitätsnah abbildet. Daher werden zunächst experimentelle Untersuchungen der freien Spannbildung im orthogonalen Schnitt durchgeführt, um die Charakteristik der Segmentspannbildung detailliert zu analysieren. Dabei werden unter Variation der Schnittwerte die mechanischen Belastungen des Werkzeugs sowie die Werkzeughalter-Beschleunigungen erfasst, auf Basis derer die Werkzeugauslenkungen berechnet werden. Die resultierenden Späne werden hinsichtlich ihrer Morphologie und Gefügecharakteristik analysiert, während die Werkstückoberfläche mithilfe der Konfokalmikroskopie untersucht wird. Anschließend erfolgen Analogieversuche zur experimentellen Charakterisierung des Fließspannungs-, Schädigungs- und Reibungsverhaltens der Titanlegierung Ti6Al4V. Die gewonnenen Erkenntnisse dienen der Kalibrierung geeigneter Teilmodelle, die das Werkstoffverhalten abbilden. Für den Stahlwerkstoff 51CrV4 erfolgt die Kalibrierung analog auf Basis bereits am ISF durchgeführter Charakterisierungsversuche. Darauf aufbauend werden für beide Werkstoffe Spanbildungssimulationen durchgeführt, die hinsichtlich ihrer Vorhersagegüte in Bezug auf die Spanmorphologie und die mechanischen Werkzeugbelastungen evaluiert werden. Nach der erfolgreichen simulativen Abbildung der freien Spannbildung folgt im nächsten Schritt die simulative Untersuchung der begrenzten Spannbildung. Dabei werden der Einfluss der Constraintkantengestalt sowie der Constraintposition auf die Unterdrückung der Spansegmentierung analysiert, um geeignete Parameter für die Fertigung der Constraints sowie deren späteren experimentellen Einsatz zu bestimmen. Abschließend erfolgt die experimentelle Umsetzung der simulativ gewonnenen Erkenntnisse. Dazu wird eine Vorrichtung entwickelt, die die flexible Einspannung und Positionierung der Constraints ermöglicht. In Orthogonalschnittversuchen der begrenzten Spannbildung werden die Constraints eingesetzt und deren Einfluss auf die Spannbildung und das resultierende Spanbildungsergebnis analysiert.



## 4 Experimentelle Randbedingungen

In diesem Kapitel werden die experimentellen Randbedingungen der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen vorgestellt. Diese umfassen zunächst die untersuchten Versuchswerkstoffe sowie die eingesetzten Versuchswerkzeuge. Anschließend wird die Prozesskette zur Fertigung der experimentell eingesetzten Constraints erläutert und die zur Ermittlung der Werkstoffparameter und zur Durchführung der Zerspanungsversuche benötigten Versuchsstände und Anlagen werden vorgestellt. Abschließend erfolgt ein Überblick über die verwendete Mess- und Analysetechnik, die zur Charakterisierung der Werkzeuge und Constraints sowie zur Analyse der mechanischen Werkzeugbelastungen, der Werkzeugauslenkungen, der Spancharakteristika und der Oberflächengüte verwendet werden.

### 4.1 Versuchswerkstoffe

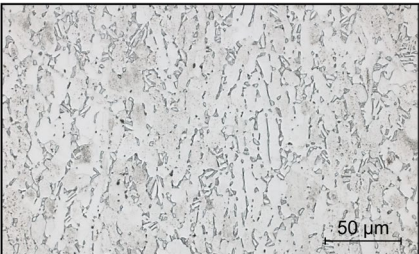
Bei den untersuchten Versuchswerkstoffen handelt es sich um die Titanlegierung Ti6Al4V sowie um die Stahllegierung 51CrV4, die zu den schwer zerspanbaren Werkstoffen zählen und die beide im industriell relevanten Schnittparameterbereich zu einer Bildung von Segmentspänen neigen. Ihre mechanischen und chemischen Eigenschaften sowie die jeweiligen Gefüge werden im Folgenden vorgestellt.

#### Titanlegierung Ti6Al4V

Die verwendete Titanlegierung Ti6Al4V liegt als Plattenmaterial mit einem Querschnitt von 40 x 158 mm und einer Länge von 1008 mm in einem warmgewalzten und geglähten Zustand vor. Die eingesetzten Werkstücke werden zunächst mit einer Breite von  $w_w = 2,3$  mm aus dem Rohteil herausgerodiert und anschließend auf einer Flachsleifmaschine vom Typ *FS 635-Z CNC* der Firma *Geibel & Hotz GmbH* auf die endgültige Breite von  $w_w = 2$  mm geschliffen. Daraus resultiert im experimentellen Einsatz eine Spannungsbreite von  $w_c = 2$  mm und eine Schnittlänge von  $l_c = 158$  mm. Die chemische Zusammensetzung sowie einige Eigenschaften der eingesetzten Titanlegierung können **Tabelle 3** sowie **Abbildung 4.1** entnommen werden. Für die Ätzung des Probenschliffs wurde Beraha-II verwendet.

**Tabelle 3:** Chemische Zusammensetzung der eingesetzten Titanlegierung Ti6Al4V

Titanlegierung Ti6Al4V (3.7165 / Grade 5)								
Element	C	N	Fe	Al	V	O	Y	Ti
Anteil in Gew.-%	0,009	0,007	0,19	6,35	3,96	0,19	< 50 PPM	Rest

<b>Titanlegierung Ti6Al4V (3.7165 / Grade 5)</b>		
Dichte $\rho$	4,63 g/cm <sup>3</sup>	
Mittlere Härte $H_m$	322 HV1	
Streckgrenze $R_{p0,2}$	930-948 MPa	
Zugfestigkeit $R_m$	1024-1041 MPa	
Bruchdehnung $A$	12-15 %	

**Abbildung 4.1:** Eigenschaften der Titanlegierung Ti6Al4V


### Stahllegierung 51CrV4

Die eingesetzte Stahllegierung 51CrV4 liegt als Rundmaterial in einem gehärteten Zustand vor. Die Werkstücke werden mit einer Breite von  $w_w = 2,3$  mm und einer Länge von  $l_w = 104$  mm entlang der Rotationsachse des Rundmaterials herausgerodiert, woraus sich unmittelbar die Schnittlänge von  $l_c = 104$  mm ergibt. Anschließend werden die Werkstücke auf einer Flachsleifmaschine vom Typ *FS 635-Z CNC* der Firma *Geibel & Hotz GmbH* auf die endgültige Breite von  $w_w = 2$  mm geschliffen, woraus sich eine Spannungsbreite von  $w_c = 2$  mm in den Orthogonalschnittversuchen ergibt. Die chemische Zusammensetzung sowie einige physikalische Eigenschaften können der **Tabelle 4** und der **Abbildung 4.2** entnommen werden. Für die Ätzung des Probenschliffs wurde eine 3%-ige alkoholische Salpetersäure (Nital) verwendet.

**Tabelle 4:** Chemische Zusammensetzung der eingesetzten Stahllegierung 51CrV4

<b>Stahllegierung 51CrV4 (1.8159 / AISI 6150)</b>									
Element		C	Si	Mn	P	S	Cr	V	Fe
Anteil in Gew.-%	min.	0,47	0,10	0,60	0	0	0,90	0,10	Rest
	max.	0,55	0,40	1,00	0,025	0,025	1,20	0,25	

<b>Stahllegierung 51CrV4 (1.8159 / AISI 6150)</b>		
Dichte $\rho$	7,70 g/cm <sup>3</sup>	
Mittlere Härte $H_m$	504 HV2	
Streckgrenze $R_{p0,2}$ [Sal23]	≥ 630 MPa	
Zugfestigkeit $R_m$ [Thy24]	930 MPa	
Bruchdehnung $A_5$ [Thy24]	min. 11 %	

**Abbildung 4.2:** Eigenschaften der Stahllegierung 51CrV4

## 4.2 Versuchswerkzeuge

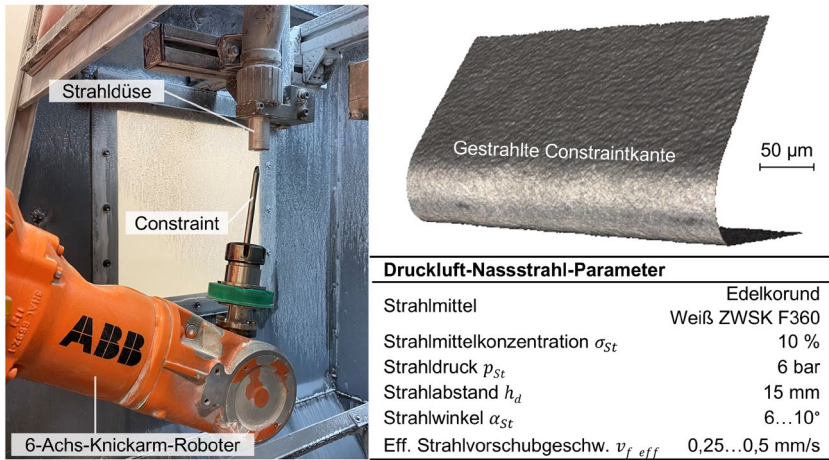
Nachfolgend werden die in den experimentellen Untersuchungen eingesetzten Versuchswerkzeuge beschrieben. Diese umfassen zum einen die Schneidwerkzeuge, die sowohl bei den experimentellen Untersuchungen zur freien Spanbildung als auch den experimentellen Einsatzversuchen der begrenzten Spanbildung zum Einsatz kamen, und zum anderen die zur Begrenzung des Spanraums eingesetzten Constraints.

### Schneidwerkzeuge

Bei den eingesetzten Versuchswerkzeugen handelt es sich um unbeschichtete Schneidkeile aus dem Ultrafeinstkorn-Hartmetall *AFK40 UF* des Herstellers *Arno Friedrichs Hartmetall GmbH & Co. KG*. Diese bestehen zu 90 % aus Wolframkarbid (WC) und zu 10 % aus Kobalt (Co) mit einer durchschnittlichen Korngröße von  $d_K = 0,6 \mu\text{m}$ . Daraus resultieren eine Dichte von  $\rho = 14,47 \text{ g/cm}^3$  und eine Härte von  $H_m = 1570 \text{ HV30}$ . Der Keilwinkel der geschliffenen Werkzeuge beträgt  $\beta = 80^\circ$ . Durch die Einspannung im Werkzeughalter ergibt sich im orthogonalen Schnitt ein Spanwinkel von  $\gamma = 0^\circ$ , wodurch ein Freiwinkel von  $\alpha = 10^\circ$  resultiert. Die Werkzeuge werden schlichscharf eingesetzt und weisen eine Schneidkantenverrundung von  $r_\beta = 8\text{-}10 \mu\text{m}$  auf.

### Constraints

Die experimentell eingesetzten Constraints werden aus Hartmetall-Stabrohlungen der Sorte *TSM33* des Herstellers *Ceratizit Austria GmbH* hergestellt. Diese weist einen Wolframkarbid-Anteil von 90 % und einen Kobalt-Anteil von 10 % auf. Die durchschnittliche Korngröße beträgt  $d_K = 0,5 \dots 0,8 \mu\text{m}$ , womit sie zu den Feinstkornhartmetallen zählt. Sie ist als Schneidwerkstoff für rost-, säure- oder hitzebeständige Stähle, Chrom-, Nickel-Kobalt legierte Stähle sowie für Titanlegierungen, NE-Metalle und Kunststoffe geeignet und weist eine Dichte von  $\rho = 14,50 \text{ g/cm}^3$  sowie eine Härte von  $H_m = 1590 \text{ HV30}$  auf. Die makroskopische Gestalt der Constraints wird durch einen Schleifprozess auf einer Schleifmaschine vom Typ *Multigrind CA* der Firma *Haas Schleifmaschinen GmbH* erzeugt. Die Mikrogestalt der Constraintkanten wird anschließend auf einer Druckluft-Nassstrahlspananlage der Firma *Nicolis AG* gefertigt. Die Führung des Constraints realisiert dabei ein 6-Achs-Knickarm-Roboter vom Typ *IRB 140* der Firma *ABB AG*. Der Aufbau zum Druckluft-Nassstrahlspanen sowie einige technische Daten des Prozesses sind in **Abbildung 4.3** dargestellt. Die angegebenen Bereiche der Prozessparameter führen zu einer Variation der geometrischen Parameter der experimentell eingesetzten Constraints, die an den entsprechenden Stellen in Kapitel 1 angegeben werden.

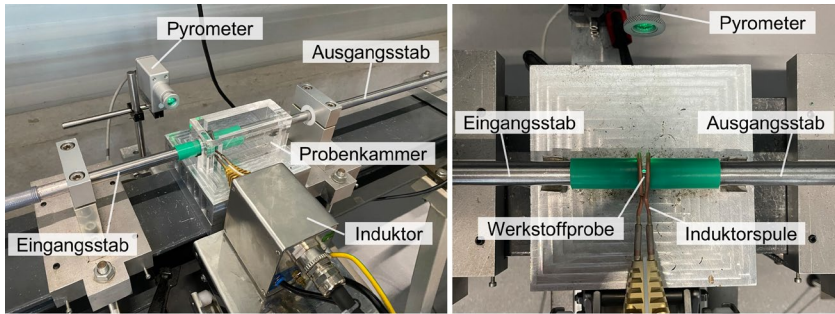


**Abbildung 4.3:** Fertigung der Constraintkantenmikrogestalt mittels Druckluft-Nassstrahlspanen

### 4.3 Maschinen und Prüfstände

#### Split-Hopkinson-Pressure-Bar Prüfstand

Die Charakterisierung des Fließspannungs- sowie des Schädigungsverhaltens wird auf einem Split-Hopkinson-Pressure-Bar Prüfstand durchgeführt, der am Institut für Spanende Fertigung erbaut wurde. Der Aufbau des SPHB-Prüfstands und der Charakterisierungsversuche sind in **Abbildung 4.4** dargestellt. Der Prüfstand besteht aus einem pneumatischen Impulsgenerator, einem Lauf mit Projektil sowie aus einem Eingangs- und Ausgangsstab. Der Impuls wird mit Druckluft erzeugt, die durch einen Präzisionsdruckregler auf den einzustellenden Betriebsdruck eingestellt wird. Ein Druckluftbehälter mit einem Volumen von  $V_D = 1$  l speichert den eingestellten Betriebsdruck. Der maximale Betriebsdruck des Impulsgenerators beträgt  $p_L = 6$  bar. Mithilfe eines Magnetventils wird das gespeicherte Luftvolumen schlagartig in den Lauf freigesetzt, der aus einem Präzisionsrohr nach *DIN EN 10305-1* mit einer Länge von  $l_R = 2,5$  m und einem Innendurchmesser von  $d_R = 20$  mm besteht [DIN EN 10305-1]. Der Eingangs- sowie der Ausgangsstab bestehen aus dem Warmarbeitsstahl X37CrMoV5-1 (1.2343) und sind mithilfe von PTFE-Buchsen fliegend gelagert. Die Stäbe haben jeweils einen Außendurchmesser von  $D_{St} = 14$  mm, eine Länge von  $l_{St} = 1,5$  m und sind stirnseitig plangeschliffen. Das daraus resultierende Länge-zu-Durchmesser-Verhältnis von  $l_{St}/D_{St} > 100$  ist notwendig, um die Annahme einer eindimensionalen Wellenausbreitung treffen zu können.



**Technische Daten Split-Hopkinson-Pressure-Bar**

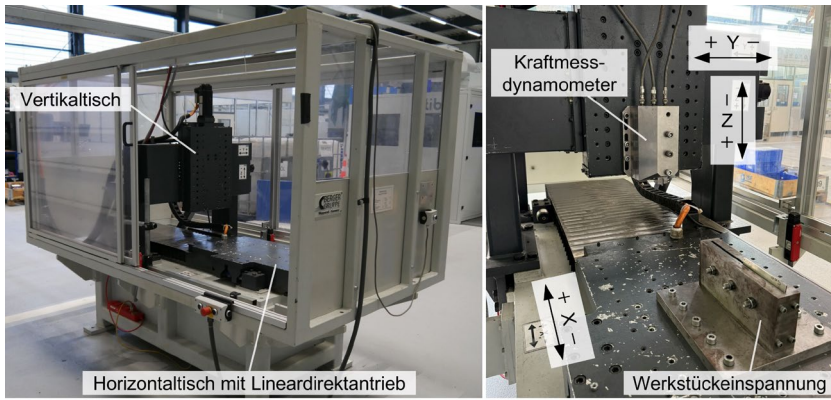
Stabwerkstoff	X37CrMoV5-1	Stablänge $l_{St}$	1500 mm
Rohrdurchmesser $d_R$	20 mm	Stabdurchmesser $D_{St}$	14 mm
Projektillänge $l_{Pr}$	250 mm	Wellenausbreitungsgeschw. $c_{St}$	5231 m/s

**Abbildung 4.4:** Versuchsaufbau und technische Daten des Split-Hopkinson-Pressure-Bar Prüfstands

Diese Wellen infolge eines elastischen Impulses werden von auf den Stäben applizierten Dehnungsmessstreifen (DMS) erfasst, die eine Messgitterlänge von  $l_{DMS} = 0,6$  mm und einen elektrischen Widerstand von  $R_{DMS} = 120 \Omega$  aufweisen. Der verwendete Datenrekorder vom Typ *GEN3i* der Firma *Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH* zeichnet die Messdaten mit einer Aufzeichnungsfrequenz von  $f_S = 1$  MHz auf. Neben der Möglichkeit über den eingestellten Luftdruck die Dehnrate bei der Deformationen der Werkstoffprobe zu beeinflussen, wird im Rahmen dieser Arbeit die Temperatur variiert. Die Erwärmung erfolgt durch eine Induktionsanlage der Firma *Himmelwerk Hoch- und Mittelfrequenzanlagen GmbH*, die aus einem Hochfrequenzumrichter, einem zweiwändigen Ringinduktor, einem Rückkühlaggregat sowie einem Pyrometer und einem Proportional-Integral-Differential (PID)-Regler besteht. Der Hochfrequenzumrichter vom Typ *HU2000+* liefert eine Ausgangsleistung von  $P = 2.000$  W bei einer Frequenz zwischen  $f = 250 \dots 550$  kHz und ist damit für die Erwärmung kleiner Bauteile geeignet. Erwärmt werden die Proben im Zentrum eines zweiwändigen Ringinduktors, der einen Innendurchmesser von  $d = 21$  mm aufweist. Diese beiden Komponenten werden durch ein Rückkühlaggregat vom Typ *eChilly 2-S* der Firma *Hyfra Industriekühlanlagen GmbH* gekühlt, welches über eine Kühlleistung von 1655 W bei 20 °C Mediumvorlauftemperatur verfügt. Die Temperaturen der Versuchsproben werden über ein digitales Infrarot-Pyrometer vom Typ *KTRD 4065-1* erfasst und mittels eines PID-Reglers vom Typ *AED1012-C* der Firma geregelt. So können Temperaturen im Messbereich des Pyrometers zwischen  $T = 150 - 800$  °C gezielt eingestellt werden.

### Sondermaschine zur Spanbildungsanalyse

Die experimentellen Zerspanungsuntersuchungen sowie die Versuche zur Reibungscharakterisierung finden auf einer Sondermaschine für die Spanbildungsanalyse vom Typ *PFS 5558/1* der Firma *Heinz Berger Maschinenfabrik GmbH* statt. Diese in Portalbauweise errichtete Maschine verfügt über drei Achsen, wobei die Y- und Z-Achse des Vertikaltisches im Rahmen dieser Arbeit zur Positionierung des Werkzeugsystems resp. des Reibgrundkörpers genutzt werden und die X-Achse des Horizontaltisches die Schnitt- bzw. Relativbewegung ausführt. Der Aufbau der Maschine sowie einige technische Maschinendaten können der nachfolgenden **Abbildung 4.5** entnommen werden.



**Orthogonalschnittversuchsstand Berger PFS 5558/1**

	Verfahrweg	Beschleunigung	Geschwindigkeit
X-Achse	$s_{x,max} = 900 \text{ mm}$	$a_{x,max} = 30 \text{ m/s}^2$	$v_{x,max} = 180 \text{ m/min}$
Y-Achse	$s_{y,max} = 200 \text{ mm}$	$a_{y,max} = 10 \text{ m/s}^2$	$v_{y,max} = 15 \text{ m/min}$
Z-Achse	$s_{z,max} = 95 \text{ mm}$	$a_{z,max} = 10 \text{ m/s}^2$	$v_{z,max} = 15 \text{ m/min}$

**Abbildung 4.5:** Orthogonalschnittversuchsstand Berger PFS 5558/1

Während die Achsen des Vertikaltisches mit maximalen Verfahrwegen von  $s_{y,max} = 200 \text{ mm}$  und  $s_{z,max} = 95 \text{ mm}$  über Kugelrollspindeln angetrieben werden, verfügt der Horizontaltisch über einen Linear Direktantrieb, der durch eine Beschleunigung von  $a_{x,max} = 30 \text{ m/s}^2$  eine maximale Geschwindigkeit von  $v_{x,max} = 180 \text{ m/min}$  bei einem Verfahrweg von  $s_{x,max} = 900 \text{ mm}$  ermöglicht. Die großzügige Gestaltung des Arbeitsraums erleichtert die Montage komplexer Versuchsaufbauten sowie die Integration von Messtechnik. Im Rahmen dieser Arbeit umfasst dies insbesondere die Klemm- und Positioniervorrichtung für den Constraint, die am Vertikaltisch montiert

wird. Ergänzend dazu erfolgt die Installation eines Kraftmessdynamometers, das einerseits zur Erfassung der mechanischen Belastungen des Werkzeugs während der Zerspannungsexperimente dient und andererseits die auf den Grundkörper wirkenden Kräfte während der Reibungscharakterisierung ermittelt. Zudem wird das Werkstück in einer auf dem Horizontaltisch der Maschine montierten Werkstückhalterung fixiert.

#### 4.4 Mess- und Analysetechnik

Zur Durchführung der experimentellen Spanbildungs- und Werkstoffcharakterisierungsuntersuchungen sowie zur nachgelagerten Analyse der erzeugten Ergebnisse kam an den verwendeten Maschinen und Prüfständen Mess- und Analysetechnik zum Einsatz. Im Folgenden werden die verwendeten Geräte und Komponenten sowie ausgewählte Auszüge aus den technischen Eigenschaften und Daten vorgestellt.

##### Werkzeugbelastungen

Für die Erfassung der mechanischen Werkzeugbelastungen kam in den Spanbildungsuntersuchungen ein piezoelektrisches Dreikomponenten-Dynamometer vom Typ 9263 der Firma *Kistler Instrumente AG* zum Einsatz. In **Tabelle 5** sind die relevanten technischen Daten des Dynamometers aufgelistet. Die nachgelagerte Messkette umfasste je Messrichtung einen Ladungsverstärker vom Typ 5001 der Firma *Kistler Instrumente AG* sowie einen Datenrekorder vom Typ *GX-1* der Firma *TEAC Europe GmbH*, der in den Experimenten auf eine Aufzeichnungsfrequenz von  $f_M = 200$  kHz eingestellt wurde.

**Tabelle 5:** Technische Daten des Dreikomponenten-Dynamometers.

Eigenschaft	<i>Kistler 9263 [Kis72]</i>
Max. Messbereich in X- (Querkraft) und Y-Richtung (Passivkraft) in kN	$\pm 10$
Max. Messbereich in Z-Richtung (Schnittkraft) in kN	0 ... 20
Empfindlichkeit in pC/N	-3,8
Steifheit in X- und Y-Richtung in kN/ $\mu\text{m}$	2
Steifheit in Z-Richtung in kN/ $\mu\text{m}$	5
Eigenfrequenz in kHz (niedrigste gemessene)	> 2,5

Zur Erfassung der Werkzeugauslenkungen werden an dem Werkzeughalter Beschleunigungssensoren vom Typ 4517 des Herstellers *Hottinger Brüel & Kjaer GmbH* appliziert. Diese beruhen auf dem piezoelektrischen Scherprinzip, bei dem das piezoelektrische Element, ein Quarz, einer Scherverformung unterzogen wird. Signal wird im eingebauten Verstärker erfasst und verstärkt. Die maximale Messbereich des Sensors beträgt  $\pm 4.900 \text{ ms}^{-2}$  in einem Frequenzbereich von  $f_a = 1 \dots 20.000 \text{ Hz}$  [Hot04].

## Hochgeschwindigkeitsvideografie

Zur Visualisierung der Spanbildung sowohl bei der Analyse der freien als auch der begrenzten Spanbildung sowie bei der Charakterisierung des Scherverhaltens zur Parametrierung eines Schädigungsmodells kommt eine Hochgeschwindigkeitskamera vom Typ *VW-600M* mit einer Haupteinheit *VW-9000* der Firma *Keyence Deutschland GmbH* zum Einsatz. Die relevanten technischen Daten der Kamera sind in **Tabelle 6** aufgeführt. Dabei hängt die maximale Bildauflösung der Hochgeschwindigkeitskamera von der eingestellten Bildwiederholrate ab und reduziert sich mit steigender Bildwiederholrate. Da eine Analyse höherer Schnittgeschwindigkeiten jedoch auch eine Erhöhung der Bildwiederholrate erfordert, variierte die Bildauflösung im Rahmen dieser Arbeit. Darauf wird in den Kapiteln 5 und 1 an erforderlicher Stelle hingewiesen.

**Tabelle 6:** Technische Daten der Hochgeschwindigkeitskamera.

Eigenschaft	Keyence VW 9000 [Key11a]
Kameratyp	Monochrom
Max. Bildauflösung (bis Bildwiederholrate 4.000 fps)	640 x 480
Auflösung	8 Bit
Max. Bildwiederholrate (160 x 32 Pixel)	230.000 fps

Die unterschiedlichen Anforderungen an die Vergrößerungen der Hochgeschwindigkeitsvideos für die verschiedenen Versuchsstände in dieser Arbeit erfordern den Einsatz unterschiedlicher Objektive. Diese unterscheiden sich in dem einstellbaren Vergrößerungsbereich sowie den jeweiligen Betrachtungsabständen. Diese sind **Tabelle 7** zu entnehmen.

**Tabelle 7:** Technische Daten der Objektive für die Hochgeschwindigkeitskamera

Eigenschaft	Keyence VW-Z5 [Key11b]	Keyence VH-Z50L [Key11a]
Vergrößerungsbereich (auf 15-Zoll-Monitor)	1x ... 60x	50x ... 500x
Betrachtungsabstand in mm	200...5000	85

Die hohen Bildwiederholraten und die damit einhergehenden kurzen Blendenöffnungszeiten bei der Hochgeschwindigkeitsvideografie erfordern die Nutzung von geeigneten Lichtquellen. Dazu kommen in den experimentellen Untersuchungen drei externe Lichtquellen zum Einsatz. Bei der ersten handelt es sich um ein Ringlicht vom Typ *MultiLed R 200* der Firma *GS Vitec GmbH*, welches koaxial zum Objektiv der Hochgeschwindigkeitskamera angeordnet wurde [GS 21a]. Die anderen beiden Lichtquellen,

die zur Ausleuchtung der Wirkstelle genutzt werden, sind eine *COMPACT\_NOVA* der *Artrolux GmbH* mit einem Lichtstrom von  $\Phi = 22.000$  lm bei einem Abstrahlwinkel von  $\lambda_{\text{abs}} = 12^\circ$  [Art18] sowie eine *MultiLed QT* der *GS Vitec GmbH* mit einem Lichtstrom von  $\Phi = 12.000$  lm bei einem Abstrahlwinkel von  $\lambda_{\text{abs}} = 15^\circ$  [GS 21b].

## Mikroskope

Zur Charakterisierung der Schneidkantenmikrogestalt und insbesondere der geometrischen Gestalt der Constraintkanten kommt das dreidimensionale optische Messsystem *EdgeMaster G4* der *Alicona Imaging GmbH* zum Einsatz. Dieses beruht auf dem Prinzip der Fokusvariation und erlaubt eine Vermessung von Radien  $r_\beta > 2 \mu\text{m}$  sowie die Messung von Frei-, Keil- und Spanwinkel und einer Reihe weiterer Parameter, die zur Beschreibung einer Schneidkante erforderlich sind [Ali16].

Nach den experimentellen Zerspanungsuntersuchungen werden die Werkstückoberflächen an einem Messsystem vom Typ *TOOLinspect* der Firma *Confovis GmbH* aufgenommen. Es erlaubt die berührungslose, dreidimensionale Analyse von Oberflächen mit einer Tiefenauflösung im Nanometerbereich. Dazu stehen zwei Messmodi zur Verfügung, die Fokusvariation und die strukturierte Beleuchtung, die auf dem konfokalen Messprinzip beruht [Con18]. Die sich daran anschließende Auswertung der Messungen und Analyse der Oberflächen erfolgt mit der Oberflächenanalysesoftware *Mountains-Map®* der Firma *Digital Surf SARL*.

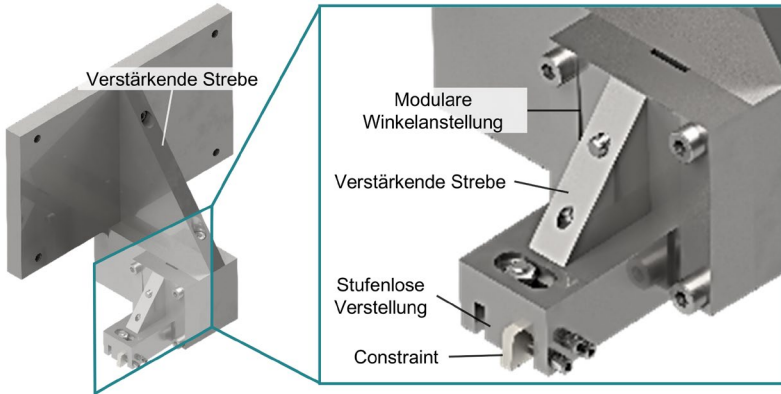
Darüber hinaus wird für verschiedene Aufnahmen ein digitales Lichtmikroskop der Firma *Keyence Deutschland GmbH* vom Typ *VHX 5000* verwendet. In Abhängigkeit des verwendeten Objektivs kann eine bis zu 1000-fache Vergrößerung erreicht werden.

## 4.5 Versuchsaufbauten

### 4.5.1 Experimentelle Spanbildungsanalyse

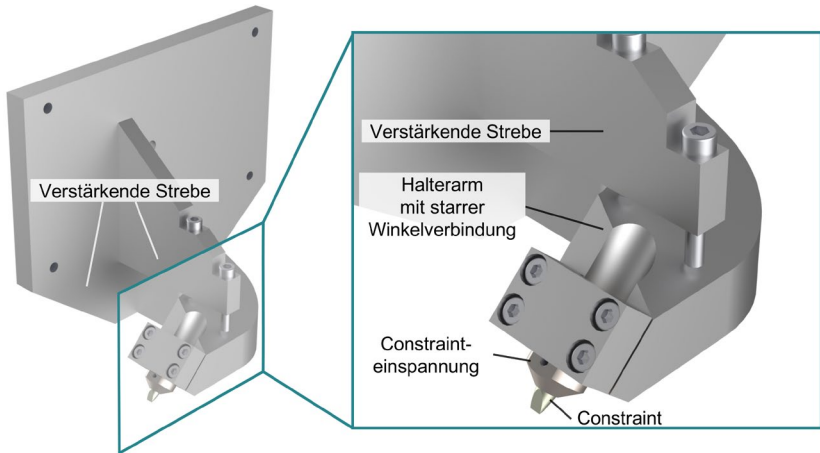
Die experimentelle Untersuchung der begrenzten Spanbildung erfordert einen speziellen Versuchsaufbau, der sowohl die sichere Einspannung der einzelnen Komponenten gewährleistet als auch die einwandfreie Verwendung der eingesetzten Messtechnik ermöglicht. Daher wird für die Begrenzung der Spanbildung der vorhandene Grundaufbau zur Spanbildungsanalyse um eine Constraint-Einheit erweitert. Zur Auslegung der Constraint-Einheit kommt eine systematische, mehrstufige Entwicklungsstrategie zum Einsatz, bei der in der ersten Generation die grundlegenden Anforderungen definiert werden. Dazu zählen die flexible und zugleich wiederholgenaue Einspannung der

Constraints, die flexible und präzise Positionierung der Constraints sowie das Aufrechterhalten dieser Position im Zerspanungsprozess. Auf Basis dieser Grundanforderungen werden zunächst einzelne Teillösungen konzipiert und anschließend zu einer Gesamtkonstruktion zusammengeführt. Die erste Generation der Constrainteinspannung ist in **Abbildung 4.6** dargestellt.



**Abbildung 4.6:** Versuchsaufbau zur Untersuchung der begrenzten Spanbildung

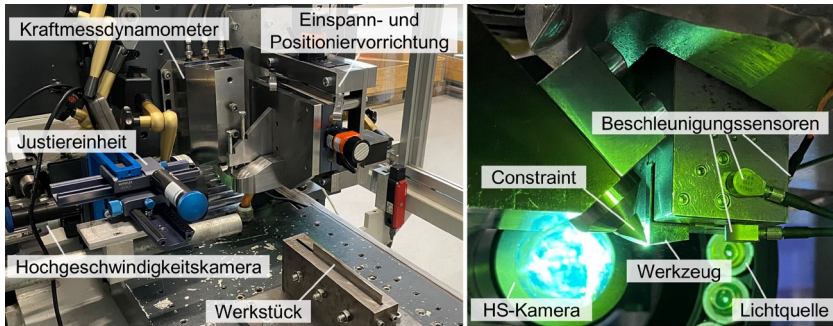
Bei dem Constraint der ersten Generation handelt es sich um einen Hartmetallgrundkörper, dessen Kante mittels Nassstrahlspanen präpariert wird, um die gewünschte Constraintkantengestalt zu realisieren. Die zentrale Anforderung besteht in der sicheren und stabilen Einspannung des Constraints, sodass die Konstruktion die während der Versuche wirkenden Kräfte zuverlässig aufnehmen kann. Dieses Ziel wird durch eine robuste Bauweise mit verstärkenden Streben realisiert. Gleichzeitig wird ein modularer Aufbau gewählt, der eine flexible Positionierung des Constraints sowie die Anpassung einzelner Komponenten ermöglicht. Es zeigte sich jedoch, dass es während des experimentellen Einsatzes zu einer Abdrängung des Constraints kam, die ein Grund dafür war, warum eine vollständige Unterdrückung der Segmentspannbildung nicht möglich war. Diese Erkenntnisse der experimentellen Untersuchungen führten zu einer iterativen Verbesserung der Konstruktion. Die daraus empirisch hergeleitete zweite Generation weist mehrere Anpassungen auf und ist in **Abbildung 4.7** dargestellt.



**Abbildung 4.7:** Angepasster Versuchsaufbau zur Untersuchung der begrenzten Spannbildung

Die zweite Generation der Constrainteinspannung wurde grundlegend angepasst, sodass die Einspannung insgesamt steifer ausgeführt ist. Der Constraint selbst ist nun nicht mehr aus einem kubischen Hartmetallgrundkörper, sondern aus einem runden Hartmetallstab gefertigt. Dies ermöglicht aufgrund eines geringeren Constraint-Keilwinkels eine flexiblere Gestaltung sowohl der Constraintkante als auch ihrer Mikrogestalt und erleichtert gleichzeitig die Einspannung zur Verbesserung des Kraftflusses, da sich die Symmetrieachse des Constraints der Kräfteinleitungsrichtung im experimentellen Einsatz annähert. Für eine wiederholgenaue Einspannung wird im Schleifprozess eine Abflachung an der Umfangsseite des Stabs angebracht. Diese erlaubt es, mithilfe eines radial wirkenden Gewindestifts die angestrebte Winkellage des Constraints sicherzustellen. Die Einspannung erfolgt nicht mehr kraftschlüssig direkt im Halter, sondern formschlüssig in einer speziell entwickelten Einspannhülse, die wiederum formschlüssig im Halter abgestützt wird. Zusätzlich wird die Möglichkeit geschaffen, den Constraint in der Hülse durch Tellerfedern federnd zu lagern. Dadurch sollen Schwankungen der Segmentgrößen ausgeglichen und Abdrängungen kompensiert werden, indem der Constraint nach einer Abdrängung wieder in seine Ausgangsposition zurückfedert. Die Anzahl und Anordnung der Tellerfedern wird dabei auf Basis von simulativ ermittelten, zu erwartenden Kräften ausgelegt. Im experimentellen Einsatz zeigte sich jedoch, dass sich der Constraint durch die federnde Lagerung zwar infolge von Schwankungen der Segmentgrößen von der Wirkstelle entfernt, wodurch eine Überlastung von Constraint und Werkzeug vermieden werden konnte, die Federkraft jedoch nicht ausreichte, um ihn anschließend wieder in seine ursprüngliche Position zu drücken. Daher

wird für die weitere Versuchsdurchführung bewusst auf die federnde Lagerung verzichtet, um die Steifigkeit des Gesamtsystems zu erhöhen. Zudem konnte der modulare Aufbau des Halterarms als Schwachstelle hinsichtlich der Steifigkeit des Systems identifiziert, da an den Schnittstellen zwischen den einzelnen Modulen ein Montagespiel unvermeidbar ist. Dieser wird daher in der zweiten Generation in massiver Bauweise mit starrer Winkelverbindung ausgeführt. Um Gewicht einzusparen und gleichzeitig eine möglichst hohe Steifigkeit zu erreichen, wird während der Konstruktion eine Belastungsanalyse unter den zu erwartenden Kräften durchgeführt. Abschließend wird auch die Montageplatte überarbeitet und weist nun Verstärkungen im Bereich der Verbindungsstelle zum Halterarm auf, sodass die dort wirkenden Kräfte besser aufgenommen werden können. Der finale Versuchsaufbau zur experimentellen Analyse der Spanbildung ist in **Abbildung 4.8** dargestellt.

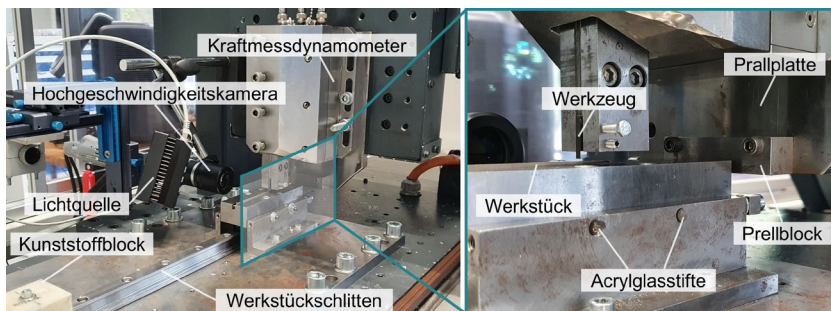


**Abbildung 4.8:** Versuchsaufbau zur experimentellen Spanbildungsanalyse der begrenzten Spanbildung

Um eine Beeinflussung der Beschleunigungsmessungen zu vermeiden, wird derselbe Aufbau sowohl für die Untersuchung der freien als auch die der begrenzten Spanbildung verwendet. Dabei wird der Constraint für die Experimente der freien Spanbildung außerhalb der Spanbildungszone positioniert, um eine Beeinflussung der Spanbildung auszuschließen.

### 4.5.2 Versuchsaufbau zur Spanwurzeluntersuchung

Als Teil der Untersuchungen zur freien Spanbildung werden zur Analyse der Segmentspanbildung Spanwurzeluntersuchungen mithilfe einer Schnittunterbrechungsrichtung durchgeführt. Dazu ist es notwendig, die sonst starre Werkstückeinspannung durch eine Einspannung zu ersetzen, bei der das Werkstück auf einer Führungsschiene zunächst fixiert ist, dann aber gezielt gelöst werden kann, um in Richtung der Schnittbewegung zu verfahren. Um die Fixierung zu lösen und so den Schnitt zu unterbrechen, wird hinter dem Kraftmessdynamometer eine Platte mit einem Prellblock montiert. Vor Versuchsbeginn wird der Werkstückschlitten, in dem das Werkstück eingespannt ist, zunächst in die Grundposition am vorderen Ende der Führungsschiene positioniert und durch zwei Scherstifte dort fixiert. Bei diesen handelt es sich um Acrylglasstifte mit einem Durchmesser von  $D = 6,6$  mm, die der mechanischen Belastung durch den Zerspanungsprozess standhalten. Trifft nun der Werkstückschlitten während des Schnittversuchs auf den Prellblock, scheren die Stifte ab, der Werkstückschlitten verbleibt am Prellblock und der Prozess wird schlagartig unterbrochen, wodurch eine Spanwurzel erzeugt wird. Der Versuchsaufbau zur Erzeugung von Spanwurzelproben durch Unterbrechung des Schnittes kann **Abbildung 4.9** entnommen werden.



**Abbildung 4.9:** Versuchsaufbau zur Schnittunterbrechung



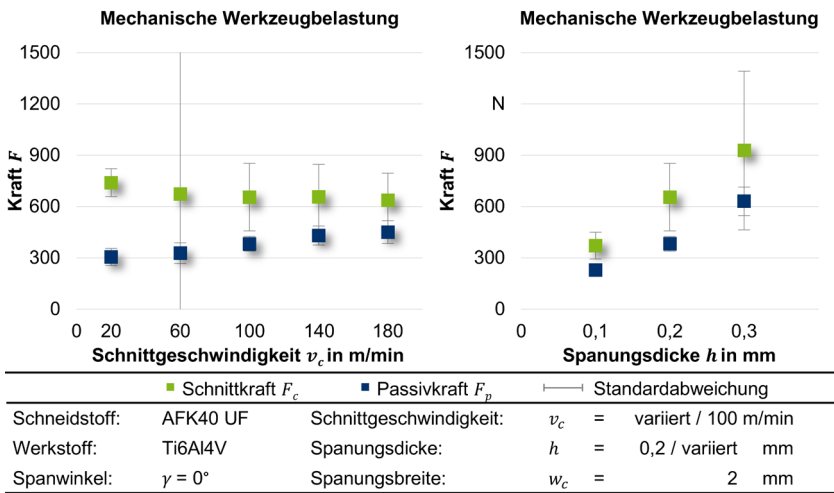
## 5 Experimentelle Untersuchung der freien Spanbildung im orthogonalen Schnitt

Zur Charakterisierung der Spanbildung im freien orthogonalen Schnitt werden experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Dabei liegt der Fokus der Analysen auf der Charakterisierung der für beide Versuchswerkstoffe typischen Segmentspanbildung. Dazu werden sowohl für die Titanlegierung Ti6Al4V als auch für die Stahllegierung 51CrV4 die Schnittparameter Schnittgeschwindigkeit und Spanungsdicke systematisch variiert. Die Spanbildung wird durch Hochgeschwindigkeitsvideos analysiert, die während der Versuche aufgezeichnet werden. Gleichzeitig werden während der Versuche die mechanischen Werkzeugbelastungen mit einem piezoelektrischen Kraftmessdynamometer aufgezeichnet sowie die Beschleunigungen des Werkzeugs durch am Werkzeughalter applizierte Beschleunigungssensoren erfasst. Für ausgewählte Schnittparameterkombinationen werden nach Abschluss der Untersuchungen die resultierenden Späne metallografisch präpariert und lichtmikroskopisch analysiert sowie die resultierende Werkstückoberfläche mithilfe eines Konfokalmikroskops untersucht.

### 5.1 Zerspanung der Titanlegierung Ti6Al4V

Im Folgenden werden die Ergebnisse zur Untersuchung der Spanbildung der Titanlegierung Ti6Al4V im freien orthogonalen Schnitt dargestellt und die für Ti6Al4V charakteristische Segmentspanbildung analysiert. Zur Gewinnung eines ersten Überblicks über den Einfluss der Schnittparameter werden die Schnittgeschwindigkeit zwischen  $v_c = 20 \dots 180$  m/min und die Spanungsdicke zwischen  $h = 0,1 \dots 0,3$  mm variiert. **Abbildung 5.1** zeigt die mechanische Werkzeugbelastung bei Variation der Schnittgeschwindigkeit für die zentrale Spanungsdicke von  $h = 0,2$  mm sowie unter Variation der Spanungsdicke für die zentrale Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min. Die gezeigten Werte resultieren dabei aus dem arithmetischen Mittelwert von drei Versuchswiederholungen. Die Fehlerbalken zeigen die gemittelte Standardabweichung der drei Messungen über die Zeit in den Einzelversuchen an. Zu erkennen ist, dass eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit bei konstanter Spanungsdicke infolge der thermischen Entfestigung des Werkstoffs zu einer Verringerung der Schnittkraft von  $F_c = 739$  N auf  $F_c = 636$  N führt. Die Passivkraft nimmt hingegen mit steigender Schnittgeschwindigkeit von  $F_p = 306$  N um 47 % auf  $F_p = 451$  N zu. Erklären lässt sich dies durch eine zunehmende Adhäsionsneigung, die in den experimentellen Untersuchungen bei höheren Schnittgeschwindigkeiten beobachtet werden konnte. Zudem ist zu erkennen, dass die Standardabweichung für eine Schnittgeschwindigkeit von

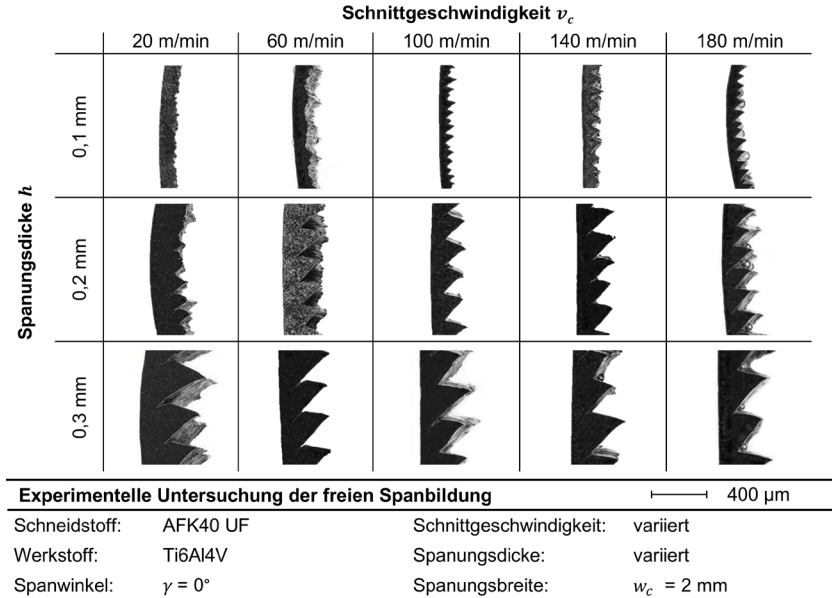
$v_c = 60$  m/min besonders hoch ist, da hier offenbar eine Parameterkombination vorliegt, die zu starken Schwingungen im Zerspanungsprozess führt. Eine Erhöhung der Spannungsdicke bei konstanter Schnittgeschwindigkeit führt infolge des vergrößerten Spannungsquerschnitts erwartungsgemäß zu steigenden Zerspankraftkomponenten. Mit den Mittelwerten erhöht sich für steigende Spannungsdicken auch die Standardabweichung der Kräfte, insbesondere der Schnittkraft, signifikant. Dies lässt sich auf die stärkere Abdrängung des Werkzeugs infolge der mit größeren Spannungsquerschnitten steigenden Schnittkraft und der sich daran anschließenden Rückfederung bei Werkstoffversagen im Scherband zurückführen.



**Abbildung 5.1:** Mechanische Werkzeugbelastungen bei der Zerspanung von Ti6Al4V im freien orthogonalen Schnitt in Abhängigkeit der Schnittwerte

Die resultierenden Spanmorphologien in Abhängigkeit der Schnittwerte sind in **Abbildung 5.2** in Form von Querschliffen der eingebetteten, geschliffenen und polierten Spanquerschnitte dargestellt. Dabei ist eine deutliche Abhängigkeit der Spanmorphologie von der Schnittgeschwindigkeit und der Spannungsdicke zu erkennen, wobei der Einfluss der Spannungsdicke größer ist als der der Schnittgeschwindigkeit. So zeigt sich für kleine Spannungsdicken und geringe Schnittgeschwindigkeiten eher eine Lamellenspanbildung, während mit steigenden Schnittwerten die charakteristische Segmentspanbildung auftritt. Auch lässt sich beobachten, dass sich die Segmentierung für geringere Schnittgeschwindigkeiten und Spannungsdicken zunächst aperiodisch verhält und mit steigender Schnittgeschwindigkeit periodisch wird. Dies lässt sich durch die thermischen Effekte erklären, die mit höheren Schnittgeschwindigkeiten und Spannungsdicken

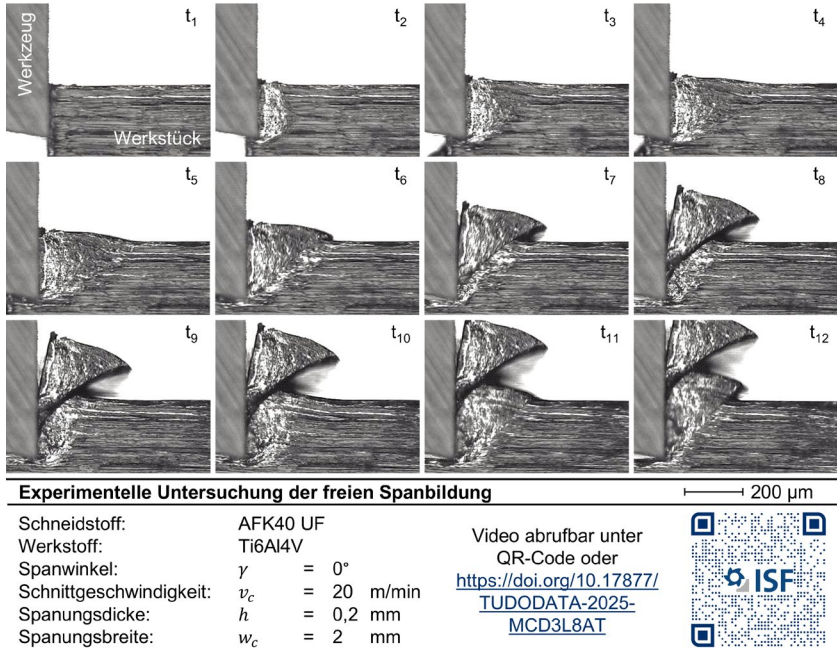
zunehmen, was zu einer stärkeren Erwärmung des Werkstoffs und damit zu einer Begünstigung thermisch induzierter Scherbänder infolge der thermischen Entfestigung führt [Bar01].



**Abbildung 5.2:** Spanformen bei der Zerspanung von Ti6Al4V im freien orthogonalen Schnitt in Abhängigkeit der Schnittwerte

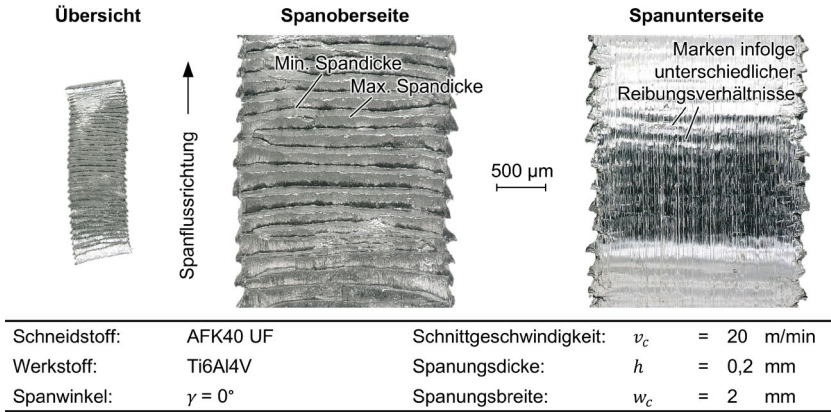
Um die Vorgänge in der Spanbildungszone während der Orthogonalschnittversuche zu analysieren, wurden für ausgewählte Schnittwertkombinationen Hochgeschwindigkeitsvideos der Spanbildung aufgezeichnet. Die nachfolgende **Abbildung 5.3** zeigt für eine konstante Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20 \text{ m/min}$  und eine konstante Spannungsdicke von  $h = 0,2 \text{ mm}$  eine Bildfolge, die den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen entnommen wurde. Die Zeitintervalle zwischen den einzelnen Zeitpunkten sind dabei mit  $\Delta t = 0,133 \text{ ms}$  über die gesamte Bildfolge konstant. Zu Beginn des Schnittes dringt das Werkzeug ins Werkstück ein und der Werkstoff staut sich vor der Schneide an ( $t_2$ ). Dabei kommt es auch zu einem seitlichen Werkstofffluss, der sich in den Aufnahmen anhand des geänderten Reflexionsverhaltens an der seitlichen Werkstückoberfläche erkennen lässt. Ebenso lässt sich erkennen, dass sich im Bereich der Stauzone vor der Schneidkante bereits zu diesem Zeitpunkt der Ansatz eines Scherbands bildet. Im weiteren Verlauf breitet sich das entstehende Scherband von der Schneidkante in Richtung

der freien Werkstückoberfläche aus ( $t_3$ - $t_4$ ) und bildet die Scherebene aus, entlang derer die plastische Verformung maßgeblich konzentriert ist. An dieser Scherebene gleitet der angestaute Werkstoff schließlich in Form eines zusammenhängenden Segments aus der Wirkzone heraus ( $t_5$ - $t_6$ ). Daraufhin staut sich durch die fortschreitende Schnittbewegung erneut Werkstückwerkstoff vor der Schneidkante an, wodurch die Grundlage für die nächste Segmentbildung entsteht. Während des Anstauens des Werkstoffs, scheint es nahezu keine Relativbewegung zwischen dem entstehenden Span und der Spanfläche des Werkzeugs zu geben, was sich mit Beobachtungen aus der Literatur deckt [Kom81]. Anschließend werden sowohl die erneute Scherbandbildung ( $t_8$ - $t_{10}$ ) als auch das Abgleiten des zusammenhängenden Segments ( $t_{11}$ - $t_{12}$ ) sichtbar. Diese Vorgänge verdeutlichen die periodische Abfolge und die komplexen Zusammenhänge der Segmentspanbildung. Nach dem Abgleiten verschweißen die einzelnen Segmente miteinander, sodass dieser zyklische Prozess zu einem zusammenhängenden Segmentspan führt.



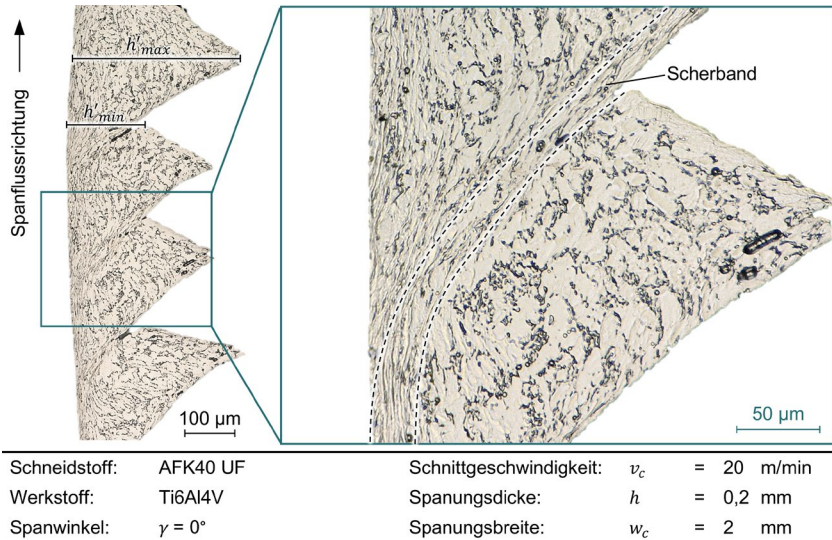
**Abbildung 5.3:** Hochgeschwindigkeitsaufnahme des orthogonalen Schnitts der freien Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min

Anhand der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen lässt sich feststellen, dass die charakteristische Segmentspanbildung bereits unmittelbar zu Beginn des Zerspangungsprozesses auftritt. Dies deutet auf eine hohe mechanische Belastung beim initialen Werkzeugeingriff sowie auf eine schnelle Temperaturentwicklung in der Scherzone hin, die zur frühzeitigen Ausbildung der Segmente beiträgt. **Abbildung 5.4** zeigt einen repräsentativen Span aus der Zerspantung von Ti6Al4V im orthogonalen Schnitt bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min.



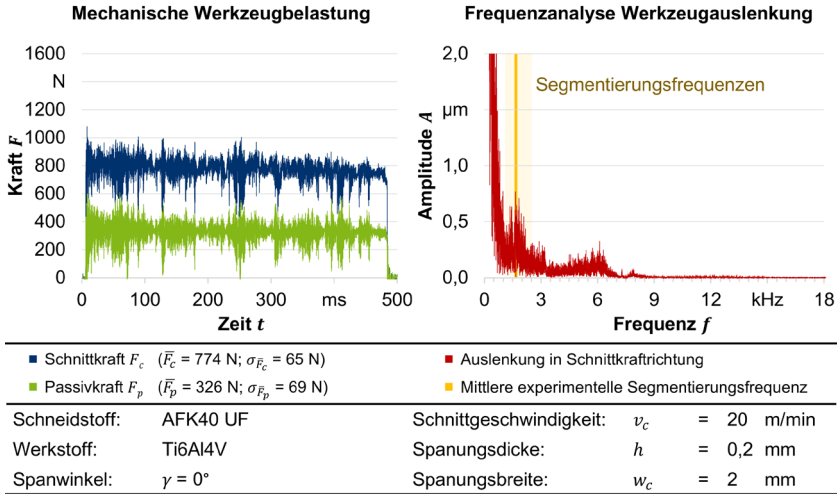
**Abbildung 5.4:** Resultierende Spanform bei der freien Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min

Auf der Spanoberseite sind die einzelnen Segmente deutlich erkennbar. Bemerkenswert ist, dass die Bereiche mit minimaler Spandicke, die sich als dunkle Linien abzeichnen, über die gesamte Spanbreite verlaufen. Dies weist darauf hin, dass das Scherversagen simultan über die gesamte Spanbreite auftritt. Auf der Spanunterseite sind Marken unterschiedlicher Reibungsverhältnisse ersichtlich, die eine Folge der wiederkehrenden Zyklen des Werkstoffstaus und der Abgleitvorgänge sind. Während die Spanablaufgeschwindigkeit in den Anstauphasen sehr gering ist, was in der Literatur sogar teilweise als Abrollen des Werkstoffs auf der Spanfläche beschrieben wird [Kom81], nimmt sie beim Abgleiten des Segmentes rapide zu. Die unterschiedlichen Relativgeschwindigkeiten lassen sich auch im Gefügeschliff des Spanquerschnittes im Bereich der Spanunterseite erkennen (**Abbildung 5.5**).



**Abbildung 5.5:** Gefügeschliff des Spanquerschnitts bei der freien Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min

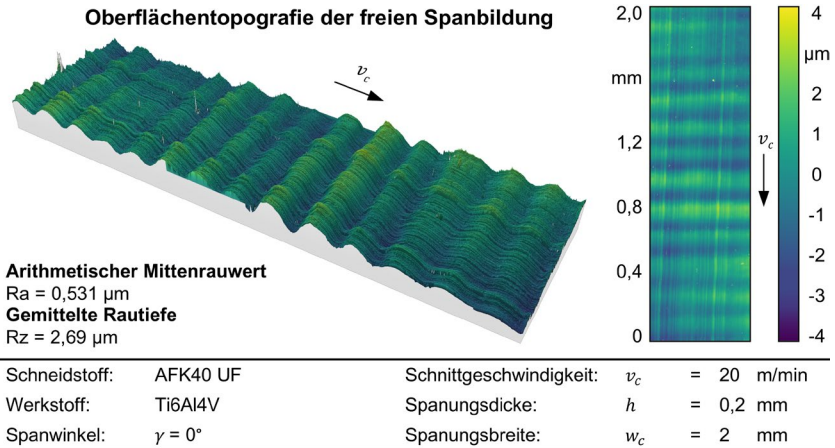
Dort wo sich der Werkstoff während des Zerspanprozesses zunächst anstaut, also in den Bereichen der maximalen Spandicke, ist das Gefüge deutlich weniger stark deformiert als in den Bereichen der minimalen Spandicke, die das Ende des Ableitvorgangs darstellen. Dort ist das Gefüge von stark deformierten Körnern geprägt. Infolge der Relativbewegung der Spansegmente mit dem Werkstück verbleibt im Span ein Schersband, in dem die Körner in Richtung der Scherebene gestreckt sind. Innerhalb der Segmente zeigt das Gefüge im Vergleich zum Grundgefüge nahezu keine Anzeichen einer Deformation. Der periodische Ablauf des Anstauens und abrupten Ableitens führt zu einer Anregung des Werkzeugs, die sich auch signifikant in den Messsignalen der Kraft- und Beschleunigungssensoren widerspiegelt. Um dies zu verdeutlichen, sind in **Abbildung 5.6** ein exemplarischer Kraftmessschrieb sowie Messergebnisse des in Schnittrichtung am Werkzeughalter applizierten Beschleunigungssensors dargestellt, die in Form einer Fast Fourier Transform (FFT)-Frequenzanalyse veranschaulicht werden. Dazu wird das Beschleunigungssignal zweifach integriert, um Daten für die Werkzeugauslenkung zu erhalten. Im niedrigen Frequenzbereich weisen diese messprinzipbedingt Limitationen und ein niedriges Signal-Rausch-Verhältnis auf, welches diesen nur bedingt auswertbar macht.



**Abbildung 5.6:** Mechanische Werkzeugbelastung und Frequenzanalyse der Werkzeugauslenkung bei der freien Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min

Bei den mechanischen Werkzeugbelastungen lassen sich starke Schwankungen der Schnitt- und Passivkraft mit einer prozentualen Standardabweichung zum Mittelwert von etwa 8,4 % für die Schnittkraft und etwa 21,2 % für die Passivkraft feststellen, die durch den periodischen Zyklus der Segmentspanbildung begründet sind. Die zyklische Anregung hat auch Auswirkungen auf die Amplituden der Werkzeugauslenkungen im Bereich der Segmentierungsfrequenzen. Diese wurden anhand der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen aus den experimentellen Untersuchungen ermittelt und sind in **Abbildung 5.6** in Gelb dargestellt. Dabei ist die Auflösung zwar aufgrund der Bildwiederholrate begrenzt, dennoch lässt sich für mehrere Versuchswiederholungen ein Frequenzbereich von  $f_{seg} = 1.100 \dots 2.500$  Hz feststellen. Unter Berücksichtigung von insgesamt 40 Segmentierungsvorgängen aus zwei verschiedenen Aufzeichnung liegt der arithmetische Mittelwert der Segmentierungsfrequenz bei  $\bar{f}_{seg} = 1.681$  Hz. In diesem Bereich weist die Amplitude der Werkzeugauslenkungen eine Dominante auf, die auf die Segmentspanbildung zurückgeführt werden kann. Darüber hinaus lässt sich eine weitere Dominante im Frequenzbereich um  $f = 6.500$  Hz feststellen. Anhand einer Frequenzanalyse des Werkzeugausschwingverhaltens unmittelbar nach dem Zerspanungsprozess kann jedoch festgestellt werden, dass es sich hierbei nicht um eine spanbildungsinduzierte Segmentierungsfrequenz, sondern um eine selbsterregte Oszillation des freischwingenden Werkzeugsystems handelt. Der Einfluss der Werkzeugschwingungen infolge der Spansegmentierung ist auch auf der Werkstückoberfläche

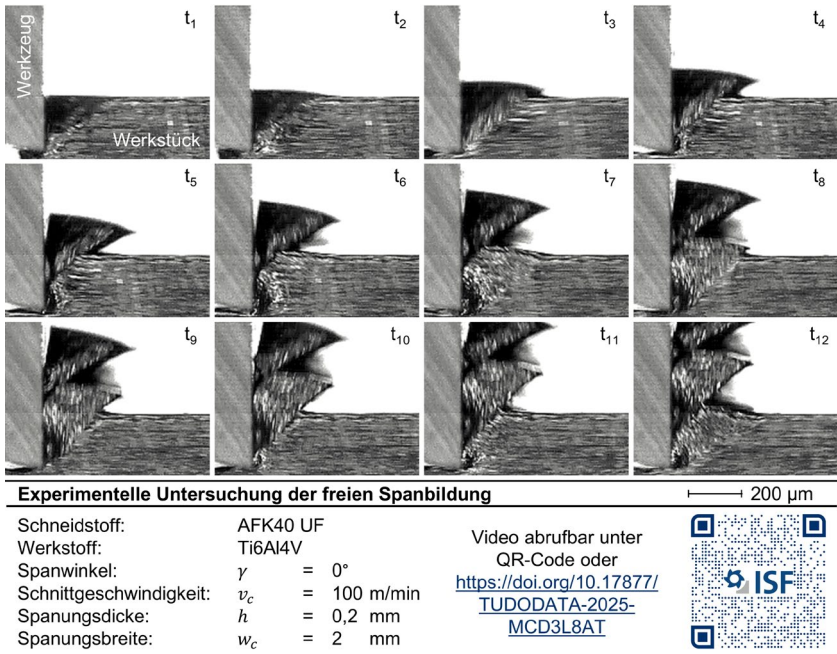
deutlich erkennbar, wie die konfokalmikroskopischen Aufnahmen in **Abbildung 5.7** belegen.



**Abbildung 5.7:** Topografie der Oberfläche bei der freien Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min

Auf der Werkstückoberfläche zeigt sich ein periodisches Profil entlang des Schnittweges mit ausgeprägten Rauheitsspitzen und -tälern. Diese entstehen durch die Werkzeugauslenkungen in Schnittrichtung infolge der Abdrängung und Rückfederung des Werkzeugs, die aufgrund der fixen Einspannung im Werkzeughalter auch eine Bewegung in Richtung der Werkstückoberfläche zur Folge haben. Der arithmetische Mittenrauwert beträgt  $R_a = 0,531 \mu\text{m}$  und die gemittelte Rautiefe  $R_z = 2,69 \mu\text{m}$ .

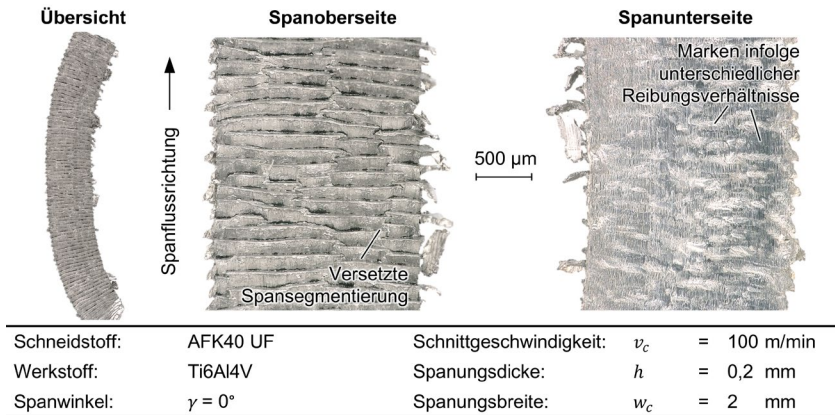
Nachdem die Segmentspanbildung nun für eine moderate Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min ausführlich untersucht wurde, folgt anschließend eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit auf  $v_c = 100$  m/min. Die Spanungsdicke von  $h = 0,2$  mm wird dabei konstant gehalten. Die nachfolgende **Abbildung 5.8** zeigt die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen der experimentellen Untersuchungen. Damit eine Visualisierung und anschließende Analyse der Spanbildung möglich sind, wurde bei diesen Aufnahmen die Bildwiederholrate erhöht, wodurch sich ein über die Bildfolge konstantes Zeitintervall von  $\Delta t = 0,0294$  ms zwischen den einzelnen Zeitpunkten ergibt.



**Abbildung 5.8:** Hochgeschwindigkeitsaufnahme des orthogonalen Schnitts der freien Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

Anhand der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen wird deutlich, dass die zyklischen Abläufe der Segmentspanbildung auch bei einer erhöhten Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min der vorherrschende Spanbildungsmechanismus sind. Auch bei dieser Schnittgeschwindigkeit ist zu Beginn des Schnitts ein Werkstoffstau vor der Schneidkante sichtbar ( $t_1$ - $t_2$ ), gefolgt von der Ausbildung eines Scherbands ( $t_2$ ), bei der die Rissinitiiierung im Bereich der Schneidkante stattfindet. Anschließend breitet sich der Riss sukzessive von der Schneidkante in Richtung der freien Werkstückoberfläche aus und es entsteht eine Scherebene ( $t_3$ ). Entlang dieser gleitet der angestaute Werkstoff als zusammenhängendes Segment aus der Wirkzone ab ( $t_4$ - $t_5$ ). Währenddessen beginnt sich infolge der kontinuierlichen Schnittbewegung erneut Werkstoff vor der Schneidkante anzustauen ( $t_6$ ), was die Grundlage für den nächsten Segmentierungszyklus ( $t_7$ - $t_{12}$ ) bildet. Dabei führt die erhöhte Schnittgeschwindigkeit zu einer gesteigerten Deformationsgeschwindigkeit des Werkstoffs sowie zu einer höheren Relativgeschwindigkeit zwischen dem entstehenden Span und der Spanfläche des Werkzeugs. Gleichzeitig verkürzt sich die Zeit für die Abfuhr der entstehenden Wärme, wodurch die Temperatur in

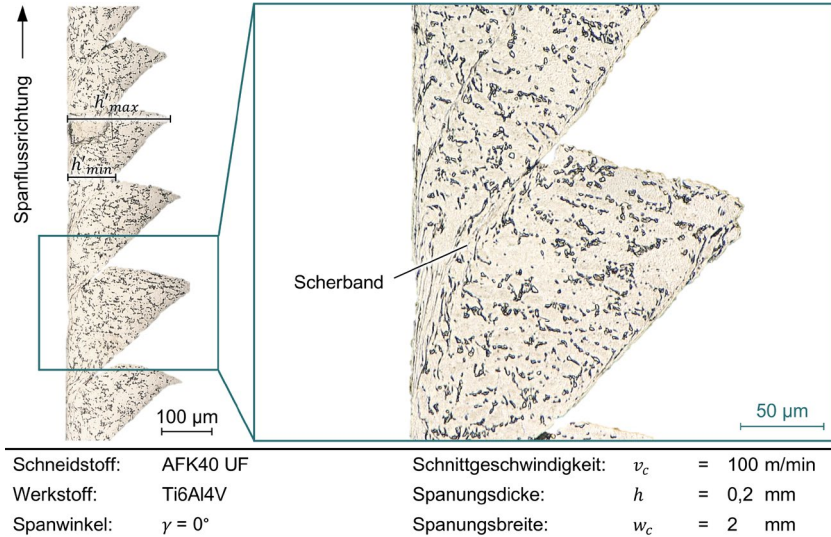
der Spanbildungszone schneller und auf ein höheres Niveau ansteigt. Dies verstärkt die thermischen Effekte bei der Titanzerspannung und begünstigt somit eine beschleunigte Bildung der Scherbänder. Insgesamt bleibt jedoch der zyklische Charakter der Segmentspanbildung unverändert und die verschweißten Segmente ergeben einen zusammenhängenden Segmentspan. Ein solcher für eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min repräsentativer Segmentspan ist in **Abbildung 5.9** dargestellt.



**Abbildung 5.9:** Resultierende Spanform bei der freien Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

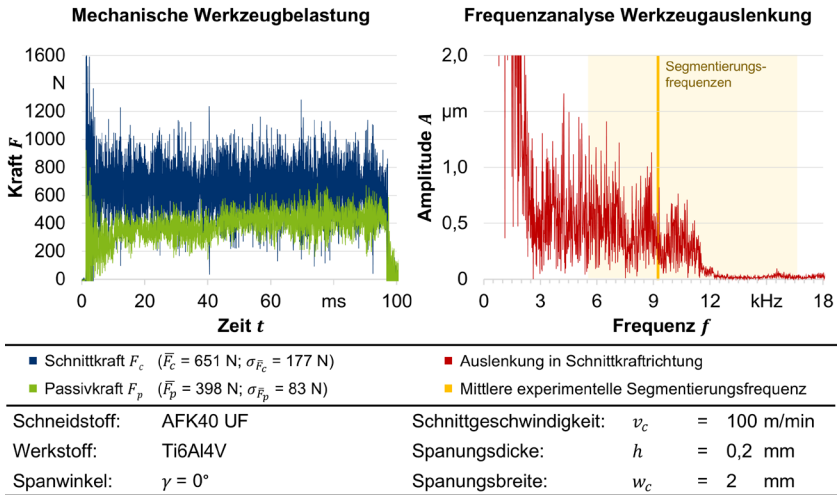
Bei Betrachtung der Spanoberseite lässt sich zunächst die charakteristische Struktur infolge der Spansegmentierung erkennen. Auffällig ist, dass sich die Segmente häufig nicht über die gesamte Spanbreite erstrecken, sondern versetzt über diese verteilt sind. Bereits bei der geringeren Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min zeigte sich, dass das Scherversagen über die Spanungsbreite nicht einheitlich und simultan erfolgt. Allerdings war der Zeitversatz dort noch so gering, dass die Segmente über die Spanbreite hinweg zusammenhingen. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit verstärkt sich dieses versetzte Scherversagen nun erheblich, sodass im resultierenden Span versetzt angeordnete Segmente über die Spanbreite entstehen. Dies deutet darauf hin, dass auch die Schwingungsanregung des Werkzeugs nicht kontinuierlich erfolgt. Verantwortlich dafür sind die unterschiedlichen Zeitabstände infolge der diskontinuierlichen Scherversagensereignisse über die Spanungsbreite sowie die daraus resultierende variierende Rückfederung des Werkstoffs. Diese ist deutlich stärker ausgeprägt, wenn das Scherversagen über die gesamte Spanungsbreite simultan auftritt, als wenn das Scherversagen über die Spanungsbreite zeitlich versetzt stattfindet. Dafür erhöht sich bei zeitlich versetztem Scherversagen die Anregungsfrequenz.

Eine detaillierte Untersuchung der Scherbänder wird anhand von Gefügeschliffen durchgeführt. In **Abbildung 5.10** sind lichtmikroskopische Aufnahmen des Spanquerschnitts für die Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 100$  m/min dargestellt.



**Abbildung 5.10:** Gefügeschliff des Spanquerschnitts bei freien Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

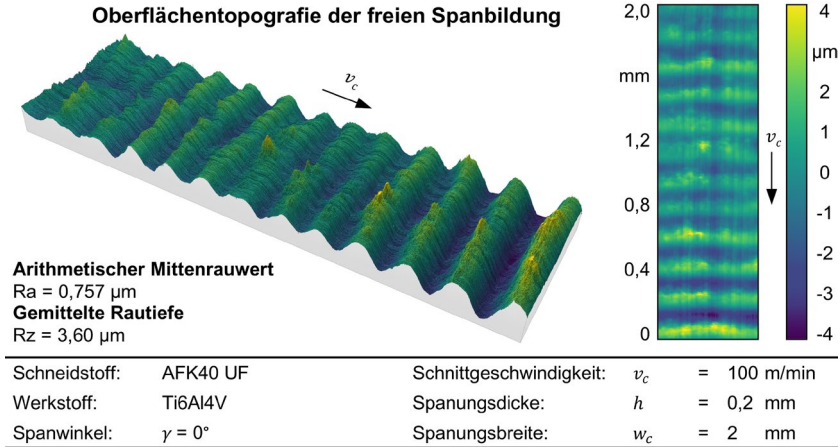
Wie auch schon bei der geringeren Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min lassen sich auch für  $v_c = 100$  m/min zwischen den einzelnen Segmenten Scherbänder erkennen, die von stark gestreckten Körnern geprägt sind. Infolge der Schnittgeschwindigkeitserhöhung und der damit einhergehenden Erhöhung der Spanflussgeschwindigkeit zeigt sich auch an der Spanunterseite sowie an der Unterseite der Segmente ein stark deformiertes Gefüge. Innerhalb der Segmente lassen sich weiterhin nahezu keine Anzeichen einer Deformation erkennen. Die Veränderung der Segmentierungsfrequenz infolge der Verkürzung der Zeitintervalle zwischen dem periodische Anstauens und Abgleitens hat auch einen Einfluss auf die mechanischen Werkzeugbelastungen sowie die Auslenkungen des Werkzeugs (**Abbildung 5.11**).



**Abbildung 5.11:** Mechanische Werkzeugbelastung und Frequenzanalyse der Werkzeugauslenkung bei der freien Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100 \text{ m/min}$

Wie bereits bei der Variation der Schnittgeschwindigkeit beobachtet werden konnte (**Abbildung 5.1**), erhöht sich der arithmetische Mittelwert der Passivkraft infolge der höheren Relativgeschwindigkeit zwischen Span und Spanfläche und der stärkeren Adhäsionsneigung um 22 % gegenüber der geringeren Schnittgeschwindigkeit auf  $\bar{F}_p = 398 \text{ N}$ . Gleichzeitig verringert sich der Mittelwert der Schnittkraft um 15,9 % auf  $\bar{F}_c = 651 \text{ N}$ . Dies lässt sich durch die höheren Temperaturen in der Spanbildungszone erklären, die eine Scherbandbildung begünstigen und damit das Abgleiten der Werkstoffsegmente erleichtern. Die Standardabweichung des Mittelwertes steigt hingegen um 172,3 % auf  $\sigma_{\bar{F}_c} = 177 \text{ N}$ , was auf eine stärkere Anregung infolge der Segmentspannung hindeutet. Diese stärkere Anregung beruht auf der Zunahme der Segmentierungsfrequenz infolge der erhöhten Schnittgeschwindigkeit. Aus den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen der experimentellen Untersuchungen konnte ein Segmentierungsfrequenzbereich von  $f_{seg} = 5.555 \dots 16.666 \text{ Hz}$  ermittelt werden, wobei der arithmetische Mittelwert bei  $\bar{f}_{seg} = 9.141 \text{ Hz}$  liegt. Damit liegt die Spansegmentierung in einem Frequenzbereich, in dem auch die Werkzeugeigenfrequenz ermittelt werden konnte. Dieses Ergebnis verdeutlicht den direkten Zusammenhang zwischen der Schnittgeschwindigkeit und den Frequenzanteilen der Spanbildung. Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit zeigt die Frequenzanalyse aufgrund der höheren Dynamik auch signifi-

kantere Amplituden im experimentell ermittelten Frequenzband. Die Anregung auf unterschiedlichen Frequenzen infolge des diskontinuierlichen Scherversagens ist auch an der Werkstückoberflächentopografie erkennbar (**Abbildung 5.12**).

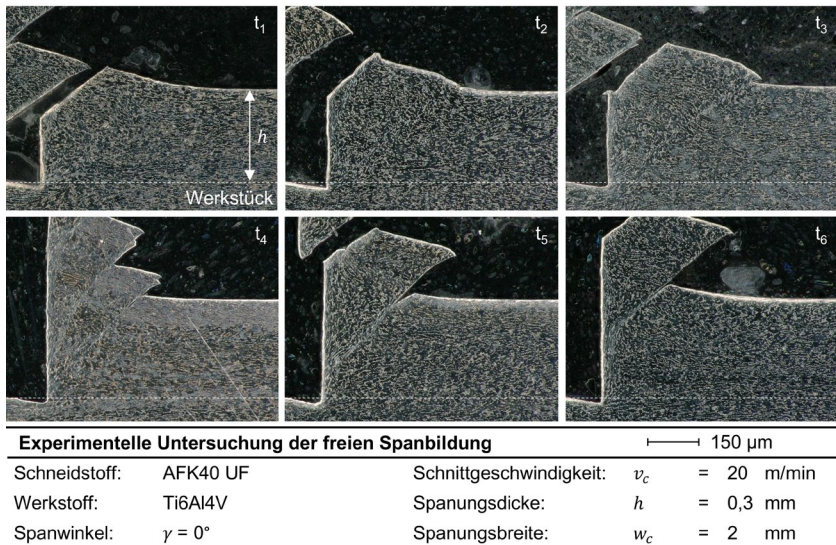


**Abbildung 5.12:** Topografie der Oberfläche bei der freien Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100 \text{ m/min}$

Anhand der konfokalmikroskopischen Aufnahmen der Werkstückoberfläche wird sichtbar, dass die Abstände zwischen den Rauheitsspitzen und -tälern variieren. Dies lässt sich auf die unterschiedlichen Zeitabstände des Scherversagens und somit auf die daraus resultierenden variierenden Segmentierungsfrequenzen zurückführen. Zudem zeigen sich auch die stärkeren Werkzeugauslenkungen in Form einer erhöhten Rauheit. So erhöht sich der arithmetische Mittenrauwert  $R_a = 0,757 \mu\text{m}$  um etwa 43 % und die gemittelte Rautiefe mit  $R_z = 3,60 \mu\text{m}$  um etwa 34 % gegenüber der Oberflächenrauheit bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20 \text{ m/min}$ .

Um darüber hinaus die Scherbandbildung und die Mechanismen in der primären Scherzone zu untersuchen, werden Versuche unter Einsatz einer Schnittunterbrechungsvorrichtung (**Abbildung 4.9**) durchgeführt. Gegenüber der Hochgeschwindigkeitsvideografie bietet dies den Vorteil, dass der eingefrorene Zeitpunkt ex situ metallografisch analysiert werden kann. Um eine mechanische Überlastung der Schnittunterbrechungsvorrichtung zu vermeiden, wird für die Untersuchungen eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20 \text{ m/min}$  verwendet. Um zudem eine prägnante Segmentierung des Spans sicher zu stellen und gleichzeitig eine möglichst große Scherzone zu erhalten, wird die Spannungsdicke jedoch auf  $h = 0,3 \text{ mm}$  erhöht. Die resultierenden Spanwurzeln werden

anschließend eingebettet und metallografisch präpariert, sodass eine Analyse des Gefüges in der Spanbildungszone möglich ist. Da aufgrund der unregelmäßigen Segmentausbildung eine Schnittunterbrechung zu definierten Zeitpunkten des Segmentierungszyklus nicht möglich ist, werden mehrere Versuchswiederholungen durchgeführt und die erfassten Zustände anschließend in eine sinnvolle chronologische Reihenfolge gebracht. Die Ergebnisse der Spanwurzeluntersuchungen sind **Abbildung 5.13** zu entnehmen.



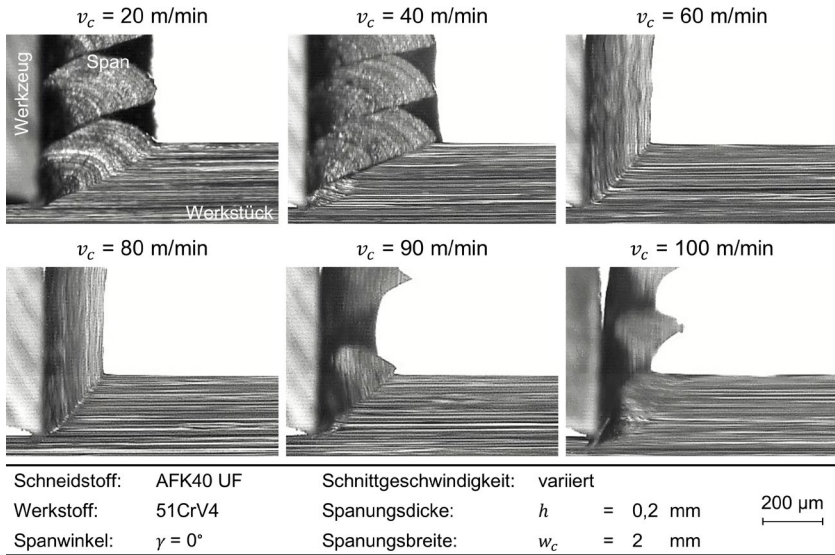
**Abbildung 5.13:** Spanwurzeluntersuchung der Segmentspanbildung von Ti6Al4V

Da es sich bei jedem Bild um einen Einzelversuch handelt und bereits festgestellt wurde, dass die Segmentgrößen während des Zerspaltungsprozesses variieren, hat dies zur Folge, dass auch die Segmentabmessungen von Bild zu Bild variieren können. Um eine Referenz für die Werkstoffdeformation im Bereich der Spanbildungszone zu haben, ist die Spanungsdicke  $h$  durch eine gestrichelte Linie markiert. Dass diese oberhalb der Schneidenspitze liegt, lässt sich dadurch erklären, dass während der Schnittunterbrechung das Werkzeug aufgrund der Trägheit und der endlichen Steifheit des Versuchsstands in das Werkstück eintaucht, was anhand von operando aufgezeichneten Hochgeschwindigkeitsvideos ersichtlich wird. Diese nachfolgende Verformung des Werkstoffs ist jedoch so gering, dass ihr Einfluss auf die Spanmorphologie der Spanwurzel vernachlässigt werden kann. Anhand der entstehenden Spanwurzeln ist deutlich zu erkennen, dass sich bereits während der Anstauphase ( $t_1$ ) ein Scherband im Bereich

der Stauzone vor der Schneidkante bildet. Zu einem späteren Zeitpunkt ( $t_2$ ) ist bereits ein dünnes Scherband zu erkennen, das sich anschließend von der Schneidkante hin zur freien Werkstückoberfläche ausgebildet hat. Das Gefüge im Bereich des Scherbandes ist zu diesem Zeitpunkt nur leicht verformt. Infolge der Überschreitung einer kritischen Dehnung kommt es anschließend zu einer Scherlokalisierung und letztlich zum Werkstoffversagen in der primären Scherzone ( $t_3$ ). Der angestaute Werkstoff entfernt sich dann als zusammenhängendes Segment entlang der Scherebene aus der Wirkzone ( $t_4$  und  $t_5$ ). Das Gefüge zeigt im Bereich des Scherbandes eine ausgeprägte plastische Verformung. Im weiteren Verlauf setzt sich der zyklische Prozess mit einer erneuten Anstauphase fort ( $t_6$ ).

## 5.2 Zerspanung der Stahllegierung 51CrV4

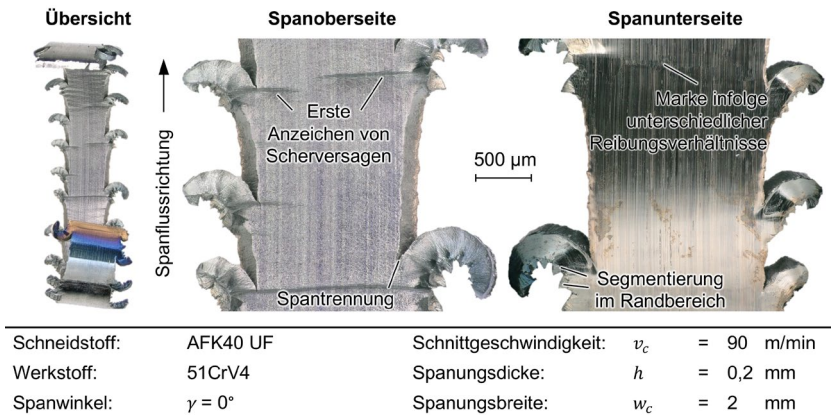
In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Untersuchungen zur Zerspanung der Stahllegierung 51CrV4 im freien orthogonalen Schnitt dargestellt. Zunächst wird die Spanbildungsart in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit untersucht. Darauf aufbauend wird für eine ausgewählte Schnittgeschwindigkeit, bei der eine Segmentspanbildung auftritt, eine detaillierte Analyse der Spansegmentierung durchgeführt. Dabei stehen deren Einfluss auf die mechanische Belastung des Werkzeugs, die Werkzeugauslenkung sowie die resultierende Werkstückoberflächentopografie und -rauheit im Fokus. **Abbildung 5.14** zeigt repräsentative Auszüge aus Hochgeschwindigkeitsvideoaufnahmen, die während der Zerspanung von 51CrV4 bei variierenden Schnittgeschwindigkeiten aufgenommen wurden.



**Abbildung 5.14:** Spanbildung bei der Zerspaltung von 51CrV4 im freien orthogonalen Schnitt in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit

Bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20 \text{ m/min}$  zeigt sich eine ausgeprägte Spandickenstauchung und der Span weist vordergründlich eine diskontinuierliche Morphologie auf. Diese Spansegmentierung tritt jedoch nur im Randbereich auf, was sich durch einen seitlichen Werkstofffluss senkrecht zur Spanflussrichtung erklären lässt. Da der Werkstoff im freien orthogonalen Schnitt ohne seitliche Begrenzung ungehindert fließen kann, ist die resultierende Spanbreite typischerweise größer als die Spanungsbreite, die durch die Breite des Werkstücks vorgegeben ist. Infolgedessen ändert sich der Spannungszustand im Randbereich und es kommt zu einer Spansegmentierung. Über einen Großteil der Spanbreite läuft der Span jedoch als Fließspan ab, was sich in der Hochgeschwindigkeitsaufnahme anhand des Schattens zwischen den Randsegmenten erkennen lässt, der durch das verwendete Gegenlicht entsteht. Bei Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit auf  $v_c = 40 \text{ m/min}$  ändert sich die Spanmorphologie nicht, jedoch verstärkt sich die Spandickenstauchung, sodass die Spandicke nun mehr als das Doppelte der Spanungsdicke beträgt. Wird die Schnittgeschwindigkeit auf  $v_c = 60 \text{ m/min}$  gesteigert, so zeigt sich eine vollständig veränderte Spanbildung. In diesem Schnittgeschwindigkeitsbereich tritt überwiegend eine Fließspanbildung auf, die auf die gesteigerte thermische Entfestigung infolge der höheren Temperaturen bei zunehmender Schnittgeschwindigkeit zurückzuführen ist. Diese bewirkt auch eine Zunahme der Duktilität

des Werkstoffs, was eine Erhöhung des Scherwinkels und eine deutliche Reduktion der Spandickenstauchung zur Folge hat. Mit einer weiteren Steigerung der Schnittgeschwindigkeit auf  $v_c = 80$  m/min bleibt die Spanbildungsart unverändert. Es liegt weiterhin eine Fließspanbildung vor, jedoch führt die gesteigerte Deformationsgeschwindigkeit und die höhere Relativgeschwindigkeit zwischen dem entstehenden Span und der Spanfläche des Werkzeugs zu einer höheren Zerspanleistung und in der Folge zu höheren Temperaturen. Diese bewirkt eine stärkere thermische Entfestigung, was eine weitere Abnahme der Spandicke zur Folge hat. Ab einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 90$  m/min zeigt sich eine Veränderung der Spanbildung. In der seitlichen Aufnahme der Spanbildung tritt erneut eine Segmentierung des Spans auf. Eine detaillierte Analyse des resultierenden Spans zeigt jedoch, dass sich diese Segmentierung, ähnlich wie bei den niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten, nur auf den Randbereich beschränkt. **Abbildung 5.15** zeigt dazu eine lichtmikroskopische Übersicht des resultierenden Spans sowie Detailaufnahmen der Spanoberseite und -unterseite.

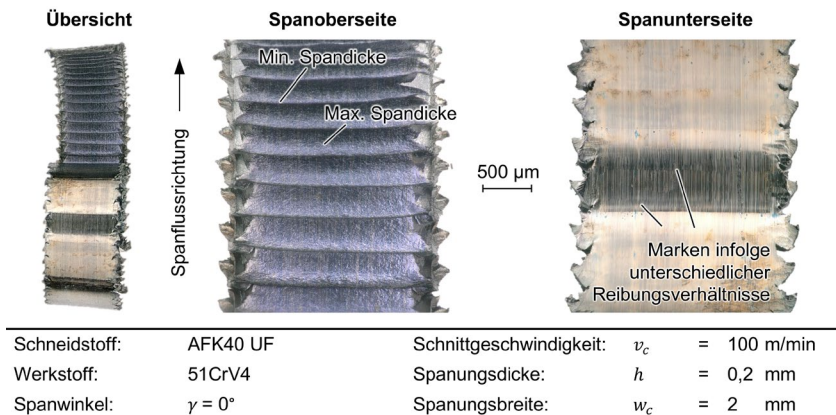


**Abbildung 5.15:** Resultierende Spanform bei der freien Spanbildung von 51CrV4 mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 90$  m/min

In den lichtmikroskopischen Detailaufnahmen ist im Randbereich des Spans deutlich die Segmentierung zu erkennen, die auch in den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen zu beobachten war. Es lässt sich jedoch eindeutig feststellen, dass über den größten Teil der Spanbreite eine Fließspanbildung vorliegt, die sich durch eine gleichmäßige Spanmorphologie auszeichnet. Zusätzlich kommt es in unregelmäßigen Abständen zu einer teilweisen Trennung des Spans im Randbereich. Diese entsteht vermutlich durch die lokal unterschiedlichen Geschwindigkeiten und Bewegungsrichtungen, die der Werk-

stoff während des Spanflusses erfährt. Während der Werkstoff in der Spanmitte aufgrund der Fließspanbildung mit einer nahezu kontinuierlichen Spanflussgeschwindigkeit abläuft, kommt es im Randbereich durch den seitlichen Werkstofffluss zu einer veränderten resultierenden Spanflussrichtung, die mit einer geringeren resultierenden Geschwindigkeit einhergeht. Verstärkt wird das Geschwindigkeitsgefälle durch die Segmentierung im Randbereich, bei der die Ablaufgeschwindigkeit in Phasen des Werkstoffstaus drastisch herabgesetzt wird. Ein weiteres Phänomen, das sich auf der Spanoberseite in den Bereichen, in denen es zu einer teilweisen Trennung des Spans kommt, erkennen lässt, ist eine Veränderung in der Spanmorphologie, die sich über die gesamte Spanbreite erstreckt. Auch auf der Spanunterseite lassen sich in diesen Bereichen Marken infolge veränderter Spanflussgeschwindigkeiten erkennen. Dies deutet darauf hin, dass in diesen Bereichen bereits ein Scherversagen eintritt.

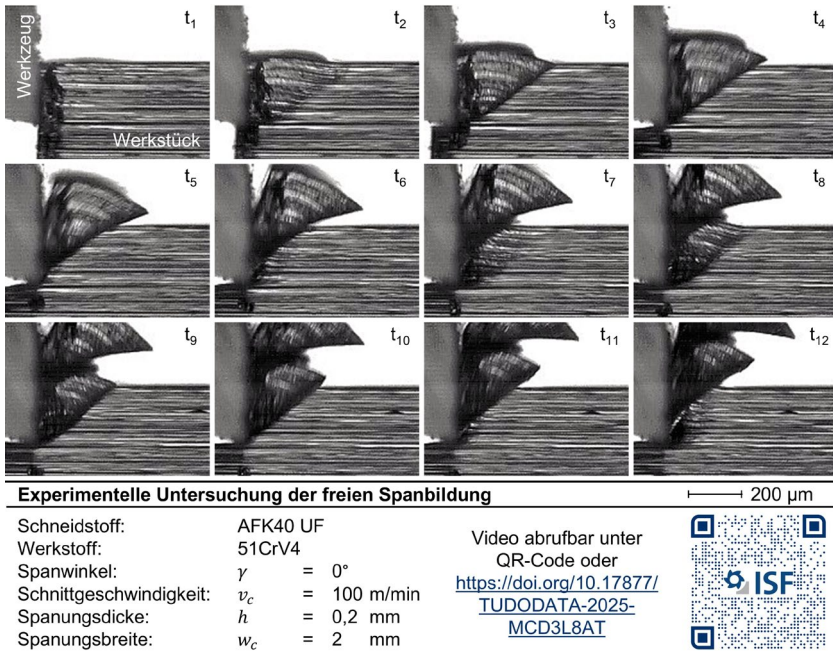
Wird die Schnittgeschwindigkeit auf  $v_c = 100$  m/min erhöht, so lässt sich in den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen eine deutliche Segmentspanbildung erkennen, die keine signifikante Schattenbildung zwischen den einzelnen Segmenten aufweist. Anhand der lichtmikroskopischen Aufnahmen des Spans (**Abbildung 5.16**) lässt sich erkennen, dass nun eine ausgeprägte Segmentspanbildung über die gesamte Breite des Spans vorliegt.



**Abbildung 5.16:** Resultierende Spanform bei der freien Spanbildung von 51CrV4 mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

Die Spansegmentierung zeigt sich sowohl auf der Spanoberseite als auch auf der Spanunterseite in Form von Marken, die infolge der varianten Spanablaufgeschwindigkeiten entstehen. Die Verfärbung des Spans weist auf Oxidationsvorgänge hin, die durch eine

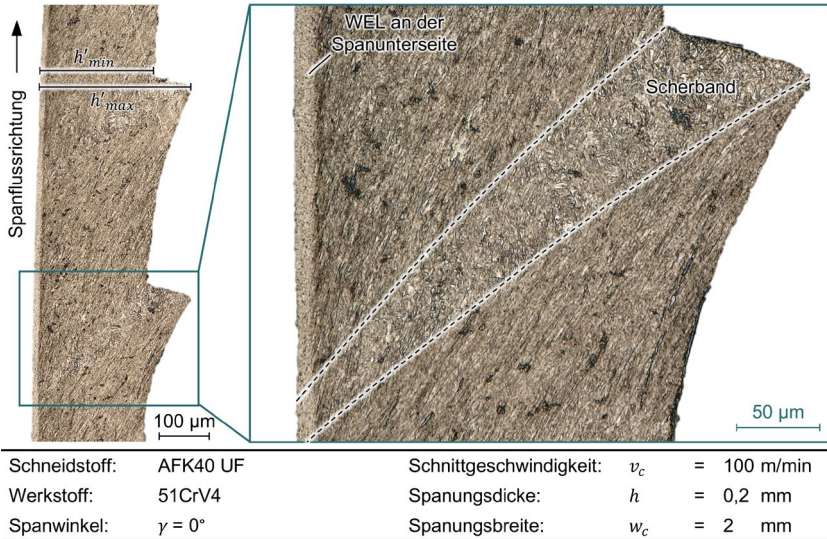
erhöhte Temperatur infolge der Schnittgeschwindigkeitserhöhung verursacht werden. In weiteren Untersuchungen konnte zwar auch für Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 140$  m/min und  $v_c = 180$  m/min eine Spansegmentierung beobachtet werden. Da für  $v_c = 100$  m/min aber bereits reproduzierbar eine Spansegmentierung über den gesamten Schnittweg zu beobachten ist und die zu erwartende thermische Werkzeugbelastung mit höheren Schnittgeschwindigkeiten steigt, wird eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min als Referenz für die Analyse der freien Spanbildung gesetzt. Zur Visualisierung der Spanbildung werden Hochgeschwindigkeitsaufnahmen aufgezeichnet, die in **Abbildung 5.17** dargestellt sind. Aus der erforderlichen Bildwiederholrate ergibt sich ein über die Bildfolge konstantes Zeitintervall von  $\Delta t = 0,0294$  ms zwischen den einzelnen Zeitpunkten.



**Abbildung 5.17:** Hochgeschwindigkeitsaufnahme des orthogonalen Schnitts der freien Spanbildung von 51CrV4 mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

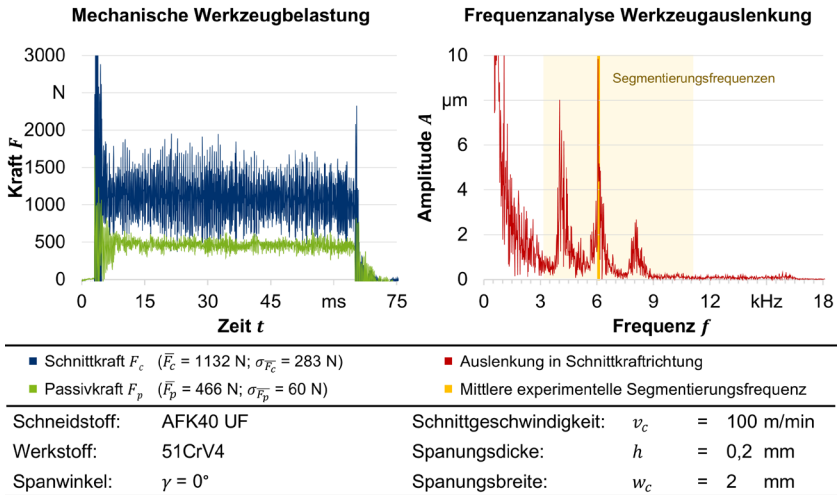
Zu Beginn des Zerspanungsprozesses kommt es infolge des Werkzeugeingriffs ( $t_1$ ) zunächst zu einer plastischen Verformung des Werkstoffs, der sich vor der Schneide anzustauen beginnt ( $t_2$ ). Ebenfalls erkennbar ist die sich ausbildende Scherebene entlang

derer sich im weiteren Verlauf ( $t_3$ ) ein Scherband entwickelt. Der angestaute Werkstoff gleitet anschließend als zusammenhängendes Segment entlang des Scherbands aus der Wirkzone ab ( $t_4$ - $t_5$ ) und der periodische Prozess beginnt erneut mit einer plastischen Verformung von Werkstückwerkstoff vor der Schneide ( $t_6$ ). In der darauffolgenden Sequenz ( $t_7$ ) formt sich ein neues Scherband, wobei deutlich erkennbar ist, dass dieses im Bereich der Schneidkante entsteht und sich zur freien Werkstückoberfläche hin ausbreitet ( $t_8$ ). Im weiteren Verlauf gleitet auch dieses Segment entlang der Scherebene aus der Wirkzone ab ( $t_9$ - $t_{11}$ ), woraufhin der periodische Prozess von Neuem beginnt ( $t_{12}$ ). Im Vergleich zur Titanzerspannung fällt auf, dass sowohl die minimale als auch die maximale Spandicke bei der Zerspannung von 51CrV4 größer sind als bei Ti6Al4V. Dies lässt sich auf das unterschiedliche Kaltverfestigungsvermögen der beiden Werkstoffe zurückführen. Die Kaltverfestigung führt auch dazu, dass die maximale Spandicke bei der Ausbildung des ersten Segments mit  $h'_{max} \cong 340 \mu\text{m}$  deutlich größer ist als die der nachfolgenden Segmente, deren maximale Spandicke im Mittel etwa  $h'_{max} \cong 280 \mu\text{m}$  beträgt. Dies lässt sich durch die zu Beginn des Zerspanungsprozesses niedrigeren Temperaturen im Vergleich zum stationären Werkzeugeingriff erklären. Dadurch bleibt eine nennenswerte thermische Entfestigung aus und eine ausgeprägte Kaltverfestigung während der plastischen Verformung des ersten Segments dominiert. Zudem liegt der Werkstoff in seinem Ausgangszustand mit einer hohen Festigkeit vor, da er keine mechanische oder thermische Vorschädigung erfahren hat. Insgesamt zeigt sich jedoch im Hochgeschwindigkeitsvideo eine ähnliche Spanmorphologie wie bei der Zerspannung der Titanlegierung Ti6Al4V. Deutliche Unterschiede lassen sich hingegen anhand der metallografischen Analyse des Spanquerschnitts erkennen. **Abbildung 5.18** zeigt lichtmikroskopische Aufnahmen eines metallografisch präparierten Spanquerschliffs. Bei diesem lassen sich an der Spanunterseite sogenannte weiße Schichten (WEL; engl. white-etching layer) erkennen. Dabei handelt es sich um eine Neuhärtungsschicht infolge einer Veränderung der Mikrostruktur, die durch starke Deformationen und hohe mechanische sowie thermische Belastungen entsteht [Rec08]. Diese weist eine hohe Härte gegenüber dem Grundgefüge auf und erscheint im Gefügeschliff weiß mit einem angrenzenden dunklen Anlassbereich [Str20]. Dabei wird davon ausgegangen, dass es sich um martensitische Schichten handelt, die aufgrund von Kurzzeit-Austenitisierungsvorgängen mit anschließender Selbstabschreckung des Werkstoffes entstehen [Gri01, Mic14].



**Abbildung 5.18:** Metallografische Analyse des Spanquerschnitts bei der freien Spanbildung von 51CrV4 mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

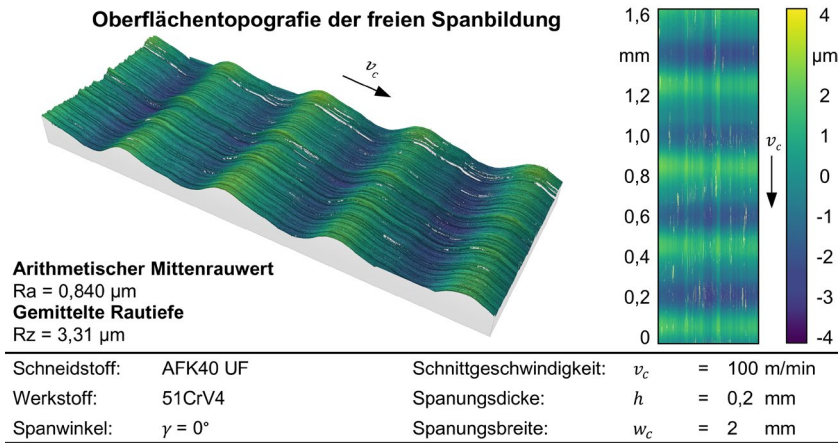
Darüber hinaus zeigen sich deutliche Unterschiede in der Gefügestruktur zwischen den Segmentspänen der Titanlegierung Ti6Al4V und den der Stahllegierung 51CrV4. Während bei Ti6Al4V das Gefüge im Bereich der Segmente nahezu undeformiert blieb, war die Scherzone durch starke Deformationen in Form von stark gestreckten Körnern charakterisiert. Bei 51CrV4 lässt sich ein umgekehrtes Werkstoffverhalten beobachten. Außerhalb der Scherbänder ist der Werkstoff stark deformiert und die Körner sind in Richtung des Spanablaufes gestreckt. Im Scherband liegt hingegen ein sehr feinkörniges und ungerichtetes Gefüge vor. Dies bestätigt den in der Literatur angenommenen inversen Hall-Petch-Effekt als Segmentierungsmechanismus bei der Zerspanung von 51CrV4 [Tif18], bei dem die Kornfeinung zur einer Reduzierung der Werkstofffestigkeit durch Korngrenzengleiten führt [Con00]. Wenngleich sich die Segmentierungsmechanismen unterscheiden, so sind die Auswirkungen der Spansegmentierung auf die mechanischen Werkzeugbelastungen sowie die Auslenkungen der Werkzeuge in Schnittrichtungsrichtung vergleichbar. Diese sind in **Abbildung 5.19** dargestellt.



**Abbildung 5.19:** Mechanische Werkzeugbelastung und Frequenzanalyse der Werkzeugauslenkung bei der freien Spanbildung von 51CrV4 mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

Zu Beginn des Zerspanprozesses sind die mechanischen Werkzeugbelastungen aufgrund der starken Kaltverfestigung und der damit verbundenen Widerstandsfähigkeit des Werkstoffs gegen weitere plastische Verformung gegenüber dem stationären Bereich erhöht. Insbesondere die Schnittkraft weist in dieser Phase einen markanten Peak auf. Im weiteren Verlauf des Schnittes stellt sich ein stationärer Zustand unter zyklischen Schwankungen bedingt durch die Segmentierung des Spans ein. Der arithmetische Mittelwert der Schnittkraft beträgt im stationären Bereich  $\bar{F}_c = 1132$  N und der der Passivkraft  $\bar{F}_p = 466$  N. Während die Standardabweichung des Mittelwertes der Passivkraft gegenüber der Titanzerspanung vergleichbar ist, zeigt sich bei der Standardabweichung des Mittelwertes der Schnittkraft eine Erhöhung gegenüber Ti6Al4V um etwa 60 % auf  $\sigma_{\bar{F}_c} = 283$  N. Dies lässt sich durch die hohe Härte von 51CrV4 erklären, die zu einem stärkerem Kraftanstieg während des Werkstoffstaus vor der Schneide und einer ausgeprägten Rückfederung nach dem Abgleiten des Segments führt. Der Bereich der Segmentierungsfrequenzen wurde analog zur Titanzerspanung experimentell ermittelt und liegt zwischen  $f_{seg} = 3.125 \dots 11.111$  Hz mit einem arithmetischen Mittelwert von  $\bar{f}_{seg} = 6.153$  Hz. Insbesondere die hohen Frequenzen lassen sich darauf zurückführen, dass beobachtet werden konnte, dass es teilweise während der Ausbildung eines Segmentes zur Abnahme der Tragfähigkeit des Werkstoffes kommt und sich Werkstoffanteile als eine Art Zwischensegment aus der Wirkzone entfernen. In der Folge

kommt es auch zu einer kurzzeitigen Reduktion der Schnittkraft und anschließender Wiederbelastung, die aufgrund des kurzen Zeitintervalls eine deutlich höhere Frequenz anregen als die mittlere Spansegmentierungsfrequenz. Diese liegt im Bereich der Eigenfrequenz des Werkzeugsystems, wodurch es zu einer ausgeprägten, spanbildungsinduzierten Anregung und zu hohen Werkzeugauslenkungen kommt. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass zur Visualisierung der Auslenkungsamplituden eine Anpassung der Skalierung notwendig war. Die resultierenden Werkzeugschwingungen sind deutlich als periodisches Profil auf der erzeugten Werkstückoberfläche erkennbar, die in **Abbildung 5.20** dargestellt ist.



**Abbildung 5.20:** Topografie der Oberfläche beider freien Spanbildung von 51CrV4 mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100 \text{ m/min}$

Anhand der konfokalmikroskopischen Aufnahmen lässt sich nachvollziehen, wie sich das Werkzeug infolge der Abdrängung in der Anstauphase ins Werkstück drückt und so ein Rauheitstal erzeugt. Kommt es daraufhin zum Abgleiten des Segments, federt das Werkzeug zurück und es entsteht eine Rauheitsspitze, die umso größer wird, je stärker das Werkzeug über dessen initiale Position hinaus zurückfedert. Zudem lässt sich die geringere mittlere Segmentierungsfrequenz bei der Zerspanung von 51CrV4 anhand eines größeren Abstands der Rauheitsspitzen gegenüber der mittleren Segmentierungsfrequenz von Ti6Al4V bei gleicher Schnittgeschwindigkeit erkennen. Die stärkeren Werkzeugauslenkungen führen hingegen zu einer Erhöhung der Rauheit. Der arithmetische Mittenrauwert beträgt bei der Zerspanung von 51CrV4  $R_a = 0,840 \mu\text{m}$  und die gemittelte Rautiefe  $R_z = 3,31 \mu\text{m}$ .

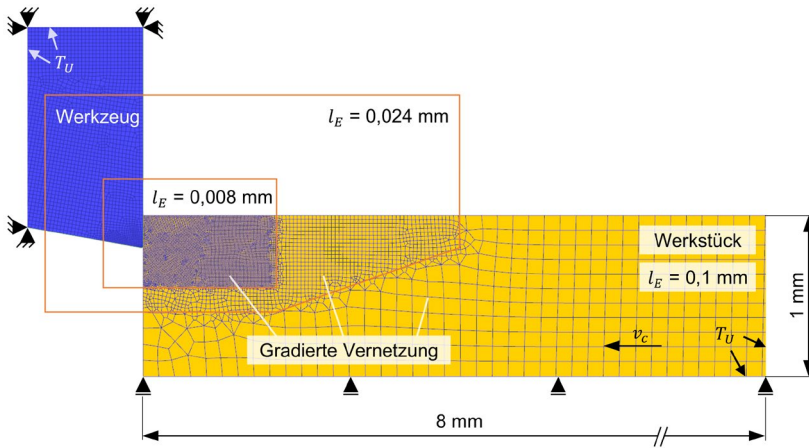
## 6 Modellierung der Spanbildung

Im folgenden Kapitel werden Randbedingungen des numerischen Spanbildungsmodells sowie die Teilmodelle zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens dargestellt. Beginnend mit den Randbedingungen für die simulationsbasierte Untersuchung der freien Spanbildung der Titanlegierung Ti6Al4V und der Stahllegierung 51CrV4, werden anschließend die wesentlichen Methoden und Erkenntnisse zur Charakterisierung und Modellierung des Werkstoffverhaltens von Ti6Al4V präsentiert. Diese basieren auf experimentellen Ergebnissen aus Analogieversuchen und ermöglichen es, das Fließspannungs- und Schädigungsverhalten von Ti6Al4V realitätsnah zu beschreiben und die entsprechenden Werkstoffmodelle zu kalibrieren. Ergänzend wird der experimentelle Ablauf zur Charakterisierung des Reibungsverhaltens zwischen Werkzeug und Werkstück erläutert, dessen Ergebnis die Basis für die Reibungsmodellierung bildet. Eine Kalibrierung der jeweiligen Modelle für die Stahllegierung 51CrV4 ist nicht Teil dieser Arbeit. Stattdessen werden die bereits im Rahmen der Dissertation von *Marcel Tiffe* am ISF entwickelten und kalibrierten Modelle herangezogen [Tif18]. Abschließend erfolgt eine methodische Beschreibung der Modellerweiterung zur simulativen Analyse der begrenzten Spanbildung, die darauf abzielt, den experimentellen Aufwand zu reduzieren und dadurch Ressourcen zu schonen. Die anschließende simulative Untersuchung der begrenzten Spanbildung dient sowohl der Auslegung der Constraintkantengestalt als auch der Bestimmung der bestmöglichen Positionierung des Constraints.

### 6.1 Modellierung des orthogonalen Schnitts

Zur Modellierung des orthogonalen Schnitts wird die Software *DEFORM-2D/3D v14.0* der *Scientific Forming Technologies Corporation* verwendet. In dieser wird der orthogonale Schnitt als zweidimensionaler Prozess unter Annahme einer ebenen Formänderung simuliert. Das Werkstück wird dabei rein plastisch modelliert und nach dem Lagrange-Ansatz vernetzt (**Abbildung 6.1**). Um einerseits in Bereichen hoher Deformationsgradienten eine ausreichend hohe Auflösung zu gewährleisten und andererseits die Rechenzeiten gering zu halten, wird eine gradierte Vernetzung über sogenannte Mesh-Windows implementiert. Die feinste Vernetzung weist eine maximale Elementkantenlänge von  $l_E = 0,008$  mm auf, was 25 Elementen über die voreingestellte Spannungsdicke von  $h = 0,2$  mm entspricht. Die nächstgrößere Netzdichte, die das angrenzende Mesh-Window abdeckt, weist eine dreifach höhere maximale Elementkantenlänge von  $l_E = 0,024$  mm auf. In Bereichen, in denen während des aktuellen Rechenschritts keine

Deformation durch den Werkzeugeingriff stattfindet, ist die Vernetzung mit einer maximalen Elementkantenlänge  $l_E = 0,1$  mm deutlich gröber gestaltet, um die Rechenzeit weiter zu verringern.



**Abbildung 6.1:** Modellierung des orthogonalen Schnitts

Die Umgebungstemperatur beträgt  $T_U = 20$  °C und wird sowohl dem Werkstück als auch dem Werkzeug als Randknotentemperatur aufgeprägt. Innerhalb des Werkstücks sowie des Werkzeugs herrschen die von der *DEFORM* Datenbank vorgesehenen Wärmeleitkoeffizienten. Die Schnittbewegung wird durch das entsprechend gelagerte Werkstück ausgeführt, während das Werkzeug als ortsfester Starrkörper implementiert wird. In seiner Gestalt entspricht das Werkzeug den experimentell eingesetzten Hartmetallwerkzeugen, sodass der Freiwinkel  $\alpha = 10^\circ$ , der Spanwinkel  $\gamma = 0^\circ$  und der Schneidkantenradius  $r_\beta = 10$  µm betragen. Die Eigenschaften des Werkzeugmodells werden aus der *DEFORM* Datenbank für Wolframkarbid-Hartmetall-Werkzeuge übernommen.

## 6.2 Werkstoffcharakterisierung und -modellierung

Wie in Kapitel 2 erläutert, setzt die Anwendung numerischer Methoden zur Vorhersage der Spanbildung eine hinreichend realitätsgetreue Abbildung des Werkstoffverhaltens im Spanbildungsmodell voraus. Zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens kommen verschiedene Modelle zum Einsatz. Diese umfassen unter anderem das Fließ- und Versagensverhalten des Werkstoffs sowie dessen Reibungsverhalten als Systemeigenschaft

in Interaktion mit einem Reibpartner. Im Rahmen dieser Arbeit werden für die Titanlegierung Ti6Al4V Charakterisierungsversuche für das Fließspannungs- und Schädigungsverhalten durchgeführt, um darauf basierend Fließspannungs- und Schädigungsmodelle zu kalibrieren. Ergänzend werden Modellparameter auf Basis von Literaturwerten ausgewählt und dargestellt. Zur Modellierung der Reibung wird das Reibungsverhalten anhand von Reibungsuntersuchungen an einem Sondertribometer mit zerpannungsähnlichen Bedingungen charakterisiert. Die verwendeten Parameter zur Beschreibung des Werkstoff- und Reibungsverhaltens bei der simulativen Spanbildungsanalyse der Stahllegierung 51CrV4 werden ebenfalls dargestellt, für die Herleitung sei an dieser Stelle auf *Tiffe* verwiesen [Tif18].

### 6.2.1 Fließspannung

Zur Kalibrierung des ersten Faktors im JC-Fließspannungsmodell ist eine Beschreibung des Kaltverfestigungsverhaltens von Ti6Al4V erforderlich. Dieses wird anhand quasistatischer Zylinderstauchversuche gemäß DIN 50106 bei der *Element Materials Technology Hamburg GmbH* ermittelt. Die Proben weisen im Ausgangszustand einen Durchmesser von  $D_p = 25$  mm und eine Länge von  $l_p = 50$  mm auf und werden bei Raumtemperatur mit einer Prüfgeschwindigkeit von  $\dot{\epsilon}_0 = 0,00025$  s<sup>-1</sup> komprimiert. Die aufgezeichneten Messwerte werden anschließend genutzt, um die wahre Spannung und die wahre Stauchung zu berechnen und anhand derer die Koeffizienten  $A$ ,  $B$  und  $n$  zu kalibrieren. Zur experimentellen Charakterisierung des plastischen Werkstoffverhaltens der Titanlegierung Ti6Al4V werden im Rahmen dieser Arbeit Druckversuche mit zylindrischen Werkstoffproben (Durchmesser  $D_p = 4$  mm und Länge  $l_p = 4$  mm) unter Variation der Dehnrates und Temperatur auf einem SHPB-Prüfstand durchgeführt. Anhand der gewonnenen Messdaten werden die plastischen Zustandsgrößen auf Grundlage der in Kapitel 2.2.1 vorgestellten Formeln (16)-(18) berechnet. Die daraus resultierenden Werte für die wahre Spannung, wahre plastische Dehnung und wahre plastische Dehnrates werden anschließend in die Software *MATLAB R2023a* des Softwareherstellers *The MathWorks, Inc.* überführt. Dort erfolgt die Kalibrierung der restlichen Parameter  $C$  und  $m$  des JC-Fließspannungsmodells (Formel (8)) mithilfe eines evolutionären Fitting-Algorithmus (CMA; engl. Covariance Matrix Adaptation Evolution Strategy). Über das auf Basis der Messdaten parametrisierte Fließspannungsmodell hinaus werden auch JC-Parametersätze aus der Literatur verwendet, um einerseits die Performanz des eigens parametrisierten Modells zu validieren und andererseits die bestmögliche Vorhersagegenauigkeit für die Simulation der freien Spannbildung zu erlangen. Sämtliche verwendeten JC-Parametersätze sind in **Tabelle 8** aufgelistet. Die im Rahmen dieser Dissertation eingesetzten Parameter des modifizierten Fließspannungsmodells nach *Tiffe* sind in **Tabelle 9** dargestellt.

**Tabelle 8:** Parameter für JC-Fließspannungsmodelle für die Titanlegierung Ti6Al4V

Parameter	Ti6Al4V SHPB ISF	Ti6Al4V <i>Lee &amp; Lin</i> [Lee98b]	Ti6Al4V <i>Seo et al.</i> [Seo05]
Streckgrenze $A$ in MPa	1017,67	782,7	997,9
Verfestigungsfaktor $B$ in MPa	861,17	498,4	653,1
Verfestigungsexponent $n$	0,5544	0,28	0,45
Dehnratenkonstante $C$	0,020269	0,028	0,0198
Exponent der thermischen Entfestigung $m$	0,986	1	0,7
Referenzdehnrate $\dot{\epsilon}_0$ in $s^{-1}$	0,00025	0,00001	1
Referenztemperatur $T_0$ in $^{\circ}C$	20	25	25
Schmelztemperatur $T_m$ in $^{\circ}C$	1632	1450	1668

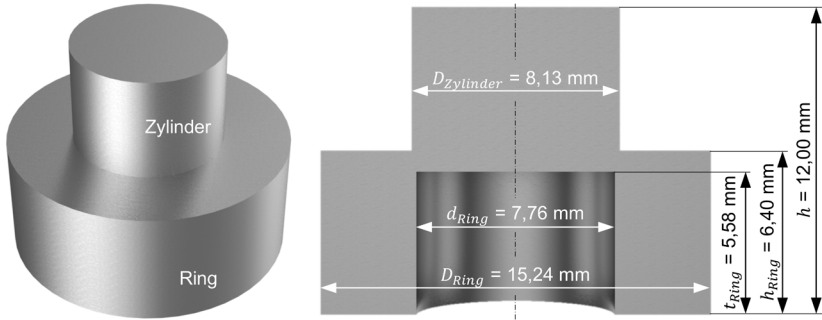
**Tabelle 9:** Parameter des modifizierten JC-Fließspannungsmodells für die Stahllegierung 51CrV4

Parameter	Stahllegierung 51CrV4 [Tif18]	
Streckgrenze $A$ in MPa	1599	
Verfestigungsfaktor $B$ in MPa	1338	
Verfestigungsexponent $n$	-8,113	
Dehnratenkonstante $C$	0,6119	
Exponent der thermischen Entfestigung $m$	0,0138	
	< 700 $^{\circ}C$	> 700 $^{\circ}C$
$m_0$	1	7,972
$m_1$	0	-38,37
$m_2$	-19,046	71,915
$m_3$	106,27	-60,608
$m_4$	-203,5	19,09
$m_5$	110,98	0

$\dot{\epsilon}_0 = 0,0006 s^{-1}$     $T_0 = 20^{\circ}C$     $T_m = 1500^{\circ}C$

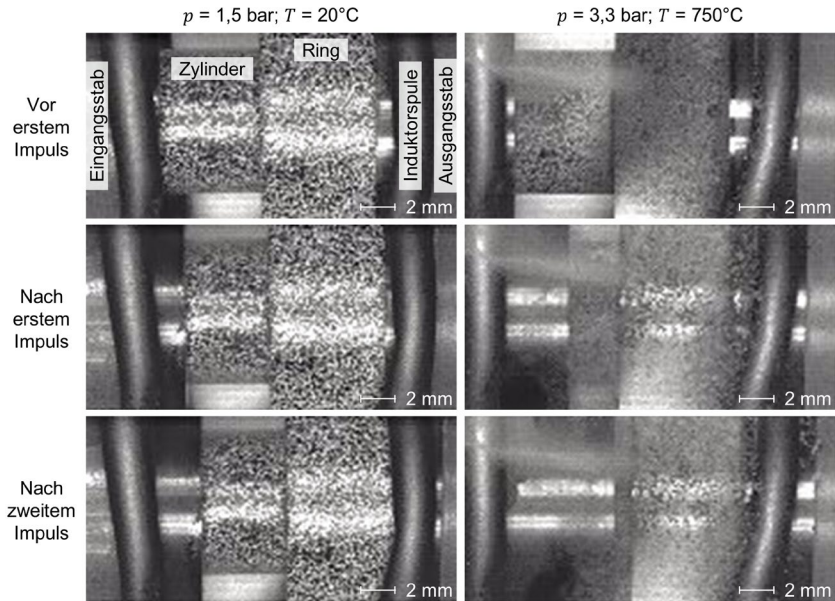
### 6.2.2 Werkstoffschädigung

Wie bei den experimentellen Untersuchungen zur freien Spannbildung festgestellt werden konnte, führt eine zunehmende Lokalisierung der Dehnung bei der Zerspannung der Titanlegierung Ti6Al4V zu einer Abnahme der Tragfähigkeit des Werkstoffs, wodurch die Spannung mit steigender Dehnung sinkt und es zum lokalen Werkstoffversagen kommt [Mel15]. Die Berücksichtigung dieses Werkstoffverhaltens durch Schädigungsmodelle ist bei der Spannbildungssimulation von Ti6Al4V von besonderer Bedeutung. Da das zyklische Werkstoffversagen in der primären Scherzone, welches ursächlich für das periodische Abgleiten einzelner Segmente entlang der Scherebene ist, durch die Modellierung der Werkstoffschädigung berücksichtigt wird, kann durch eine geeignete Schädigungsmodellierung ein lokales Werkstoffversagen und damit die Spansegmentierung vorhergesagt werden. In dieser Arbeit werden zur Parametrierung eines JC-Schädigungsmodells experimentelle Charakterisierungsversuche am Split-Hopkinson-Pressure-Bar (SHPB) durchgeführt. Hierbei kommt eine im Stand der Technik etablierte hutförmige Werkstoffprobengestalt (engl. hat shape geometry) zum Einsatz, bei der eine axiale Belastung zu einer gezielten Scherbeanspruchung führt. Diese Hutproben bestehen aus einem unteren Teil, dem Ring, und einem oberen Teil, dem Zylinder. In simulativen Voruntersuchungen zur Analyse des Scherverhaltens infolge einer Kompressionsbelastung wurde die Probengestalt nach [Lin07] als geeignet identifiziert. Zur Schonung von Ressourcen wurde darüber hinaus die Skalierung der Probenmaße geprüft, wobei eine negative Beeinflussung des Scherverhaltens durch eine Reduzierung der Probenmaße um 20 % ausgeschlossen werden konnte. Die daraus abgeleiteten und im Rahmen dieser Arbeit eingesetzten Proben sind in **Abbildung 6.2** dargestellt. Bei diesen Proben ist der Außendurchmesser des Zylinders geringfügig größer ausgeführt als der Innendurchmesser des Rings, sodass bei der Kompression der Hutprobenkörper am Übergang zwischen Zylinder und Ring eine Scherzone entsteht, die ähnlich zu der Scherzone in der Spanbildungszone ist.



**Abbildung 6.2:** Eingesetzte Hutprobengestalt für die Werkstoffcharakterisierung von Ti6Al4V nach [Lin07]

Eine in der Literatur etablierte Methode zur Charakterisierung des Scherverhaltens beruht auf der Berechnung der Scherspannung, Scherdehnung und Scherdehnrate [And94], bei der die Scherzone der Proben rein rechnerisch auf Basis der geometrischen Maße der Proben im unverformten Zustand bestimmt wird [Bud21]. Da sich die Scherzone jedoch infolge der Scherbelastung verändert, ist die Berechnung unter dieser Annahme ungenau und die Ergebnisse weichen deutlich von der Realität ab. Eine Möglichkeit, die tatsächliche Scherzonenlänge und -breite zu ermitteln, stellt die metallografische Präparation der Proben nach Versuchsdurchführung und anschließende Vermessung der Scherzonen anhand von Mikroskopaufnahmen dar. In den während der Charakterisierungsversuche aufgezeichneten Hochgeschwindigkeitsvideos konnte allerdings beobachtet werden, dass die in Eingangs- und Ausgangsstab reflektierenden Impulswellen dazu führen, dass die Probenkörper mehrfach nachverformt werden (**Abbildung 6.3**).



**Abbildung 6.3:** Nachverformung der Hutprobenkörper im SHPB-Versuch

Die Nachverformung infolge des wiederholt reflektierten Impulses stellt insbesondere bei der Anwendung höherer Temperatur- und Druckstufen eine erhebliche Fehlerquelle bei der Auswertung der Untersuchungsergebnisse dar, da die Berechnungen ausschließlich auf den ersten Impuls bezogen werden. Daher müssen die Scherbänder eben dieser Verformung entsprechen. Eine Möglichkeit, das zu erreichen, besteht in der gezielten Unterbrechung des Verformungsprozesses der Hutproben durch eine konstruktive Anpassung des Versuchsaufbaus [Lin07]. Werden diese Proben anschließend metallografisch präpariert und die Scherzonen manuell vermessen, stellen jedoch die äußerst geringen Scherbandbreiten aufgrund der unzureichenden Wiederholgenauigkeit weiterhin eine erhebliche Fehlerquelle dar.

Daher wurde im Rahmen dieser Arbeit eine innovative hybride Methode entwickelt, die experimentelle SHPB-Versuche mit numerischen Simulationen kombiniert. Während die Ergebnisse der DMS-Messungen der Bestimmung des Werkstoffversagenszeitpunkts dienen, werden die für die Kalibrierung des Schädigungsmodells erforderlichen Zustandsgrößen anhand von Simulationsergebnissen direkt im Scherband zum zuvor bestimmten Zeitpunkt des Werkstoffversagens ermittelt. Dadurch ist eine Berechnung

der Zustandsgrößen auf Basis der SHPB-Versuche obsolet und es kann auf eine metallografische Präparation der Proben und eine anschließende Vermessung des Scherbandes verzichtet werden. Diese Vorgehensweise wird im Folgenden detailliert beschrieben.

Nach Abschluss der Probenfertigung, bei der die Proben im letzten Schritt planparallel geschliffen werden, erfolgt vor der Versuchsdurchführung eine Vermessung der tatsächlichen Probenmaße mithilfe geeigneter Messschrauben. Diese Maße dienen im weiteren Verlauf der Erstellung eines hochgenauen digitalen Modells der Proben. Anschließend werden die Hutproben im SHPB-Versuch experimentell eingesetzt. Der voreingestellte Luftdruck im Druckzylinder wird dabei auf drei Stufen zwischen  $p_L = 1,5 \dots 3,3$  bar variiert, was zu unterschiedlichen Projektilgeschwindigkeiten und damit zu variierenden Intensitäten der eingeleiteten Impulse führt. Zudem erfolgt eine Variation der initialen Probentemperatur auf sechs Stufen zwischen  $T = 20 \dots 750$  °C. Durch eine Kombination dieser Parameter wird ein vollfaktorierter Versuchsplan mit einer Versuchswiederholung je Versuchspunkt erstellt, der zu einer Variation der resultierenden Dehnungen, Dehnraten und Temperaturen führt. Während der SHPB-Versuche werden die elastischen Dehnungen im Eingangs- und Ausgangsstab mithilfe von DMS erfasst sowie die Probendeformation durch eine Hochgeschwindigkeitskamera aufgezeichnet. Die Hochgeschwindigkeitsvideos ermöglichen es, nach der Versuchsdurchführung den Verformungsweg und die Verformungsdauer der Hutproben zu bestimmen.

Anschließend werden Simulationen in *DEFORM* durchgeführt, bei denen die Hutproben als zweidimensionale, rotationssymmetrische Körper implementiert werden, wobei die spezifische Gestalt der vermessenen Proben sowie die initial aufgeprägte Probentemperatur berücksichtigt werden. Als Fließspannungsmodell kommt das JC-Modell zum Einsatz, das auf Basis von am ISF durchgeführten SHPB-Versuchen mit zylindrischen Proben derselben Werkstoffcharge parametrierung wurde (Kapitel 6.2.1). Auf die Implementierung eines Schädigungsmodells wird an dieser Stelle bewusst verzichtet, um eine Beeinflussung der Simulationsergebnisse durch die Reduzierung der Fließspannung oder der Dehnung infolge eines Schädigungskriteriums zu vermeiden. Die in den Randbedingungen der Modelle definierten Deformationsgeschwindigkeiten werden auf Grundlage des anhand der Hochgeschwindigkeitsvideos bestimmten Deformationswegs infolge des ersten Impulses sowie der für diese Deformation benötigten Zeit berechnet. Als Abbruchkriterium der Simulation dient die Verschiebung der Matrizen, sobald der Deformationsweg erreicht ist, bei dem im Experiment das Werkstoffversagen eingetreten ist.

Nach Abschluss der experimentellen und simulativen Charakterisierungsversuche werden die elastischen Dehnungen im Eingangs- und Ausgangsstab sowie die Simulationsergebnisse ausgewertet. Dabei wird zunächst anhand der elastischen Dehnung im Eingangsstab für jeden Versuch der Zeitpunkt des Werkstoffversagens bestimmt, also der abrupte Abfall des ersten reflektierten Impulses. Anschließend werden die Simulationsergebnisse ausgewertet, wobei die Dehnung, die Dehnrates, die Triaxialität und die Temperatur zum anhand des DMS-Messschriebs ermittelten Zeitpunkt des Werkstoffversagens an einem Punkt in der Mitte des Scherbands ausgewertet werden. Wird dieses Vorgehen für alle Versuchspunkte angewendet, entsteht ein Datensatz, der alle Variablen des Schädigungsmodells nach *Johnson und Cook* (JC-Damage; Formel (22)) füllt und der dazu genutzt werden kann, das Schädigungsmodell in Abhängigkeit von Dehnrates, Triaxialität und Temperatur zu kalibrieren.

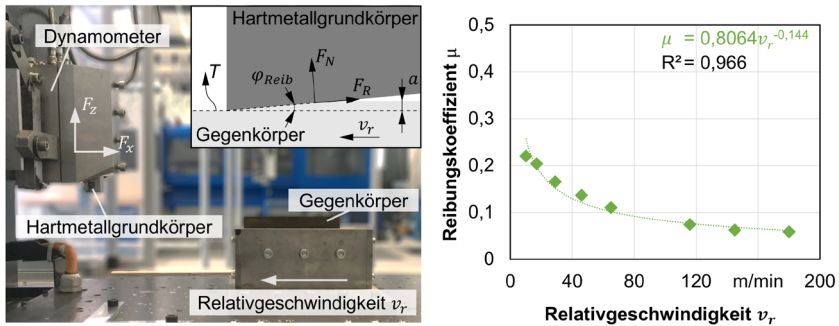
Darüber hinaus werden auch die SHPB-Zylinderstauchversuche für die Kalibrierung der Schädigungsmodelle ausgewertet. Dies ist möglich, da anhand der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen festgestellt wurde, dass ein Großteil der Werkstoffzylinder während des Stauchversuches keiner homogenen Formänderung unterliegt. Vielmehr bauchen diese infolge der axialen Deformation zunächst aus und brechen anschließend im 45°-Winkel zur Stauchachse. Die Auswertung der Versuche erfolgt analog zur Auswertung der Hutproben, wobei zunächst anhand des ersten reflektierten Impulses im Eingangsstab der Zeitpunkt des Bruchs bestimmt wird. Die Bruchdehnung wird dann über die für Zylinderproben bekannten Formeln berechnet. Anschließend werden die Zylinderstauchversuche in die Simulationsumgebung der Software *DEFORM* übertragen und die Simulationsergebnisse hinsichtlich der Dehnrates, der Triaxialität und der Temperatur jeweils in der Mitte des sich ausbildenden Scherbandes ausgewertet. Da Stauchversuche infolge der Druckbeaufschlagung zur negativen Triaxialität führen, wurden zudem Zugversuche bei der Fa. *Element Materials Technology Hamburg GmbH* durchgeführt, um das Werkstoffverhalten für positive Triaxialitäten zu charakterisieren. Diese Versuche wurden analog zu dem oben beschriebenen Vorgehen ausgewertet und die Ergebnisse zur Kalibrierung der Koeffizienten des JC-Damage-Modells miteinbezogen. Diese Kalibrierung erfolgt abschließend mithilfe des evolutionären Fitting-Algorithmus in der Software *MATLAB R2023a*. Für die Referenzdehnrates wird dabei ein Wert von  $\dot{\epsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$  ankommen, da die Koeffizienten nicht auf Basis von Parametern gefittet werden, bei denen die Dehnrates vorgegeben ist (wie beispielsweise bei quasi-statischen Versuchen), sondern anhand eines dehnratesabhängigen Parametersatzes, wodurch die Referenzdehnrates vernachlässigt werden kann. Die Ergebnisse dieses Fittings sind die im Rahmen dieser Arbeit verwendete Koeffizienten des JC-Damage-Modells (**Tabelle 10**).

**Tabelle 10:** Koeffizienten des JC-Damage-Modells

Parameter	$D_1$	$D_2$	$D_3$	$D_4$	$D_5$
Ti6Al4V	0,001	0,140889	-0,25934	-0,001	0,996942
51CrV4 nach [Tifl8]	0,55	3,20	2,35	-0,009	3,40

### 6.3 Reibungscharakterisierung und -modellierung

Zur experimentellen Charakterisierung des Reibungsverhaltens unter zerspanungsähnlichen Bedingungen wird auf dem Orthogonalschnittversuchsstand der *Heinz Berger Maschinenfabrik GmbH* ein Sondertribometer verwendet, das in **Abbildung 6.4** dargestellt ist. Bei diesem wird das Werkstück, im Folgenden als Gegenkörper bezeichnet, analog zu den Untersuchungen zum orthogonalen Schnitt, in einem auf dem Maschinentisch montierten Halter fixiert. In dem an der Traverse befestigten Kraftmessdynamometer wird ein Grundkörperhalter mit einem um  $\varphi_{Reib} = 5^\circ$  zur Relativgeschwindigkeitsrichtung geneigten, unbeschichteten Grundkörper aus Hartmetall eingespannt. Dabei besteht der Grundkörper aus demselben Hartmetall wie die Werkzeuge, die bei den experimentellen Untersuchungen der freien Spanbildung eingesetzt wurden. Anschließend wird der Grundkörper um einen definierten Wert  $a$  gegenüber dem Gegenkörper zugestellt, während dieser durch die Bewegung des Maschinentisches eine Relativbewegung ausführt.



#### Reibungscharakterisierung und -modellierung

Gegenkörperwerkstoff:	Ti6Al4V	Neigungswinkel:	$\varphi_{Reib} = 5^\circ$
Grundkörperwerkstoff:	Hartmetall K40 UF	Zustellung:	$a = 0,15 \text{ mm}$

**Abbildung 6.4:** Versuchsaufbau zur Reibungscharakterisierung und Reibungsmodellierung

Durch die Relativbewegung zwischen Gegenkörper und Hartmetallgrundkörper kommt es zu einem Kontakt der beiden Reibpartner, wobei kein Span entsteht, sondern der

Gegenkörper unter hohem Druck an der Kontaktfläche mit dem Grundkörper entlangleitet. Mithilfe der währenddessen aufgezeichneten mechanischen Belastungen ( $F_x$  und  $F_z$ ) und der geometrischen Zusammenhänge im Reibkontakt ist es möglich, die Belastungen in Normal- und Reibrichtung zu berechnen:

$$F_N = F_x \sin(\varphi_{Reib}) + F_z \cos(\varphi_{Reib}) \quad (38)$$

$$F_R = F_x \cos(\varphi_{Reib}) - F_z \sin(\varphi_{Reib}) \quad (39)$$

Unter Variation der Relativgeschwindigkeit kann der Reibungskoeffizient für jeden Einzelversuch auf Grundlage der Normal- und Reibkraft berechnet und durch eine Potenzfunktion als relativgeschwindigkeitsabhängiges Reibungskoeffizientenmodell nach Coulomb abgebildet werden (**Abbildung 6.4**).

#### 6.4 Modellierung der begrenzten Spanbildung

Zur Simulation der begrenzten Spanbildung wird neben dem Werkstück und dem Werkzeug der Constraint als weiteres Objekt in das Spanbildungsmodell integriert. Um durch diesen einerseits eine Unterdrückung der Segmentspanbildung zu erzielen und andererseits eine Erhöhung der mechanischen Werkzeugbelastung so gering wie möglich zu halten, werden der Einfluss der Constraintposition und der Einfluss definiert verrundeter Constraintkantengestalten untersucht. Zur Beschreibung der Constraintkantengestalt eignet sich die Formfaktormethode [Bie18], die üblicherweise im Kontext der Schneidkantenverrundung Anwendung findet. Übertragen auf die definierte Verrundung der Constraintkante erfolgt die Beschreibung der Constraintkantengestalt wie in **Abbildung 6.5** dargestellt durch die Parameter: Strecke an der Constraintfreifläche  $S_\alpha$ , Profilabflachung  $S_\beta$ , Strecke an der Constraintspanfläche  $S_\gamma$  und Scheitelwinkel  $\varphi$ . Dabei beschreiben die Strecken  $S_\alpha$  und  $S_\gamma$  jeweils den Abstand zwischen dem Ablösungspunkt der tatsächlichen Constraintkantenverrundung an der Constraintfreifläche ( $P_1$ ) und Constraintspanfläche ( $P_3$ ) und der ideal spitzen Constraintkante ( $P_0$ ). Die Profilabflachung  $S_\beta$  stellt den kürzeste Abstand zwischen der tatsächlichen und der ideal scharfen Constraintkante dar, wobei der Scheitelwinkel  $\varphi$  die Verschiebung zur symmetrischen Verrundung beschreibt. Die Position des Constraints wird über den kürzesten Abstand zwischen Constraint und Werkzeug ( $a$ ) sowie den kürzesten Abstand zwischen Constraint und freier Werkstückoberfläche ( $b$ ) beschrieben.

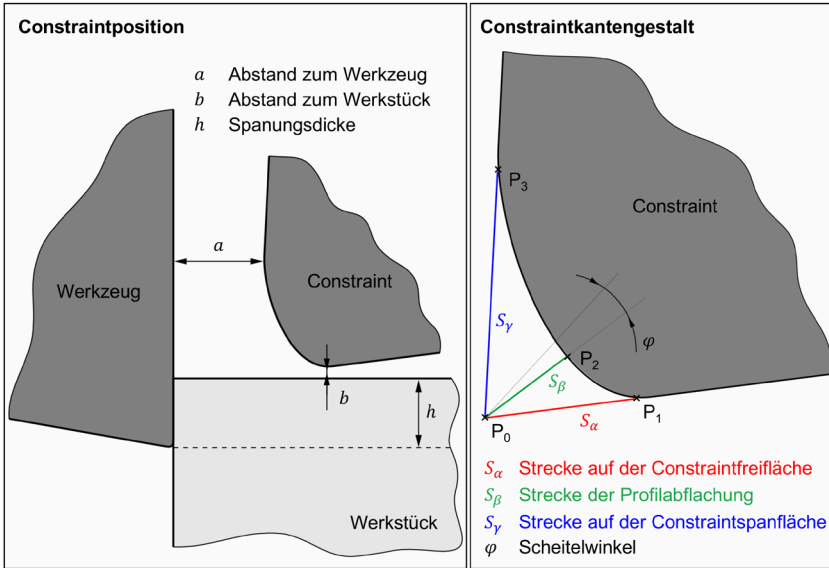
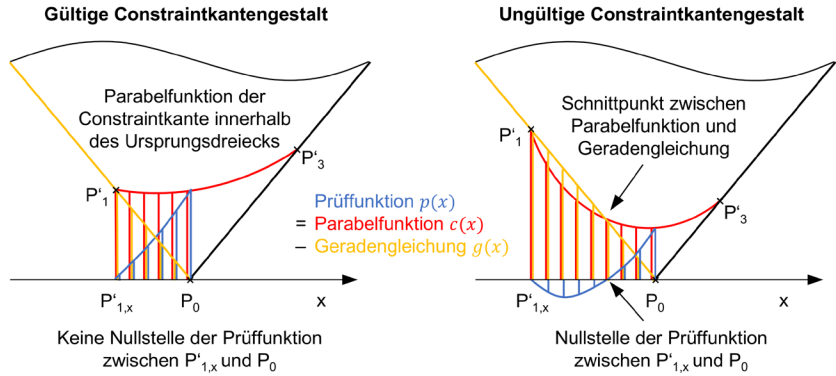


Abbildung 6.5: Beschreibung der Constraintposition und der Constraintkantengestalt

### 6.4.1 Randomisierte Generierung der Constraintkantengestalt

Die Entwicklung einer geeigneten Constraintkantengestalt unterliegt gewissen Grenzen, zwischen denen es jedoch nahezu unendlich viele Möglichkeiten der Gestaltung gibt. Um den potenziellen Versuchsraum effizient zu füllen, soll die Generierung verschiedener Constraintkantengestalten randomisiert erfolgen. Dies erfolgt durch eine Variation der Constraintkantenparameter unter Festlegung von Ober- und Untergrenzen. Hierzu wurde in der Software *MATLAB* eine Matrix erzeugt, die Einträge nach dem Latin-Hypercube-Sampling (LHS) enthält. Dabei ist sicherzustellen, dass keine Parabeln entstehen, die für die Abbildung von Constraintkantengestalten ungültig sind. Dies ist z. B. der Fall, wenn die verrundete Kante konkav ist ( $S_\beta > S_\alpha \wedge S_\gamma$ ) oder über das ursprüngliche Dreieck der ideal scharfen Constraintkante herausragt. Aus diesem Grund muss die Gültigkeit jeder generierten Gestalt gemäß **Abbildung 6.6** geprüft werden. Dies erfolgt anhand einer Prüffunktion  $p(x)$ , die sich aus der Differenz zwischen der Parabelfunktion der Constraintkante  $c(x)$  und der Geradengleichung der ideal scharfen Constraintkante  $g(x)$  ergibt. die außer an den Schnittpunkten mit den Cons-

traintkanten keine weitere Nullstelle aufweisen darf. Sind die gültigen Gestalten gefunden, wird die jeweilige Parabelfunktion mit einzelnen Punkten in Abhängigkeit der Kurvenlänge interpoliert und in *DEFORM* implementiert.



**Abbildung 6.6:** Prüfung auf Gültigkeit der Constraintkantengestalt

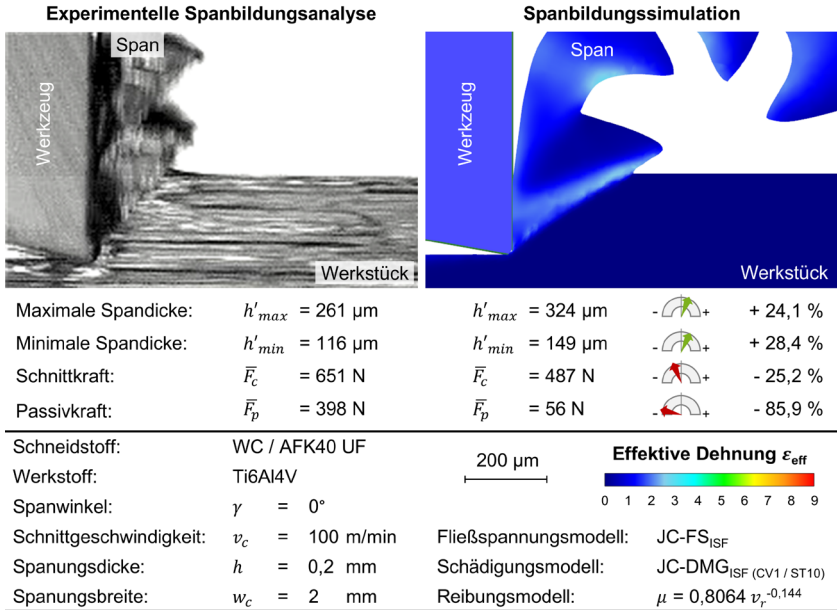


## 7 Spanbildungssimulation der freien Spanbildung im orthogonalen Schnitt

Zur Unterdrückung der Spansegmentierung durch Begrenzung des Spanraums soll im Rahmen dieser Arbeit eine simulationsbasierte Auslegung der Constraintkantengestalt sowie der Positionierung des Constraints erfolgen. Damit die Spanbildungssimulation dafür genutzt werden kann, ist es jedoch notwendig, dass das verwendete Spanbildungsmodell die freie Spanbildung realitätsnah vorhersagt. Wie bereits aufgezeigt werden konnte, sind die verwendeten Teilmodelle zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens ein wesentlicher Faktor für die Vorhersagegüte von Spanbildungssimulationen (Kapitel 2.3.3). Daher werden in diesem Kapitel die Simulationsergebnisse der verschiedenen Modelle aus Kapitel 6 miteinander verglichen und anhand von experimentellen Messergebnissen validiert.

### 7.1 Simulation der freien Spanbildung von Ti6Al4V

Im Folgenden werden die Ergebnisse der zweidimensionalen Spanbildungssimulation *DEFORM 2D/3D v14.0* der *Scientific Forming Technologies Corporation* für die freie Spanbildung von Ti6Al4V im orthogonalen Schnitt vorgestellt. Dabei wird mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min und  $h = 0,2$  mm der zentrale Versuchspunkt aus den experimentellen Untersuchungen ausgewählt. Bei dem verwendeten Fließspannungsmodell handelt es sich um das anhand der experimentellen Charakterisierungsversuche an derselben Werkstoffcharge parametrisierte JC-Fließspannungsmodell (Kapitel 6.2.1). Ebenso wird das in Kapitel 6.2.2 kalibrierte JC-Schädigungsmodell verwendet, bei dem der kritische Wert für den Eintritt des Schädigungskriteriums (Formel (21)) zunächst auf dem standardmäßig vorgesehenen Wert von  $D = 1$  belassen wird. Sobald dieser Wert erreicht wird, reduziert sich im Modell die Fließspannung infolge der eintretenden Schädigung auf 10 % ihres ursprünglichen Wertes, was ebenfalls dem in *DEFORM* voreingestellten Standardwert entspricht. Auch das verwendete Reibungsmodell basiert auf den experimentellen Charakterisierungsergebnissen aus Kapitel 6.3 und wird als Modell nach Coulomb mit relativgeschwindigkeitsabhängigem Reibungskoeffizienten implementiert. **Abbildung 7.1** zeigt eine Gegenüberstellung der Spanbildungssimulation mit der experimentellen Referenz.

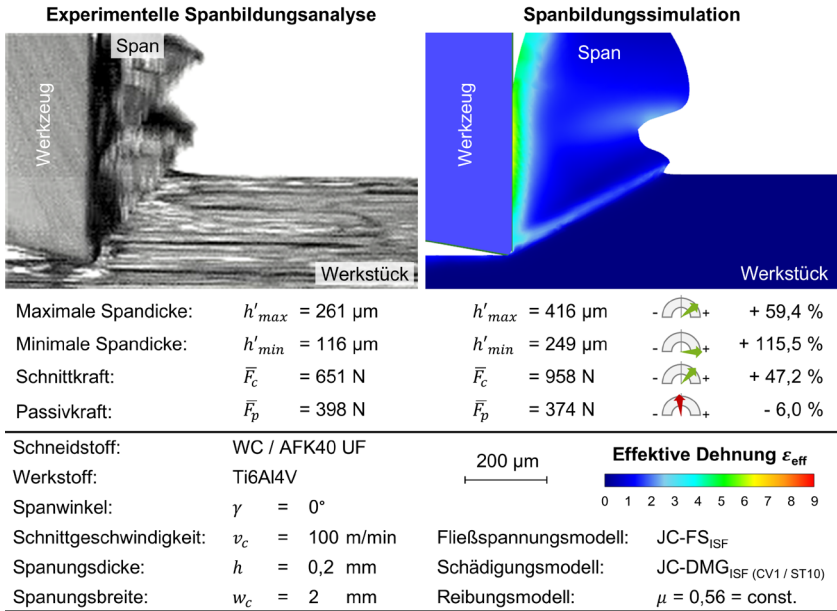


**Abbildung 7.1:** Ergebnisgegenüberstellung der Spanbildungssimulation und der experimentellen Untersuchung von Ti6Al4V

Die Ergebnisse der Spanbildungssimulation mit der Modellparametrierung auf Basis der Werkstoffcharakterisierungsversuche ermöglicht eine realitätsnahe Vorhersage der Spansegmentierung. Sowohl die qualitative Spanmorphologie mit der charakteristischen Segmentierung als auch die lokal auftretenden Dehnungsmaxima entlang der primären Scherzone werden durch die Simulation sinnvoll vorhergesagt. Ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit den experimentellen Daten der Spanbildungsanalyse zeigt jedoch Abweichungen hinsichtlich der Spanmorphologie. So werden die maximale Spandicke um + 24,1 % und die minimale Spandicke um + 28,4 % überschätzt, wie dies auch häufig in der Literatur zu beobachten ist [Chi18]. In einer ähnlichen Größenordnung liegt die Abweichung der Schnittkraft, deren arithmetischer Mittelwert  $\bar{F}_c = 487 \text{ N}$  beträgt, womit der experimentell gemessene Mittelwert um - 25,2 % unterschätzt wird. Die größte Abweichung zeigt sich jedoch bei der Passivkraft, die mit - 85,9 % signifikant unterschätzt wird. Der vorhergesagte arithmetische Mittelwert beträgt lediglich  $\bar{F}_p = 56 \text{ N}$ . Auch in der Literatur konnte eine Unterschätzung der Passivkraft infolge einer fehlerhaften Beschreibung des Werkzeug-Werkstück-Kontakts fest-

gestellt werden [Che19]. Da die Passivkraft im orthogonalen Schnitt mit einem Spanwinkel von  $\gamma = 0^\circ$  primär von der Reibung zwischen der Spanfläche des Werkzeugs und der Unterseite des entstehenden Spans bestimmt wird, kann dieser Werkstück-Werkzeug-Kontakt größtenteils auf das Reibungsmodell und somit auf eine Unterschätzung der Reibkraft zurückgeführt werden. Ein weiteres Indiz dafür, dass die berechnete Spanflächenreibung zu gering ist, zeigt sich in der ausgeprägten Spankrümmung, die in der Simulation beobachtet wird. Ein reduzierter Reibwiderstand an der Spanfläche führt zu einer erhöhten Spanablaufgeschwindigkeit im Kontaktbereich zwischen Werkzeug und Span, wodurch eine verstärkte Krümmung des Spans begünstigt wird. Die verstärkte Krümmung führt wiederum zu einer Verkürzung der Kontaktlänge und damit zu einer Reduzierung der Kontaktfläche zwischen Span und Werkzeug. In Kombination mit der ohnehin zu niedrig berechneten Spanflächenreibung wird die resultierende Reibkraft weiter unterschätzt, was die Unterschätzung der Passivkraft zusätzlich verstärkt.

Um diese Abweichungen zu korrigieren und eine realitätsnähere Berechnung der mechanischen Wechselwirkungen zu erreichen, erfolgt im nächsten Schritt eine Anpassung des Reibungsmodells. Dazu wird ein Reibungsmodell nach Coulomb mit einem konstanten Reibungskoeffizient von  $\mu = 0,56$  angenommen. Dieser Wert wird auf Basis der Ergebnisse vorheriger Untersuchungen zur Spanbildungssimulation von Ti6Al4V gewählt, in denen nachgewiesen werden konnte, dass er zu einem geringeren durchschnittlichen Fehler bei der Vorhersage der mechanischen Werkzeugbelastungen führt [Afr21]. Die Ergebnisse der Spanbildungssimulation mit dem angepassten Reibungsmodell sind in **Abbildung 7.2** dargestellt und den Ergebnissen der experimentellen Untersuchung gegenübergestellt.

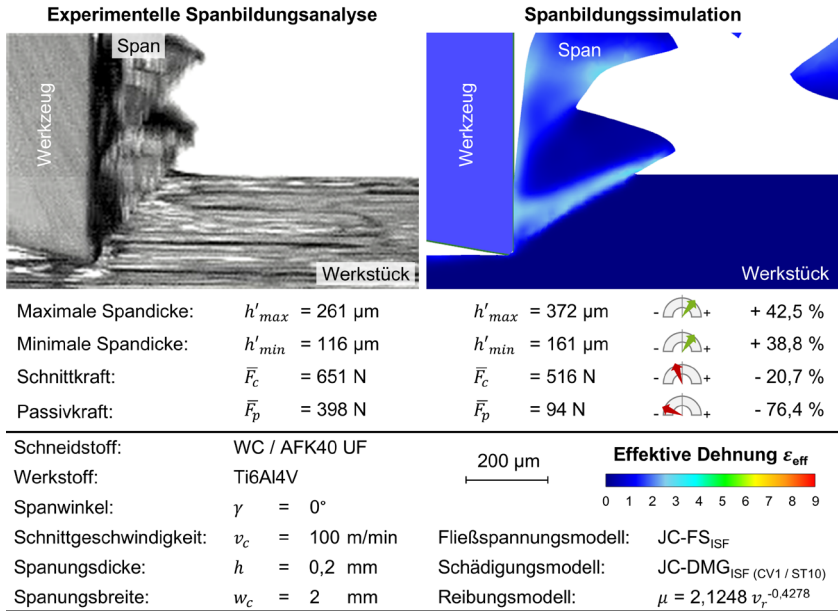


**Abbildung 7.2:** Ergebnisgegenüberstellung der Spanbildungssimulation mit konstantem Reibungskoeffizient und der experimentellen Untersuchung von Ti6Al4V

Anhand der Simulationsergebnisse kann der erwartete Einfluss des konstanten Reibungskoeffizienten auf die Vorhersage der Passivkraft bestätigt werden. Auch kommt es infolge der höheren Reibung zu einer geringeren Spankrümmung, wodurch die Kontaktlänge zwischen Werkzeug und Span vergrößert wird. In Kombination führt dies dazu, dass die zuvor erhebliche Unterschätzung der Passivkraft nun auf - 6 % reduziert wird und die Simulation somit eine deutlich verbesserte Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen erzielt. Allerdings führt die erhöhte Reibung gleichzeitig zu einer deutlichen Zunahme aller betrachteten Größen. Während die Schnittkraft zuvor unterschätzt wurde, wird sie nun mit + 47,2 % signifikant überschätzt. Ein ähnlicher Einfluss lässt sich bei der maximalen Spandicke erkennen, die nun um + 59,4 % überschätzt wird. Besonders gravierend ist jedoch die Überschätzung der minimalen Spandicke, die mit + 115,5 % mehr als doppelt so hoch ausfällt wie im Experiment. Dies lässt sich vor allem auf eine grundlegende Veränderung der Spanmorphologie zurückführen, die in der Simulation nun nicht mehr der tatsächlichen Segmentierungscharakteristik entspricht.

Ein möglicher Erklärungsansatz für diese veränderte Spanmorphologie ergibt sich aus der durch die hohe Reibung verursachten intensiven plastischen Deformation im Bereich der Spanfläche. Durch die erhöhte Reibung entstehen lokal besonders hohe Dehnungen, die in der Simulation dazu führen, dass das Schädigungsmodell ein Werkstoffversagen an gegenüber der Realität abweichender Stelle vorhersagt. Da das Modell die Schädigung als dehnungsabhängig beschreibt, resultiert dies in einer nicht repräsentativen Spanmorphologie, die sich unmittelbar auf die vorhergesagten mechanischen Werkzeugbelastungen auswirkt.

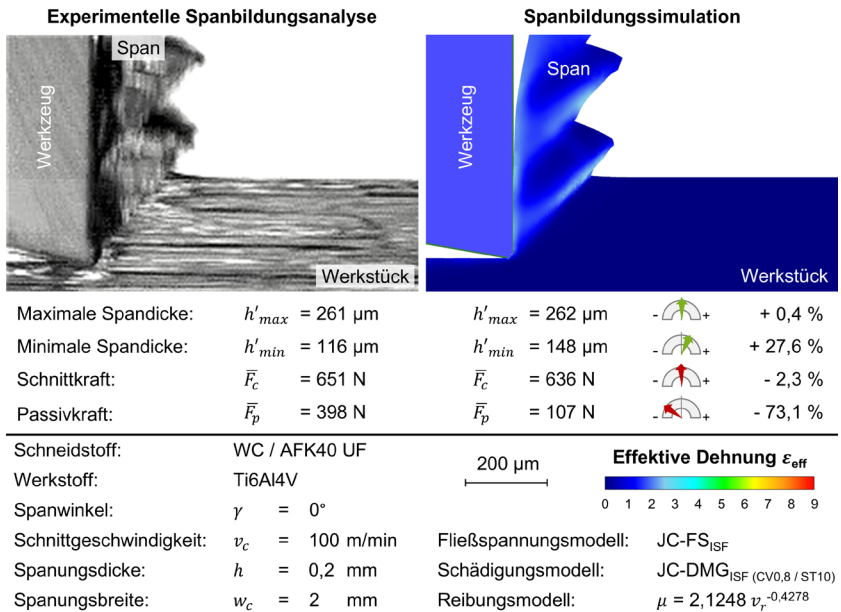
Die Vorhersage der Spansegmentierung bei der vorherigen Verwendung eines Reibungsmodells mit relativgeschwindigkeitsabhängigem Reibungskoeffizienten war hingegen erfolgreich. Daher wird im Folgenden erneut ein Coulomb-Reibungsmodell gewählt, das auf Basis der experimentellen Reibungscharakterisierung parametrisiert wurde. Um einer möglichen Unterschätzung der berechneten mechanischen Werkzeugbelastungen entgegenzuwirken, werden für dieses Modell die Koeffizienten jedoch nicht auf Basis einer Ausgleichsfunktion durch die Messwerte bestimmt. Stattdessen erfolgt die Ermittlung der Modellparameter gezielt mithilfe eines Curve Fittings in *MATLAB*. Der dabei eingesetzte Fitting-Algorithmus verfolgt das Ziel, eine möglichst hohe Übereinstimmung der Reibungskurve mit den experimentellen Daten zu erreichen. Dabei werden jedoch nicht nur die tatsächlich erfassten Messpunkte berücksichtigt, sondern auch Bereiche außerhalb des experimentell untersuchten Relativgeschwindigkeitsbereichs möglichst genau angenähert. Da der Reibungskoeffizient für sehr geringe Relativgeschwindigkeiten gegen 1 konvergiert, führt dieser Optimierungsansatz jedoch zu einer systematischen Abweichung. Um die Reibungskurve auch über die Ränder der Messwerte hinaus möglichst präzise abzubilden, passt der Algorithmus die Funktion so an, dass sie im Bereich der experimentellen Messwerte oberhalb der realen Werte liegt. Infolgedessen fällt die berechnete Reibung insgesamt höher aus, als es die experimentell ermittelten Messpunkte eigentlich vorgeben würden. Das Ergebnis dieser Spanbildungssimulation kann der nachfolgenden **Abbildung 7.3** entnommen werden.



**Abbildung 7.3:** Ergebnisgegenüberstellung der Spanbildungssimulation mit angepasstem Reibkoeffizienten und der experimentellen Untersuchung von Ti6Al4V

Durch die Verwendung des relativgeschwindigkeitsabhängigen Reibungsmodells mit erhöhten Reibkoeffizienten kann eine Vorhersage der Segmentspanbildung wieder erfolgreich erzielt werden. Beim Vergleich der Simulationsergebnisse mit den vorherigen Berechnungen, bei denen die Reibkoeffizienten über eine Ausgleichsfunktion bestimmt wurden, zeigt sich eine Erhöhung sowohl der Schnittkraft als auch der Passivkraft. Dennoch bleibt die Unterschätzung der Kräfte, insbesondere der Passivkraft mit - 76,4 %, weiterhin signifikant. Ähnlich wie zuvor führt die Erhöhung der berechneten Reibwerte zu einer verstärkten Spankrümmung sowie zu einer Zunahme der maximalen und minimalen Spandicke, die nun um + 42,5 % bzw. + 38,8 % über den experimentellen Werten liegen. Trotz dieser Abweichungen lässt sich anhand der Spanmorphologie erkennen, dass die Wahl eines relativgeschwindigkeitsabhängigen Reibungsmodells im vorliegenden Fall grundsätzlich sinnvoll ist, da nun wieder eine Spansegmentierung vorhergesagt wird. Zudem belegen die Ergebnisse, dass eine Erhöhung der Reibungswerte prinzipiell zu einer Verbesserung der Vorhersagegüte der mechanischen Werkzeugbelastungen führt. Daher wird im Folgenden die Verwendung dieses Reibungs-

dells beibehalten und insbesondere zur Verbesserung der Vorhersage der Spanmorphologie das verwendete Schädigungsmodell gezielt angepasst. Während die Koeffizienten des Modells unverändert bleiben, wird der kritische Wert zum Eintritt des Schädigungskriteriums auf 0,8 herabgesetzt. Dies soll bewirken, dass das Werkstoffversagen früher eintritt, wodurch die maximale Spandicke reduziert werden soll. Die Fließspannung infolge eintretender Schädigung bleibt weiterhin bei 10 % ihres ursprünglichen Wertes. Die Ergebnisse dieser Spanbildungssimulation sind in **Abbildung 7.4** dargestellt.

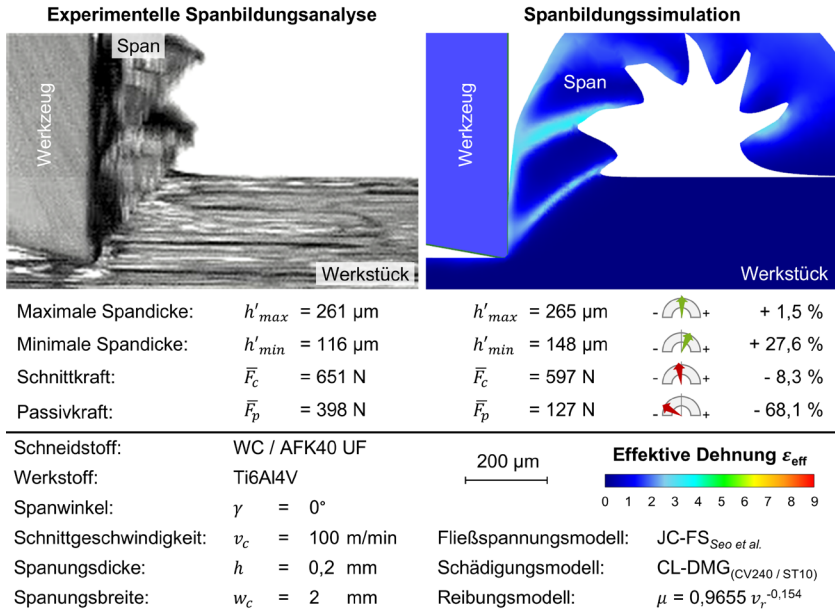


**Abbildung 7.4:** Ergebnisgegenüberstellung der Spanbildungssimulation mit angepasstem Schädigungsmodell und der experimentellen Untersuchung von Ti6Al4V

Die Ergebnisse der Spanbildungssimulation zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Untersuchungen hinsichtlich der maximalen Spandicke sowie der Schnittkraft. Während die maximale Spandicke in der Simulation mit einer geringen Überschätzung von +0,4 % nahezu exakt vorhergesagt wird, liegt die Schnittkraft mit einer Unterschätzung von lediglich -2,3 % ebenfalls sehr nah an dem experimentell gemessenen Mittelwert. Dies deutet darauf hin, dass das plastische Werkstoffverhalten in der Simulation realitätsnah abgebildet wird. Deutlich größere Abweichungen zeigen sich hingegen bei der minimalen Spandicke, die mit einer Differenz von +27,6 % gegenüber dem Experiment überschätzt wird. Besonders hervorzuheben ist jedoch die

weiterhin starke Unterschätzung der Passivkraft, die in der Simulation um - 73,1 % geringer vorhergesagt wird als in den experimentellen Untersuchungen gemessen. Dennoch stellt dieses Ergebnis im Vergleich zu den vorherigen Simulationen, bei denen eine erfolgreiche Abbildung der Segmentspanbildung erreicht wurde, die bislang beste Näherung dar. Dies gilt insbesondere für die Spanmorphologie, die im Rahmen dieser Arbeit von entscheidender Bedeutung ist. Ein möglicher Erklärungsansatz für die verbleibenden Abweichungen ist, dass die Anpassung des kritischen Wertes im Schädigungsmodell zwar zu einer reduzierten Spankrümmung geführt hat, die tatsächliche Kontaktlänge zwischen der Spanfläche und dem Span aber weiterhin unterschätzt wird, was zur Vorhersage einer zu geringen Passivkraft führt.

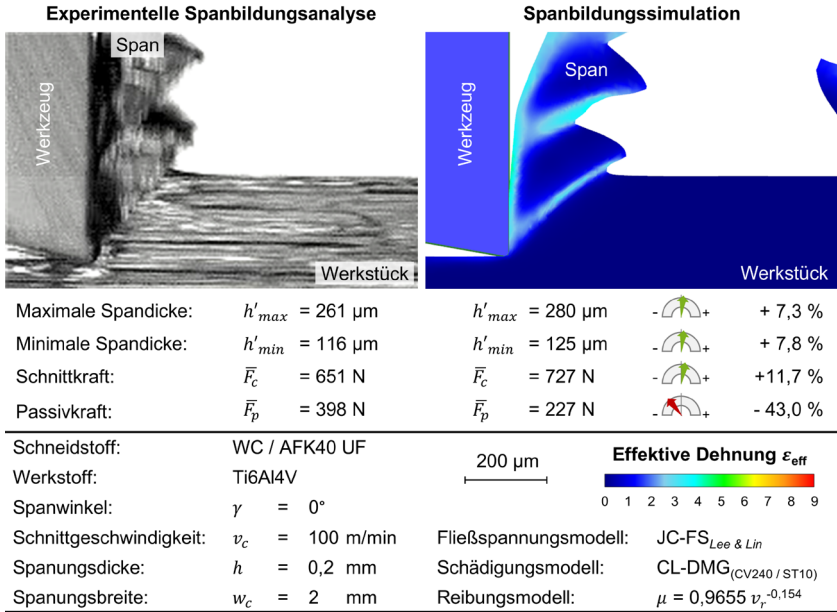
Abschließend wird das entwickelte Modell mit bestehenden Literaturmodellen verglichen. Dazu wurden bewusst zwei Modelle ausgewählt, die in den Voruntersuchungen bereits eine erfolgreiche Abbildung der Segmentspanbildung ermöglicht haben. **Abbildung 7.5** zeigt die Ergebnisse der Simulation unter Verwendung des Fließspannungsmodells nach *Seo et al.* [Seo05]. Da es sich hier um ein Literaturmodell handelt, wurde bei diesem bewusst das häufig in der Literatur verwendete spannungsabhängige Schädigungsmodell nach *Cockcroft* und *Latham* verwendet [Coc68]. Der kritische Wert zur Erfüllung des Schädigungskriteriums sowie der prozentuale Anteil zur Reduzierung der Fließspannung werden dabei auf den in der Software *DEFORM* voreingestellten Werten für Ti6Al4V belassen. Beim verwendeten Reibungsmodell handelt es sich weiterhin um ein Reibungsmodell nach Coulomb mit einem relativgeschwindigkeitsabhängigen Reibungskoeffizienten.



**Abbildung 7.5:** Ergebnisgegenüberstellung der Spanbildungssimulation mit JC-Fließspannungsmodell nach [Seo05] und der experimentellen Untersuchung von Ti6Al4V

Der Vergleich mit den Simulationsergebnissen unter Verwendung der eigens parametrisierten Modelle zeigt eine geringfügig schlechtere, aber dennoch hinreichend genaue Vorhersage der maximalen Spandicke sowie der Schnittkraft. Während die maximale Spandicke um + 1,5 % überschätzt wird, unterschätzt die Simulation die Schnittkraft um - 8,3 %. Bei der minimalen Spandicke zeigt sich trotz einer stärkeren Spankrümmung eine Übereinstimmung der Vorhersage (vgl. **Abbildung 7.4**), die mit einer Überschätzung des experimentellen Messwertes von + 27,6 % einhergeht. Die stärkere Spankrümmung ist auf einen höheren Reibungskoeffizienten zurückzuführen. Zwar wird weiterhin ein relativgeschwindigkeitsabhängiges Reibungskoeffizienten-Modell nach Coulomb verwendet, jedoch erfolgte die Parametrierung auf Basis experimenteller Charakterisierungsuntersuchungen einer anderen Werkstoffcharge. Die absolute Abweichung der simulierten Passivkraft gegenüber den experimentellen Messwerten ist aufgrund der mit einer stärkeren Spankrümmung einhergehenden Verringerung der Kontaktlänge mit + 68,1 % jedoch weiterhin signifikant. Abschließend erfolgt der Abgleich mit einem weiteren Literaturmodell. Bei dem in **Abbildung 7.6** dargestellten Ergebnis kommt ein durch Lee und Lin [Lee98b] parametrisiertes Fließspannungsmodell

zum Einsatz. Die übrigen Modelle und Parameter werden gegenüber **Abbildung 7.5** nicht verändert.



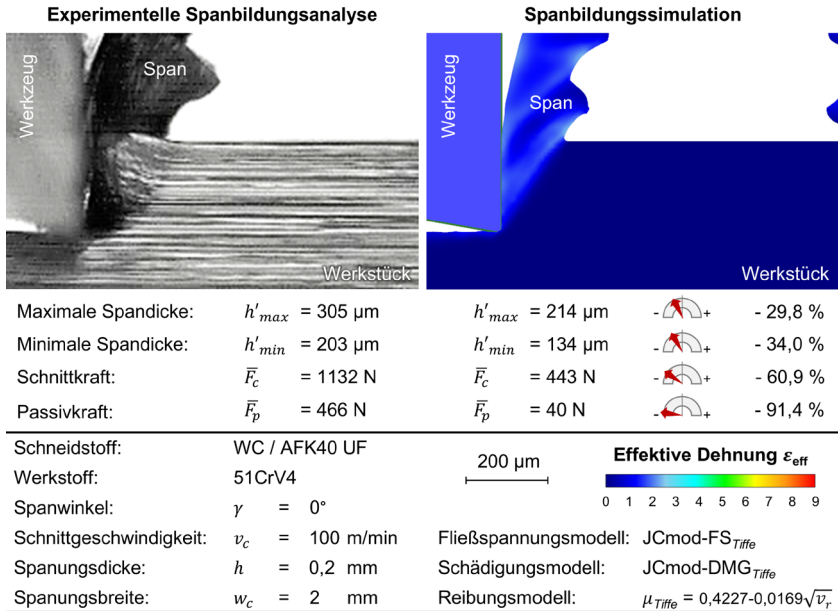
**Abbildung 7.6:** Ergebnisgegenüberstellung der Spanbildungssimulation mit JC-Fließspannungsmodell nach [Lee98b] und der experimentellen Untersuchung von Ti6Al4V

Bei der Spanbildungssimulation auf Basis dieser Modellkombination weisen die Mittelwerte der minimalen und maximalen Spandicke mit einer Überschätzung von lediglich + 7,8 % bzw. + 7,3 % eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Werten auf. Auch die Schnittkraft wird mit einer geringen Überschätzung von + 11,7 % hinreichend genau vorhergesagt. Obwohl die Passivkraft weiterhin stark unterschätzt wird, kann mit einer Abweichung von - 43,0 % eine signifikante Verbesserung gegenüber den bisher untersuchten Modellen erzielt werden. Dies ist insbesondere deshalb bemerkenswert, weil auch in diesem Modell eine starke Spankrümmung beobachtet wurde, die infolge der geringeren Kontaktlänge üblicherweise eine größere Abweichung bei der Passivkraft hätte erwarten lassen.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die Parametrierung der Fließspannungs-, Schädigungs- und Reibungsmodelle anhand der selbst durchgeführten Charakterisierungsversuche erfolgreich war und eine realitätsnahe Vorhersage der Segmentspanbildung bei der Simulation der freien Spanbildung von Ti6Al4V im orthogonalen Schnitt ermöglicht. Insbesondere die geringen Abweichungen bei der maximalen Spandicke und der Schnittkraft legen prinzipiell eine vielversprechende Grundlage für die simulative Auslegung der Constraints. Allerdings zeigt sich, dass bei Anwendung des nach *Lee* und *Lin* parametrisierten JC-Fließspannungsmodells im Durchschnitt eine höhere Vorhersagegüte erreicht wird. Neben einer sehr guten Vorhersage der Spanmorphologie ist besonders die realitätsnähere Vorhersage der Passivkraft für die spätere Simulation der begrenzten Spanbildung unter Einsatz eines Constraints entscheidend. Daher sollte für die simulative Analyse der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V bevorzugt das Fließspannungsmodell nach *Lee* und *Lin* verwendet werden.

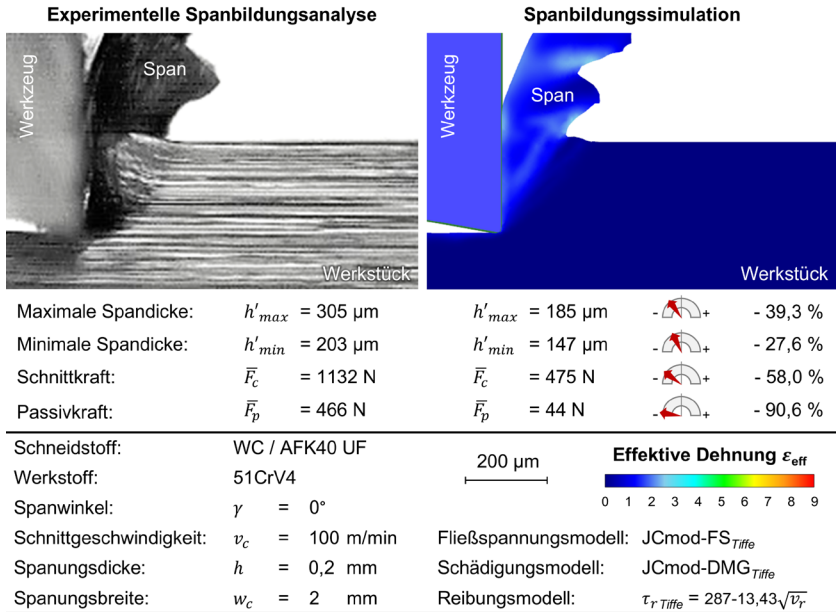
## 7.2 Simulation der freien Spanbildung von 51CrV4

Die Simulation des freien orthogonalen Schnitts der Stahlegierung 51CrV4 wird analog zur Simulation von Ti6Al4V als zweidimensionale Spanbildungssimulation in der Software *DEFORM 2D/3D v14.0* der *Scientific Forming Technologies Corporation* durchgeführt. Dabei werden die Schnittwerte konstant gehalten und die Schnittgeschwindigkeit zu  $v_c = 100$  m/min sowie die Spanungsdicke zu  $h = 0,2$  mm gewählt, da sich bei diesen Schnittwerten bei den experimentellen Untersuchungen zur freien Spanbildung eine Spansegmentierung beobachten ließ. Ebenso wird das Fließspannungsmodell nicht variiert, bei dem es sich um ein modifiziertes Johnson-Cook-Fließspannungsmodell handelt, das das Korngrenzengleiten berücksichtigt. Das Ergebnis der Spanbildungssimulation unter Verwendung eines JC-Schädigungsmodells sowie eines Reibungsmodells nach Coulomb mit relativgeschwindigkeitsabhängigem Reibungskoeffizienten ist in **Abbildung 7.7** dargestellt und dem Ergebnis der experimentellen Untersuchung gegenübergestellt.



**Abbildung 7.7:** Ergebnisgegenüberstellung der Spanbildungssimulation unter Verwendung eines JC-Schädigungsmodells und eines relativgeschwindigkeitsabhängigen Coulomb-Reibungsmodells mit der experimentellen Untersuchung von 51CrV4

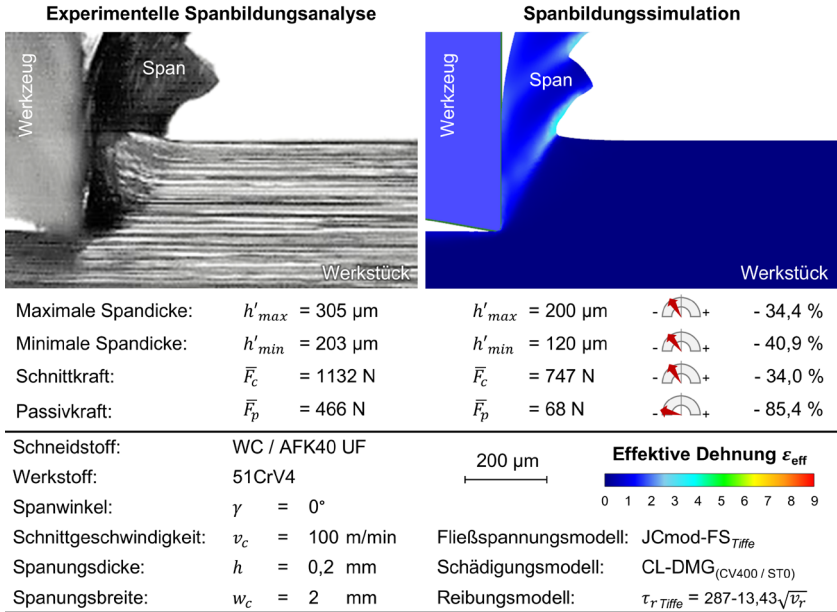
Dabei zeigt sich, dass zwar eine Segmentierung des Spans vorhergesagt werden kann, die simulierten Dimensionen jedoch deutlich von den experimentellen Ergebnissen abweichen. So werden sowohl die maximale Spandicke um - 29,8 % als auch die minimale Spandicke um - 34,0 % unterschätzt. Diese Abweichungen wirken sich unmittelbar auf die vorhergesagte Schnittkraft aus, deren arithmetischer Mittelwert  $\bar{F}_c = 443 \text{ N}$  beträgt und damit die experimentell gemessene Schnittkraft um - 60,9 % unterschätzt. Auch für den arithmetischen Mittelwert der Passivkraft zeigt sich eine deutliche Unterschätzung des experimentell gemessenen Wertes. Dieser beträgt  $\bar{F}_p = 40 \text{ N}$ , was einer Abweichung von - 91,4 % entspricht. Diese signifikante Abweichung der Passivkraft deutet auf eine Unterschätzung der Reibung hin, weswegen anschließend das Reibungsmodell angepasst wurde. Die Ergebnisse der Spanbildungssimulation bei Verwendung eines relativgeschwindigkeitsabhängigen Reibspannungsmodells sind in **Abbildung 7.8** eingesetzt.



**Abbildung 7.8:** Ergebnisgegenüberstellung der Spanbildungssimulation unter Verwendung eines JC-Schädigungsmodells und eines relativgeschwindigkeitsabhängigen Reibspannungsmodells mit der experimentellen Untersuchung von 51CrV4

Infolge der Anpassung des Reibungsmodells zeigt sich bei Verwendung des Reibspannungsmodells für die Passivkraft eine Erhöhung um + 10 % gegenüber des Coulomb-Reibungsmodells auf  $\bar{F}_p = 44 \text{ N}$ , die auf eine Erhöhung der vorgeschagten Reibwerte hindeutet. Jedoch unterschätzt die Simulation damit die experimentelle Referenz weiterhin signifikant um - 90,6 %. Auch für die Schnittkraft zeigt sich durch das angepasste Reibungsmodell eine Erhöhung um + 7,2 %, die allerdings ebenfalls nur einen geringen Einfluss auf die Verbesserung der Vorsagegüte hat, das um - 58 % unterschätzt wird. Die infolge der Reibungserhöhung verlangsamte Relativgeschwindigkeit zwischen dem entstehenden Span und der Spanfläche des Werkzeugs hat auch einen Einfluss auf die Spansegmentierung. Während sich für die minimale Spandicke eine Erhöhung um + 9,7 % zeigt, wodurch die Abweichung auf -27,6 % verringert werden kann, verringert sich die maximale Spandicke um - 13,6 %, was zu einer Erhöhung der Abweichung auf - 39,3 % führt. Wenngleich die mechanischen Werkzeugbelastungen weiterhin signifikant unterschätzt werden, so zeigt sich tendenziell ein positiver Einfluss durch das verwendete Reibungsmodell. Daher findet dieses weiter Anwendung und zur Beeinflus-

sung der Spansegmentierung wird das JC-Schädigungsmodell durch ein Schädigungsmodell nach Cockcroft und Latham ersetzt. Die Ergebnisse der Spanbildungssimulation sind in **Abbildung 7.9** darstellt.



**Abbildung 7.9:** Ergebnisgegenüberstellung der Spanbildungssimulation unter Verwendung eines CL-Schädigungsmodells und eines relativgeschwindigkeitsabhängigen Reibspannungsmodells mit der experimentellen Untersuchung von 51CrV4

Dabei zeigt sich, dass die Spanbildungssimulation eine Spanmorphologie vorhersagt, die der experimentell beobachteten Segmentspanbildung entspricht. Insbesondere der Verlauf der Scherbänder ist dabei in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen. Allerdings weichen die simulierten Dimensionen weiterhin deutlich von den experimentellen Ergebnissen ab. So werden sowohl die maximale Spandicke um - 34,4 % als auch die minimale Spandicke um - 40,9 % unterschätzt. Diese Abweichungen tragen zwar weiterhin zu einer Unterschätzung der Schnittkraft bei, die sich jedoch infolge des angepassten Schädigungsmodells um 57,3 % auf  $\bar{F}_c = 747 \text{ N}$  erhöht, wodurch sich die Unterschätzung der experimentellen Referenz auf - 34,0 % verringert. Auch für die Passivkraft erhöht sich wegen des geringen Ausgangswertes deutlich um + 54,5 % auf einen arithmetischen Mittelwert von  $\bar{F}_p = 68 \text{ N}$ , unterschätzt damit jedoch weiterhin das Experiment um - 85,4 % signifikant.

---

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die Parametrierung der Fließspannungs-, Schädigungs- und Reibungsmodelle nach *Tiffe* eine Vorhersage der Segmentspanbildung bei der Simulation der freien Spanbildung von 51CrV4 im orthogonalen Schnitt ermöglicht. Dabei werden jedoch sowohl die mechanischen Werkzeugbelastungen als auch die minimale und maximale Spandicke signifikant unterschätzt. Eine Anpassung des Schädigungsmodells kann diese Abweichung zwar verringern, allerdings bleibt die Unterschätzung weiterhin signifikant. Da die Abweichung jedoch systematisch ist und die generelle Spanmorphologie insbesondere das Verhältnis von maximaler zu minimaler Spandicke mit dem Experiment übereinstimmt, kann dieses Modell für die simulative Analyse der begrenzten Spanbildung von 51CrV4 unter Berücksichtigung der systematischen Unterschätzung verwendet werden.



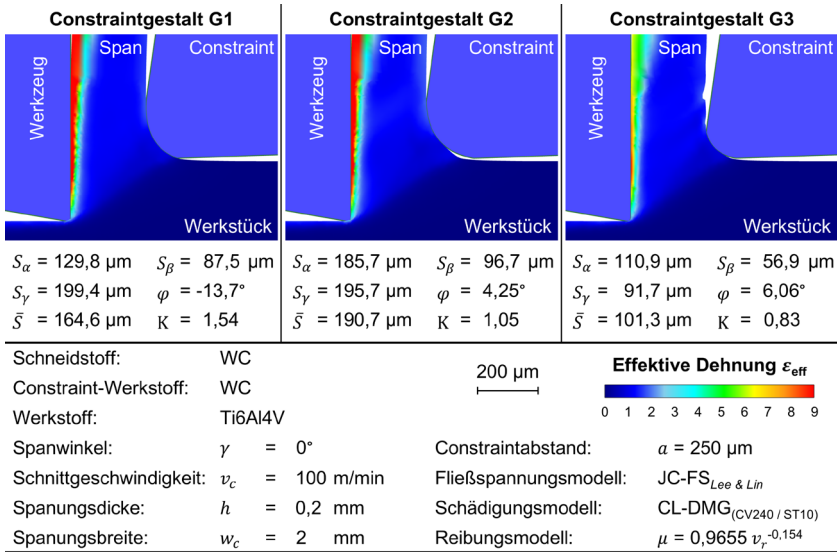
## 8 Simulative Untersuchung der begrenzten Spanbildung im orthogonalen Schnitt

Nach der Identifikation eines geeigneten Spanbildungsmodells für die Vorhersage der freien Spanbildung erfolgt eine simulative Untersuchung der begrenzten Spanbildung. Bei dieser kommen die randomisiert generierten Constraintkantengestalten (Kapitel 6.4.1) zum Einsatz. Dazu werden die Constraints als zusätzliche Körper in die bestehende Simulationsumgebung integriert, um die Spanbildung unter Berücksichtigung der Spanraumbegrenzung zu simulieren. Neben der geometrischen Gestaltung der Constraintkante spielt auch die Positionierung des Constraints eine entscheidende Rolle für die Wirksamkeit der Segmentspanunterdrückung [Sag16]. Daher werden sowohl die Constraintkantengestalt als auch die Positionierung des Constraints systematisch variiert.

### 8.1 Simulation der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V

Im Folgenden werden die Ergebnisse der simulativen Untersuchung zur Unterdrückung der Segmentspanbildung durch die Begrenzung des Spanraums mittels eines Constraints bei der Titanlegierung Ti6Al4V vorgestellt. Dabei wird die Gestalt der Constraintkante systematisch variiert. Aufgrund der Vielzahl der durchgeführten Simulationen unter Variation der randomisiert generierten Constraintkantengestalten erfolgt eine gezielte Auswahl repräsentativer Ergebnisse. Diese umfassen Simulationsergebnisse für große und kleine Constraintkantenverrundungen, wobei größere Verrundungen eine erhöhte Stabilität der Constraintkante gewährleisten und durch die Vergrößerung der Kontaktfläche eine größere Beeinflussungszone in der Scherzone schaffen sollen. Im Gegensatz dazu sollen kleinere Verrundungen durch die geringere Kontaktfläche eine gezieltere Beeinflussung der Scherzone ermöglichen und dadurch einen höheren Druck auf den Werkstoff ausüben. Neben einer gleichmäßigen Verrundung werden auch die Auswirkungen asymmetrischer Verrundungen ( $K < 1$  oder  $K > 1$ ) analysiert. Der Fokus der Untersuchung liegt auf der Auswirkung der Constraintkantengestalt auf die Spanmorphologie sowie auf die mechanischen Belastungen des Werkzeugs und des Constraints. Darüber hinaus wird die Positionierung des Constraints untersucht. Die Variation in den Simulationen beschränkt sich hierbei auf den Abstand zwischen Werkzeug und Constraintkante, da sich gezeigt hat, dass der Abstand zwischen Werkstück und Constraint möglichst geringgehalten werden sollte, um ein Durchdrücken des Werkstoffs unter den Constraint zu vermeiden. In **Abbildung 8.1** sind die Ergebnisse der Spanbildungssimulation unter Variation der Constraintkantengestalten für große mittlere Constraintkantenverrundungen ( $\bar{r} > 100 \mu\text{m}$ ) dargestellt. Dass die mittleren

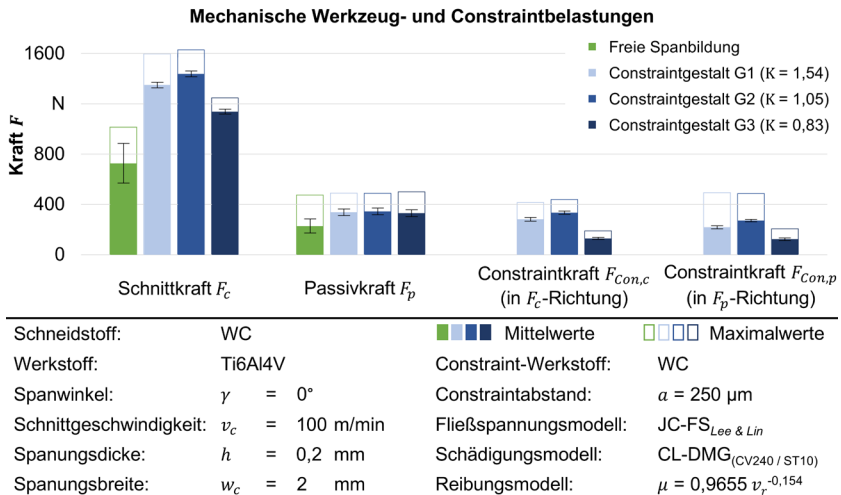
Verrundungen  $\bar{S}$  zwischen den einzelnen Constraints variieren, ist auf die randomisierte Generierung von Constraintkanten in einem raumfüllenden Versuchsplandesign zurückzuführen. Der Abstand zwischen Constraintkante und Werkzeugspanfläche wurde auf  $a = 250 \mu\text{m}$  festgelegt, damit dieser einerseits unterhalb der experimentell ermittelten maximalen Spandicke liegt und so eine Unterdrückung der Spansegmentierung ermöglicht wird und andererseits die zusätzliche mechanische Belastung des Werkzeugs durch den Constrainteinsatz so gering wie möglich gehalten wird. Die untersuchte Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100 \text{ m/min}$  und die Spanungsdicke von  $h = 0,2 \text{ mm}$  entsprechen dem zentralen Versuchspunkt der bisherigen experimentellen und simulativen Untersuchungen der freien Spanbildung.



**Abbildung 8.1:** Simulation der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V mit großen Constraintkantenverrundungen und einem Constraintabstand von  $a = 250 \mu\text{m}$

Eine Analyse der Spanbildungssimulation zeigt, dass durch eine Begrenzung des Spanraums mit allen dargestellten Constraintkantengestalten eine Unterdrückung der charakteristischen Spansegmentierung möglich ist. Es lassen sich allerdings Unterschiede in der Effektivität der einzelnen Gestalten feststellen. Während sowohl die in Richtung der Spanfläche asymmetrisch verrundete Constraintkantengestalt G1 als auch die symmetrisch verrundete Gestalt G2 zu einer weitgehend homogenen Fließspanbildung führen, zeigt sich bei Einsatz der in Richtung der freien Werkstückoberfläche asymmet-

risch verrundeten Constraintkantengestalt G3 auf der Spanoberseite eine Unregelmäßigkeit, die auf eine nicht vollständige Unterdrückung der Segmentierung infolge eines zu großen Constraintabstands hindeutet. Die vollständige Segmentierungsunterdrückung durch G1 und G2 führt jedoch zu hohen Dehnungen an der Spanunterseite, die auf eine erhöhte Krafteinwirkung hindeuten, die wiederum zu einer Steigerung der mechanischen Belastung des Werkzeugs führen kann. Dennoch scheint auch bei G2 der Abstand zwischen Constraint und Werkzeugspanfläche noch zu groß zu sein, da im Bereich der primären Scherzone ein Spalt erkennbar ist. Dies lässt die Möglichkeit offen, dass sich im späteren experimentellen Einsatz bereits ein Scherband gebildet haben könnte und die erzwungene Fließspanbildung durch eine Glättung der Segmente und nicht durch eine Unterdrückung der Scherbandbildung erreicht wird. Die Unterschiede in der Spanbildung lassen sich auch in den mechanischen Werkzeug- und Constraintbelastungen erkennen, die in **Abbildung 8.2** dargestellt sind.



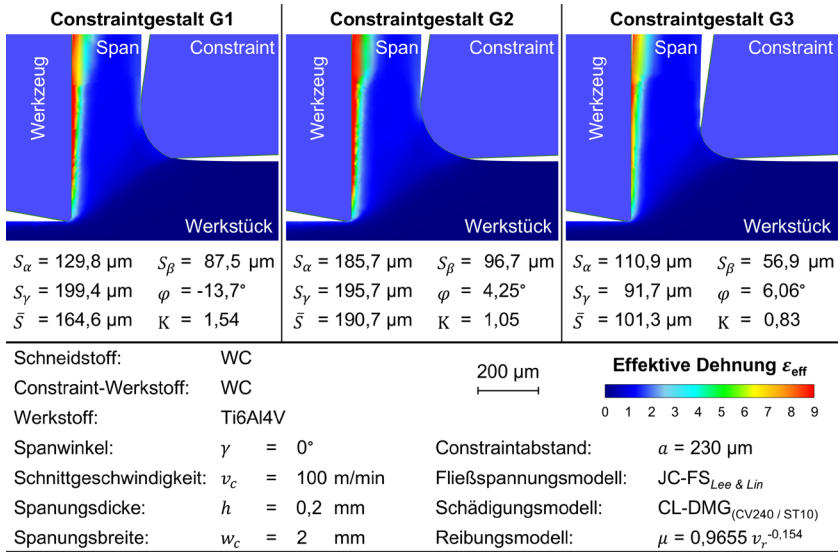
**Abbildung 8.2:** Mechanische Werkzeug- und Constraintbelastungen bei der Simulation der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V mit großen Constraintkantenverrundungen und einem Constraintabstand von  $a = 250 \mu\text{m}$

Die Balken stellen die arithmetischen Mittelwerte der jeweiligen Kraftkomponenten dar und sind durch ihre Standardabweichung ergänzt, die jeweils auf Basis eines stationären Bereichs der begrenzten Spanbildung berechnet werden. Dabei wird das charakteristische Kraftmaximum, das im ersten Kontakt zwischen Span und Constraint auftritt, nicht in die Berechnung einbezogen. Um diesen initialen Einfluss dennoch mit abzubilden, sind die maximal auftretenden Kräfte zusätzlich in Form ungefüllter Balken dargestellt.

Bei den Mittelwerten der mechanischen Werkzeugbelastungen lässt sich sowohl für die Schnitt- als auch für die Passivkraft eine deutliche Erhöhung gegenüber den Simulationsergebnissen der freien Spanbildung (grün) feststellen. Für die Schnittkraft liegt diese zwischen + 56,5...97,8 % und ist für die Constraintkantengestalt G2 am höchsten, während sie für G3 am geringsten ist. Bei dieser wird allerdings auch keine vollständige Segmentierungsunterdrückung erreicht. Die Erhöhung der Passivkraft ist mit + 45,4...51,8 % ebenfalls signifikant, jedoch sind hier die Unterschiede zwischen den einzelnen Constraintkantengestalten deutlich geringer. Dies ist insofern bemerkenswert, als dass die erhöhte Dehnung an der Spanunterseite bei Einsatz der Constraintkantengestalten G1 und G2 auf eine verstärkte Krafteinwirkung hinweist, die aufgrund der Reibung an der Spanfläche eigentlich auch eine Erhöhung der Passivkraft gegenüber G3 zur Folge haben müsste. Diese bleibt jedoch aus, was darauf hindeutet, dass die Kontaktbedingungen im Spanbildungsmodells nicht adäquat beschrieben werden und dadurch die Passivkraft systematisch unterschätzt wird. Insgesamt zeigt sich für alle Constraintkantengestalten eine deutliche Reduktion der Standardabweichungen der mechanischen Werkzeugbelastungen, was auf eine Verringerung der Kraftschwankungen infolge der unterdrückten Spansegmentierung hindeutet. So verringert sich die Standardabweichung der Schnittkraft um - 85,6...87,4 % und die der Passivkraft um - 51,9...- 53,6 %.

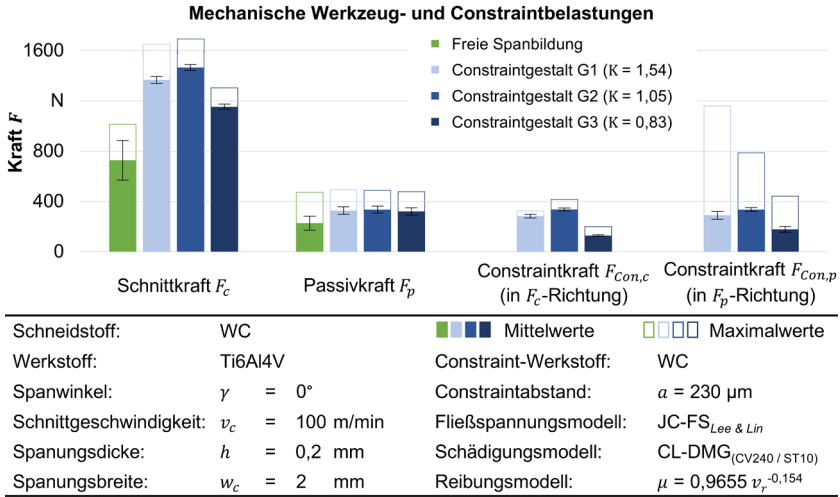
Die mechanischen Belastungen des Constraints sind infolge des zu großen Abstands und der damit verbundenen unvollständigen Segmentierungsunterdrückung bei der Constraintkantengestalt G3 am geringsten. Für die Gestalten G1 und G2 zeigt sich für die Constraintbelastungen eine ähnliche Tendenz wie bei deren Einfluss auf die Schnittkraft, was auf eine verstärkte Krafteinwirkung infolge der effektiveren Spanraumbegrenzung hindeutet. Dabei sind die arithmetischen Mittelwerte der Constraintkräfte in Passivkraft-richtung, also senkrecht zur freien Werkstückoberfläche, geringer als die dazu orthogonalen Constraintkräfte in Schnittkraft-richtung. Die Maximalwerte infolge des initialen Kontaktes zwischen Span und Constraint übersteigen für die Passivkraft-richtung jedoch die in Schnittkraft-richtung.

Um eine Scherbandbildung vollständig zu vermeiden, sich für die Constraintkantengestalt G2 jedoch ein Spalt zwischen der Constraintkante und der Werkstückoberfläche sowie für die Constraintkantengestalt G3 Marken auf der Spanoberseite infolge eines zu großen Constraintabstands gezeigt haben, wird im nächsten Schritt der Constraintabstand auf  $a = 230 \mu\text{m}$  verringert. Die resultierenden Ergebnisse der Spanbildungssimulationen sind in **Abbildung 8.3** dargestellt.



**Abbildung 8.3:** Simulation der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V mit großen Constraintkantenverrundungen und einem Constraintabstand von  $a = 230 \mu\text{m}$

Dabei zeigt sich, dass für alle Constraintkantengestalten ein direkter Kontakt zwischen den Constraintkanten und der freien Werkstückoberfläche im Bereich der primären Scherzone besteht, der eine vollständige Unterdrückung der Spansegmentierung zur Folge hat. Für die Gestalten G1 und G2 lassen sich neben den erhöhten Dehnungen an der Spanunterseite auch höhere Dehnungen an der Spanoberseite beobachten, insbesondere kurz nachdem der Kontakt zwischen Constraint und Span endet. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Kontaktlänge des Spans und des Constraints bei diesen Gestalten aufgrund der geometrischen Zusammenhänge größer ist als bei der Gestalt G3 und der Span infolgedessen eine größere Deformation erfährt. Die größeren Kontaktlängen sowie die stärkere Begrenzung des Spanraums durch Verringerung des Constraintabstands haben auch Auswirkungen auf die mechanischen Werkzeug- und Constraintbelastungen, die in **Abbildung 8.4** dargestellt sind.



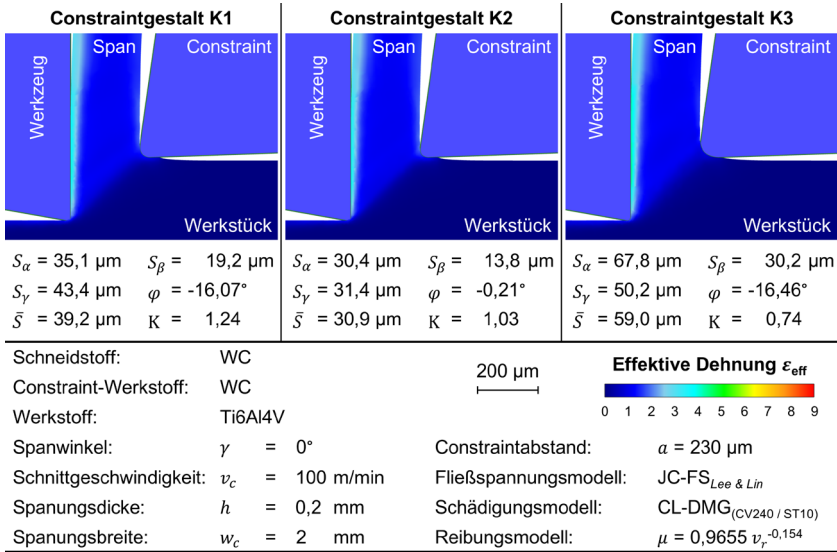
**Abbildung 8.4:** Mechanische Werkzeug- und Constraintbelastungen bei der Simulation der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V mit großen Constraintkantenverrundungen und einem Constraintabstand von  $a = 230 \mu\text{m}$

Obwohl durch die Verringerung des Abstandes zwischen Constraint und Werkzeugspanfläche grundsätzlich eine Zunahme der Schnittkräfte am Werkzeug zu erwarten ist, zeigt sich in den Simulationsergebnissen lediglich eine moderate Erhöhung. Während die arithmetischen Mittelwerte der Schnittkräfte infolge der Abstandverringerung um + 1,2 % bis + 2,9 % steigen, nimmt der Maximalwert beim initialen Kontakt zwischen Span und Constraint um + 3,2 % bis + 4,5 % zu. Im Gegensatz dazu verringern sich die Mittelwerte der Passivkräfte am Werkzeug durch die Reduzierung des Constraintabstands um - 2,7 % bis - 3,1 %. Die Maximalwerte der Passivkraft bleiben weitgehend konstant, mit einer geringen Erhöhung für G1 und G2 um + 0,8 % bzw. + 0,5 %, während für G3 eine Abnahme um + 4,4 % zu verzeichnen ist. Die zu erwartenden Erhöhungen der mechanischen Werkzeugbelastungen scheinen also weitgehend durch eine verbesserte Segmentierungsunterdrückung kompensiert zu werden. Ein deutlich stärkerer Einfluss der Verringerung des Constraintabstands zeigt sich hingegen bei den mechanischen Belastungen des Constraints. Während für die Constraintkantengestalten G2 und G3 sowohl die arithmetischen Mittelwerte als auch die Maximalwerte in Schnittrichtung nahezu unverändert bleiben, sinkt das Constraintkraftmaximum in Schnittrichtung für die Constraintkantengestalt G1 um - 21,7 %.

Demgegenüber steht eine signifikante Erhöhung der auf die Constraints wirkende Kraft senkrecht zur Schnittbewegung. Bei Einsatz der symmetrisch verrundeten Constraintkantengestalt G2 erhöht sich diese um + 23,4 % für den arithmetischen Mittelwert und um + 62,1 % für den Maximalwert infolge des initialen Kontakts zwischen Span und Constraint. Bei Implementierung der Gestalt G1 steigt der Mittelwert der in Passivkraft-richtung wirkenden Constraintkraft um + 32,6 %, während das Kraftmaximum um + 136,1 % zunimmt. Diese ausgeprägte Zunahme ist besonders bemerkenswert, da aufgrund der asymmetrischen Verrundung in Richtung der Spanfläche die Kontaktfläche zwischen Span und Constraint beim initialen Kontakt kleiner ist als bei der symmetrischen Verrundung. Dadurch würde eigentlich eine geringere auf den Constraint wirkende Kraft erwartet, jedoch führt die asymmetrische Verrundung in dem Fall auch dazu, dass der erste Kontakt zwischen Span und Constraint erst zu einem späteren Zeitpunkt stattfindet. Dadurch hat sich bereits eine größere Menge an Werkstoff vor der Schneide angestaut, was wiederum eine ausgeprägtere Kraftspitze zur Folge hat, wenn der Werkstoff im weiteren Verlauf des Schnittes durch den Spalt zwischen Werkzeug und Constraint geleitet wird. Auch für die Constraintkantengestalt G3 zeigt sich eine deutliche Erhöhung der in Passivkraft-richtung wirkenden Constraintkraft. Der Mittelwert steigt um + 44,2 % an, während das initiale Kraftmaximum mit einer Erhöhung um + 117,1 % ebenfalls signifikant zunimmt. Trotz dieser Zunahme bleibt die absolute maximale Belastung des Constraints G3 bei einem Abstand von  $a = 230 \mu\text{m}$  deutlich unterhalb der maximalen Constraintkräfte von G1 und G2, selbst dann, wenn diese mit einem größeren Abstand von  $a = 250 \mu\text{m}$  eingesetzt werden.

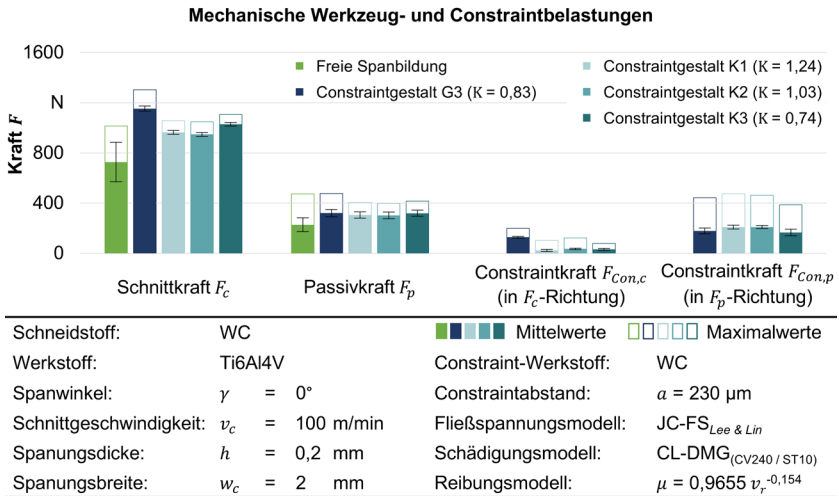
Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass unter Berücksichtigung der bisherigen Ergebnisse die Constraintkantengestalt G3 mit einem Constraintabstand von  $a = 230 \mu\text{m}$  als die vorteilhafteste Kombination erscheint. Bei Einsatz dieser kann eine vollständige Unterdrückung der Spansegmentierung gewährleistet werden, während der Anstieg der mechanischen Werkzeugbelastungen gegenüber der freien Spanbildung am geringsten ist. Auch die auf den Constraint wirkenden Kräfte, die im experimentellen Einsatz eine Abdrängung des Constraints bewirken würden, sind im Vergleich zu den Constraintkantengestalten G1 und G2 am geringsten. Gleichzeitig ist festzustellen, dass größere Verrundungen zwar Vorteile hinsichtlich der Stabilität der Constraintkante bieten, jedoch die vorteilhafteste Constraintkantengestalt (G3) unter den eingesetzten Constraints die geringste Verrundung aufwies. Daher soll im Folgenden untersucht werden, ob durch eine weitere Reduzierung des Constraintkantenradius ein positiver Effekt auf die begrenzte Spanbildung erzielt werden kann. Da sich bei der Variation des Abstands ein Constraintabstand von  $a = 230 \mu\text{m}$  als zielführend herausgestellt hat, wird dieser für die Untersuchung der geringeren Constraintkantenradien entsprechend gewählt.

Die Ergebnisse der Spanbildungssimulationen bei Einsatz geringerer Verrundungen sind in **Abbildung 8.5** dargestellt.



**Abbildung 8.5:** Simulation der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V mit kleinen Constraintkantenverrundungen und einem Constraintabstand von  $a = 230 \mu\text{m}$

Für alle untersuchten Constraintkantengestalten mit kleinen Verrundungen zeigt sich unabhängig von der Ausrichtung der Verrundung eine vollständige Unterdrückung der Spansegmentierung. Diese geht mit reduzierten Dehnungen sowohl im Spaninneren als auch an der Spanunterseite im Kontaktbereich zur Werkzeugspanfläche einher. Allerdings weisen die symmetrisch verrundete Constraintkantengestalt K1 sowie die asymmetrisch zur Spanfläche verrundete Gestalt K2 im Vergleich zur asymmetrisch zur freien Werkstückoberfläche verrundeten Gestalt K3 erhöhte Dehnungen im Kontaktbereich zwischen Span und Constraint auf. Zudem ist bei K1 und K2 deutlich zu erkennen, dass Werkstoff unterhalb des Constraints in Schnittrichtung hindurchgedrückt wird. Dies hat auch einen Einfluss auf die mechanischen Belastungen, die zusammen mit den Ergebnissen der simulativen Untersuchung der freien Spanbildung sowie den Ergebnissen bei Einsatz der Constraintkantengestalt G3 in **Abbildung 8.6** dargestellt sind.



**Abbildung 8.6:** Mechanische Werkzeug- und Constraintbelastungen bei der Simulation der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V mit kleinen Constraintkantenverrundungen und einem Constraintabstand von  $a = 230 \mu\text{m}$

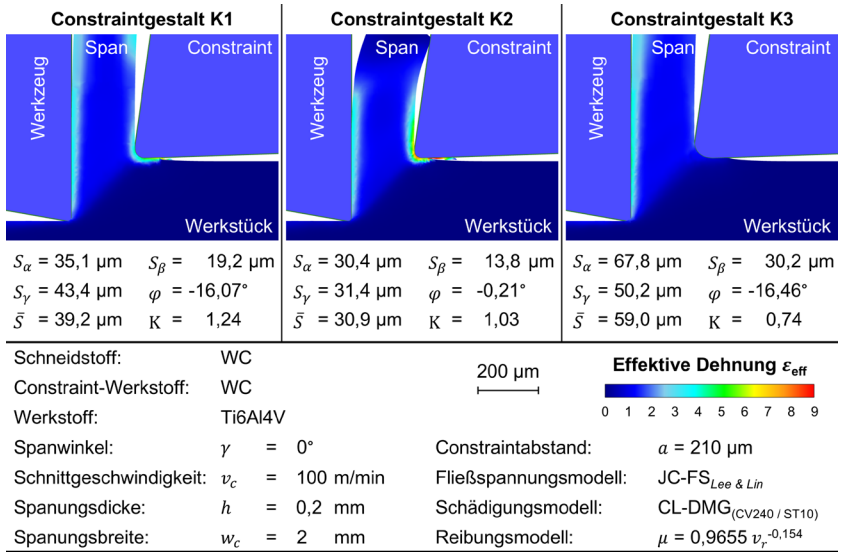
Bei Verwendung der Constraintkantengestalten mit kleinen Verrundungen verringern sich die mechanischen Werkzeugbelastungen und liegen unterhalb der Belastungen, die bei Einsatz der stärker verrundeten Constraintkantengestalt G3 auftreten. Insbesondere für K1 und K2 befinden sich die Mittelwerte der Schnitt- und Passivkraft nun nahezu im Bereich der oberen Grenze der Standardabweichung der freien Spanbildung. Gleichzeitig weisen sie jedoch eine sehr geringe eigene Standardabweichung auf. Diese kann bei Einsatz der kleinen Verrundungen um - 90,1 % bis - 90,5 % für die Schnittkraft und um - 53,5 % bis - 57,8 % gegenüber der freien Spanbildung reduziert werden. Dies bedeutet, dass sich die Mittelwerte der mechanischen Werkzeugbelastungen durch den Einsatz der Constraints mit + 30 % bis + 40 % zwar deutlich erhöhen, die geringeren Standardabweichungen jedoch auf eine stabilisierte Prozessführung hindeuten.

Mit Blick auf die mechanischen Constraintbelastungen führt der unterhalb der Constraintkante hindurchgedrückte Werkstoff zu einer Erhöhung der in Passivkraftichtung wirkenden Constraintkraft bei den Constraintkantengestalten K1 und K2. Sowohl die arithmetischen Mittelwerte als auch die Maximalwerte dieser Kräfte liegen über den Werten von K3 und übertreffen sogar diejenigen der favorisierten großen Verrundung G3. Im Gegensatz dazu reduzieren sich die in Schnittrichtung wirkenden Constraintkräfte für alle eingesetzten kleinen Constraintkantenverrundungen im Vergleich

zu den großen Constraintkantenverrundungen deutlich. Die arithmetischen Mittelwerte sind gegenüber G3 um - 72,5 % bis - 82,7 % geringer und auch die maximalen Constraintkräfte in Schnittrichtung liegen durchweg unter dem Mittelwert von G3. Ein möglicher Erklärungsansatz für diese Reduktion liegt in den geometrischen Gegebenheiten des Kontaktbereichs zwischen Span und Constraint. Eine geringere Verrundung der Constraintkante führt zum einen zu einer kleineren Kontaktfläche zwischen Constraint und Span und zum anderen dazu, dass der Kontakt in Spanablaufichtung früher endet. Dies beeinflusst auch die mechanischen Wechselwirkungen und führt zu einer geringeren Constraintbelastung in Schnittrichtung.

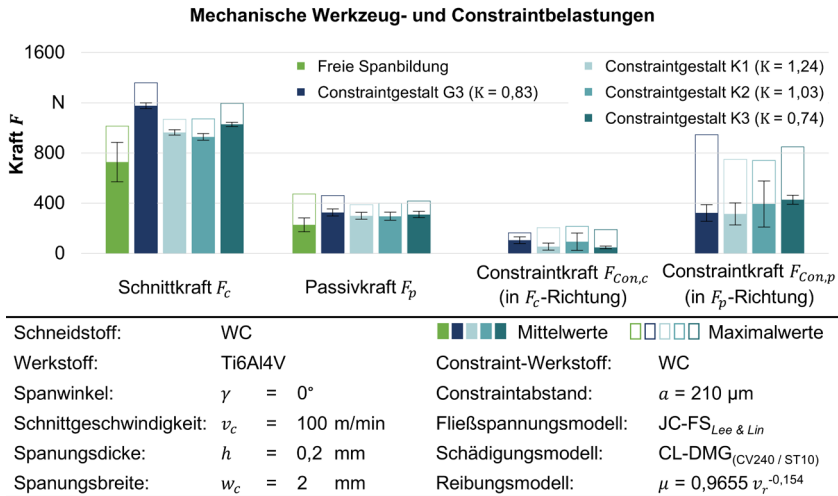
Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass sich die mechanischen Werkzeugbelastungen bei Einsatz der Constraintkantengestalt K3 zwar im Vergleich zu K1 und K2 gegenüber der freien Spanbildung geringfügig stärker erhöhen, jedoch weiterhin deutlich unterhalb der Werkzeugbelastungen bei Verwendung der stärker verrundeten Constraintkantengestalt G3 liegen. Gleichzeitig weist K3 die geringsten maximalen Constraintkräfte auf, was auf eine reduzierte Spitzenbelastung des Constraints hinweist und somit zu einer potenziell höheren Stabilität im Prozess beiträgt. Ein weiterer entscheidender Vorteil bei Einsatz der Gestalt K3 ist das Ausbleiben eines Werkstoffstaus unter dem Constraint, wodurch K3 als die insgesamt vorteilhafteste Gestalt für die begrenzte Spanbildung zu bewerten ist.

Da die Reduzierung des Constraintabstands bei größeren Constraintkantenverrundungen zu einer verbesserten Unterdrückung der Spansegmentierung geführt hat, wird im Folgenden untersucht, ob eine weitere Verringerung des Abstands bei Einsatz der kleineren Constraintkantenverrundungen einen zusätzlichen positiven Einfluss auf die Unterdrückung der Segmentspanbildung hat, ohne die mechanischen Belastungen auf das Werkzeug und den Constraint übermäßig zu erhöhen. Die Ergebnisse der Spanbildungssimulationen für die kleinen Constraintkantenverrundungen mit einem Constraintabstand von  $a = 210 \mu\text{m}$  sind in **Abbildung 8.7** dargestellt.



**Abbildung 8.7:** Simulation der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V mit kleinen Constraintkantenverrundungen und einem Constraintabstand von  $a = 210 \mu\text{m}$

Bei einem weiter reduzierten Constraintabstand von  $a = 210 \mu\text{m}$  zeigt sich erwartungsgemäß für alle eingesetzten Constraintkantengestalten eine vollständige Unterdrückung der Segmentspanbildung. Allerdings führt die Abstandsverringering bei Einsatz der Constraintkantengestalten K1 und K2 zu einer Dehnungszunahme auf der Spanoberseite im Kontaktbereich zum Constraint. Gleichzeitig verstärkt sich die bereits zuvor beobachtete Problematik, dass es zu einem Werkstofffluss unterhalb der Constraintkante kommt. Bei Einsatz der Constraintkantengestalt K2 führte diese zu einer zu starken Netzverzerrung, sodass die Simulation für diese Geometrie vorzeitig abbrach. Eine weitere Reduzierung des Abstands ist für die Gestalten K1 und K2 also nicht zielführend, da die Prozessstabilität dadurch beeinträchtigt wird. Bei der Constraintkantengestalt K3 zeigen sich ebenfalls eine Erhöhung der Dehnungen sowie ein Werkstoffanteil, der sich unter den Constraint drückt, allerdings sind bei diesem Verhalten in der Realität keine Einschränkungen der Funktionalität zu erwarten. Um die Auswirkungen der Abstandsverringering umfassend bewerten zu können, erfolgt abschließend eine Analyse der resultierenden mechanischen Belastungen, die in **Abbildung 8.8** dargestellt sind.



**Abbildung 8.8:** Mechanische Werkzeug- und Constraintbelastungen bei der Simulation der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V mit kleinen Constraintkantenverrundungen und einem Constraintabstand von  $a = 210 \mu\text{m}$

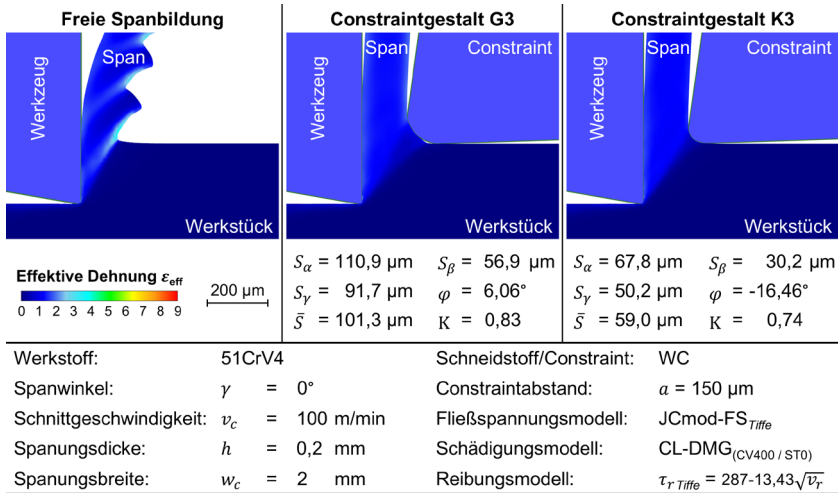
Der Einfluss der Verringerung des Constraintabstands auf  $a = 210 \mu\text{m}$  auf die mechanischen Werkzeugbelastungen ist insgesamt als gering zu bewerten. Die Schnitt- und Passivkräfte bleiben nahezu unverändert und verringern sich für alle Constraintkantengestalten mit kleiner Verrundung um  $-0,1\%$  bis  $-3,2\%$ . Im Gegensatz dazu ist bei der größeren Verrundung G3 eine leichte Zunahme um etwa  $+2,0\%$  zu beobachten. Da diese Veränderungen gering sind, bleibt das relative Kräfteverhältnis zwischen den verschiedenen Constraintkantengestalten im Vergleich zum größeren Abstand weitgehend konstant. Deutlich ausgeprägter ist der Einfluss der Abstandsverringering hingegen auf die mechanischen Belastungen des Constraints. Die in Schnittrichtungs wirkenden Kräfte steigen für die Constraintkantengestalt K3 um  $+49,6\%$ , für K1 um  $+143,7\%$  und für K2 um  $+164,5\%$ . Dass der Anstieg bei Einsatz der Constraintkantengestalt K3 am geringsten ist, lässt sich durch die asymmetrische Verrundung in Richtung der freien Werkstückoberfläche erklären, da sich durch diese die Kontaktflächenanteile in Schnittrichtungs verringern. Ein ähnlicher prozentualer Anstieg zeigt sich auch bei den maximalen Belastungen in Schnittrichtungs. Aufgrund der zuvor sehr geringen Werte führen die hohen relativen Zunahmen jedoch nur zu moderaten Absolutwerten. Besonders kritisch sind die infolge der Abstandsverringering steigenden Constraintkräfte in Passivrichtungs, insbesondere bei den initial auftretenden Maximalwerten. Dies ist auf den sich unterhalb des Constraints drängenden Werkstoff zurückzuführen

und resultiert in Spitzenwerten von  $F_{Con,p} = 740 \dots 945$  N, was vermutlich eine Abdrängung des Constraints im realen Prozess bedeuten würde. So lässt sich zusammenfassend feststellen, dass eine weitere Reduzierung des Constraintabstands auf  $a = 210 \mu\text{m}$  für keine der eingesetzten Constraintkantengestalten zielführend ist. Während sich bei der größeren Constraintkantenverrundung eine Verringerung des Abstands von  $a = 250 \mu\text{m}$  auf  $a = 230 \mu\text{m}$  noch positiv auf die Unterdrückung der Segmentspanbildung und die Prozessstabilität auswirkte, führt die erneute Abstandsreduktion von  $a = 230 \mu\text{m}$  auf  $a = 210 \mu\text{m}$  bei den geringeren Constraintkantenverrundungen zu einer verstärkten mechanischen Beanspruchung der Constraints, ohne dass ein positiver Effekt für die Unterdrückung der Segmentspanbildung beobachtet werden kann.

Insgesamt haben sich die Constraintkantengestalten G3 und K3 als besonders geeignet erwiesen. Beide verfügen über eine asymmetrische Verrundung in Richtung der freien Werkstückoberfläche ( $K < 1$ ) und ermöglichen eine effektive Unterdrückung der Segmentspanbildung, während sie gleichzeitig die geringste Erhöhung der mechanischen Werkzeugbelastungen bewirken. Basierend auf den simulativ ermittelten mechanischen Belastungen ist die geringere Verrundung K3 vorzuziehen, wenngleich sich im experimentellen Einsatz eine größere Constraintkantenverrundung als vorteilhaft erweisen kann, um die Stabilität der Constraintkante zu erhöhen.

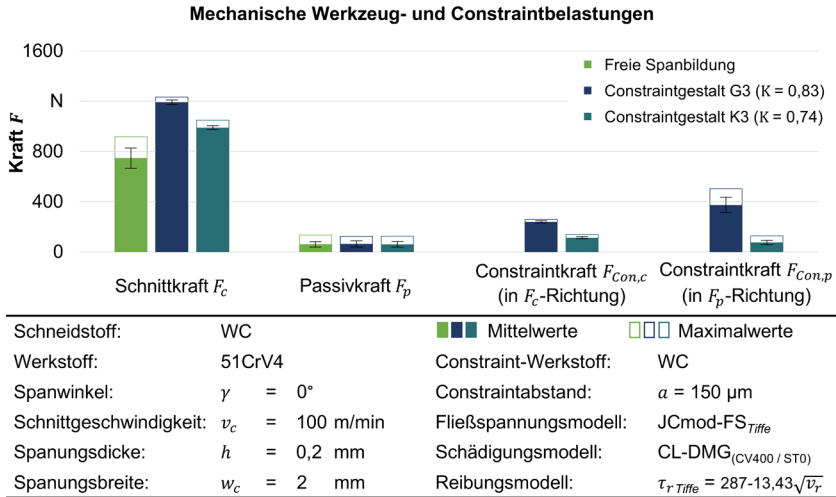
## 8.2 Simulation der begrenzten Spanbildung von 51CrV4

Um eine Übertragbarkeit des Constraintprinzips auf die Stahllegierung 51CrV4 zu prüfen, erfolgt anschließend eine simulative Analyse der begrenzten Spanbildung von 51CrV4. Dabei kommt das in Kapitel 7.2 ermittelte Spanbildungsmodell zum Einsatz, das die geringsten Abweichungen zur experimentellen Referenz aufwies. Als Constraintkantengestalten werden die Constraintverrundungen ausgewählt, die sich bei der Zerspanung der Titanlegierung Ti6Al4V als vorteilhaft erwiesen haben. Die nachfolgende **Abbildung 8.9** zeigt die Ergebnisse der Spanbildungssimulation bei Einsatz der Constraintkantengestalten G3 und K3 zur Unterdrückung der Spansegmentierung durch Begrenzung des Spanraums.



**Abbildung 8.9:** Simulation der begrenzten Spanbildung von 51CrV4 mit einem Constraintabstand von  $a = 150 \mu\text{m}$

Dabei zeigt sich, dass für beide Constraintkantengestalten eine Unterdrückung der Segmentspanbildung erreicht werden kann, wobei darauf hingewiesen sei, dass aufgrund der Unterschätzung der Spandicke in der Simulation der freien Spanbildung auch eine Verringerung des Constraintabstands notwendig ist. Dieser beträgt für beide Constraintkantengestalten  $a = 150 \mu\text{m}$ . Für die stärker verrundete Constraintkantengestalt G3 ist dieser Abstand jedoch zu groß, um eine Beeinflussung der primären Scherzone zu erreichen. Die Unterdrückung der Segmentierung findet oberhalb der Scherzone statt und die Constraintkante ist nicht in vollem Kontakt mit der Spanoberseite. Die geringere Constraintkantenverrundung der Gestalt K3 erlaubt hingegen eine direkte Beeinflussung der primären Scherzone, was sich auch in einer gleichmäßigeren Dehnungsverteilung in Werkstück und Span widerspiegelt. Die unterschiedlichen Eingriffsbedingungen der verschieden verrundeten Constraintkantengestalten haben auch einen Einfluss auf die resultierenden mechanischen Werkzeug- und Constraintbelastungen. Diese sind in **Abbildung 8.10** den Belastungen bei der freien Spanbildung gegenübergestellt.



**Abbildung 8.10:** Mechanische Werkzeug- und Constraintbelastungen bei der Simulation der begrenzten Spanbildung von 51CrV4 mit einem Constraintabstand von  $a = 150 \mu\text{m}$

Der arithmetische Mittelwert der Schnittkraft nimmt infolge des Einsatzes der geringeren Constraintkantenverrundung K3 um + 32,5 % gegenüber der freien Spanbildung zu. Gleichzeitig verringert sich die Standardabweichung infolge der Segmentierungsunterdrückung um - 81,1 %. Eine ähnliche Verringerung der Standardabweichung (- 78,1 %) lässt sich auch durch Einsatz der stärker verrundeten Gestalt G3 verzeichnen. Infolge der ungünstigeren Eingriffsbedingung erhöht sich der arithmetische Mittelwert der Schnittkraft allerdings um + 59,4 % gegenüber der freien Spanbildung. Auf die Passivkräfte lässt sich bei den Spanbildungssimulationen kein Einfluss durch die Spanraumbegrenzung feststellen. Diese liegen bei Einsatz beider Constraintkantengestalten auf demselben Niveau wie für die freie Spanbildung, was auf die signifikante Unterschätzung der Reibung im Spanbildungsmodell zurückzuführen ist.

Für die Constraintkräfte lässt sich ähnlich wie bei der Werkzeugschnittkraft eine höhere mechanische Belastung durch Einsatz der Constraintkantengestalt G3 feststellen. So liegt die in Schnittrichtungsrichtung wirkende Constraintkraft bei Einsatz der Gestalt G3 um + 109,7 % oberhalb der auf K3 wirkenden Kraft, wobei sich die maximalen Werte infolge des initialen Kontaktes bezogen auf ihren jeweiligen Mittelwert nicht unterscheiden. Die in Passivkrafttrichtung wirkende Constraintkraft von G3 beträgt mit + 395,1 % Steigerung nahezu das Fünffache der auf K3 wirkenden Constraintkraft, was sich durch

die vergrößerte Kontaktfläche infolge der stärkeren Verrundung und den höheren Kontaktpunkt erklären lässt, wodurch die Spanablaufgeschwindigkeit einen größeren Einfluss auf die in Passivkrafttrichtung wirkende Constraintkraft hat.

So lässt sich zusammenfassend feststellen, dass eine Unterdrückung der Spansegmentierung durch Einsatz beider untersuchter Constraintkantengestalten möglich war. Dabei erweist sich die kleine Constraintkantenverrundung K3 als vorteilhaft, da diese zum einen eine vollständige Scherbandbildung ermöglicht und zum anderen zu einer geringeren Erhöhung der mechanischen Werkzeugbelastungen führt. Zudem sind die auf den Constraint wirkenden mechanischen Belastungen deutlich geringer, die im experimentellen Einsatz eine Abdrängung des Constraints zur Folge haben können.

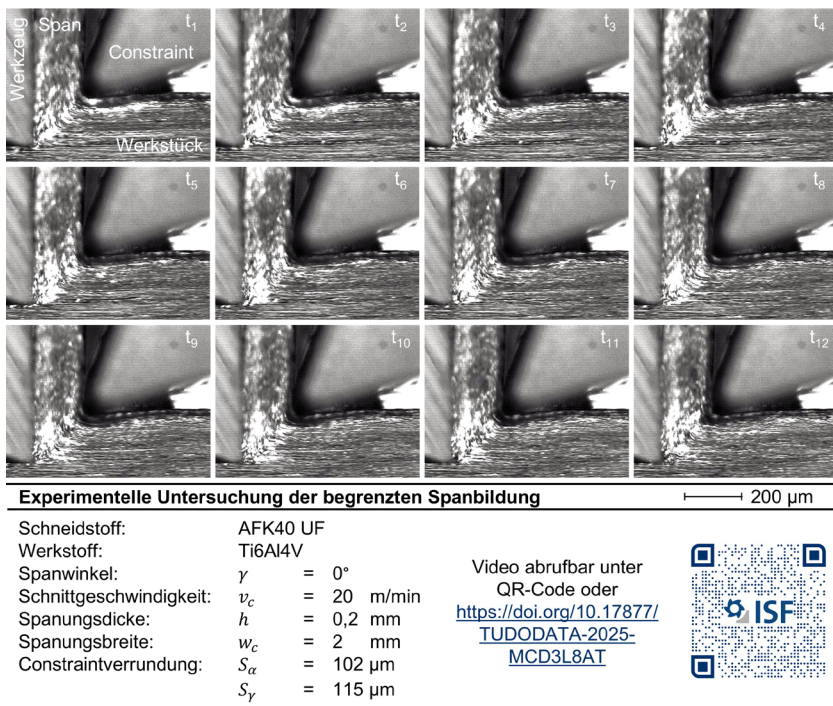
## **9 Experimentelle Untersuchung der begrenzten Spannbildung im orthogonalen Schnitt**

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen zur gezielten Spanraumbegrenzung durch Einsatz eines Constraints vorgestellt und der Einfluss der Constraintkantengestalt sowie der Position des Constraints auf die Unterdrückung der Segmentspannbildung diskutiert. Die Grundlage für den experimentellen Einsatz der Constraints bilden die Ergebnisse der simulativen Untersuchung der begrenzten Spannbildung. Während der experimentellen Untersuchungen wird analog zur freien Spannbildung der Spanbildungsvorgang für ausgewählte Schnittwertkombinationen mithilfe der Hochgeschwindigkeitsvideografie visualisiert. Anschließend werden die Ergebnisse der mechanischen Werkzeugbelastungen und der Frequenzanalysen der am Werkzeughalter applizierten Beschleunigungssensoren vorgestellt und mit denen der freien Spannbildung gegenübergestellt. Zudem werden die resultierenden Späne metallografisch präpariert und anhand des Gefügeschliffs untersucht, ob eine Scherbandbildung vollständig unterbunden werden kann. Abschließend werden die erzeugten Werkstückoberflächen mithilfe der Konfokalmikroskopie untersucht und die generierten Oberflächentopografien mit denen der freien Spannbildung verglichen.

### **9.1 Zerspanung der Titanlegierung Ti6Al4V**

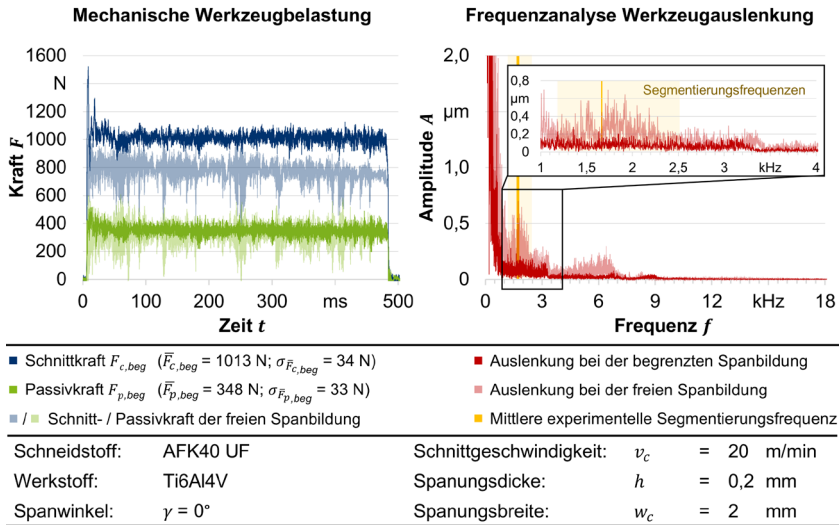
Im Folgenden werden die experimentellen Ergebnisse zur begrenzten Spannbildung von Ti6Al4V vorgestellt und analysiert. Dabei werden zunächst Constraints eingesetzt, deren Gestalt auf dem vielversprechendsten Simulationsergebnis aus Kapitel 8.1 basiert und die auf Basis des Simulationsergebnisses im Zerspanungsprozess vor der Schneidkante positioniert werden. Im experimentellen Einsatz zeigte sich jedoch, dass die Constraints mit einer sehr geringen Verrundung der Constraintkante häufig bereits im Anschnitt brechen, weswegen für die weiteren Untersuchungen die Constraints mit einer größeren Verrundung ausgewählt werden. Bei Einsatz dieser führen die vorherrschenden Kräfte sowohl in horizontaler Richtung (Abstand zwischen Constraintkante und Spanfläche des Werkzeugs) als auch in vertikaler Richtung (Abstand zwischen Constraintkante und freier Werkstückoberfläche) jedoch dazu, dass die Constraints stark abgedrängt werden. Ursächlich dafür ist das erste sich ausbildende Segment, das wie in den experimentellen Ergebnissen der freien Spannbildung festgestellt werden konnte, eine größere maximale Spandicke aufweist als die darauffolgenden Segmente. Dieses Verhalten konnte zwar in den Spanbildungssimulationen der freien Spannbildung abgebildet werden und führte bei diesen zu einem Peak in der mechanischen Belastung des Constraints, hatte jedoch keinen Einfluss auf die Simulation der begrenzten Spannbildung, da der Constraint als starrer Körper mit fester Lagerung implementiert wurde.

Im Experiment kommt es dadurch jedoch bereits zu Beginn des Schnittes zu einer Abdrängung des Constraints, die zwar durch eine elastische Rückfederung des Halterarms in gewissem Maße kompensiert wird, jedoch reicht die Rückfederung nicht aus, um den Constraint wieder in die voreingestellte Position zu bringen. Dabei wird die Abdrängung des Constraints durch die asymmetrische Verrundung der Constraintkante in Richtung der freien Werkstückoberfläche durch die Vergrößerung der Kontaktfläche von Constraint und Werkstück zusätzlich verstärkt. Durch einen Wechsel zur asymmetrisch in Richtung der Spanfläche verrundeten Constraintkante kann die Abdrängung zwar vermindert werden, jedoch ist diese weiterhin so signifikant, dass eine vollständige Unterdrückung der Spansegmentierung nicht erreicht werden kann. Daher wird anschließend die Positionierung des Constraints angepasst. Dieser wird nun in vertikaler Richtung gezielt so positioniert, dass der Abstand zwischen Constraintfreifläche und Schneidkante des Werkzeugs initial geringer ist als die eingestellte Spannungsdicke ( $b < h$ ). In der Folge kommt es vor Beginn des Zerspanungsprozesses zu einem Kontakt zwischen dem Constraint und der freien Werkstückoberfläche, sodass dieser mit einer Vorspannung auf der freien Oberfläche aufliegt. Aufgrund des Freiwinkels zwischen Constraint und Werkstück bewirkt eine vertikale Abdrängung gleichzeitig eine horizontale Verschiebung. Dies muss bei der initialen Positionierung berücksichtigt werden, die mit einem Abstand von  $a = 250 \mu\text{m}$  so eingestellt wird, dass der Abstand zwischen Constraint und Werkzeugspanfläche infolge der horizontalen Verschiebung unmittelbar vor dem Werkzeugeingriff  $a = 150 \mu\text{m}$  beträgt. Obwohl es zu Beginn des Schnittes weiterhin zu einer Abdrängung des Constraints kommt, sorgt die Vorspannung dafür, dass die elastische Rückfederung des Constraints ausreicht, um ihn wieder auf die freie Werkstückoberfläche im Bereich der primären Scherzone zurückzudrücken. Für den Beginn der Auswertung der begrenzten Spanbildung wird ein Zeitpunkt gewählt, zu dem der Constraint die initiale Abdrängung überwunden hat und sich wieder in Kontakt mit der freien Werkstückoberfläche befindet. Die nachfolgende **Abbildung 9.1** zeigt eine Bildsequenz eines Hochgeschwindigkeitsvideos zur begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20 \text{ m/min}$  und einer Spannungsdicke von  $h = 0,2 \text{ mm}$ . Die Zeitintervalle betragen, analog zu den Untersuchungen der freien Spanbildung (**Abbildung 5.3**), konstant  $\Delta t = 0,133 \text{ ms}$  über die gesamte Bildfolge hinweg.



**Abbildung 9.1:** Hochgeschwindigkeitsaufnahme des orthogonalen Schnitts der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100 \text{ m/min}$

Während das Werkstück infolge der Schnittbewegung den Constraint passiert, wird der Werkstoff auf der unbearbeiteten Werkstückoberfläche durch den ausgeübten Druck des Constraints plastisch verformt. Dies lässt sich anhand der veränderten Reflexionen auf der Werkstückoberfläche erkennen, die durch den seitlichen Werkstofffluss während der Verformung entstehen. Der Werkstoff erfährt eine intensive Verformung und der entstehende Span gleitet gleichmäßig entlang der Spanfläche ab. Auch hier weisen die Reflexionen auf eine homogene Verformung hin, sodass der Werkstoff kontinuierlich durch den Spalt zwischen Werkzeugspanfläche und Constraint fließt. Durch die gezielte Positionierung des Constraints gegenüber der primären Scherzone wird also ein unkontrolliertes Abgleiten der Spansegmente verhindert und über das gezeigte Zeitintervall der Bildfolge in **Abbildung 9.1** kann eine vollständige Unterdrückung der Segmentspanbildung erreicht werden. Diese lässt sich auch durch die mechanischen Werkzeugbelastungen sowie die FFT-Analyse der Beschleunigungssensoren in Schnittrichtung nachweisen, die in **Abbildung 9.2** dargestellt sind.

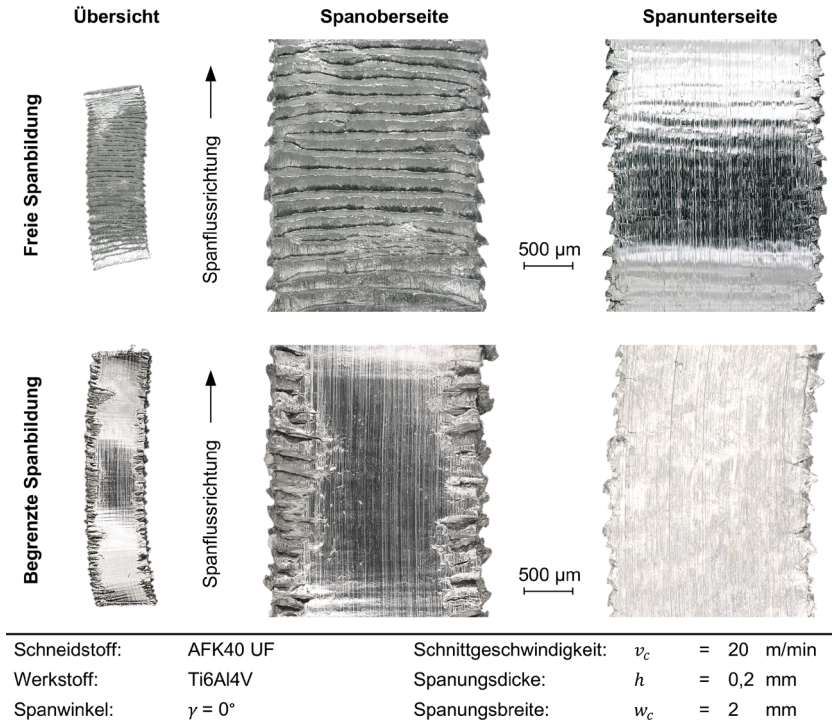


**Abbildung 9.2:** Mechanische Werkzeugbelastung und Frequenzanalyse der Werkzeugauslenkung bei der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20 \text{ m/min}$

Für die Passivkraft zeigt sich eine deutliche Reduktion von starken Schwankungen, was sich in einer halbierten Standardabweichung im Vergleich zur freien Spanbildung widerspiegelt. Der arithmetische Mittelwert der Passivkraft bleibt mit einer Zunahme von +6,7% gegenüber der freien Spanbildung nahezu konstant. Der Kraftmessschrieb zeigt, dass die Passivkräfte insgesamt auf einem vergleichbaren Niveau liegen. Die leichte Erhöhung des Mittelwerts ist daher auf die verringerte Standardabweichung zurückzuführen, da die meisten zuvor aufgetretenen Ausreißer zu niedrigeren Kräften tendierten. Für die Schnittkraft ist gegenüber der freien Spanbildung ebenfalls eine etwa halbierte Standardabweichung festzustellen, während der Mittelwert mit +30,9% signifikant ansteigt. Diese Zunahme ergibt sich aus der Kraft, mit der der Constraint zur effektiven Unterdrückung der Spansegmentierung auf die primäre Scherzone einwirkt. Zum einen führt dies in Kombination mit der räumlichen Begrenzung des Spanraums zu einem erhöhten Druck im Werkstoff, der sich über die sekundäre Scherzone auf das Werkzeug überträgt. Zum anderen wird die zusätzliche äußere Krafteinwirkung über den entstehenden Span direkt auf das Werkzeug übertragen. Bemerkenswert ist, dass der Einsatz des Constraints hauptsächlich zu einer Erhöhung der Schnittkraft führt. Aufgrund des höheren Drucks in der Scherzone und der zusätzlichen äußeren Krafteinwirkung müsste sich infolge der gesteigerten Flächenpressung auch die Reibung zwischen

Span und Werkzeug erhöhen. Da die Reibung beim orthogonalen Schnitt mit einem Spanwinkel von  $\gamma = 0^\circ$  in direktem Zusammenhang mit der Passivkraft steht, wäre auch hier eine stärkere Zunahme zu erwarten. In diesem Schnittgeschwindigkeitsbereich scheint dieser Effekt jedoch noch nicht signifikant in Erscheinung zu treten.

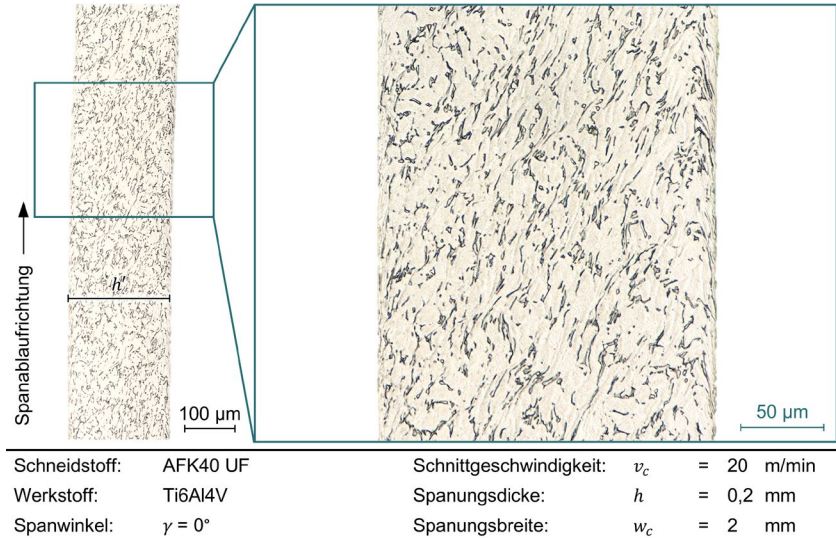
Auch die Frequenzanalyse der aus den Beschleunigungssignalen berechneten Werkzeugauslenkung in Schnittrichtungsrichtung zeigt einen deutlichen Einfluss durch den Constraintsatz. Zum einen ist im Bereich der experimentell ermittelten Segmentierungsfrequenzen eine deutliche Reduktion der Werkzeugauslenkung erkennbar, was die effektive Unterdrückung der Spansegmentierung während des Spanbildungsvorgangs bestätigt. Zum anderen zeigt sich eine signifikante Verringerung der Amplituden im Bereich von  $f = 6.500$  Hz, also im Bereich der Eigenfrequenz des Werkzeugsystems. Dies deutet darauf hin, dass der Einsatz des Constraints nicht nur die Spansegmentierung reduziert, sondern auch eine Versteifung des gesamten Systems bewirkt. Die Reduktion der Spansegmentierung lässt sich deutlich anhand des resultierenden Spans erkennen. **Abbildung 9.3** zeigt eine Gegenüberstellung eines repräsentativen Spans aus der begrenzten Spanbildung mit dem Span aus der freien Spanbildung.



**Abbildung 9.3:** Resultierende Spanformen bei der Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min

Während bei der freien Spanbildung die Segmentierung auf der Spanoberseite erkennbar ist, zeigt sich bei der begrenzten Spanbildung eine deutliche Glättung der Segmente. Insbesondere im Randbereich ist jedoch zu beobachten, dass dort keine vollständige Segmentierungsunterdrückung erreicht wird. Dies ist auf den seitlichen Werkstofffluss zurückzuführen, der aufgrund der Volumenkonstanz zu einer Verringerung der Spandicke führt. Infolgedessen vergrößert sich der Abstand zwischen Constraint und Span, sodass die Segmentierung in diesem Bereichen nicht mehr effektiv unterdrückt werden kann. Dass sich die Restsegmentierung ausschließlich auf den Randbereich beschränkt, belegt eine Analyse der Spanunterseite. Über die gesamte Spanbreite zeigen sich zwar Riefen in Spanflussrichtung, die durch die Reibung mit der Spanfläche entstehen, jedoch sind keine Marken erkennbar, wie sie bei der freien Spanbildung infolge wechselnder Reibungsverhältnisse auftreten. Auch im Randbereich sind diese nicht mehr

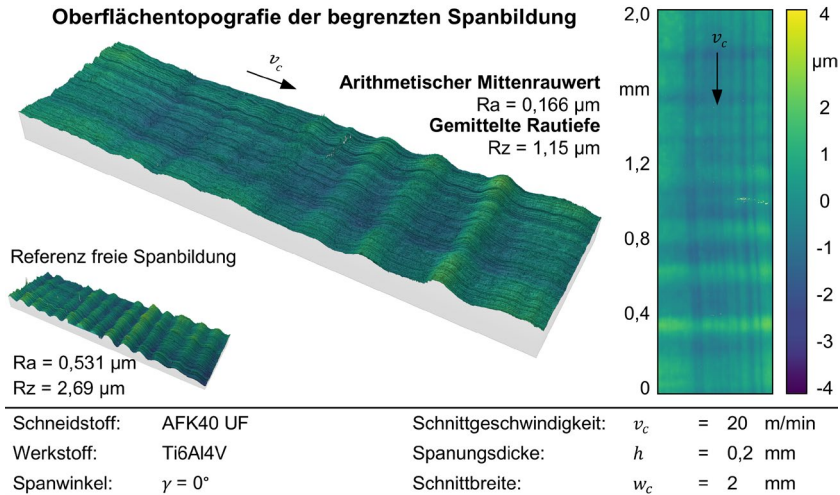
nachweisbar, wo nun jedoch Risse zu erkennen sind, die durch Zugspannungen infolge des seitlichen Werkstoffflusses entstanden sind. Wenngleich die makroskopische Unterdrückung der Segmentierung bei der begrenzten Spanbildung über einen Großteil der Spanbreite erfolgreich ist, fällt bei genauer Betrachtung der Detailaufnahme der Spanoberseite auf, dass über die gesamte Breite leichte Veränderungen der Lichtreflexionen auftreten. Dies deutet darauf hin, dass das Verhindern des Abgleitens der Segmente zwar zu reduzierten Kraftschwankungen und geringeren Beschleunigungsamplituden führt, eine vollständige Unterdrückung der Scherbandbildung jedoch nicht erreicht wird. Um dies zu überprüfen, ist ein Einblick in das Spaninnere erforderlich. Hierzu werden die resultierenden Späne eingebettet, bis zur Mitte geschliffen und anschließend metallografisch präpariert, um das Gefüge im Spaninneren analysieren zu können. In **Abbildung 9.4** sind lichtmikroskopische Aufnahmen des Spanquerschliffs von Ti6Al4V dargestellt.



**Abbildung 9.4:** Metallografisch präparierter Spanquerschliff bei der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min

Die Analyse des Spanquerschnitts zeigt eine nahezu konstante Spandicke, die im Mittel  $h' = 203 \mu\text{m}$  beträgt. Das Gefüge ist zwar teilweise stark verzerrt, insbesondere in den Randbereichen, wo der Span in Kontakt mit der Spanfläche und dem Constraint ist, einzelne Scherbänder lassen sich jedoch nicht identifizieren. Dies deutet darauf hin,

dass, obwohl in der makroskopischen Aufnahme eine teilweise unvollständige Segmentierungsunterdrückung zu erkennen ist, in dem analysierten Bereich des Spans eine vollständige Unterdrückung der Scherbandbildung erreicht werden konnte. In einem solchen Bereich lässt sich auch ein Einfluss auf die resultierende Werkstückoberfläche feststellen, die in **Abbildung 9.5** anhand von konfokalmikroskopischen Aufnahmen dargestellt ist.

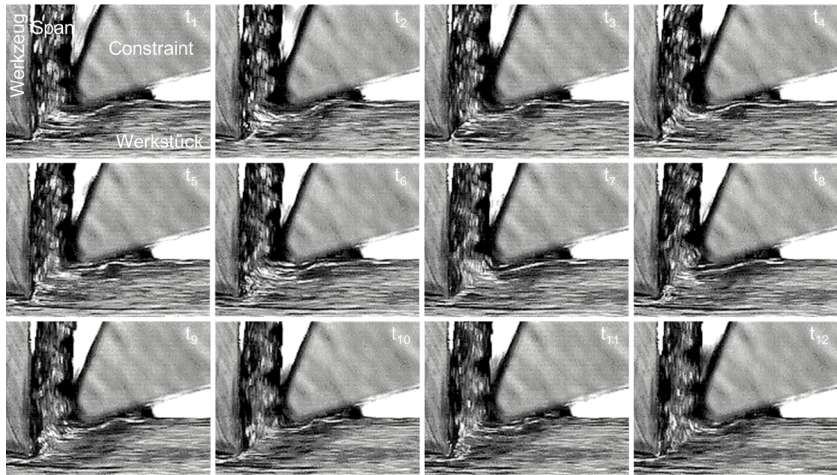


**Abbildung 9.5:** Resultierende Oberflächentopografie der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min

Die Analyse der resultierenden Werkstückoberfläche zeigt eine deutliche Glättung der Rauheitsspitzen, die sich auch in den gemessenen Rauheitskennwerten widerspiegelt. So verringert sich die gemittelte Rautiefe um - 57,2 % auf  $Rz = 1,15 \mu\text{m}$ , während sich der arithmetische Mittenrauwert sogar um - 68,7 % auf  $Ra = 0,166 \mu\text{m}$  reduziert. Der Einsatz des Constraints und die damit verbundene Reduktion von Schwingungen führt somit zu einer signifikanten Verbesserung der Oberflächengüte. Dennoch sind auf der Werkstückoberfläche wiederkehrende Erhöhungen erkennbar, die auf eine teilweise unvollständige unterdrückte Scherbandbildung im Spaninneren durch Abdrängung des Constraint im Zerspanungsprozess zurückzuführen sind.

Nachdem die bisherigen Analysen auf eine vergleichsweise geringe Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min fokussiert waren, wird die Schnittgeschwindigkeit im Folgenden auf  $v_c = 100$  m/min gesteigert, um die industrielle Relevanz der Untersuchung

zu erhöhen. Die nachfolgende **Abbildung 9.6** zeigt die Hochgeschwindigkeitsaufnahme der experimentellen Untersuchungen zu einem Zeitpunkt der kontinuierlichen Spannbildung. Die Zeitintervalle zwischen den Einzelbildern betragen dabei, analog zu den Untersuchungen der freien Spannbildung (**Abbildung 5.3**), konstant  $\Delta t = 0,0294$  ms.



**Experimentelle Untersuchung der begrenzten Spannbildung**

→ 200 µm

Schneidstoff:	AFK40 UF
Werkstoff:	Ti6Al4V
Spanwinkel:	$\gamma = 0^\circ$
Schnittgeschwindigkeit:	$v_c = 100$ m/min
Spanungsdicke:	$h = 0,2$ mm
Spanungsbreite:	$w_c = 2$ mm
Constraintverrundung:	$S_\alpha = 123$ µm
	$S_\gamma = 147$ µm

Video abrufbar unter  
QR-Code oder

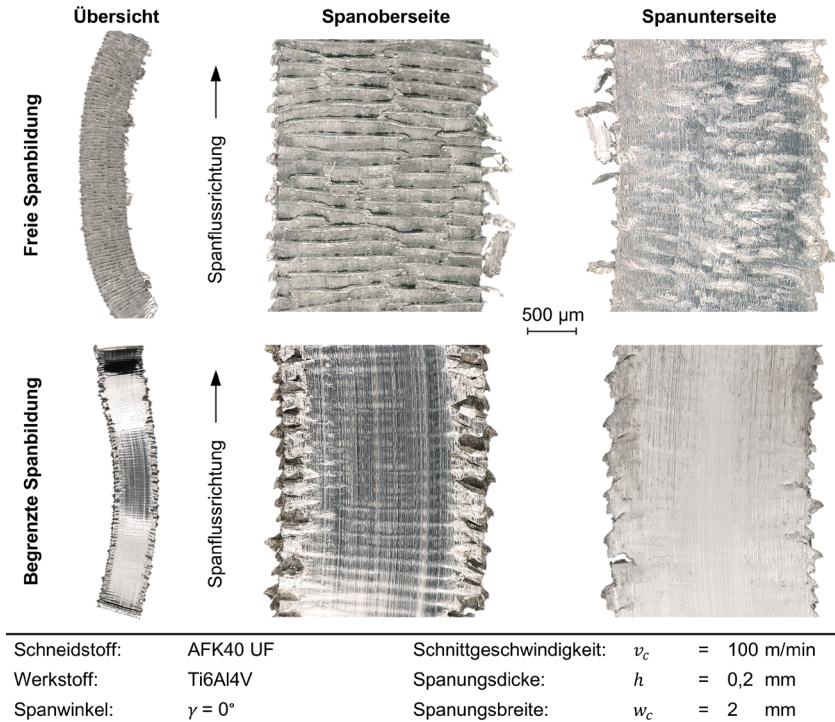
[https://doi.org/10.17877/  
TUDODATA-2025-  
MCD3L8AT](https://doi.org/10.17877/TUDODATA-2025-MCD3L8AT)



**Abbildung 9.6:** Hochgeschwindigkeitsaufnahme des orthogonalen Schnitts der begrenzten Spannbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

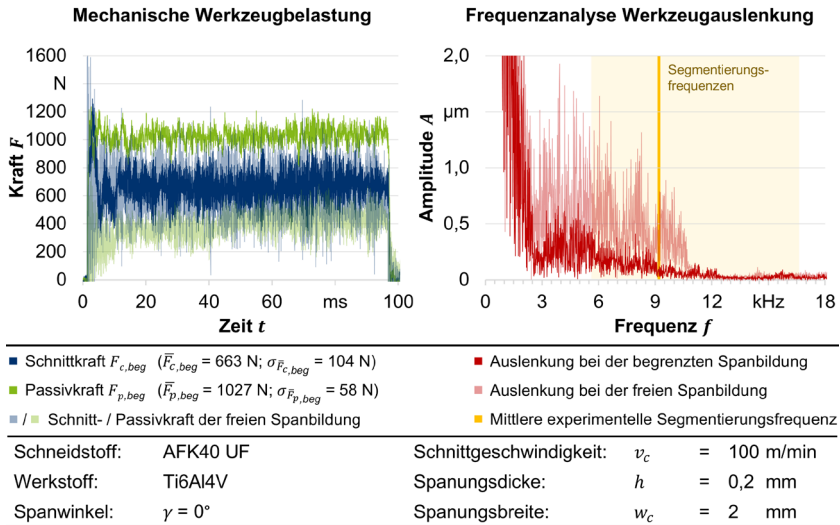
Da erste experimentelle Ergebnisse bei der begrenzten Spannbildung mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min zeigten, dass es auch in diesem Geschwindigkeitsbereich zu einer initialen Abdrängung des Constraints infolge des größeren ersten Segments kommt, wird der Constraint erneut bewusst initial niedriger positioniert, um so eine Vorspannung des Constrainthalters zu erreichen. Dabei muss auch hier berücksichtigt werden, dass sich der Abstand zwischen Constraint und Werkzeugspanfläche

nach dem Kontakt mit dem Werkstück verringert. Für  $v_c = 100$  m/min wird der Constraint so ausgerichtet, dass dieser Abstand unmittelbar vor dem Werkzeugeingriff  $a = 130$   $\mu\text{m}$  beträgt. Dabei lässt sich anhand des Hochgeschwindigkeitsvideos eine deutliche Beeinflussung des Spanbildungsverhaltens beobachten. Der vom Constraint auf die freie Werkstückoberfläche ausgeübte Druck führt zu einer plastischen Verformung des Werkstoffs, die sich anhand veränderter Reflexionen auf der Werkstückoberfläche beobachten lässt. Diese plastischen Verformungen führen zu einem Werkstofffluss in zum Spanfluss abweichender Richtung, der mit steigender Schnittgeschwindigkeit noch stärker ausgeprägt ist. Dies ist einerseits auf die zunehmende thermische Entfestigung des Werkstoffs bei höheren Schnittgeschwindigkeiten und andererseits auf die zur effektiven Segmentierungsunterdrückung notwendige Verringerung des Abstands zwischen Constraint und Werkzeug zurückzuführen, wodurch sich der durch die Vorspannung auf das Werkstück ausgeübte Druck erhöht. Im weiteren Verlauf wird der Werkstoff zwischen Constraint und Werkzeug gleichmäßig entlang der Spanfläche des Werkzeugs geführt, sodass sich phänomenologisch eine Fließspanbildung einstellt. Im Vergleich zur geringeren Schnittgeschwindigkeit zeigt sich diese in den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen jedoch weniger homogen. Dies lässt sich auch anhand eines Vergleichs der Späne erkennen (**Abbildung 9.7**).



**Abbildung 9.7:** Resultierende Spanformen bei der Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

Im Vergleich zur freien Spanbildung zeigt sich zwar auch hier eine deutliche Glättung der Spansegmentierung und der geglättete Bereich ist über die gesamte Spanbreite hinweg größer, jedoch lassen sich im Gegensatz zur geringeren Schnittgeschwindigkeit auch innerhalb dieses geglätteten Bereichs Scherbänder erkennen, die sich über die gesamte Spanbreite erstrecken. Darüber hinaus sind diese Scherbänder bei der höheren Schnittgeschwindigkeit auch auf der Spanunterseite sichtbar. Die Beschaffenheit der Spanunterseite deutet allerdings darauf hin, dass trotz dieser Veränderungen zeitlich konstante Reibungsbedingungen vorlagen. Um dies zu überprüfen, eignet sich eine Analyse der mechanischen Werkzeugbelastungen und der Werkzeugauslenkungen (**Abbildung 9.8**).

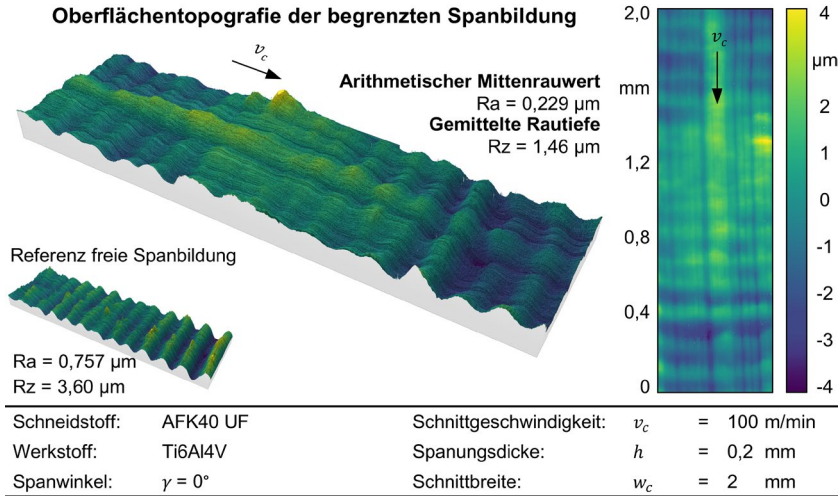


**Abbildung 9.8:** Mechanische Werkzeugbelastung und Frequenzanalyse der Werkzeugbeschleunigung bei der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

Ähnlich wie bei der geringeren Schnittgeschwindigkeit zeigt sich bei den mechanischen Werkzeugbelastungen für beide Kraftkomponenten eine Glättung der Signale im Vergleich zur freien Spanbildung. Bei der Schnittkraft spiegelt sich diese in einer um - 41,2 % verringerten Standardabweichung wider, während der arithmetische Mittelwert mit einer Zunahme von lediglich + 1,8 % nahezu konstant bleibt. Auch die Passivkraft weist eine Abnahme der Standardabweichung um - 30,1 % auf. Für den arithmetischen Mittelwert der Passivkraft zeigt sich allerdings eine signifikante Erhöhung um + 158,0 % auf  $\bar{F}_{p,beg} = 1027$  N, womit die Passivkraft die Schnittkraft übersteigt. Diese starke Zunahme der Passivkraft ist auf den erhöhten Druck in der Spanbildungszone zurückzuführen, der durch die Begrenzung des Spanraums mittels des Constraints entsteht. Um eine Unterdrückung des Scherversagens und damit der Spansegmentierung zu erreichen, ist bei steigender Schnittgeschwindigkeit eine Verringerung des Constraintabstands erforderlich. Wird der Spalt zwischen Constraint und Werkzeug so klein, dass er die Spannungsdicke unterschreitet, muss der Span unter erheblichem Widerstand durch diesen Spalt gepresst werden. Dies führt einerseits zu einer Zunahme der mechanischen Belastungen und andererseits zu einer erhöhten Flächenpressung zwischen Span und Spanfläche. Dadurch erhöht sich bei hohen Spanflussgeschwindig-

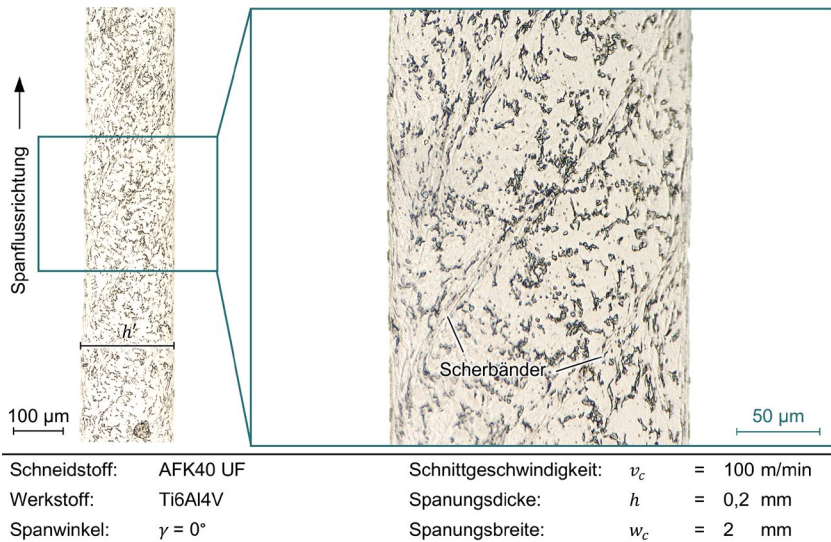
keiten infolge hoher Schnittgeschwindigkeiten die in Spanflussrichtung wirkende Passivkraft. Dieser Effekt wird zusätzlich verstärkt, da durch die Verringerung des Spanraums eine Reduzierung der Spandicke erzwungen wird, wodurch sich die Spanflussgeschwindigkeit weiter erhöht.

Die durch den Constraint hervorgerufene Veränderung des Spanflusses wirkt auch das Schwingungsverhalten des Systems aus. Eine detaillierte Analyse der Werkzeugauslenkungen zeigt, dass der Einsatz des Constraints über den gesamten untersuchten Frequenzbereich zu einer geringeren Werkzeugauslenkung führt. Besonders ausgeprägt ist dieser Effekt im Bereich der experimentell ermittelten Segmentierungsfrequenzen. Insbesondere im Bereich der mittleren Segmentierungsfrequenz lässt sich eine Reduktion der Amplituden um bis zu 75 % feststellen, was auf eine deutliche Schwingungsdämpfung infolge der durch den Constraint bewirkten Segmentierungsunterdrückung hinweist. Dies belegt auch eine Analyse der resultierenden Werkstückoberfläche anhand von konfokalmikroskopischen Aufnahmen (**Abbildung 9.9**). Bei diesen lässt sich im Vergleich zur resultierenden Werkstückoberfläche bei der freien Spanbildung eine Glättung der Rauheitsspitzen erkennen, die bei der begrenzten Spanbildung mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min jedoch deutlich weniger ausgeprägt sind als bei  $v_c = 20$  m/min. Dennoch belegen die gemessenen Rauheitskennwerte eine eindeutige Verbesserung der Oberflächengüte. Die gemittelte Rautiefe beträgt  $R_z = 1,46$   $\mu\text{m}$ , was einer Reduktion um - 59,7 % im Vergleich zur freien Spanbildung entspricht und auch der arithmetische Mittenrauwert verringert sich um - 69,7 % auf  $R_a = 0,229$   $\mu\text{m}$ .



**Abbildung 9.9:** Resultierende Oberflächentopografie der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

Obwohl die Oberflächengüte bei der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V und bei höherer Schnittgeschwindigkeit schlechter ist als bei der geringeren Schnittgeschwindigkeit, bleibt die prozentuale Verbesserung gegenüber der freien Spanbildung auf einem vergleichbaren Niveau und übersteigt diese sogar leicht (für  $v_c = 20$  m/min bei 57,2 % für Rz und 68,7 % für Ra). Dies zeigt, dass auch bei einer erhöhten Schnittgeschwindigkeit der Einsatz des Constraints und die damit verbundene Reduktion von Schwingungen zu einer signifikanten Verbesserung der Oberflächengüte im Vergleich zur freien Spanbildung führen. Allerdings bleibt das periodische Oberflächenprofil erhalten, was eine nicht vollständig unterdrückte Scherbandbildung im Spaninneren vermuten lässt. Um dies zu überprüfen, werden abschließend lichtmikroskopische Aufnahmen des metallografisch präparierten Spanquerschliffs erzeugt, die in **Abbildung 9.10** dargestellt sind.



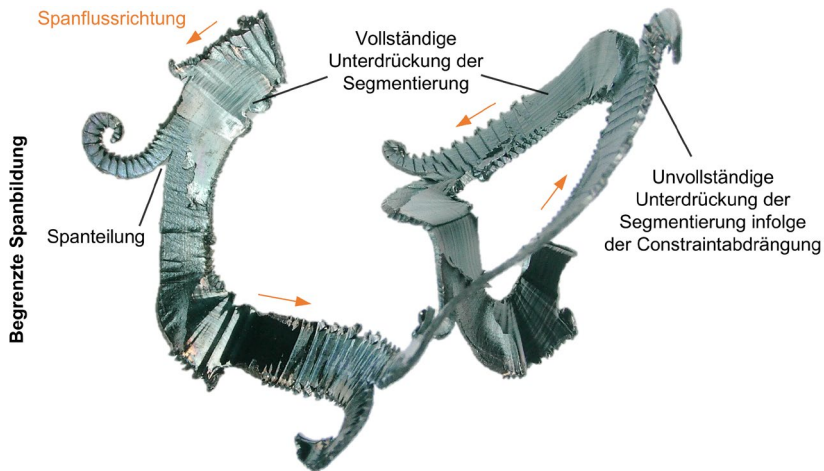
**Abbildung 9.10:** Metallografisch präparierter Spanquerschliff bei der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

Wie bei der geringeren Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min zeigt sich auch für  $v_c = 100$  m/min eine glatte Spanmorphologie. Die mittlere Spandicke von  $h' = 172$   $\mu\text{m}$  ist gegenüber der geringeren Schnittgeschwindigkeit jedoch deutlich verringert und liegt damit unterhalb der Spandicke. Dies ist eine Folge des verringerten Constraintabstands und belegt noch einmal, dass der Span unter erheblichem Widerstand durch dem Spalt zwischen Werkzeug und Constraint gedrückt werden musste. Im Spaninneren lassen sich bei der Analyse der Gefügestruktur deutlich Bereiche mit lokal stark gestreckten Körnern erkennen, sodass sich schlussfolgern lässt, dass durch eine Begrenzung des Spanraums im Rahmen dieser Untersuchungen zwar eine Unterdrückung der Spansegmentierung stattgefunden hat, die Scherbandbildung durch Einsatz eines Constraints jedoch für höhere Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min nicht vermieden werden kann.

## 9.2 Zerspangung der Stahllegierung 51CrV4

Im Folgenden wird die begrenzte Spanbildung Stahllegierung 51CrV4 durch Einsatz eines Constraints untersucht. Dazu werden die Ergebnisse der experimentellen Spanbildungsanalysen im orthogonalen Schnitt vorgestellt. Eine zentrale Herausforderung ergibt sich aus der hohen Härte von 51CrV4, die eine erhöhte Kraft erfordert, um den

Constraint während des Spanbildungsprozesses stabil in Position zu halten. Dabei zeigt sich, dass analog zur begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V die größere maximale Spandicke des ersten Segmentes auch bei der Zerspanung von 51CrV4 zunächst zu einer Abdrängung des Constraints führt. Dieser kehrt infolge der Rückfederung des Constrainthalters zwar annähernd in seine ursprüngliche Position zurück, jedoch wird dieser Prozess durch die hohe Härte von 51CrV4 und die entsprechend erforderlichen Kräfte erheblich erschwert und der Constraint infolgedessen immer wieder abgedrängt. Trotz dieser Herausforderungen kann eine abschnittsweise vollständige Unterdrückung der Segmentierung von 51CrV4 erreicht werden, was anhand des in **Abbildung 9.11** dargestellten Spans ersichtlich ist.

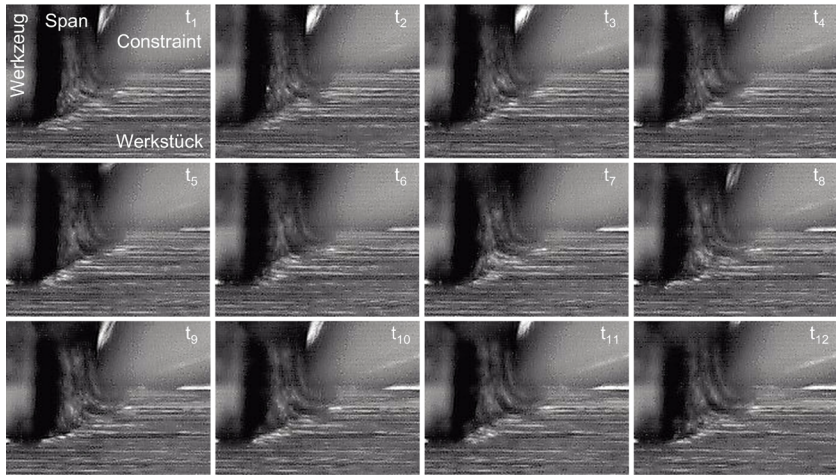


Schneidstoff:	AFK40 UF	Schnittgeschwindigkeit:	$v_c$	=	100 m/min
Werkstoff:	51CrV4	Spanungsdicke:	$h$	=	0,2 mm
Spanwinkel:	$\gamma = 0^\circ$	Spanungsbreite:	$w_c$	=	2 mm

**Abbildung 9.11:** Resultierender Span der begrenzten Spanbildung von 51CrV4 mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

Dabei zeigt sich, dass es infolge der hohen Spannungen, die durch den Constraint im Werkstoff erzeugt werden, in Bereichen mit vollständiger Segmentierungsunterdrückung zu einer Teilung des Spans kommt. Diese tritt teilweise vor den Bereichen der vollständigen Unterdrückung, meist jedoch dahinter auf. Da in den Bereichen, in denen der Constraint abgedrängt wird, die Spanbildungsanalyse, insbesondere infolge der Spannteilung, anhand der Hochgeschwindigkeitsvideografie nur eingeschränkt möglich

ist, werden für die Analyse gezielt Zeitabschnitte ausgewählt, in denen eine vollständige Unterdrückung der Spansegmentierung beobachtet werden kann. Eine entsprechende Bildfolge aus den Hochgeschwindigkeitsvideos ist in **Abbildung 9.12** dargestellt. Die Zeitintervalle zwischen den Einzelbildern bleiben über die gesamte Sequenz konstant bei  $\Delta t = 0,0294$  ms.



#### Experimentelle Untersuchung der begrenzten Spanbildung

→ 200 µm

Schneidstoff:	AFK40 UF
Werkstoff:	51CrV4
Spanwinkel:	$\gamma = 0^\circ$
Schnittgeschwindigkeit:	$v_c = 100$ m/min
Spanungsdicke:	$h = 0,2$ mm
Spanungsbreite:	$w_c = 2$ mm
Constraintverrundung:	$S_\alpha = 93$ µm
	$S_\gamma = 124$ µm

Video abrufbar unter

QR-Code oder

<https://doi.org/10.17877/>

[TUDODATA-2025-](https://doi.org/10.17877/TUDODATA-2025-MCD3L8AT)

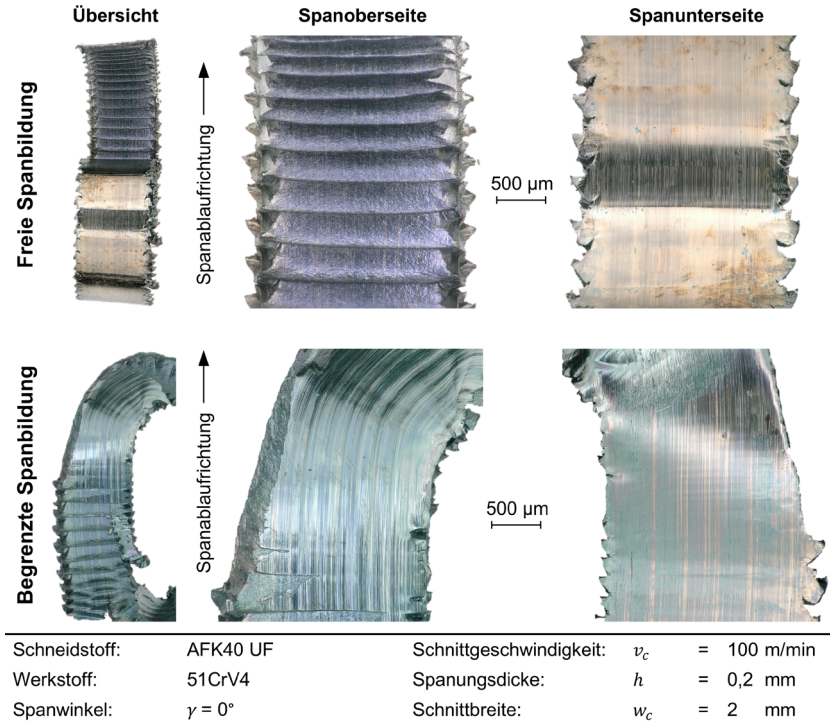
[MCD3L8AT](https://doi.org/10.17877/TUDODATA-2025-MCD3L8AT)



**Abbildung 9.12:** Hochgeschwindigkeitsaufnahme des orthogonalen Schnitts der begrenzten Spanbildung von 51CrV4 mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

In dem dargestellten Bereich lässt sich die Scherebene in der primären Scherzone deutlich erkennen. Der Constraint, der im Hochgeschwindigkeitsvideo unscharf erscheint, da er breiter als das Werkstück ist, befindet sich in direktem Kontakt mit der Scherzone. Durch die Kombination aus der durch den ausgeübten Druck des Constraints erzeugten Spannung in der Scherzone und der Begrenzung des Spanraums wird der Werkstoff gezielt durch den Spalt zwischen Werkzeugspanfläche und Constraint geführt. Die Spandicke bleibt für alle Zeitpunkte der vollständigen Segmentierungsunterdrückung nahezu konstant. Auch anhand der lichtmikroskopischen Aufnahmen der resultierenden

Späne in **Abbildung 9.13** lässt sich in diesem Bereich eine vollständige Segmentierungsunterdrückung erkennen.

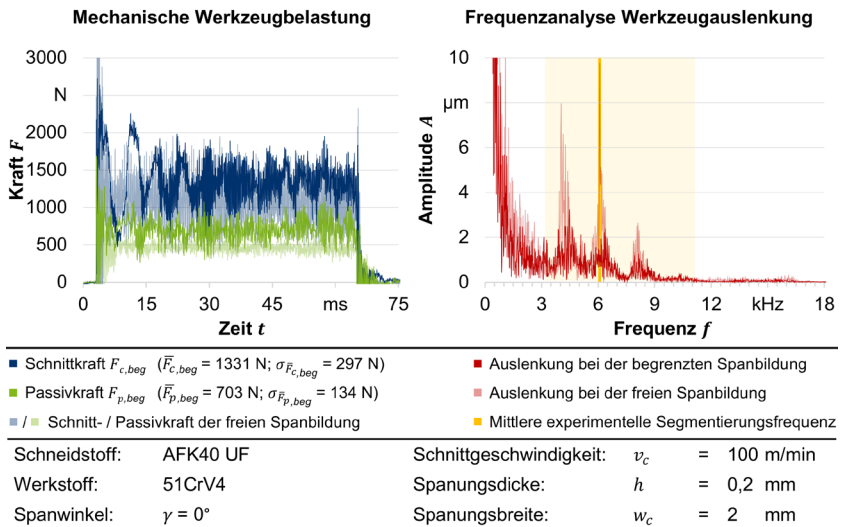


**Abbildung 9.13:** Resultierende Spanformen bei der Spanbildung von 51CrV4 bei einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

Es ist zu erkennen, dass durch die Begrenzung des Spanraums eine Fließspanbildung erzwungen wurde. In diesem Bereich sind keine Segmentierungsmarken sichtbar. Sowohl auf der Spanober- als auch auf der Spanunterseite zeigen sich die charakteristischen Ablaufriefen, die auf die Reibung mit der Werkzeugspanfläche (Spanunterseite) sowie mit dem Constraint (Spanoberseite) zurückzuführen sind. Darüber hinaus lässt sich beobachten, dass es nach einer erfolgreichen vollständigen Segmentierungsunterdrückung infolge der Abdrängung des Constraints zunächst zu einer nur teilweisen Unterdrückung kommt. Erst im weiteren Verlauf bildet sich eine Segmentierung aus, die der freien Spanbildung stark ähnelt.

Auffällig sind zudem die veränderten Farben des Spans, die darauf hindeuten, dass der Werkstoff während des Zerspanprozesses bei der begrenzten Spanbildung höheren Temperaturen ausgesetzt war. Dies ist plausibel, da die Spanraumbegrenzung eine verstärkte Verformung in der Spanbildungszone bewirkt und der Kontakt des Constraints mit der freien Werkstückoberfläche zusätzliche Reibungswärme erzeugt.

Die Auswirkungen der Spanraumbegrenzung auf die mechanischen Werkzeugbelastungen sowie die resultierenden Werkzeugauslenkungen lassen sich anhand von **Abbildung 9.14** analysieren. Zur besseren Vergleichbarkeit sind sowohl die mechanischen Werkzeugbelastungen als auch die Ergebnisse der zweifach integrierten Frequenzanalyse der Beschleunigungssensoren in Schnittrichtungsrichtung für die freie Spanbildung im Hintergrund verblasst dargestellt.



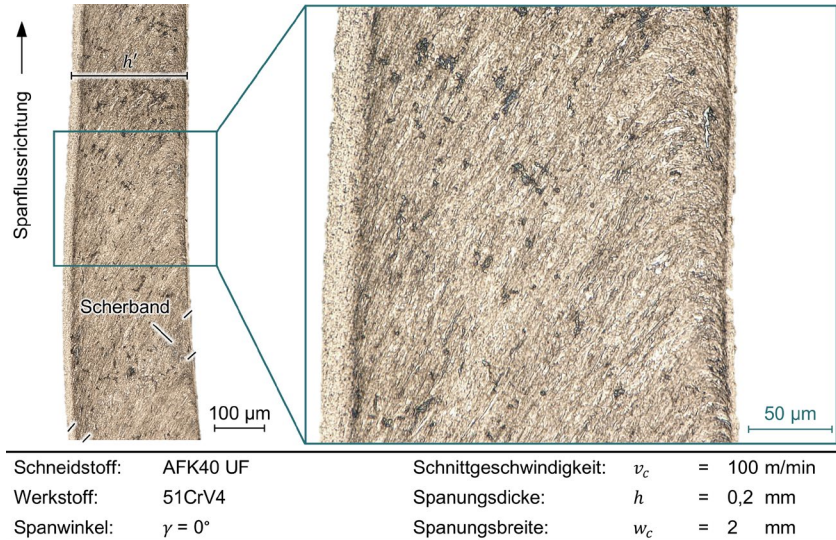
**Abbildung 9.14:** Mechanische Werkzeugbelastung und Frequenzanalyse der Werkzeugauslenkung bei der begrenzten Spanbildung von 51CrV4 mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100 \text{ m/min}$

Ähnlich wie bei der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V führt der Einsatz des Constraints bei der Zerspanung von 51CrV4 zu einer Veränderung der Niveaus beider Kraftkomponenten der mechanischen Werkzeugbelastung. Allerdings zeigt sich hier, dass der Constraint eine allgemeine Erhöhung der Kräfte bewirkt. Der arithmetische Mittelwert der Schnittkraft steigt infolge des Drucks, den der Constraint auf die Scherzone

und den entstehenden Span ausübt, um + 17,6 % auf  $\bar{F}_{c,beg} = 1331$  N. Auch der Mittelwert der Passivkraft erhöht sich von  $\bar{F}_p = 466$  N um + 50,9 % auf  $\bar{F}_{p,beg} = 703$  N. Gleichzeitig nimmt die Standardabweichung der Passivkraft um + 123,3 % von  $\bar{\sigma}_p = 60$  N auf  $\bar{\sigma}_{p,beg} = 134$  N zu. Dies ist darauf zurückzuführen, dass durch den Einsatz des Constraints ein Kraftschluss entsteht, wodurch sich die zuvor bei der freien Spanbildung auftretenden variierenden Kraftverläufe nun synchronisieren und an denselben Stellen Minima und Maxima aufweisen. Die Standardabweichung der Schnittkraft steigt ebenfalls um + 4,9 % im Vergleich zur freien Spanbildung, nimmt in Relation zum stärker steigenden Mittelwert jedoch leicht ab. Dies lässt sich auf die signifikante Veränderung des Kraftverlaufs infolge des Constraints zurückführen. Während der Kraftverlauf bei der freien Spanbildung weitgehend stationär war und durch hochfrequente Schwankungen infolge der Spansegmentierung geprägt wurde, treten bei der begrenzten Spanbildung regelmäßige Phasen auf, in denen diese hochfrequenten Schwankungen deutlich reduziert sind, was ein Hinweis darauf ist, dass in diesen Bereichen eine Segmentierungsunterdrückung stattgefunden hat. Gleichzeitig sind jedoch ausgeprägte niederfrequente Schwankungen des Schnittkraftverlaufs erkennbar, die auf die Abdrängung und Rückfederung des Constraints zurückzuführen sind und die Zunahme der Standardabweichung erklären.

Trotz der eher unerwünschten Einflüsse auf die mechanischen Werkzeugbelastungen zeigt die Analyse der Werkzeugauslenkungen in Schnittrichtungsrichtung, dass der Einsatz des Constraints zu einer Reduzierung der spanbildungsinduzierten Werkzeugschwingungen führt. Über das gesamte untersuchte Frequenzspektrum hinweg sind die Amplituden deutlich geringer, wenngleich die dominanten Frequenzanteile weiterhin vorhanden sind. Letzteres lässt sich darauf zurückführen, dass die FFT-Analyse über den gesamten stationären Bereich durchgeführt wurde, wodurch auch Zeitabschnitte einbezogen werden, in denen der Constraint abgedrängt wurde und keine oder nur eine unzureichende Unterdrückung der Spansegmentierung erfolgte. Naheliegender wäre es daher, anhand einer exemplarischen FFT-Analyse in einem Bereich, in dem die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen eine vollständige Fließspanbildung zeigen, zu überprüfen, ob die Reduzierung der Amplituden tatsächlich auf eine Unterdrückung der Spansegmentierung zurückzuführen ist oder ob sie lediglich durch eine Versteifung des Systems durch Einsatz des Constraints erfolgt. Eine solche gezielte Analyse erweist sich jedoch als problematisch, da die begrenzte Anzahl an verfügbaren Datenpunkten keine belastbare FFT-Analyse zulässt. Zur Analyse, inwiefern in Bereichen mit vollständiger Segmentierungsunterdrückung auch eine Unterdrückung der Scherbandbildung stattgefunden hat, wird analog zu den bisherigen Untersuchungen eine Präparation des Spanquer-

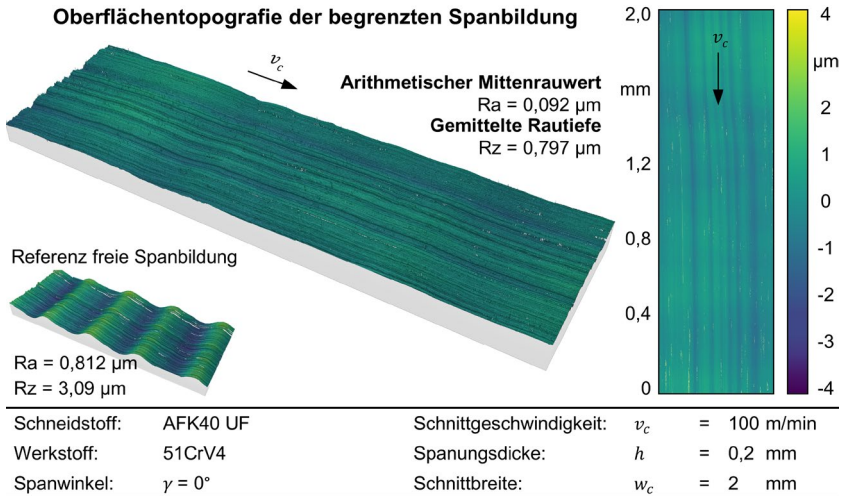
schnitts durchgeführt. **Abbildung 9.15** zeigt einen Gefügeschliff eines Spanquerschnitts, der aus den experimentellen Untersuchungen zur begrenzten Spanbildung resultiert.



**Abbildung 9.15:** Metallgrafisch präparierter Spanquerschliff bei der begrenzten Spanbildung von 51CrV4 mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min

Der Span zeigt eindeutig eine erfolgreiche Glättung und Unterdrückung der Segmentbildung. Im oberen Bereich des dargestellten Spanausschnitts lässt sich zwar ein stark verzerrtes Gefüge beobachten, das jedoch keine Anzeichen eines Scherbandes aufweist. Zudem lässt sich deutlich die WEL an der Spanunterseite erkennen. In der vergrößerten Darstellung lässt sich darüber hinaus feststellen, dass sich dort ebenfalls eine WEL gebildet hat. Dies deutet darauf hin, dass es infolge der Spanraumbegrenzung zu hohen Drücken und Temperaturen im Bereich der Constraintkante kam. Unterhalb der WEL an der Spanoberseite lässt sich eine Verformung des Gefüges infolge des Constrainteinflusses erkennen. Darüber hinaus spiegelt sich die Abdrängung des Constraints auch in einer Veränderung der resultierenden Spandicke wider. Beträgt die mittlere Spandicke im oberen Bereich noch  $h' = 231$   $\mu\text{m}$  steigt sie im weiteren Verlauf auf  $h' = 258$   $\mu\text{m}$  im unteren Bereich an. Der Druck, den der Constraint dann noch auf den Span ausübt, reicht zwar aus, um eine Segmentierung zu verhindern, jedoch ist er nicht mehr ausreichend, um eine Scherbandbildung vollständig zu unterdrücken. Infolge der geringeren Drücke zeigt sich dann auch eine dünnere WEL.

In Bereichen vollständiger Segmentierungsunterdrückung lässt sich auch ein deutlicher Einfluss auf die resultierende Werkstückoberfläche feststellen. Diese ist in der nachfolgenden **Abbildung 9.16** anhand einer konfokalmikroskopischen Aufnahme dargestellt.



**Abbildung 9.16:** Resultierende Oberflächentopografie bei der begrenzten Spanbildung von 51CrV4 mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100 \text{ m/min}$

Im Vergleich zur Referenzoberfläche bei der freien Spanbildung zeigt sich bereits anhand der Topografiebilder eine deutliche Glättung der Oberflächengüte. Die durch die Segmentspanbildung entstandenen Rauheitsspitzen und -täler sind nicht mehr nachweisbar. Einzig Riefen in Schnittrichtung, die vermutlich auf die Schartigkeit oder Mikroausbrüche der Schneidkante zurückzuführen sind, lassen sich erkennen. Die Rauheitskennwerte bestätigen die Verbesserung der Oberflächenqualität. Der arithmetische Mittenrauwert reduziert sich um  $-89 \%$  auf  $R_a = 0,092 \mu\text{m}$ , während die gemittelte Rautiefe um  $-74 \%$  auf  $R_z = 0,797 \mu\text{m}$  abnimmt. Wenngleich diese Oberflächenqualität aufgrund der unvollständigen Segmentspanunterdrückung nicht über die gesamte Schnittlänge erreicht werden kann, so ist die Verbesserung in Bereichen vollständiger Unterdrückung der Spansegmentierung erheblich und stellt einen bedeutenden Fortschritt dar.

## 10 Zusammenfassung und Ausblick

In industriellen Bereichen wie der Luft- und Raumfahrttechnik oder der Medizintechnik steigt der Bedarf an Bauteilen höchster Qualität, die gleichzeitig hohe Sicherheitsbestimmungen erfüllen müssen. Um diesen Anforderungen gerecht zu werden, werden häufig hochleistungsfähige Werkstoffe eingesetzt, die durch eine Kombination aus hoher Festigkeit, Warmfestigkeit, Korrosionsbeständigkeit oder Biokompatibilität charakterisiert sind. Zu diesen Werkstoffen gehören Titanlegierungen oder hochfeste Stahllegierungen, deren mechanische und thermische Eigenschaften jedoch zu Herausforderungen bei der spanenden Bearbeitung führen. Neben hohen mechanischen Werkzeugbelastungen und Werkzeugtemperaturen, die mit hohen Werkzeugverschleißraten einhergehen, tritt bei diesen Werkstoffen häufig eine Segmentspanbildung auf. Diese entsteht infolge zyklischer Scherversagensvorgänge in der primären Scherzone und führt zu einer periodischen Anregung der Werkzeuge. Dadurch wird der Werkzeugverschleiß erhöht, die Oberflächenqualität des Werkstücks vermindert und die Lebensdauer von Werkzeugmaschinenkomponenten reduziert. Um diesen Herausforderungen zu begegnen, existieren verschiedene Ansätze zur Vermeidung spanbildungsinduzierter Schwingungen. Ein vielversprechender Ansatz ist der Einsatz eines Constraints, bei dem es sich um einen Gegenkörper handelt, der im Zerspanungsprozess vor der Werkzeugspanfläche im Bereich der primären Scherzone positioniert wird. Dabei wirkt durch die gezielte Begrenzung des Spanraums ein hydrostatischer Druck in der Spanbildungszone, wodurch die Bildung von Werkstoffsegmenten infolge von Scherversagen unterbunden wird. Bisher wurde der Einsatz von Constraints vorwiegend anhand von weichen Werkstoffen untersucht und anschließend eine Übertragbarkeit der Ergebnisse angenommen. Kamen industrierelevante Werkstoffe zum Einsatz, wurden die Schnittwerte häufig auf nicht praxisnahe Schnittwertkombinationen herabgesetzt.

Das Ziel der vorliegenden wissenschaftlichen Arbeit war es, diese bestehende Forschungslücke zu schließen, indem ein Werkzeugsystem für die Zerspanung der Titanlegierung Ti6Al4V sowie der Stahllegierung 51CrV4 entwickelt wurde, das durch die gezielte Begrenzung des Spanraums die Segmentspanbildung unter industrierelevanten Schnittbedingungen verhindert. Zwei wesentliche Einflussgrößen zur Erreichung dieses Ziels sind die Constraintkantengestalt sowie die Positionierung des Constraints. Um die Einflüsse dieser Parameter systematisch analysieren zu können, war es zunächst erforderlich, die Segmentspanbildung für beide Werkstoffe umfassend zu charakterisieren. Hierzu wurden experimentelle Untersuchungen der freien Spanbildung im orthogonalen Schnitt durchgeführt, bei denen die Spanbildungsvorgänge operando mittels der Hochgeschwindigkeitsvideografie visualisiert wurden. Dabei zeigte sich, dass die

Spansegmentierung sowohl für Ti6Al4V als auch für 51CrV4 stark von den Schnittwerten abhängig ist. So führten geringe Schnittgeschwindigkeiten und geringe Spanungsdicken bei der Zerspanung der Titanlegierung Ti6Al4V zu kleinen Segmenten, die eher als Lamellenpanbildung zu charakterisieren sind. Mit steigenden Schnittwerten stellte sich hingegen die charakteristische Segmentspanbildung ein. Gleichzeitig konnte beobachtet werden, dass die Segmentierung bei geringen Schnittwerten zunächst aperiodisch verlief, mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit jedoch periodisch wurde. Dieses Verhalten ist auf thermisch induzierte Scherbänder zurückzuführen, die durch die thermische Entfestigung bei höheren Temperaturen infolge gesteigerter Schnittgeschwindigkeiten entstehen. Die metallografischen Analysen der Spanquerschnitte belegten die Entstehung dieser Scherbänder eindeutig. Zwischen den Segmenten, deren Gefügestruktur weitgehend dem Grundgefüge entsprach, zeigten sich in den Scherbändern stark gestreckte Körner entlang der Scherebene, was auf die intensive plastische Verformung in der primären Scherzone hinweist. Darüber hinaus zeigte sich auch ein Einfluss der Spansegmentierung auf die mechanischen Werkzeugbelastungen sowie die Amplituden der Werkzeugauslenkungen. Während die mechanischen Werkzeugbelastungen starke Schwankungen aufwiesen, die sich in einer hohen Standardabweichung widerspiegelten, traten im Bereich der Frequenzen, die anhand der Hochgeschwindigkeitsvideos als Segmentierungsfrequenzen identifiziert wurden, die größten Werkzeugauslenkungen auf. Dies führte zu einem periodischen Oberflächenprofil der resultierenden Werkstückoberfläche.

Für die Stahllegierung 51CrV4 zeigte sich bei der freien Spanbildung im orthogonalen Schnitt ebenfalls eine starke Abhängigkeit der Spanmorphologie von der Schnittgeschwindigkeit. Bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten trat eine Fließspanbildung mit ausgeprägter Spanstauchung auf. Gleichzeitig konnte im Randbereich der Späne eine Segmentierung beobachtet werden, die infolge des seitlichen Werkstoffflusses und des sich infolgedessen ändernden Spannungszustands im Randbereich entstand. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit führte die zunehmende thermische Entfestigung des Werkstoffs zu einer homogenisierten Fließspanbildung über die gesamte Spanbreite. Gleichzeitig konnte eine deutliche Reduktion der Spanstauchung beobachtet werden, da die Abnahme der Werkstofffestigkeit die plastische Verformung erleichterte. Wurde die Schnittgeschwindigkeit weiter erhöht, stellte sich ab  $v_c = 100$  m/min die charakteristische Segmentspanbildung ein. Diese war auf ein verstärktes Scherversagen in der primären Scherzone zurückzuführen, das durch die Kombination aus thermischer Entfestigung und erhöhter Schergeschwindigkeit begünstigt wurde. Eine Analyse der Scherbänder ergab, dass sich das Gefüge innerhalb der Scherbänder deutlich von dem der Segmente unterscheidet. Während das Gefüge innerhalb der Segmente gegenüber

dem Grundgefüge zwar deformiert wurde, in seiner Struktur jedoch weitgehend unverändert blieb, zeigte sich in den Scherbändern eine signifikante Kornfeinung. Dies belegt, dass der Mechanismus der Spansegmentierung bei Stahllegierungen sich grundlegend von dem bei Titanlegierungen unterscheidet. Während bei Titanlegierungen thermisch induzierte Scherbänder mit einem stark deformierten Gefüge dominieren, ist der Segmentierungsmechanismus bei Stahllegierungen maßgeblich durch den inversen Hall-Petch-Effekt geprägt. Bei diesem unterschreiten die Korngrößen einen kritischen Korndurchmesser, wodurch die Kornfeinung nicht mehr zu einer Erhöhung der Festigkeit infolge der Behinderung von Versetzungsbewegungen, sondern zu einer Entfestigung durch Korngrenzgleiten führt. Die Analysen der mechanischen Werkzeugbelastungen sowie der Werkzeugauslenkungen in Schnittrichtung zeigten eine ausgeprägte Anregung des Werkzeugs im Bereich der experimentell ermittelten Segmentierungsfrequenzen. Diese Anregung wurde zusätzlich verstärkt, da die mittlere Segmentierungsfrequenz im Bereich einer Eigenfrequenz des Werkzeugsystems lag, was zu einer Resonanzanregung führte. Auf die resultierende Werkstückoberflächentopografie hatte die Segmentspanbildung bei der Stahllegierung 51CrV4 einen vergleichbaren Einfluss wie bei der Titanlegierung Ti6Al4V. Es ließ sich eine periodische Verteilung von Rauheitsspitzen und -tälern feststellen, die auf die periodischen Werkzeugschwingungen infolge der Segmentierungsfrequenz zurückzuführen war.

Um im weiteren Verlauf der Arbeit die Spanbildungssimulation für die Auslegung der begrenzten Spanbildung nutzen zu können, wurden anschließend für die Titanlegierung Ti6Al4V umfassende Werkstoffcharakterisierungsversuche durchgeführt. Deren Ergebnisse dienten zur Kalibrierung verschiedener Teilmodelle, die in das Spanbildungsmodell implementiert wurden, wodurch eine Abbildung des charakteristischen Werkstoffverhaltens ermöglicht werden sollte. Für die Modellierung des Fließspannungsverhaltens wurde ein Johnson-Cook-Fließspannungsmodell verwendet, das anhand von quasistatischen sowie hochdynamischen Kompressionsversuchen kalibriert wurde. Dabei wurden die hochdynamischen Versuche unter Verwendung von zylindrischen Werkstoffproben an einem Split-Hopkinson-Pressure-Bar (SHPB) unter Variation der Dehnung, Dehnrate und Temperatur durchgeführt. Zur Parametrierung eines Johnson-Cook-Schädigungsmodells, das das dehnungsabhängige Werkstoffversagen beschreibt, wurden ebenfalls experimentelle Charakterisierungsversuche am SHPB durchgeführt. Hierbei kamen hutförmige Werkstoffproben zum Einsatz, bei denen eine axiale Belastung zu einer gezielten Scherbeanspruchung führt, wodurch das Werkstoffverhalten in der primären Scherzone charakteristisch abgebildet werden kann. Die Auswertung dieser experimentellen Charakterisierungsversuche erfolgte durch eine neuentwickelte Auswertungsmethodik. Bei dieser wurde anhand der elastischen Dehnungen des Eingangsstaßes für jeden Versuch der Zeitpunkt des Werkstoffversagens bestimmt, also der

abrupte Abfall des Messsignals des ersten reflektierten Impulses. Anschließend wurden FE-Simulationen der experimentellen Charakterisierungsversuche durchgeführt und die Dehnung, die Dehnrage, die Triaxialität und die Temperatur zum anhand des SHPB-Versuchs ermittelten Zeitpunkt des Werkstoffversagens an einem Punkt in der Mitte des Scherbands ausgewertet. Nach demselben Verfahren wurden auch FE-Simulationen der SHPB-Versuche mit zylindrischer Probengestalt sowie FE-Simulationen von Zugversuchen durchgeführt und entsprechend ausgewertet. Daraus ergab sich eine umfassende Ergebnismatrix, die als Grundlage für die anschließende Parametrierung des Johnson-Cook-Schädigungsmodells diente. Für die Modellierung der Reibung wurden experimentelle Charakterisierungsversuche auf einem Sondertribometer durchgeführt. Dabei wurde unter einer definierten Zustellung die Relativgeschwindigkeit zwischen einem Grundkörper aus dem Werkzeugwerkstoff der Zerspanungsuntersuchungen und einem Gegenkörper aus dem Werkstückwerkstoff gezielt variiert. Die aus den Versuchen gewonnenen Messdaten dienten anschließend zur Kalibrierung eines Reibungsmodells nach Coulomb mit relativgeschwindigkeitsabhängigem Reibungskoeffizienten. Für die Simulation der freien Spanbildung der Stahllegierung 51CrV4 wurde auf eine erneute Charakterisierung des Werkstoffverhaltens verzichtet. Dieses wurde bereits ausführlich im Rahmen der Dissertation von *Marcel Tiffe* am ISF charakterisiert und auf Basis dessen ein entsprechendes Spanbildungsmodell entwickelt, das im Rahmen dieser Arbeit aufgegriffen wurde.

Die Spanbildungssimulation unter Anwendung der kalibrierten Modelle führte bei der simulativen Abbildung der freien Spanbildung von Ti6Al4V zu einer erfolgreichen Vorhersage der charakteristischen Segmentspanbildung. Besonders hervorzuheben war die hohe Modellgüte in Bezug auf die geringen Abweichungen bei der maximalen Spandicke sowie der Schnittkraft. Ein Vergleich mit Fließspannungsmodellen aus der Literatur ergab, dass durch Verwendung dieser die Vorhersagegüte noch einmal gesteigert werden konnte. Insbesondere das Fließspannungsmodell nach *Lee* und *Lin* erlaubte unter Berücksichtigung aller relevanten Prozessgrößen eine realitätsnähere Abbildung. Aus diesem Grund wurde für die simulative Analyse der begrenzten Spanbildung von Ti6Al4V das Modell nach *Lee* und *Lin* ausgewählt. Bei der Simulation der freien Spanbildung von 51CrV4 konnte das Spanbildungsmodell nach *Tiffe* erfolgreich so kalibriert werden, dass die Spanmorphologie realitätsnah abgebildet wurde. Dennoch traten signifikante Abweichungen bei den simulierten Spandicken auf, bei der sowohl die maximale als auch die minimale Spandicke in gleichem Maße deutlich unterschätzt wurden, was unmittelbar zur einer Unterschätzung der vorhergesagten Schnittkraft führte. Darüber hinaus zeigte die Analyse der Passivkraft, dass das verwendete Reibungsmodell keine realitätsnahe Vorhersage dieser Kraftkomponente ermöglicht, da sie signifikant unterschätzt wurde.

Unter Nutzung der ermittelten Simulationsmodelle wurde anschließend die begrenzte Spannbildung simulativ untersucht. Dabei zeigte sich, dass sowohl die Gestalt der Constraintkante als auch der Abstand zwischen Constraint und Werkzeugspanfläche einen entscheidenden Einfluss auf die Effektivität der Segmentierungsunterdrückung haben. Die Variation der Constraintkantengestalt in der Simulation der begrenzten Spannbildung von Ti6Al4V ergab, dass eine asymmetrische Verrundung in Richtung der freien Werkstückoberfläche vorteilhaft war. Diese Gestalt ermöglichte eine effektive Unterdrückung der Scherbandbildung, während sie gleichzeitig die geringste Erhöhung der mechanischen Werkzeugbelastungen bewirkte. Darüber hinaus zeigte sich, dass kleinere Verrundungen der Constraintkante mit geringeren mechanischen Belastungen einhergingen, was auf eine effizientere Krafteinwirkung hindeutete. Die in Bezug auf die Effektivität der Segmentierungsunterdrückung jeweils beste große und kleine Verrundung wurden anschließend zur Simulation der begrenzten Spannbildung von 51CrV4 eingesetzt. Bei dieser war aufgrund der zuvor festgestellten Unterschätzung der Spandicke eine Reduzierung des Constraintabstands erforderlich, wodurch für beide Verrundungen eine vollständige Unterdrückung der Spansegmentierung ermöglicht wurde. Allerdings führte die größere Verrundung infolge der ungünstigeren Eingriffsbedingungen zu höheren mechanischen Belastungen des Werkzeugs sowie zu erhöhten Kräften am Constraint. Insbesondere Letzteres galt es zu vermeiden, da dies im experimentellen Einsatz zu einer verstärkten Abdrängung des Constraints führen würde.

Abschließend wurden die auf Basis der Simulationsergebnisse gefertigten Constraints in experimentellen Untersuchungen zur begrenzten Spannbildung im orthogonalen Schnitt eingesetzt. Dabei zeigte sich, dass die geringe Constraintkantenverrundung aufgrund einer zu geringen Stabilität zu einem vorzeitigen Bruch der Constraintkante führte. Durch Einsatz der größeren Verrundung konnte ein Bruch zwar verhindert werden, jedoch führten die größeren Verrundungen infolge der größeren Kontaktfläche zwischen Constraint und Span zu einer stärkeren Abdrängung des Constraints. Daher wurde zur Reduzierung der Abdrängung die Kontaktfläche verringert, indem eine zur Spanfläche asymmetrisch verrundete Constraintkante eingesetzt wurde. Diese Anpassung allein reichte jedoch nicht aus, um eine vollständige Unterdrückung der Spansegmentierung zu erzielen, da der Constraint aufgrund der wirkenden Kräfte abgedrängt wurde. Daher wurde die Position des Constraints so modifiziert, dass dieser mit einer definierten Vorspannung auf dem Werkstück auflag, um der Abdrängung entgegenzuwirken. Dadurch war es bei der Zerspanung von Ti6Al4V möglich, eine vollständige Unterdrückung der Spansegmentierung zu erreichen. Diese war über den gesamten Schnittweg, jedoch nicht über die gesamte Spanbreite nachweisbar. Grund hierfür war der seitliche Werkstofffluss, der zu einer Verringerung der Spandicke im Randbereich führte, wodurch der Abstand zwischen Constraint und Spanoberseite zu groß wurde.

Die Unterdrückung der Spansegmentierung zeigte sich in einer deutlichen Reduktion der Standardabweichung der mechanischen Werkzeugbelastungen sowie in einer deutlichen Reduktion der Werkzeugauslenkungen. Anhand der Analyse der resultierenden Späne zeigte sich, dass für eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 20$  m/min eine vollständige Unterdrückung der Scherbandbildung möglich war. Ebenso zeigte sich eine deutliche Verbesserung der Oberflächenqualität. Bei Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit auf  $v_c = 100$  m/min konnte zwar weiterhin eine Glättung der Spanmorphologie festgestellt werden, jedoch ließen sich im Gefügeschliff des Spanquerschnitts Scherbänder nachweisen. Eine Erhöhung der Oberflächenqualität infolge der Segmentierungsunterdrückung konnte dennoch festgestellt werden. Die Übertragung des Constraint-Prinzips auf die Zerspanung der Stahllegierung 51CrV4 führte zu abweichenden Ergebnissen. Hier verursachte die höhere Härte des Werkstoffs eine verstärkte Abdrängung des Constraints, sodass in bestimmten Bereichen kaum eine Beeinflussung der Spanbildung erfolgte. Nach einer Rückfederung des abgedrängten Constraints war jedoch zeitweise eine vollständige Unterdrückung der Segmentspanbildung über die gesamte Spanbreite zu beobachten. Die Analyse der mechanischen Werkzeugbelastungen zeigte einen positiven Einfluss des Constraints in Bezug auf eine abnehmende Standardabweichung, die im Vergleich zu Ti6Al4V jedoch weniger signifikant ausfiel, da eine isolierte Betrachtung der Bereiche, in denen eine vollständige Segmentierungsunterdrückung erreicht wurde, nicht möglich war.

Die vorliegende wissenschaftliche Arbeit leistet einen Beitrag zum Verständnis der Segmentspanbildung von Titan- und Stahllegierung sowie zu deren simulativer Abbildung. Durch die Simulation der begrenzten Spanbildung konnte einerseits der praktische Nutzen der Spanbildungssimulation für die Prozessanalyse demonstriert und andererseits eine fundierte Auslegung der Constraintkantengestalt sowie deren Positionierung vorgenommen werden. Durch die Konstruktion und Entwicklung eines Werkzeugsystems konnte die begrenzte Spanbildung erfolgreich experimentell umgesetzt werden. Hierzu waren jedoch zusätzliche Anpassungen erforderlich, die in der Simulation nicht berücksichtigt wurden. Aus den Ergebnissen dieser Arbeit ergeben sich daher unmittelbar neue Forschungsfragen für zukünftige wissenschaftliche Arbeiten. Ein zentrales Forschungsthema ist die Weiterentwicklung der Reibungsmodellierung. Eine realitätsgetreuere Abbildung der Reibung würde nicht nur die Vorhersage der Passivkraft verbessern, sondern auch die Prognose der Spanmorphologie weiter präzisieren, da die Reibung zwischen Werkzeug und Span auch einen Einfluss auf das Spanbildungs- und Scherverhalten hat. Darüber hinaus sollte die Konstruktion der Constrainteinspann- und -positioniereinheit angepasst werden. Im Rahmen dieser Arbeit kam ein Prototyp in massiver Bauweise zum Einsatz, der die grundlegenden Funktionen einer flexiblen Ein- und Ausspannung sowie einer variablen Positionierung erfüllte. Obwohl der Prototyp

---

im Verlauf der Arbeit kontinuierlich verbessert wurde, bieten die gewonnenen Erkenntnisse die Grundlage, die konstruktive Auslegung künftig stärker an die spezifischen Anforderungen des Prozesses anzupassen. Insbesondere zur Minimierung der Abdrängung des Constraints wäre eine weitere Anpassung der Konstruktion vorteilhaft, die auf eine gezielte Optimierung des Kraftflusses ausgerichtet ist. Hierzu empfiehlt sich eine konstruktive Gestaltung, die den Winkel zwischen der Kraffteinleitungsrichtung und der Achse des Constraints reduziert, um die Kraffteinleitung effizienter und stabiler zu gestalten.



## 11 Literaturverzeichnis

- Afr21 Afrasiabi, M.; Saelzer, J.; Berger, S.; Iovkov, I.; Klippel, H.; R othlin, M.; Zabel, A.; Biermann, D.; Wegener, K.: A Numerical-Experimental Study on Orthogonal Cutting of AISI 1045 Steel and Ti6Al4V Alloy: SPH and FEM Modeling with Newly Identified Friction Coefficients. *Metals* 11 11 (2021) 1683
- Ali16 Alicona Imaging GmbH: Produktbrosch ure EdgeMaster G4, Raaba/Graz ( sterreich), 2016
- And94 Andrade, U.; Meyers, M. A.; Vecchio, K. S.; Chokshi, A. H.: Dynamic recrystallization in high-strain, high-strain-rate plastic deformation of copper. *Acta Metallurgica et Materialia* 42 9 (1994) 3183–3195
- Are23 Arendes, D.: Einf uhrung in die Umformtechnik. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2023, ISBN 978-3-658-42033-8
- Arr08 Arrazola, P. J.; Ozel, T.: Numerical modelling of 3D hard turning using arbitrary Lagrangian Eulerian finite element method. *International Journal of Machining and Machinability of Materials* 4 1 (2008) 14
- Arr13 Arrazola, P. J.;  zel, T.; Umbrello, D.; Davies, M.; Jawahir, I. S.: Recent advances in modelling of metal machining processes. *CIRP Annals* 62 2 (2013) 695–718
- Art18 Artrolux GmbH: Produktdatenblatt CompactNova, Kempten, 2018
- Bar01 Barry, J.; Byrne, G.; Lennon, D.: Observations on chip formation and acoustic emission in machining Ti–6Al–4V alloy. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 41 (2001) 1055–1070
- Bar02 Barry, J.; Byrne, G.: The Mechanisms of Chip Formation in Machining Hardened Steels. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 124 3 (2002) 528–535
- Bar22 Bargael, H.-J.: Werkstoffkunde. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2022, ISBN 978-3-662-63960-3
- Bie18 Biermann, D.; Amuth, R.; Hess, S.; Tiffe, M.: Simulation based analysis and optimisation of the cutting edge micro shape for machining of nickel-base alloys. *Procedia CIRP* 67 (2018) 284–289
- Bro06 Bronkhorst, C. A.; Cerreta, E. K.; Xue, Q.; Maudlin, P. J.; Mason, T. A.; Gray, G. T.: An experimental and numerical study of the localization behavior of tantalum and stainless steel. *International Journal of Plasticity* 22 7 (2006) 1304–1335

- Bro10 Brocaïl, J.; Watremez, M.; Dubar, L.: Identification of a friction model for modelling of orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 50 9 (2010) 807–814
- Bud21 Budiwanto, B.; Kariem, M. A.; Febrinawarta, B.: The Influence of Shear Angles on the Split Hopkinson Shear Bar Testing. *International Journal of Impact Engineering* 149 (2021) 103787
- Cai14 Cai, S. L.; Dai, L. H.: Suppression of repeated adiabatic shear banding by dynamic large strain extrusion machining. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 73 (2014) 84–102
- Cal08 Calamaz, M.; Coupard, D.; Girot, F.: A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti–6Al–4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48 3-4 (2008) 275–288
- Cal11 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. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 52 9-12 (2011) 887–895
- Che11 Chen, W.; Song, B.: *Split Hopkinson (Kolsky) Bar*. Springer US, Boston, MA, 2011, ISBN 978-1-4419-7981-0
- Che19 Cheng, W.; Outeiro, J.; Costes, J.-P.; M'Saoubi, R.; Karaoui, H.; Astakhov, V.: A constitutive model for Ti6Al4V considering the state of stress and strain rate effects. *Mechanics of Materials* 137 (2019) 103103
- Che22 Cheng, W.; Outeiro, J. C.: Modelling orthogonal cutting of Ti-6Al-4 V titanium alloy using a constitutive model considering the state of stress. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 119 7-8 (2022) 4329–4347
- Chi18 Childs, T. H.; Arrazola, P.-J.; Aristimuno, P.; Garay, A.; Sacristan, I.: Ti6Al4V metal cutting chip formation experiments and modelling over a wide range of cutting speeds. *Journal of Materials Processing Technology* 255 (2018) 898–913
- Cho89 Chokshi, A. H.; Rosen, A.; Karch, J.; Gleiter, H.: On the validity of the hall-petch relationship in nanocrystalline materials. *Scripta Metallurgica* 23 10 (1989) 1679–1683
- Coc68 Cockcroft, M. G.; Latham, D. J.: Ductility and the Workability of Metals. *Journal of the Institute of Metals* 96 (1968) 33–39
- Con00 Conrad, H.; Narayan, J.: On the grain size softening in nanocrystalline materials. *Scripta Materialia* 42 11 (2000) 1025–1030

- Con18 Confovis GmbH: Gebrauchsanleitung für das Messsystem Confovis TOOLinspect, Jena, 2018
- Cot08 Cotterell, M.; Byrne, G.: Dynamics of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy Ti-6Al-4V. *CIRP Annals* 57 1 (2008) 93–96
- Czi15 Czichos, H.; Habig, K.-H.: *Tribologie-Handbuch*. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2015, ISBN 978-3-8348-1810-2
- DeC76 DeChiffre, L.: Extrusion-cutting. *International Journal of Machine Tool Design and Research* 16 2 (1976) 137–144
- DeC82 DeChiffre, L.: Extrusion cutting of brass strips. *International Journal of Machine Tool Design and Research* 23 2-3 (1982) 141–151
- Den11 Denkena, B.; Tönshoff, H. K.: *Spanen*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2011, ISBN 978-3-642-19771-0
- Den12 Deng, W. J.; Lin, P.; Xie, Z. C.; Li, Q.: Analysis of Large-Strain Extrusion Machining with Different Chip Compression Ratios. *Journal of Nanomaterials* 2012 1 (2012)
- Den21 Denkena, B.; Krödel, A.; Beblein, S.: A novel approach to determine the velocity dependency of the friction behavior during machining by means of digital particle image velocimetry (DPIV). *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 32 (2021) 81–90
- Die61 Dieter, G. E.: *Mechanical metallurgy*, 1961, ISBN 0-07-016893-8
- DIN EN 10020 DIN EN 10020: Begriffsbestimmung für die Einteilung der Stähle. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2000
- DIN 8583-6 DIN 8583-6: Fertigungsverfahren Druckumformen - Teil 6: Durchdrücken - Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2003
- DIN 8589-0 DIN 8589-0: Fertigungsverfahren Spanen - Teil 0: Allgemeines - Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2003
- DIN EN 10027-2 DIN EN 10027-2: Bezeichnungssysteme für Stähle - Teil 2: Nummernsystem. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2015
- DIN EN 10305-1 DIN EN 10305-1: Präzisionsstahlrohre - Technische Lieferbedingungen - Teil 1: Nahtlos kaltgezogene Rohre. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2016

- DIN EN ISO 683 - 2 DIN EN ISO 683 - 2: Für eine Wärmebehandlung bestimmte Stähle, legierte Stähle und Automatenstähle - Teil 2 - Legierte Vergütungsstähle. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2018
- DIN 17851 DIN 17851: Titanlegierungen - Chemische Zusammensetzung. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2023
- DIN EN 17022-1 DIN EN 17022-1: Verfahren der Wärmebehandlung - Teil 1: Härten, Bainitisieren, Anlassen und Vergüten von Bauteilen. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 1994
- Doe10 Doege, E.; Behrens, B.-A.: Handbuch Umformtechnik. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2010, ISBN 978-3-642-04248-5
- Duc14 Ducobu, F.; Rivière-Lorphèvre, E.; Filippi, E.: Numerical contribution to the comprehension of saw-toothed Ti6Al4V chip formation in orthogonal cutting. *International Journal of Mechanical Sciences* 81 (2014) 77–87
- Duc17 Ducobu, F.; Arrazola, P.-J.; Rivière-Lorphèvre, E.; Zarate, G. O. de; Madariaga, A.; Filippi, E.: The CEL Method as an Alternative to the Current Modelling Approaches for Ti6Al4V Orthogonal Cutting Simulation. *Procedia CIRP* 58 (2017) 245–250
- Ezu97 Ezugwu, E. O.; Wang, Z. M.: Titanium alloys and their machinability—a review. *Journal of Materials Processing Technology* 68 3 (1997) 262–274
- Fer17 Fernandez-Zelaia, P.; Melkote, S.; Marusich, T.; Usui, S.: A microstructure sensitive grain boundary sliding and slip based constitutive model for machining of Ti-6Al-4V. *Mechanics of Materials* 109 (2017) 67–81
- Gen01 Gente, A.; Hoffmeister, H.-W.; Evans, C. J.: Chip Formation in Machining Ti6Al4V at Extremely High Cutting Speeds. *CIRP Annals* 50 1 (2001) 49–52
- Gri01 Griffiths, B. *Manufacturing surface technology*. Penton Press, London, 2001, ISBN 978-1-85718-029-9
- GS 21a GS Vitec GmbH: Produktdatenblatt MultiLed 200, Bad Soden Salmünster, 2021
- GS 21b GS Vitec GmbH: Produktdatenblatt MultiLed QT, Bad Soden Salmünster, 2021

- Hal51 Hall, E. O.: The Deformation and Ageing of Mild Steel: III Discussion of Results. *Proceedings of the Physical Society. Section B* 64 9 (1951) 747–753
- Har81 Hartmann, K.-H.; Kunze, H.-D.; Meyer, L. W.: Metallurgical Effects on Impact Loaded Materials. In: *Shock Waves and High-Strain-Rate Phenomena in Metals*, Meyers, M. A., Murr, L. E. 325–337, Springer US, Boston, MA, 1981
- He18 He, L.; Su, H.; Xu, J.; Zhang, L.: Simulation analysis of the influence of dynamic flow stress behavior on chip formation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 95 5-8 (2018) 2301–2313
- Hoc75 Hockett, J. E.; Sherby, O. D.: Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 23 2 (1975) 87–98
- Hol45 Hollomon, J. H.: Tensile Deformation. *Transactions of the Metallurgical Society of AIME* 162 (1945) 268–290
- Hop14 Hopkinson, B.: X. A method of measuring the pressure produced in the detonation of high, explosives or by the impact of bullets. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character* 213 497-508 (1914) 437–456
- Hot04 Hottinger Brüel & Kjaer GmbH: Produktdatenblatt Piezoelectric Accelerometer - Miniature DeltaTron Accelerometers - Types 4517 and 4517-002, Dänemark (Nærum), 2004
- Hou18 Hou, X.; Liu, Z.; Wang, B.; Lv, W.; Liang, X.; Hua, Y.: Stress-Strain Curves and Modified Material Constitutive Model for Ti-6Al-4V over the Wide Ranges of Strain Rate and Temperature. *Materials* 11 6 (2018)
- Hua04 Hua, J.; Shivpuri, R.: Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys. *Journal of Materials Processing Technology* 150 1-2 (2004) 124–133
- Jas02 Jaspers, S.; Dautzenberg, J.: Material behaviour in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone. *Journal of Materials Processing Technology* 122 2-3 (2002) 322–330
- Joh80 Johnson, G. R.: Materials characterization for computations involving severe dynamic loading. In: *Work-in-Progress presented at the Army Symposium on Solid Mechanics- Designing for Extremes: Environment, Loading, and Structural Behavior*. Army Symposium on Solid Mechanics, Bass River (Cape Cod), Massachusetts, USA, AMMRC MS 80-2 (1980) 62–67
- Joh83 Johnson, G. R.; Cook, W. H.: A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures (1983)

- Joh85 Johnson, G. R.; Cook, W. H.: Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics* 21 1 (1985) 31–48
- Key11a Keyence Deutschland GmbH: Produktbroschüre Hochgeschwindigkeitskamera VW-9000, Neu-Isenburg, 2011
- Key11b Keyence Deutschland GmbH: Produktdatenblatt VW-Z5, Neu-Isenburg, 2011
- Kis72 Kistler Instrumente AG: Betriebsanleitung Dreikomponenten-Dynamometer 9263, Winterthur (Schweiz), 1972
- Klo05 Klocke, F.; Brinksmeier, E.; Weinert, K.: Capability Profile of Hard Cutting and Grinding Processes. *CIRP Annals* 54 2 (2005) 22–45
- Klo18a Klocke, F.: *Fertigungsverfahren 1*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2018, ISBN 978-3-662-54206-4
- Klo18b Klocke, F.: *Fertigungsverfahren 5*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2018, ISBN 978-3-662-54727-4
- Kol49 Kolsky, H.: An Investigation of the Mechanical Properties of Materials at very High Rates of Loading. *Proceedings of the Physical Society. Section B* 62 11 (1949) 676–700
- Kom02 Komanduri, R.; Hou, Z.-B.: On thermoplastic shear instability in the machining of a titanium alloy (Ti-6Al-4V). *Metallurgical and Materials Transactions A* 33 9 (2002) 2995–3010
- Kom81 Komanduri, R.; Turkovich, B. F. von.: New observations on the mechanism of chip formation when machining titanium alloys. *Wear* 69 2 (1981) 179–188
- Kom82 Komanduri, R.: Some clarifications on the mechanics of chip formation when machining titanium alloys. *Wear* 76 1 (1982) 15–34
- Kug20 Kugalur-Palanisamy, N.; Rivière-Lorphèvre, E.; Ducobu, F.; Arrazola, P.-J.: Influence of the Choice of the Parameters on Constitutive Models and their Effects on the Results of Ti6Al4V Orthogonal Cutting Simulation. *Procedia Manufacturing* 47 (2020) 458–465
- Lee08 Lee, W.-S.; Liu, C.-Y.; Chen, T.-H.: Adiabatic shearing behavior of different steels under extreme high shear loading. *Journal of Nuclear Materials* 374 1-2 (2008) 313–319
- Lee98a Lee, W.-S.; Lin, C.-F.: Plastic deformation and fracture behaviour of Ti–6Al–4V alloy loaded with high strain rate under various temperatures. *Materials Science and Engineering: A* 241 1-2 (1998) 48–59

- Lee98b Lee, W.-S.; Lin, C.-F.: High-temperature deformation behaviour of Ti6Al4V alloy evaluated by high strain-rate compression tests. *Journal of Materials Processing Technology* 75 1-3 (1998) 127–136
- Lim24 Limje, P.; Calamaz, M.; Coupard, D.; Cherif, M.: The influence of the material behaviour law parameters and thermal properties on the chip morphology: application to the orthogonal cutting of Ti6Al4V alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 131 2 (2024) 887–920
- Lin07 Lins, J.; Sandim, H.; Kestenbach, H.-J.; Raabe, D.; Vecchio, K. S.: A microstructural investigation of adiabatic shear bands in an interstitial free steel. *Materials Science and Engineering: A* 457 1-2 (2007) 205–218
- Lud09 Ludwik, P.: *Elemente der Technologischen Mechanik* (1909)
- Lüt07 Lütjering, G.; Williams, J. C.: *Titanium*. Springer, Berlin, New York, 2007, ISBN 978-3-540-71397-5
- Mel15 Melkote, S. N.; Liu, R.; Fernandez-Zelaia, P.; Marusich, T.: A physically based constitutive model for simulation of segmented chip formation in orthogonal cutting of commercially pure titanium. *CIRP Annals* 64 1 (2015) 65–68
- Mel17 Melkote, S. N.; Grzesik, W.; Outeiro, J.; Rech, J.; Schulze, V.; Attia, H.; Arzola, P.-J.; M'Saoubi, R.; Saldana, C.: Advances in material and friction data for modelling of metal machining. *CIRP Annals* 66 2 (2017) 731–754
- Mic14 Michna, J.: *Numerische und experimentelle Untersuchung zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen und Modellierung des thermo-mechanischen Lastkollektivs beim Bohren von 42CrMo4*, Institut für Produktionstechnik (wbk), Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 2014
- Mos07 Moscoso, W.; Shankar, M. R.; Mann, J. B.; Compton, W. D.; Chandrasekar, S.: Bulk nanostructured materials by large strain extrusion machining. *Journal of Materials Research* 22 1 (2007) 201–205
- Mov00 Movahhedy, M.; Gadala, M. S.; Altintas, Y.: Simulation of the orthogonal metal cutting process using an arbitrary Lagrangian–Eulerian finite-element method. *Journal of Materials Processing Technology* 103 2 (2000) 267–275
- Nem98 Nemat-Nasser, S.; Isaacs, J. B.; Liu, M.: Microstructure of high-strain, high-strain-rate deformed tantalum. *Acta Materialia* 46 4 (1998) 1307–1325
- Ols89 Olsson, M.; Söderberg, S.; Jacobson, S.; Hogmark, S.: Simulation of cutting tool wear by a modified pin-on-disc test. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 29 3 (1989) 377–390
- Pau08 Paucksch, E.; Linß, M.: *Zerspantechnik*. Vieweg + Teubner, Wiesbaden, 2008, ISBN 978-3-8348-0279-8

- Pei13 Peirs, J.; Tirry, W.; Amin-Ahmadi, B.; Coghe, F.; Verleysen, P.; Rabet, L.; Schryvers, D.; Degrieck, J.: Microstructure of adiabatic shear bands in Ti6Al4V. *Materials Characterization* 75 (2013) 79–92
- Pet02 Peters, M.; Leyens, C. Titan und Titanlegierungen. Wiley-VCH, Weinheim, 2002, ISBN 978-3-527-30539-1
- Pin22 Ping, Z.; Penghao, W.; Xiujie, Y.; Yanchun, Z.; Xiao, Y.: Influence of tool geometric parameters on the residual stress of 7A04 aluminum alloy in LSEM. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 120 3-4 (2022) 1707–1728
- Pul14 Puls, H.; Klocke, F.; Lung, D.: Experimental investigation on friction under metal cutting conditions. *Wear* 310 1-2 (2014) 63–71
- Rec08 Rech, J.; Hamdi, H.; Valette, S.: Workpiece Surface Integrity. In: *Machining*, Davim, J. P. 59–96, Springer London, London, 2008
- Rec13 Rech, J.; Arrazola, P. J.; 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* 62 1 (2013) 79–82
- Rec64 Recht, R. F.: Catastrophic Thermoplastic Shear. *Journal of Applied Mechanics* 31 2 (1964) 189–193
- Ris11 Risby, M. S.; Hamouda, A.: Modeling ballistic impact on textile materials. In: *Computer technology for textiles and apparel*, Hu, J. 146–172, Woodhead Publ, Oxford, 2011
- Sag16 Sagapuram, D.; Viswanathan, K.; Mahato, A.; Sundaram, N. K.; M'Saoubi, R.; Trumble, K. P.; Chandrasekar, S.: Geometric flow control of shear bands by suppression of viscous sliding. *Proceedings. Mathematical, physical, and engineering sciences* 472 2192 (2016) 20160167
- Sal23 Salzgitter Flachstahl GmbH: 51CrV4 - Vergütungsstähle, Salzgitter, 2023
- Sch04 Schuler, H.: Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Schädigung von stoßbeanspruchtem Beton. Fraunhofer-Inst. Kurzzeitdynamik, Efringen-Kirchen, 2004, ISBN 978-3-8167-6463-2
- Sel21 Sela, A.; Ortiz-de-Zarate, G.; Soler, D.; Germain, G.; Aristimuño, P.; Arrazola, P. J.: Measurement of plastic strain and plastic strain rate during orthogonal cutting for Ti-6Al-4V. *International Journal of Mechanical Sciences* 198 (2021) 106397
- Seo05 Seo, S.; Min, O.; Yang, H.: Constitutive equation for Ti-6Al-4V at high temperatures measured using the SHPB technique. *International Journal of Impact Engineering* 31 6 (2005) 735–754

- Sha54 Shaw, M. C.; Dirke, S. O.; Smith, P. A.; Cook, N. H.; Loewen, E. G.; Yang, C. T.: Machining Titanium. Technical Report, Department of Mechanical Engineering, Massachusetts Institute of Technology, 1954
- Sha67 Shaw, M. C.: The assessment of machinability. In: Machinability- Proceedings of the Conference on Machinability. Conference on Machinability, London, Special Report 94 (1967)
- Sim10 Sima, M.; Özel, T.: Modified material constitutive models for serrated chip formation simulations and experimental validation in machining of titanium alloy Ti–6Al–4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 50 11 (2010) 943–960
- Sto22 Storchak, M.; Möhring, H.-C.; Stehle, T.: Improving the friction model for the simulation of cutting processes. *Tribology International* 167 (2022) 107376
- Str20 Strodict, S.; Berteld, K.; Schmidt, R.; Biermann, D.; Zabel, A.; Walther, F.: Influence of cutting parameters on the formation of white etching layers in BTA deep hole drilling. *tm - Technisches Messen* 87 11 (2020) 674–682
- Swi52 Swift, H. W.: Plastic instability under plane stress. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 1 1 (1952) 1–18
- Thy24 Thyssenkrupp Hohenlimburg, GmbH: Legierter Vergütungs- und Federstahl precidur 51CrV4 - Produktinformationen, Hagen, 2024
- Tif18 Tiffe, M.: Charakterisierung grundlegender Mechanismen für die Simulation der Spanbildung mithilfe der FEM. Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2018
- Usu84 Usui, E.; Obikawa, T.; Shirakashi, T.: Study on Chip Segmentation in Machining Titanium Alloy. *Proceedings of the 5th International Conference on Production Engineering* (1984) 233–239
- Vie70 Vieregge, G.: Zerspanung der Eisenwerkstoffe. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1970
- vLu98 van Luttervelt, C. A.; Childs, T.; Jawahir, I. S.; Klocke, F.; Venuvinod, P. K.; Altintas, Y.; Armarego, E.; Dornfeld, D.; Grabec, I.; Leopold, J.; Lindstrom, B.; Lucca, D.; Obikawa, T.; Shirakashi; Sato, H.: Present Situation and Future Trends in Modelling of Machining Operations *Progress Report of the CIRP Working Group 'Modelling of Machining Operations'*. *CIRP Annals* 47 2 (1998) 587–626
- Voc48 Voce, E.: The Relationship Between Stress and Strain for Homogeneous Deformation. *Journal of the Institute of Metals* 74 (1948) 537–562

- War74 Warnecke, G.: Spanbildung bei metallischen Werkstoffen. Technischer Verlag Resch KG, Gräfelfing b. München, 1974
- Yam17 Yameogo, D.; Haddag, B.; Makich, H.; Nouari, M.: Prediction of the Cutting Forces and Chip Morphology When Machining the Ti6Al4V Alloy Using a Microstructural Coupled Model. *Procedia CIRP* 58 (2017) 335–340
- Zab10 Zabel, A.: Prozesssimulation in der Zerspanung. Vulkan-Verl., Essen, 2010, ISBN 9783802787522
- Zan12 Zanger, F.: Segmentspanbildung, Werkzeugverschleiß, Randschichtzustand und Bauteileigenschaften: Numerische Analysen zur Optimierung des Zerspanungsprozesses am Beispiel von Ti-6Al-4V. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 2012
- Zan17 Zanger, F.; Bollig, P.; Schulze, V.: Simulative Investigations on Different Friction Coefficient Models. *Procedia CIRP* 58 (2017) 140–145
- Zem08 Zemzemi, F.; Bensalem, W.; Rech, J.; Dogui, A.; Kapsa, P.: New tribometer designed for the characterisation of the friction properties at the tool/chip/workpiece interfaces in machining. *Tribotest* 14 1 (2008) 11–25
- Zer87 Zerilli, F. J.; Armstrong, R. W.: Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations. *Journal of Applied Physics* 61 5 (1987) 1816–1825
- Zha15 Zhang, Y.; Outeiro, J. C.; Mabrouki, T.: On the Selection of Johnson-cook Constitutive Model Parameters for Ti-6Al-4V Using Three Types of Numerical Models of Orthogonal Cutting. *Procedia CIRP* 31 (2015) 112–117
- Zou23 Zouabi, H.; Calamaz, M.; Wagner, V.; Cahuc, O.; Dessein, G.: Kinematic fields measurement during Ti-6Al-4V chip formation using new high-speed imaging system. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (2023)

## **Studentische Arbeiten**

Im Rahmen dieser wissenschaftlichen Arbeit wurden die im Folgenden aufgeführten studentischen Arbeiten thematisch ausgelegt und betreut. Ausgewählte Ergebnisse aus diesen Arbeiten finden inhaltliche Verwendung in der vorliegenden Dissertation. Den Bearbeiterinnen und Bearbeitern gilt mein besonderer Dank für ihren Einsatz, den sie erbracht haben, um zum Erfolg dieser wissenschaftlichen Arbeit beizutragen.

Bachelorarbeit von Frederik Spilker, TU Dortmund, September 2020

Thema: „Konstruktion, Fertigung und Inbetriebnahme einer Vorrichtung für die Durchführung von Hochgeschwindigkeitsvideoanalysen der Spannbildung von Ti6Al4V“

Projektarbeit von Patrick Borucki, TU Dortmund, Januar 2021

Thema: „Spanbildungsanalyse bei der Zerspanung der Titanlegierung Ti6Al4V im Orthogonalschnitt“

Projektarbeit von Daniele Nurra, TU Dortmund, Januar 2021

Thema: „Auslegung und Fertigung einer Scherprobe für den Split-Hopkinson-Pressure-Bar-Test“

Bachelorarbeit von Jan Marvin Kunze, TU Dortmund, Februar 2021

Thema: „Spanbildungsanalyse der Titanlegierung Ti6Al4V mittels Spanwurzeluntersuchungen“

Masterarbeit von Gabriel Brock, TU Dortmund, März 2021

Thema: „Simulative Auslegung von Constraints zur Begrenzung der Spandickenschwankungen bei der Zerspanung der Titanlegierung Ti6Al4V“

Bachelorarbeit von Daniele Nurra, TU Dortmund, Juli 2021

Thema: „Durchführung von Split-Hopkinson-Pressure-Bar Versuchen mit variierender Probengeometrie zur Parametrierung von Fließspannungs- und Schädigungsmodellen“

Masterarbeit von Hakan Karagöz, TU Dortmund, Februar 2022

Thema: „Entwicklung, Konstruktion und Inbetriebnahme einer Vorrichtung zur Begrenzung der Spandickenschwankungen bei der Zerspanung der Titanlegierung Ti6Al4V“

Bachelorarbeit von Sophia Anna Reichwein, TU Dortmund, März 2023

Thema: „Patentrecherche am Beispiel technischer Lösungen zur Vermeidung spanbildungsinduzierter Schwingungen“

Masterarbeit von Felix Hoppe, TU Dortmund, Juli 2025

Thema: „Werkstoffmodellierung und Spanbildungssimulation der Titanlegierung Ti6Al4V“



## **Bisher erschienene Bände in der Schriftenreihe des ISF**

- Band H3 Surmann, T.: *Simulation der Dynamik von Dreh- und Fräsprozessen*. Habilitationsschrift, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8794-2
- Band H2 Zabel, A.: *Prozesssimulation in der Zerspanung – Modellierung von Dreh- und Fräsprozessen*. Habilitationsschrift, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8752-2
- Band H1 Mehnen, J.: *Mehrkriterielle Optimierverfahren für produktionstechnische Prozesse*. Habilitationsschrift, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2005, ISBN 978-3-8027-8760-9
- Band 116 Saelzer, J.: *Reibung und Schmierung in der Spanbildungszone*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2025, ISBN 978-3-8027-8932-8
- Band 115 Felinks, N.: *Hochleistungsprozesskette zur effizienten Massenfertigung von Innengewinden in Aluminiumgussgehäusen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2025, ISBN 978-3-8027-8931-1
- Band 114 Rinschede, T.: *Konturieren kleiner Tiefbohrungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2025, ISBN 978-3-8027-8930-4
- Band 113 Gerken, J.: *Technologische Analyse des Ejektorbohrens zur Entwicklung strömungsoptimierter Werkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2024, ISBN 978-3-8027-8929-8
- Band 112 Schmidt, R.: *Untersuchung zum Einfluss des thermomechanischen Belastungskollektivs auf die Oberflächenkonditionierung beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2024, ISBN 978-3-8027-8928-1
- Band 111 Meijer, A.: *Werkzeug- und Prozessentwicklung für das Mikrohartfräsen von pulvermetallurgischem Schnellarbeitsstahl*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2024, ISBN 978-3-8027-8927-4
- Band 110 Alammari, Y.: *Fundamental Investigation on Interrupted Machining of Challenging Materials with MQL*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2024, ISBN 978-3-8027-8926-7

- Band 109 Kipp, M.: *Feinstbearbeitung von Hartmetall unter Einsatz elastisch gebundener Diamantschleifwerkzeuge zur Präparation von Spannuten*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2023, ISBN 978-3-8027-8925-0
- Band 108 Nickel, J.: *Analyse und Modellierung der themomechanischen Beeinflussung der Randzoneneigenschaften beim Einlippentiefbohren von Bauteilen aus Vergütungsstahl*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2023, ISBN 978-3-8027-8924-3
- Band 107 Zelinko, A.: *Magnetabrasives Polieren auf Bearbeitungszentren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2022, ISBN 978-3-8027-8923-6
- Band 106 Bücker, M.: *Neue Methoden zur Entwicklung und Herstellung von Hochleistungswerkzeugen für die Bohrbearbeitung von Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2021, ISBN 978-3-8027-8922-9
- Band 105 Jaeger, J.-P.: *Wendeltiefbohren kleinster Durchmesser in schwer zerspanbare Werkstoffe mit kryogener Minimalmengenschmierung*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2021, ISBN 978-3-8027-8921-2
- Band 104 Bathe, T.: *Untersuchungen zur Topographie- und Umfangsgestaltoptimierung von Einlippentiefbohrwerkzeugen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2020, ISBN 978-3-8027-8920-5
- Band 103 Hannich, S.: *Experimentelle und simulative Untersuchungen zum stirnseitigen Fließbohren von Leichtbauwerkstoffen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3-8027-8919-9
- Band 102 Kansteiner, M.: *Grundlagenuntersuchungen zum Einsatzverhalten von diamantimprägnierten Werkzeugen beim Kernbohren von hochfestem Beton*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3-8027-8918-2
- Band 101 Fuß, M.: *Entwicklung eines Verfahrens zur Herstellung von tiefen nicht kreisförmigen Bohrungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3-8027-8917-5
- Band 100 Metzger, M.: *Innenkonturieren und Walzen tiefgebohrter Grundbohrungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3-8027-8916-8

- Band 99 Abmuth, R.: *Schneidkantenpräparation durch Druckluft-Nassstrahlspanen mit Industrierobotern*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3-8027-8915-1
- Band 98 Wolf, M.: *Abstimmung der Präparationsprozesse in der Herstellungskette von PVD-beschichteten Vollhartmetall-Wendelbohrern*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3-8027-8913-7
- Band 97 Freiburg, D.: *Hochvorschubfräsen zur Strukturierung von Werkzeugoberflächen für die Blechmassivumformung*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3-8027-8912-0
- Band 96 Tiffe, M.: *Charakterisierung grundlegender Mechanismen für die Simulation der Spanbildung mithilfe der FEM*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2018, ISBN 978-3-8027-8911-3
- Band 95 Schumann, S.: *Mehrskalige Modellierung und Simulation des Hochleistungs-Innenrundschälenschleifens*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3-8027-8914-4
- Band 94 Böhmer, J. C.: *Untersuchung und Simulation des Randschichtverhaltens inhomogener Spritzschichtstrukturen beim Honen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2018, ISBN 978-3-8027-8799-7
- Band 93 Hense, R.: *Simulation und Optimierung der Fräsbearbeitung von Verdichterschaufeln*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8798-0
- Band 92 Krebs, E.: *Simulationsgestützte Mikrofräsbearbeitung gehärteter Werkzeugstähle zur Herstellung filigraner Formelement und funktionaler Oberflächenstrukturen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8797-3
- Band 91 Habermeier, J.: *Technologische Untersuchungen der Bearbeitung nickelreduzierter Stahlgusslegierungen für Turbinengehäuse*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8796-6
- Band 90 Liu, Y.: *Technologische Untersuchungen zum flexiblen Einsatz des Fließbohrens*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8795-9

- Band 89 Özkaya, E.: *FEM-based software system for the efficient 3D tapping simulation and tool optimization using CFD simulation*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8793-5
- Band 88 Abrahams, H.: *Untersuchungen zum Führungsleistenverschleiß und zur Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren austenitischer Stähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8792-8
- Band 87 Kirschner, M.: *Tiefbohren von hochfesten und schwer zerspanbaren Werkstoffen mit kleinsten Durchmessern*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8791-1
- Band 86 Goeke, S.: *Oberflächenstrukturierung tribologisch beanspruchter Funktionsflächen durch Mikrofinishen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8790-4
- Band 85 Iovkov, I.: *Technologische Analyse des Tiefbohrens mit Minimalmengenschmierung und simulationsbasierte Kompensation des Mittenverlaufs*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8787-4
- Band 84 Rautert, C.: *Untersuchungen zum Bohrschleifen faserverstärkter Werkstoffe*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8789-8
- Band 83 Hartmann, H.: *Analyse der Außenlängsdreh- und Einlippentiefbohrbearbeitung hochfester bainitischer und vergüteter Stähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8788-1
- Band 82 Rausch, S.: *Modellgestützte Endbearbeitung hartstoffbeschichteter Tiefziehwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8785-0
- Band 81 Beer, N.: *Systematische Untersuchung von Vollhartmetall-Wendelbohrern zum Bearbeiten von Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8784-3
- Band 79 Steiner, M.: *Grundlagenuntersuchungen zur Mikrofräsbearbeitung des austenitischen Edeltahls X5CrNi18-10*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8783-6
- Band 78 Bleckmann, T.: *Simulationsbasierte Auslegung von Fräsprozessen für die Großserienfertigung*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8781-2

- Band 77 Heymann, T.: *Schleifen und Polierschleifen von wendelförmigen Spannuten an Vollhartmetallbohrwerkzeugen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8778-2
- Band 76 Ungemach, E.: *Simulationsbasierte Adaption von NC-Fräsprogrammen zur Vermeidung von Ratterschwingungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8780-5
- Band 75 Upmeier, T.: *Einlippentiefbohren teilkristalliner thermoplastischer Kunststoffe*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8782-9
- Band 74 Peuker, A.: *Werkzeugentwicklung für die Transplantation thermisch gespritzter mikrostrukturierter Funktionsschichten auf Druckgusswerkstücke*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8779-9
- Band 73 Schlenker, J.: *Spanende Mikrobearbeitung von Titan und Titanlegierungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8777-5
- Band 72 Zhang, L. J.: *Untersuchungen zum Drehen und Bohren der Nickelbasislegierung Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2014, ISBN 978-3-8027-8776-8
- Band 71 Wagner, T.: *Planning and Multi-Objective Optimization of Manufacturing Processes by Means of Empirical Surrogate Models*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2013, ISBN 978-3-8027-8775-1
- Band 70 Sacharow, A.: *Kompensation von Formabweichungen durch adaptive Formdeformation der CAD/CAM-Daten*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2013, ISBN 978-3-8027-8774-4
- Band 69 Baschin, A.: *Analyse und Simulation der Prozessdynamik und -stabilität beim NC-Mikrofräsen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8773-7
- Band 68 Feldhoff, M.: *Modellgestützte Werkzeug- und Prozessentwicklung des Bohrschleifens faserverstärkter Duromere*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8771-3
- Band 67 Machai, C.: *Grundlagenuntersuchung zur Zerspanung von  $\beta$ -Titanlegierungen unterschiedlicher Mikrostruktur*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8772-0

- Band 66 Heilmann, M.: *Tiefbohren mit kleinen Durchmessern durch mechanische und thermische Verfahren – Prozessgestaltung und Verfahrenskombination*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8770-6
- Band 65 Scheidler, A. V.: *Simulation des NC-Formschleifprozesses mit unterschiedlichen CBN-Schleifscheibenformen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8768-3
- Band 64 Pantke, K.: *Entwicklung und Einsatz eines temperatursensorischen Beschichtungssystems für Zerspanwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8769-0
- Band 63 Terwey, I.: *Steigerung der Leistungsfähigkeit von Vollhartmetallwendelbohrern durch Strahlspanen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8766-9
- Band 62 Würz, E.: *Schleifbearbeitung von Keramik-Hartmetall-Verbunden*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8767-6
- Band 61 Engbert, T.: *Fließbohrbearbeitung und Innengewindfertigung an Leichtbaustrukturen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8764-5
- Band 60 Felderhoff, J. F.: *Prozessgestaltung für das Drehen und Tiefbohren schwefelarmer Edelbaustähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8765-2
- Band 59 Kessler, N.: *Thermische Mittenverlaufsbeeinflussung beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8763-8
- Band 58 Paffrath, K.-U.: *Untersuchungen zum kraftgeregelten Langhubhonen auf multifunktionalen Bearbeitungszentren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8762-1
- Band 57 Faraz, A.: *Experimental Study on Delamination, Mechanical Loads and Tool Wear in Drilling of Woven Composite Laminates*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8761-4
- Band 56 Hossam, M.: *Chatter Occurrence at Different Natural Frequencies of Milling Machine Axes*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8759-1

- Band 55 Kersting, P.: *Simulation und Analyse regenerativer Werkstückschwingungen bei der NC-Fräsbearbeitung von Freiformflächen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8757-7
- Band 54 Marschalkowski, K.: *Beitrag zur Prozessentwicklung für das Hochleistungsinnenrund-Schäl Schleifen mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8758-4
- Band 53 Weckerle, T.: *Konzeption und Entwicklung einer standardisierten Datenübertragung von Schleifoperationen für Werkzeugeschleifmaschinen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8756-0
- Band 52 Kahleyß, F.: *Grundlagenuntersuchungen und simulationsbasierte Optimierung zur fünfachsigen Mikrofräsbearbeitung von NiTi-Formgedächtnislegierungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8753-9
- Band 51 Mohn, T.: *Schleifen thermisch gespritzter Verschleißschutzschichten auf Bearbeitungszentren – Prozessgestaltung und Simulation*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8751-5
- Band 49 Rautenberg, J.: *Simultane fünfachsige Fräsbearbeitung von Aluminiumstrukturbauteilen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8754-6
- Band 48 Enk, D.: *Untersuchungen zum dynamischen Stabilitätsverhalten von Fräs Werkzeugen zur HSC-Bearbeitung*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8748-5
- Band 47 Kersting, M.: *Entwicklung und Anwendung eines adaptiven Schwingungsdämpfers für das Einlippentiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8749-2
- Band 46 Bergmann, S.: *Beitrag zur Zerspanung intermetallischer  $\gamma$ -Titanaluminide durch Bohren, Gewindebohren und Fräsen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8746-1
- Band 45 Kahnis, P.: *Analyse von Größeneinflüssen bei einer Herabskalierung des Fräsprozesses in den Mikrobereich*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8745-4

- Band 44 Noyen, M.: *Analyse der mechanischen Belastungsverteilung in der Kontaktzone beim Längs-Umfangs-Planschleifen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8744-7
- Band 43 Jansen, T.: *Entwicklung einer Simulation für den NC-Formschleifprozess mit Torusschleifscheiben*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8743-0
- Band 42 Hammer, N.: *Spanende Bearbeitung endlos stahlverstärkter Aluminiummatrixstrangpressprofile*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8742-3
- Band 41 Kress, J.: *Auswahl und Einsatz von polykristallinem kubischem Bornitrid beim Drehen, Fräsen und Reiben*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8741-6
- Band 40 Wittkop, S.: *Einlippentiefbohren nichtrostender Stähle*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8740-9
- Band 39 Webber, O.: *Untersuchungen zur bohrtiefenabhängigen Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8739-3
- Band 38 Zhang, L.: *Accuracy Enhancement of a Hexapod Machine Tool*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8738-6
- Band 37 Petzoldt, V.: *Formgedächtnistechnik – Tiefbohren und Mikrofräsen von Ni-Ti*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8737-4, 978-3-8027-8737-9
- Band 36 Kötter, D.: *Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8736-6, 978-3-8027-8736-2
- Band 35 Hesterberg, S.: *Trockenbearbeitung nichtrostender Stähle – Prozessgestaltung für das Drehen und Bohren mit Wendeschneidplatten*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8735-8, 978-3-8027-8735-5
- Band 34 Damm, P.: *Rechnergestützte Optimierung des 5-Achsen-Simultanfräsens von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8734-X, 978-3-8027-8734-8

- Band 33 Surmann, T.: *Geometrisch-physikalische Simulation der Prozessdynamik für das fünfachsige Fräsen von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8733-1, 978-3-8027-8733-1
- Band 32 Stautner, M.: *Simulation und Optimierung der mehrachsigen Fräsbearbeitung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8732-3, 978-3-8027-8732-4
- Band 31 Peters, C.: *Herstellung und Einsatzverhalten von Keramik-Hartmetall-Verbundbohrwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8731-5, ISBN 978-3-8027-8731-7
- Band 30 Hagedorn, M.: *Herstellung von Verbundbauteilen durch Einwalzen – Verfahrensentwicklung und experimentelle Grundlagen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8730-7, ISBN 978-3-8027-8730-0
- Band 29 Kalveram, M.: *Analyse und Vorhersage der Prozessdynamik und Prozessstabilität beim Hochgeschwindigkeitsfräsen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2005, ISBN 3-8027-8729-3, 978-3-8027-8729-4
- Band 28 Koehler, W.: *Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8728-5
- Band 27 Loichinger, A.: *Analyse und Optimierung der Kühlschmierstoffversorgung rotierender Werkzeuge*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 26 Du, S.: *Simulation and Tool Path Optimization for the Hexapod Milling Machine*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 25 Schulte, M.: *Profilschleifen von Hartlegierungen und Hartverbundwerkstoffen mit konventionellen Schleifmitteln*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8725-0
- Band 24 Lange, M.: *Prozessgestaltung bei der spanenden Bearbeitung von kurzfaserverstärkten Magnesiumlegierungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8724-2
- Band 23 Guntermann, G.: *Aspekte des Hochgeschwindigkeits-Hartfräsens im Werkzeug- und Formenbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8723-4

- Band 22 Johlen, G.: *Prozessoptimierung für die Hartfeinbearbeitung durch die Kombination von Hartdrehen und Schleifen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8722-6
- Band 21 Schwietering, C.: *Technologische Aspekte der mikromechanischen Fräsbearbeitung mit Schaftwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8721-8
- Band 20 Zabel, A.: *Simulationsgestützte Vorhersage des Verschleißverhaltens von Fräswerkzeugen beim Fräsen von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8720-x
- Band 19 Opalla, D.: *Hochleistungsbohren metallischer Werkstoffe mit Wendelbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8716-1
- Band 18 Löbbe, H.: *Tiefbohren auf Bearbeitungszentren*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8718-8
- Band 17 Finke, M.: *Untersuchungen zur Auslegung und Optimierung des Innenrund-Längsschleifens von Futterteilen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8717-X
- Band 16 Liedschulte, M.: *Untersuchungen zum Bohren von Magnesiummatrix-Verbundwerkstoffen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8719-6
- Band 15 Buschka, M.: *Formgedächtnistechnik – Prozessgestaltung beim Drehen und Bohren von NiTi-Formgedächtnislegierungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2002, ISBN 3-8027-8715-3
- Band 14 Meng, J.: *Freiformflächenmanipulation für den Werkzeug-, Formen- und Modellbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2001, ISBN 3-8027-8714-5
- Band 13 Bruchhaus, T.: *Tribologische Untersuchungen zur Optimierung von BTA-Tiefbohrwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2001, ISBN 3-8027-8713-7
- Band 12 Mehnen, J.: *Evolutionäre Flächenrekonstruktion*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8712-9
- Band 11 Schulte, K.: *Stahlbearbeitung mit Wendeschneidplatten-Bohrern bei reduziertem Kühlschmierstoffeinsatz*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8710-2
- Band 10 Schroer, M.: *Reiben von Vergütungsstahl mit Einschneiden-Reibahlen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8711-0

- Band 9 Schneider, M.: *Auswirkungen thermomechanischer Vorgänge beim Werkzeugschleifen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8708-0
- Band 8 Albersmann, F.: *Simulationsgestützte Prozessoptimierungen für die HSC-Fräsbearbeitung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8709-9
- Band 7 Mumm, A.: *Analyse und Gestaltung von Werkzeugversorgungssystemen in der spanenden Fertigung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8705-6
- Band 6 Gillmeister, F.: *Passive und aktive sekundäre Maßnahmen zur Reduzierung der Hand-Arm-Schwingungsbelastung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8706-4
- Band 5 Thamke, D.: *Technologische und ökonomische Aspekte der Trocken- und Minimalmengenbearbeitung am Beispiel des Einlippentiefbohrrens*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8707-2
- Band 4 Enseltmann, A.: *HSC-Hartfräsen von Formen und Gesenken*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8703-X
- Band 3 Willsch, C.: *Außenrund-Einsteichschleifen von Cermet*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1998, ISBN 3-8027-8702-1
- Band 2 Friedhoff, J.: *Aufbereitung von 3D-Digitalisierdaten für den Werkzeug-, Formen und Modellbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1997, ISBN 3-8027-8701-3
- Band 1 Adams, F.-J.: *Einsatzverhalten von symmetrischen, hartmetallbestückten Kurzlochbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1996, ISBN 3-8027-8700-5