

Randzonenbeeinflussung durch die Rekonturierung komplexer Investitionsgüter aus Ti-6Al-4V

Von der Fakultät für Maschinenbau
der Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover
zur Erlangung des akademischen Grades Doktor-Ingenieur
genehmigte

Dissertation

von Dipl.-Ing. Dennis Nesor
geboren am 20. September 1983 in Zürich

Tag der mündlichen Prüfung: 14. Dezember 2015

1. Referent: Prof. Dr.-Ing. Berend Denkena

2. Referent: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dr. h.c. Fritz Klocke

Für meine Familie

Vorwort

Die vorliegende Arbeit habe ich während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen (IFW) der Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover angefertigt. Der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) möchte ich für die Förderung des Sonderforschungsbereichs 871 „Regeneration komplexer Investitionsgüter“ danken, wodurch diese Arbeit erst ermöglicht wurde.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Berend Denkena, dem Leiter des IFW, gebührt mein besonderer Dank für die vertrauensvolle Unterstützung, meiner persönlichen und fachlichen Förderung am Institut sowie für die Übernahme des Referats. Darüber hinaus danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dr. h.c. Fritz Klocke für die Übernahme des Koreferats und Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörg Seume für die Übernahme des Vorsitzes sowie für die Beantragung des Sonderforschungsbereichs 871 und somit die Möglichkeit in diesem Themenfeld mitzuwirken.

Ein besonderer Dank gilt den Kollegen am IFW und im Sonderforschungsbereich 871 für die außerordentlich gute, konstruktive Zusammenarbeit, den engen Zusammenhalt sowie die zahlreichen Unternehmungen außerhalb des Instituts. Das sehr gute Arbeitsklima und die kollegiale Unterstützung untereinander waren maßgeblichen Gründe, weshalb ich mich am IFW als wissenschaftlicher Mitarbeiter beworben habe. Ferner danke ich Dr.-Ing. Thilo Grove, Dr.-Ing. Jan Hendrik Dege und Benjamin Bergmann für die kritische Durchsicht dieser Arbeit und euren wertvollen Verbesserungsvorschlägen.

Ebenfalls möchte ich mich bei Dr. rer. nat. habil. Bernd Breidenstein und seinem Team in der Analytik sowie Marcus Giebel und seinem Team in der Werkstatt bedanken. Nur durch die routinierte Unterstützung der langjährigen und erfahrenden Mitarbeiter wurden die viele Untersuchungen und Erkenntnisse überhaupt erst ermöglicht. Meinen zahlreichen studentischen Hilfskräften und Diplom-, Master- und Bachelorarbeiten danke ich ebenfalls für die Unterstützung. Hervorheben möchte ich hier Oliver Pape, Marco Hübner, Daniel Krebs und Georgi Georgiev, die durch ihr außerordentliches Engagement und ihren eigenen Forschergeist zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen haben.

Der größte Dank geht an meine Eltern und Schwiegereltern und insbesondere an meine Frau Julia Nesor, die mich alle bei der Erstellung dieser Arbeit stets motiviert und unterstützt haben. Ohne diesen wichtigen Rückhalt wäre diese Arbeit niemals entstanden.

Dennis Nesor



Kurzfassung

Etwa 50% des Gesamtumsatzes erwirtschaften Triebwerkshersteller heute mit der Instandhaltung. Bei der Instandhaltung werden beschädigte Bauteile ausgetauscht oder durch Regeneration, z. B. durch lokales Aufschweißen, repariert. Ein wichtiger Schritt der Regeneration ist die Rekonturierung, durch die mittels spanender Verfahren die ursprüngliche Werkstückgestalt wiederhergestellt wird. Häufig legt die Rekonturierung die finalen Randzoneneigenschaften und somit das Einsatzverhalten des Bauteils fest.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Rekonturierungsprozess am Beispiel der häufig eingesetzten Titanlegierung Ti-6Al-4V erforscht. Das Ziel ist die Randzoneneigenschaften vorherzusagen, um somit eine bauteilindividuelle, effektive Auslegung und Bearbeitung bei konstant hoher Bauteilqualität zu ermöglichen. Zunächst wurden die signifikanten Einflussgrößen identifiziert, welche die Randzoneneigenschaften beeinflussen. Für die Eigenspannungen ist dies der Schneidkantenradius r_β des Fräswerkzeugs und für die Oberflächentopographie die Kinematik des Fräsprozesses sowie die Schneidkantenmikrogestalt. Auf Basis dieser Erkenntnisse wurden mit Hilfe der am IFW entwickelten Materialabtragssimulation CutS mathematische Modelle erstellt, mit denen die wichtigsten Randzoneneigenschaften, die Oberflächentopographie und die Eigenspannungen, prognostizierbar sind.

Schlagwörter: *Regeneration, Rekonturierung, Kugelkopffräsen, Randzoneneigenschaften, Oberflächentopographie, Eigenspannungen, Prozesskräfte*

Abstract

Engine manufacturers generate about 50% of their total turnover with maintenance. Damaged parts can either be replaced by spare parts or can be regenerated by e.g. local welding processes. One major step of the process chain for regeneration is the removal of excess weld material by cutting, which is called re-contouring. Re-contouring is often the last process-step, which defines the final surface integrity and thus the performance of the repaired parts.

In this work, the re-contouring process is investigated fundamentally for the titanium alloy Ti-6Al-4V. The aim is to predict the surface integrity in order to achieve a part-individual and effective process design within a constant high level of component quality. In this thesis the first step was the identification of the most significant parameters, which affect the surface integrity after re-contouring. The most significant parameter on the formation of residual stresses is the cutting edge radius r_β of the milling tool and the surface topography is mainly defined by the kinematic of the cutting edge as well as its microgeometry. These results are further used to model the surface topography and the residual stresses by using the material removal simulation CutS.

Keywords: *regeneration, re-contouring, ball end milling, surface integrity, surface topography, residual stress, process forces*

Inhaltsverzeichnis

Symbolverzeichnis	xi
1 Einleitung	1
2 Stand des Wissens	3
2.1 Regeneration und Rekonturierung	3
2.1.1 Die Prozesskette der Regeneration	3
2.1.2 Die Prozesskette der Rekonturierung	5
2.1.3 Randzoneneigenschaften nach der Rekonturierung	11
2.2 Die Eigenschaften der Titanlegierung Ti-6Al-4V	15
2.3 Randzoneneigenschaften nach der spanenden Bearbeitung	18
2.3.1 Eigenspannungen	18
2.3.2 Oberflächentopographie	29
2.3.3 Vorhersage der thermisch-mechanischen Werkstückbelastung während der Zerspanung	35
2.4 Zusammenfassung und Defizite im Stand des Wissens	39
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	41
4 Frästechnologie für die Rekonturierung	43
4.1 Bewertung der Frästechnologien für die Rekonturierung	43
4.2 Analyse des Kugelkopffräsens	45
4.3 Oberflächengeneration beim Kugelkopffräsen	48
5 Versuchstechnik	57
5.1 Versuchsaufbau	57
5.2 Analytik und Messunsicherheit	60
5.2.1 Prozesskräfte	60
5.2.2 Topographie	63
5.2.3 Eigenspannungen	65
5.3 Grundlagen nichtlinearer Versuchspläne	68
6 Identifikation der signifikanten Einflussgrößen auf die Randzoneneigen- schaften	70
6.1 Versuchsplanung	70
6.2 Signifikante Einflussgrößen auf die resultierende Topographie	72
6.3 Signifikante Einflussgrößen auf die resultierenden Eigenspannungen	75
7 Thermomechanische Werkstückbelastung durch die Rekonturierung	81
7.1 Versuchsplanung	84

7.2	Analyse der physikalischen Effekte	85
7.2.1	Thermische Einflüsse	86
7.2.2	Mechanische Einflüsse	94
7.3	Modellierung der mechanischen Werkstückbelastung	99
8	Eigenspannungen	114
8.1	Versuchsplanung	114
8.2	Auswertung der experimentellen Eigenspannungsergebnisse	115
8.3	Vorhersage der Eigenspannungen	124
9	Topographie	139
9.1	Versuchsplanung	139
9.2	Vorhersage der kinematischen Topographie	140
9.3	Berücksichtigung der Werkzeugabdrängung	148
9.4	Berücksichtigung stochastischer Einflüsse	153
10	Folgerungen für die Praxis	167
11	Zusammenfassung, kritische Reflexion und Ausblick	169
	Literaturverzeichnis	172
	Lebenslauf	196

Symbolverzeichnis

Symbole mit physikalischen Werten oder Variablen sind in kursiver Schrift und kennzeichnende Symbole bzw. Einheiten in regulärer Schrift geschrieben. Matrizen sind fett markiert und Vektoren mit entsprechenden Pfeilen versehen. Zeitliche Ableitungen werden durch einen Punkt und zeitlich gemittelte Größen durch einen waagerechten Strich über dem Symbol gekennzeichnet.

Arabische Symbole

Δt	Simulationszykluszeit	s
$dF_{t,1}, dF_{r,1}, dF_{a,1}$	Einheitsvektoren in Richtung der tangentialen, radialen und axialen Zerspankraft	-
A	Spanungsquerschnitt	mm
a	Kontaktfläche der Hertzschen Pressung	mm
$A_{\%}$	Bruchdehnung	-
a_e	Eingriffsbreite	mm
A_K	Fläche des Kollimators bei der Eigenspannungsmessung hkl	mm
a_p	Schnitttiefe	mm
A_{sp}	Kennwert der Fläche bei der Oberflächengeneration	mm
b	Spanungsbreite	mm
b_r	Zeilenbreite	mm
c_{pm}	mittlere spezifische Wärmekapazität	J/(kg K)
d_{hkl}	Abstand der Netzebenen hkl	Å
$D_{Wz,eff}$	effektiver Werkzeugdurchmesser	mm
D_{Wz}	Werkzeugdurchmesser	mm
E	E-Modul	GPa
e	Wert des Werkzeuggrundlauffehlers	µm
E^*	Ersatz E-Modul der Hertzschen Pressung	Pa
e^*	wirkende Exzentrizität	µm
$F'_{c,r}$	Reibanteil der bezogenen Schnittkraft im Bereich der Mindestspanungsdicke	N/mm
f_c	wirkender Zahnvorschub	mm
F_c, F_{cN}	Schnitt- und Schnittnormalkraft	N
F_D	Abdrängungskraft	N
F_f, F_{fN}, F_p	Vorschub-, Vorschubnormal- und Passivkraft	N
F_{Htz}	Kontaktkraft bei der Hertzschen Pressung	N
$F_{Pl,t}, F_{Pl,r}, F_{Pl,a}$	tangentiale, radiale und axiale Zerspankraft, Ploughinganteil	N
$F_{S,t}, F_{S,r}, F_{S,a}$	tangentiale, radiale und axiale Zerspankraft, Scheranteil	N
F_t, F_r, F_a	tangentiale, radiale und axiale Zerspankraft	N
f_z	Zahnvorschub	mm
h	Spanungsdicke	mm

h_a	Spanungsdicke, analytisch bestimmt	mm
h_{\min}	Mindestspanungsdicke	μm
h_m	mittlere Spanungsdicke	mm
h_n	Spanungsdicke, numerisch bestimmt	mm
$k_{t,c}, k_{r,c}, k_{a,c}$	tangentialer, radialer und axialer Scherkraftkoeffizient	N/mm^2
$k_{t,e}, k_{r,e}, k_{a,e}$	tangentialer, radialer und axialer Ploughingkraftkoeffizient	N/mm
l	Anzahl der Stufen eines Versuchsplans	-
L_{err}	Wahrscheinlichkeit der Fehlanpassung eines Modells	%
l_α	Kontaktlänge zwischen dem Werkstück und dem Werkzeug im Bereich der Freiflächenreibung	μm
m	Anzahl der Faktorstufenkombinationen eines Versuchsplans	-
N	Versuchsumfang	-
n	Anzahl der Realisierungen eines Versuchsplans	-
n	Drehzahl	1/min
ρ	Generator eines fraktionellen, faktoriellen Versuchsplans	-
P_{err}	interne Fehlerabschätzung eines Modells	%
q	Effekt einer Zielgröße zwischen festgelegten Faktorstufen	var.
R^2	Bestimmtheitsmaß	-
r_β	Schneidkantenverrundung	μm
r_ϵ	Werkzeugeckenradius	μm
r_i	Radius der Kontaktpartner i bei der Hertzschen Pressung	μm
R_{korr}^2	korrigiertes Bestimmtheitsmaß	-
R_m	Zugfestigkeit	MPa
$R_{p0.2}$	Dehngrenze	MPa
r_{Wz}	Werkzeugradius	mm
Ra	arithmetischer Mittenrauwert	μm
RMS	mittlere quadratische Abweichung	var.
Rt	Gesamthöhe des Rauheitsprofils	μm
Rz	gemittelte Rautiefe	μm
S	Länge der sich im Eingriff befindlichen Schneide	mm
T	Temperatur	$^\circ\text{C}$
T_r	Raumtemperatur	$^\circ\text{C}$
T_s	Schmelztemperatur	$^\circ\text{C}$
$v_{c,\text{eff}}$	effektive Schnittgeschwindigkeit	m/min
$v_{c,m}$	integrale Schnittgeschwindigkeit	m/min
v_c	Schnittgeschwindigkeit	m/min
v_f	Vorschubgeschwindigkeit	mm/min
z	Zähnezahl	-
z_0	Informationstiefe der Röntgenstrahlung	μm
z_g	Tiefe der globalen, maximalen Druckeigenspannung	μm
z_i	Abstand des Thermoelements i zur Oberfläche	mm
P_{oe}	Wirk-Orthogonalebene	-
P_{re}	Wirk-Bezugsebene	-
P_{se}	Wirk-Schneidenebene	-

Griechische Symbole

α	Freiwinkel	°
α_n	Präzessionswinkel der Werkzeuganstellung, Eulerwinkel	°
$\alpha_{T,m}$	mittlerer Wärmeausdehnungskoeffizient	1/K
β	resultierender Winkel zwischen Anstellwinkel λ , τ	°
β_n	Nutationswinkel der Werkzeuganstellung, Eulerwinkel	°
χ	Richtung der Werkzeugexzentrizität relativ zur Vorschubrichtung	°
$\Delta\varphi_E$	Winkelversatz	°
δ	Drallwinkel	°
$\delta\varphi$	Diskretisierungsschritt einer Werkzeugumdrehung	°
$\dot{\epsilon}$	Dehnungsänderung	-
ϵ	Emissionskoeffizient	-
γ	Spanwinkel	°
κ	Einstellwinkel	°
λ	Vorschubrichtungswinkel, Projektion der Werkzeuganstellung	°
λ_R	Wellenlänge der Röntgenstrahlung	nm
λ_{Ti}	Wärmeleitfähigkeit, Index gibt Element an, hier Titan	W/(m K)
μ_1	Erwartungswert, Maßzahl die Zufallsvariable im Mittel annimmt	-
μ_2	Varianz, Maßzahl für die Abweichung einer Variablen von ihrem Erwartungswert μ_1	-
μ_3	Schiefe, Maßzahl für die Asymmetrie einer Verteilungsfunktion	-
μ_4	Wölbung, Maßzahl für die Steilheit einer symmetrischen Verteilungsfunktion	-
$\mu_{x\%}$	Erwartungswert bei einem Konfidenzintervall von x%	-
ν	Poissonzahl	-
ϕ	Haupttrichtung der Eigenspannung relativ zu einer Referenz	°
ϕ	Scherwinkel	°
ρ	Reibwinkel	°
ρ_{Ti}	Dichte, Index gibt Element an, hier Titan	kg/m ³
$\sigma_{1,2}$	Eigenspannungen in 1. bzw. 2. Haupttrichtung	MPa
$\sigma_{dev,i}$	deviatorischer Spannungsanteil in Richtung i	MPa
σ_g	Druckeigenspannungen beim globalen Minimum	MPa
σ_{hydr}	hydrostatischer Spannungsanteil	MPa
σ_v	Vergleichsspannung nach von Mises	MPa
$\sigma_{x\%}$	Signifikanzniveau von x%	-
τ	Kippwinkel, Projektion der Werkzeuganstellung	°
τ_S	Scherspannung	MPa
θ	Beugungswinkel der Netzebenen hkl	°
ϵ	Dehnung	-
φ	Eingriffswinkel beim Fräsen	°
φ_a	Austrittswinkel beim Fräsen	°
φ_e	Eintrittswinkel beim Fräsen	°

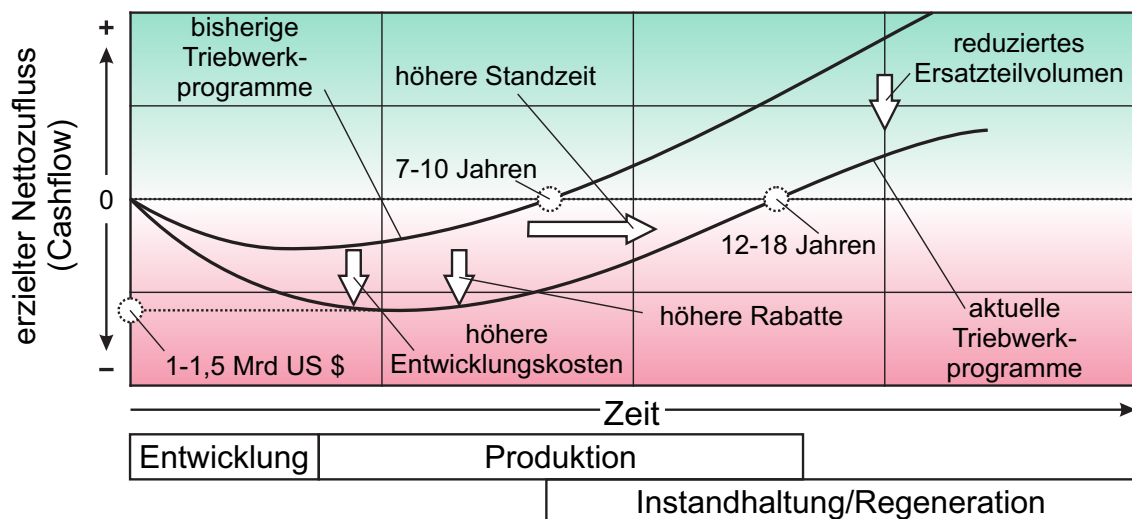
$\xi_{x\%}$	Konfidenzintervall von x% einer Verteilungsfunktion	-
K	thermischer Diffusionskoeffizient	m/s ²

Vektoren und Matrizen

$\vec{\omega}$	Abdrängungsvektor	mm
$\vec{e}_1, \vec{e}_2, \vec{e}_3$	Richtungsvektoren der Wirk-Ebenen	-
\vec{F}_{ges}	Zerspankraftvektor	N
\vec{F}_{res}^*	Projektion des summierten Kraftvektors der oberflächengenerierenden Kräfte	N
\vec{F}_{res}	summierter Kraftvektor der oberflächengenerierenden Kräfte	N
\vec{n}	Normalenvektor zur Werkstückoberfläche	-
$\vec{v}_e, \vec{v}_f, \vec{v}_c$	Vektor der Wirk-, Vorschub-, und Schnitttrichtung	-
σ	Spannungstensor	Pa
$\mathbf{R}_x, \mathbf{R}_y, \mathbf{R}_z$	Rotationsmatrix um die X, Y und Z-Achse	-
$\mathbf{T}_{\text{euler}}$	Transformationsmatrix mit Eulerwinkel α_n, β_n	-
$\mathbf{T}_{\lambda, \tau}$	Transformationsmatrix mit Projektionswinkel λ, τ	-
\mathbf{X}	Designmatrix eines Versuchsplans	-

1 Einleitung

Komplexe Investitionsgüter sind Bauteile oder Baugruppen, die während ihrer Fertigung eine hohe Wertschöpfung erfahren und demzufolge Leistungs- und Werterhaltung wichtige Aspekte in ihrer Produktlebenszeit darstellen. Ein Beispiel für die Verwendung derartig hochwertiger und häufig geometrisch komplexer Bauteile ist das Flugzeugtriebwerk, dessen Herstellungskosten häufig die Verkaufserlöse übersteigen und der Nettogewinn langfristig durch die Instandhaltung erwirtschaftet wird. Dies ist im Diagramm in Bild 1.1 dargestellt, das zwei Cashflow-Kurven von bisherigen und aktuellen Triebwerkprogrammen zeigt. Durch die hochwertigeren Komponenten, höheren Entwicklungskosten und komplexeren Konstruktionen aktueller Triebwerksprogramme, ist die Gewinnschwelle erst nach ca. 15 Jahren erreicht. Die Tendenz ist steigend. Somit wird die Instandhaltung in Zukunft eine noch wichtigere Rolle in dieser Branche einnehmen.



Ne/75900 © IFW

Bild 1.1: Cashflow von Triebwerksherstellern [Lüb11, Zan14]

Bei der Instandhaltung werden beschädigte Bauteile entweder ausgetauscht oder durch Regeneration instandgesetzt. Eine Regeneration beinhaltet das Ausbessern von lokalen Bauteilschäden durch Schweiß- und Lötprozesse und ist somit ein Zurücksetzen der Bauteildegeneration ohne Austausch. Die Entscheidung zwischen Regeneration und Austausch ist abhängig von der Komplexität des Bauteils, der Art des Schadens und basiert auf ökonomischen Kriterien. Das ökonomische Potenzial der Regeneration von Triebwerkskomponenten mit hohen Wertschöpfungen ist am höchsten bei denen sich nach Bieler und O'Neill zwischen 50% und 90% der Kosten gegenüber eines Neuteils einsparen lassen [Bie97, O'N01]. Ferner wird die Regeneration auch bei anderen Investitionsgütern wie zum Beispiel Windrädern, Dampf- oder Gasturbinen, Triebfahrzeugen und Produkten aus der Druckindustrie vermehrt eingesetzt. Auch die ökologischen Vorteile einer Regeneration rücken durch die knapper werdenden

Ressourcen der Erde in den Fokus. Somit ist für die Zukunft denkbar, dass sich die Regeneration als Alternative zu bisherigen Produktionstechnologien etabliert und für jegliche Arten von langlebigen Gütern eingesetzt wird. Dies ist nur möglich, wenn die Prozesskette der Regeneration preiswert einsetzbar und flexibel ist.

Diese Anforderungen sind konträr zu der heutigen Auslegungsmethodik der Produktregeneration, die maßgeblich durch Erfahrungswissen, Empirie und stellenweise von manueller Arbeit geprägt sind. Dadurch verlängert sich die Auslegung, Entwicklung und Freigabe der Reparaturtechnologie. In der Luftfahrtindustrie dauert die Freigabe einer Reparaturtechnologie durch die Zertifizierung der amerikanischen Federal Aviation Administration (FAA) bzw. der europäischen Agentur für Flugsicherheit (EASA) derzeit ca. 2 bis 5 Jahre und ist somit zeitaufwendig und kostenintensiv. Eine Vision ist es, eine vollständig automatisierte Prozesskette der Bauteilregeneration virtuell abzubilden, die günstigsten Pfade und Prozesse bei neuen Schadensfällen auszuwählen und somit ein optimales Prozessergebnis noch vor Beginn der Bauteilregeneration zu gewährleisten. Damit wäre eine schnellere und somit preiswerte Auslegung einer flexiblen Prozesskette der Regeneration möglich. Diese Vision verfolgt der Sonderforschungsbereich 871: Regeneration komplexer Investitionsgüter, in dessen Rahmen diese Arbeit entstanden ist.

Der in dieser Arbeit betrachtete Prozessschritt der Regeneration ist die *Rekonturierung*. Hierbei werden Störkonturen, wie z. B. Schweiß- oder Lötnähte, durch spanende Verfahren entfernt und somit die ursprüngliche Werkstückgestalt wiederhergestellt. Bei diesem Prozessschritt werden maßgeblich die Qualität und die Leistungsfähigkeit durch die resultierenden Randzoneneigenschaften des Bauteils festgelegt. Für das Beispiel des Flugzeugtriebwerks beeinflussen die Oberflächenqualität von einzelnen Komponenten häufig die Strömungsverluste und die Eigenspannungen in den Komponenten die Bauteillebensdauer. Dies gilt insbesondere für Verdichterkomponenten, die überwiegend aus Titanlegierungen bestehen. Daher sind Oberflächenqualität und Eigenspannungen für diese Art von Bauteilen die wichtigsten Randzoneneigenschaften.

Diese Arbeit leistet einen Beitrag zur virtuellen Prozessauslegung der Rekonturierung mit dem Fokus der Oberflächentopographie und den Eigenspannungen am Beispiel der Titanlegierung Ti-6Al-4V. Darüber hinaus wird das Prozessverständnis für das eingesetzte Kugelkopffräsen erweitert, was ebenfalls für eine Vielzahl geometrisch anspruchsvoller Bauteile in der Neuteilproduktion Anwendung findet. Das generierte Wissen kann für die virtuelle Auslegung spanender Fräsprozesse sowohl für die Neuteilfertigung, als auch der Bauteilregeneration gleichermaßen verwendet werden.

2 Stand des Wissens

Der Stand des Wissens gliedert sich inhaltlich in zwei Teile. Im ersten Teil wird die Literatur zur Regeneration und insbesondere die Rekonturierung beschrieben (Kapitel 2.1). Dabei werden die Bauteileigenschaften nach der Rekonturierung fokussiert, die maßgeblich von der eingesetzten Maschinentechologie, der Bahnplanung sowie der Werkzeug- und Einstellgrößen festgelegt werden. Es lässt sich vorweg nehmen, dass deutlich weniger wissenschaftliche Erkenntnisse zur Regeneration und Rekonturierung existieren, als bei der Herstellung von neuen Bauteilen. Ferner ist unbekannt, welche Erkenntnisse übertragbar sind zwischen Herstellung und Regeneration. Aus diesem Grund bezieht sich der zweite Teil des Stand des Wissens (Kapitel 2.3) auf die Erkenntnisse der resultierenden Randzoneneigenschaften nach der Bauteilherstellung. In Kapitel 2.1 wird die Titanlegierung Ti-6Al-4V aufgrund des heutigen und zukünftigen Einsatzes in der Luftfahrtindustrie als geeignetes Beispiel für die Erforschung der Rekonturierung identifiziert, weshalb die Legierung in Kapitel 2.2 beschrieben wird.

2.1 Regeneration und Rekonturierung

2.1.1 Die Prozesskette der Regeneration

Im Folgenden wird der aktuelle Stand der Erkenntnisse bei der Prozesskette der Regeneration kurz zusammengefasst und bewertet. Eine eindeutige Definition und Abgrenzung der einzelnen Prozessschritte der Regeneration findet in der Literatur nicht statt. Die vorgestellten Prozessketten in [Jan98, Bra85, Yil10, Bre07, DeW08, Bri98, Ebe07, Mig10, Gao08, Zhu08] zur Regeneration verschiedener Güter bei unterschiedlichen Schadensfällen ist in Bild 2.1 zusammengefasst.



Ne/73367 © IFW

Bild 2.1: Prozesskette der Regeneration

Die Auswahl der Regenerationstechnologien für die Prozesskette aus Bild 2.1 wird maßgeblich von den *Schadensfällen* und dem Werkstoff festgelegt. Als Beispiel seien hier die von Carter vorgestellten Schadensfälle von Verdichter- und Turbinenschaukeln genannt, die auf die meisten anderen Investitionsgüter übertragbar sind [Car05]. Verdichterschaukeln im Niederdruckbereich bestehen zur Gewichtsreduktion häufig aus Titanlegierungen und sind thermisch und korrosiv nur gering belastet [Kel06]. Die häufigsten Schäden sind mechanisch bedingt durch z. B. Einschläge von Fremdobjekten und abrasiven Medien, z. B. Sand. Bei mechanischer Beschädigung rotatorischer

Bauteile können gegebenenfalls Sekundärschäden wie Materialermüdung, engl. High-Cycle-Fatigue (HCF), aufgrund der Unwucht entstehen [Car05, Ebe07]. Die auftretenden Schäden an Turbinenschaufeln, unter anderem sind dies Korrosion, Oxidation, Gefügeveränderungen, Kriechen und Risse, sind beispielhaft für Bauteile mit hoher Temperaturbelastung. Daher sind diese Bauteile aus hochwarmfesten, einkristallinen Nickelbasis- und Kobaltlegierungen gefertigt [Brä09]. Schäden an Standardbauteilen im Maschinenbau wie Zahnräder oder Lager sind häufig Deformationen, Ermüdung und Kaltverschweißungen. Eine Regeneration dieser Bauteile findet aufgrund des hohen Aufwands nur bei kostenintensiven Sonderausführungen statt.

Die *Vorbereitung* umfasst die Maßnahmen der Reinigung, ggf. eine Entschichtung und Prüfverfahren zur Detektion von Schäden. Die Reinigung kann hierbei mechanisch (z. B. Strahlen oder Gleitschleifen), thermisch (z. B. Glühen) oder chemisch (Spülen oder Ent-/Auffoxidieren) erfolgen [Haa96]. Mechanische Reinigungsmethoden werden bei der Regeneration verwendet um etwaige Beschichtungen, die häufig bei thermisch hoch beanspruchten Bauteilen wie Turbinenschaufeln eingesetzt werden, zu entfernen, engl. stripping [Bra85]. Die anschließenden Verfahren Farbeindring-, Wirbelstrom-, Ultraschall- und Magnetpartikelprüfung dienen der Detektion von Rissen im Bauteil. Eine detaillierte Beschreibung der Verfahren ist in [Raj00] zu finden.

Der *Materialauftrag* findet maßgeblich durch Löt- und Schweißverfahren statt. Die Wahl des Fügeprozesses ist abhängig von der Geometrie des Schadens sowie der Auswirkung auf das Materialgefüge. Hierbei sind die Gefügeveränderungen verfahrensbedingt beim Löten geringer als beim Schweißen. Tiefe Risse werden aufgrund der Nutzung des Kapillareffekts häufiger durch Löten regeneriert, während bei oberflächennahen Schäden die Schweißtechnologie Anwendung findet. Beide Verfahren führen in der Regel zu reduzierten mechanischen Eigenschaften oder verringerten Dauerfestigkeiten im Vergleich zu neuen Bauteilen [Hen11, Ved07, Ric08, Hen10, Li11]. Im Gegensatz zu Nickelbasislegierungen werden Titanlegierungen aufgrund ihrer Gefügestruktur und der Möglichkeit einer anschließenden Wärmebehandlung geschweißt statt gelötet. Die eingesetzten Regenerationsverfahren sind manuelles WIG-Schweißen oder automatisiertes Plasmaschweißen [Ebe07], Elektronenstrahlschweißen [Li11] oder Laserstrahlschweißen [Kel06]. Für eine detaillierte Beschreibung der Vor- und Nachteile der Schweißverfahren mit den resultierenden Gefügestrukturen von Titanlegierungen wird auf Peters und Lütjering verwiesen [Pet02, Lüt07].

Technologiebedingt wird durch Schweißen, Löten oder Galvanisieren mehr Werkstoff aufgetragen als zur Wiederherstellung der gewünschten Kontur notwendig ist. Zur Einhaltung der Maß- und Formtoleranzen werden die überschüssigen Störkonturen durch spanabhebende Verfahren entfernt, genannt *Rekonturierung*. Während die Rekonturierung bei galvanisierten Stahlwellen durch einfaches Außenlängsdrehen möglich ist, werden geometrisch komplexe Bauteile wie Verdichterschaufeln größtenteils durch manuelle Bandschleifverfahren rekonturiert [Yil10, Gao08, Wei05]. Der Grund dafür ist die individuelle Gestalt des zu regenerierenden Bauteils durch die Vielfalt von möglichen Schäden. Durch die sich ändernde Gestalt sind die „starr“ NC-Programme der Bauteilherstellung nicht auf die Rekonturierung übertragbar [Wei05]. Zur Sicherstel-

lung einer gleichbleibenden Bauteilqualität und einer hohen Wirtschaftlichkeit ist daher ein zunehmender Trend zu automatisierten Rekonturierungsprozessen zu beobachten, die unter dem Begriff *Adaptive Machining* zusammengefasst sind [Bre07, Mul01]. Hierbei wird das Bauteil durch taktile oder optische Methoden digitalisiert und auf Basis der Daten ein automatisiert erstellter, angepasster NC-Code zur Rekonturierung verwendet. Zur Rekonturierung werden hauptsächlich die Fertigungsverfahren Fräsen [Yil05, Ebe07], Schleifen [Mig10] und Polieren [Hua02] eingesetzt, deren Auswahl auf Basis der Qualitätsanforderung und des Werkstückmaterial getroffen wird.

Bauteile mit hoher dynamischer Belastung, beispielsweise Verdichterdiskens aus Titan, werden häufig durch Verfestigungsstrahlen nachbehandelt, wodurch Druckeigenspannungen eingebracht werden, die nachweislich die Dauerfestigkeit erhöhen [Büh33, Jam10]. Ein Grund hierfür ist der unbekannte Eigenspannungszustand nach der Rekonturierung, bei dem teilweise lokale Wärmebehandlungen mittels Induktion durchgeführt werden, um den Einfluss des Materialauftrags bzw. der Rekonturierung zurückzusetzen [Ebe07, MTU07]. Bauteile mit hoher thermischer Belastung, beispielsweise Turbinenkomponenten, werden häufig durch Wärmedämmschichten, engl. Thermal Barrier Coatings (TBC), beschichtet. Appliziert werden die Schichten durch Plasmaspritzen oder PVD-Prozessen. Nach Abschluss der Nachbehandlung und der Remontage endet die Regeneration mit einem Testlauf des Investitionsguts.

2.1.2 Die Prozesskette der Rekonturierung

Im Gegensatz zur Prozesskette zur Regeneration unterscheiden sich die Prozessschritte einer automatisierten Rekonturierung in der Literatur nur unwesentlich voneinander. Dabei wird unter einer automatisierten Rekonturierung die Verwendung von Maschinen unter Wegfall der manuellen Arbeit verstanden, was derzeit Stand der Wissenschaft ist und vermehrt industriell eingesetzt wird [MTU07, Bre06a, Hua03, Yil10, Bic05]. Die Prozesskette der Rekonturierung ist in Bild 2.2 dargestellt.



Ne/80031 © IFW

Bild 2.2: Prozesskette der Rekonturierung

Spanntechnologien für die Rekonturierung

Zunächst wird das zu rekonturierende Werkstück in einem Spannsystem gerüstet. Bei der Auswahl der Spanntechnologien werden die Kriterien Anforderung, Genauigkeit, Zuverlässigkeit, Spannzeit und Kosten gegeneinander abgewogen, wodurch die gewählte Lösung häufig ein Kompromiss ist [Fle06]. Die zu rekonturierenden Werkstücke weisen meistens eine komplexe Gestalt auf, wie z. B. die Tannenbaumstruktur von Verdichter-

oder Turbinenschaufelfüßen. Eine Möglichkeit diese Art von Werkstücken formschlüssig zu spannen, ist die Herstellung von Spannbacken mit einer negativen Kontur der Oberflächengeometrie [Hei91], z. B. verwendet im Projekt „AROSATEC“ [Bre06a]. Die Vorteile der Formspannbacken sind die hohe Steifigkeit und Referenzierbarkeit, die in der Praxis jedoch nur bei großen Stückzahlen ökonomisch sind [Hei91]. Nach Pfeifer ist für autonome Maschinen mit der Losgröße 1, was bei der Rekonturierung aufgrund der unterschiedlichen Geometrien und Schadensfällen zutrifft, eine Erhöhung der Flexibilität bei Spannsystemen notwendig [Pfe06]. Formflexible Spannstößel sowie niedrigschmelzende Legierungen sind eine flexible Alternative zu den oben genannten Spannbacken. Bei den formflexiblen Spannstößel bewegen sich von zwei Seiten mehrere, einzeln bewegliche Stößel auf das Werkstück zu, die sich an die Oberfläche anlegen und die Geometrie des Werkstücks nachbilden und anschließend durch hydraulischen Druck verspannt werden. Kommerziell erhältliche, formflexible Spannstößel wurden z. B. von Yilmaz et al. [Yil10] und Gao et al. [Gao08] für die Fixierung der Strömungsfläche bei Verdichterschaufeln eingesetzt. Bei den niedrigschmelzenden Legierungen wird das Werkstück zur Erzeugung von prismatischen Spannflächen partiell eingegossen. Namensgebend ist die geringe Temperatur von $T < 300^\circ$, die zum Schmelzen der Legierung ausreicht, wodurch nur wenig Energie aufgewendet werden muss. Ein Nachteil der niedrigschmelzenden Legierungen ist die Neigung zum Kriechen bei Raumtemperatur [Pfe06]. Je höher die Flexibilität eines Spannsystems ist, desto geringer ist häufig deren Einspann-Wiederholgenauigkeit und Steifigkeit. Die Dämpfung kann im Fall der niedrigschmelzenden Legierungen sogar besser sein [Möh12].

Maschinentechnologien für die Rekonturierung

Bei der entwickelten Prozesskette von Möhring entfällt dieser erste Prozessschritt der Rekonturierung aus Bild 2.2 aufgrund des Transport der Werkzeugmaschine zum Werkstück [Möh08]. Somit ist die Wahl des Spannsystems und somit der Rüstvorgang von der jeweiligen Maschine abhängig. Zur automatisierten Rekonturierung werden in der Literatur Industrieroboter [Hua03, Uhl13a, Ber12, Leh12], 5-achsige Bearbeitungszentren [Bre06a, Ebe07, Lee07, Gao08, Yil10, Bic05] und hybridkinematische Bearbeitungseinheiten verwendet [Möh08], wie in Bild 2.3 dargestellt.

Hinsichtlich einer flexiblen Rekonturierung sind Industrieroboter wegen der hohen Anzahl an kinematischen Freiheitsgraden gut geeignet. Die größten Nachteile bei der Verwendung von Robotern für die Rekonturierung sind die geringe, posenabhängige Steifigkeit aufgrund der seriellen Struktur und die Positioniergenauigkeit. Im Fall von Schleifprozessen für die Rekonturierung konnte dieser Nachteil von Huang et al. durch eine kraftgebundene Prozessauslegung umgangen werden [Hua02, Hua03]. Dafür ermittelten Huang et al. zunächst den Einfluss des Materialabtrags auf die Variation von Bandgeschwindigkeit, Vorschub und Kontaktkraft. Anschließend konnte mit diesen Daten der Werkzeugverschleiß durch Anpassung der Einstellgrößen ausgeglichen und gleichzeitig die Prozesszeit um 42% gegenüber der manuellen Bearbeitung reduziert werden. Eine ähnliche Rekonturierungsstrategie beim Schleifen wurde von Uhlmann et al. entwickelt, indem der Vorschub durch den Roboter zur Einstellung des



Ne/75902 © IFW

Bild 2.3: Verwendete Maschinen für die Rekonturierung [Bre06a, Möh08, Leh12]

Materialabtrags durch eine Kraftregelung angepasst wurde [Uhl13a]. Derzeit werden Industrieroboter zwar in einzelnen Fällen für die Fertigung von Bauteilen durch Fräsen eingesetzt [Leh12, Ber12], aber nicht für die Rekonturierung.

Werkzeugmaschinen sind teurer als Industrieroboter, weniger mobil und wegen der geringeren Anzahl an Freiheitsgrade unflexibler. Trotzdem werden maßgeblich 5-achsige Bearbeitungszentren für die Rekonturierung aufgrund der höheren Steifigkeit und Genauigkeit eingesetzt, die ggf. durch integrierte Messsysteme erweitert werden. Bei kleinen Bauteilen wie Schaufeln sind die Rotationsachsen häufig werkstückseitig angeordnet [Bre06a], während bei großen Bauteilen wie Umformgesenken ein Portalaufbau [Bic05] verwendet wird. Eine integrierte Reparaturzelle für die Reparatur von Massiv- und Blechumformwerkzeugen wurde von Bichmann et al. im Rahmen des Projekts „OptoRep“ entwickelt [Bic05]. In die konventionelle Doppelspindel-Portalfräsmaschine wurden in der HSK-Schnittstelle ein optischer Messkopf sowie ein Laser-Pulverauftragschweißkopf integriert. Jedoch existieren derzeit keine Erkenntnisse in der Literatur zu aktiver bzw. passiver Prozessregelung bei der Rekonturierung. In der Literatur werden 5-achsige Schleifmaschinen für die Rekonturierung wegen der geringen Flexibilität und der Zugänglichkeitsproblematik nicht eingesetzt.

Ein Kompromiss zwischen den steifen aber teuren Werkzeugmaschinen und dem preiswerten, flexiblen aber nachgiebigen Industrieroboter stellt die Nutzung einer transportablen, hybridkinematischen Bearbeitungseinheit dar, die von Möhring hinsichtlich des Maschinenverhaltens unter Berücksichtigung des Szenarios eines reaktionsschnellen Einsatzes für die Gesenkrekonturierung untersucht wurde [Möh08]. Es zeigte sich zunächst ein nichtlinearer, posenabhängiger Positionierfehler des Endeffektors von bis zu 325 μm , der durch Modellierung des elastokinematischen und thermischen Maschinenverhaltens auf ca. 50 μm kompensiert wurde. Somit ist die Leistungsfähigkeit der hybridkinematischen Bearbeitungseinheit für die Rekonturierung zwischen den von Robotern und Werkzeugmaschinen einzuordnen.

Erfassung der Werkstückkontur

CAD Daten aus der Konstruktion können für die Rekonturierung aufgrund der erlittenen Schäden und Deformation nicht verwendet werden [Gao08]. Daher ist es notwendig das eingespannte Werkstück zu digitalisieren. Es werden optische (Messgenauigkeit $\approx \pm 15 \mu\text{m}$) und taktile Messverfahren (Messgenauigkeit $\approx \pm 2 \mu\text{m}$) verwendet [Bag09]. Trotz höherer Messgenauigkeit von taktilen Systemen ist in der Literatur vermehrt ein Trend zur Nutzung optischer Methoden bei der Erfassung der Werkstückkontur zu verfolgen [Bre96, Bri98, Bic05, Bon06, Yil10]. Die Gründe sind eine geringere Messzeit im Vergleich zu taktilen Systemen sowie die kontinuierliche Verbesserung der optischen Messsysteme in den letzten Jahren. Insbesondere die Streifenlichtprojektion ermöglicht heute durch angepasste Algorithmen eine schnelle Erfassung der Werkstückkontur [Ack10] und wird für großflächige Bauteile [Huk10] sowie bei der Rekonturierung [Bri98] eingesetzt. Nach der Digitalisierung liegen die Daten als Punktwolke vor und sind für eine direkte Weiterverwendung in einem CAD/CAM System nicht geeignet. Hierzu ist ein CAD-Volumenmodell notwendig, was eine geschlossene, mathematische Beschreibung der Oberfläche darstellt. Der Vorgang der Rückrechnung von Messdaten zu einem CAD-Modell wird Re-Engineering genannt [Bag09]. Dazu wurden in den letzten Jahren eine Vielzahl von Algorithmen entwickelt, die zunächst die aufgenommenen Daten segmentieren, klassifizieren und mit Hilfe der Regression eine geschlossene mathematische Form definieren. Bei komplexen Freiformflächen sind diese Regressionen zwischen den segmentierten Teilobjekten häufig tangential- oder krümmungsstetig [Möh08]. Diese Art der Flächenrückführung von unbekanntem Objekten stößt jedoch bei mehrfach gekrümmten Verdichterschaukeln aufgrund der Geometriekomplexität an ihre Grenzen [Wu13]. Aus diesem Grund werden bei dieser Art von Bauteilen die Messdaten mit einem CAD-Mastermodell verglichen und durch geeignete Referenzierung der Datensätze eine Rekonstruktion durchgeführt.

Erzeugung der Werkzeugwege

Zwar sind in der Literatur unterschiedliche Algorithmen und Methoden zur Erzeugung adaptiver Werkzeugwege zu finden [Bri98, Bre00, Bre07, Mul01, Dix01, Gao05, Gao08, Yil10], jedoch nutzen alle Systeme einen ähnlichen Ablauf. Zunächst werden die Abweichungen zwischen den gemessenen Daten und einem CAD-Neuteilmodell bestimmt. Anschließend wird der Werkzeugweg auf Basis der Abweichungen angepasst. Lediglich die Messmethoden, die hinterlegten Datensysteme und Algorithmen unterscheiden sich. Während Brinksmeier et al. [Bri98] die Rekonstruktion mit Hilfe der Streifenlichtprojektion in unterschiedlichen Posen und vordefinierten Grenzflächen erfasst, nutzt Bremer [Bre00] taktile Sensoren, um die Kontur an mehreren Querschnitten einer Schaufel unterhalb der Schweißnaht zu messen. Später wurden die Methoden von Bremer durch ein weiterentwickeltes Datenmanagementsystem, ein integriertes CAM-Modul und Verwendung optischer Messsysteme verbessert und werden heute kommerziell von der Fa. BCT angeboten [Bre07]. Ein weiteres kommerziell erhältliches System zur adaptiven Erzeugung von Werkzeugwegen wird von der Fa. TTL angeboten, vorgestellt von Mullins [Mul01] und Dix [Dix01]. Das System vermisst, analog zu Bremer, Bereiche

des unbeschädigten Werkstücks und vergleicht diese Bereiche mit einem Master-CAD Modell und passt die Werkzeugwege mit einer abgeänderten Version der CAM-Software NX adaptiv an. In beiden Systemen wird eine NC-Simulation zur Kollisionsüberprüfung eingesetzt, bei denen nur geometrische Aspekte und nicht die Schweißnahtgestalt berücksichtigt werden. Gao et al. entwickelten eine integrierte Strategie bei der die bisher getrennten Bereiche des Materialauftrags und der adaptiven Rekonturierung durch ein gemeinsames Spannsystem und durchgängiges Datenmanagement verknüpft werden [Gao05]. Auch das System von Gao et al. verwendet ein Master-CAD Modell zur Erzeugung der adaptiven Werkzeugwege für das Schweißen bzw. Fräsen. Die in [Gao05] vorgestellten Methoden wurden später für gekrümmte [Gao08] und dünne Schaufelgeometrien [Yil10] angepasst. Ein Beispiel für erzeugte Werkzeugwege mit der genannten Methodik ist in Bild 2.4 dargestellt. Die größten Herausforderungen bei der geometrischen Rekonstruktion von komplexen Investitionsgütern sind nach Wu et al. die Erhöhung der Effektivität und Genauigkeit der eingesetzten Algorithmen sowie eine softwareseitige Integration aller Prozessschritte der Regeneration [Wu13].

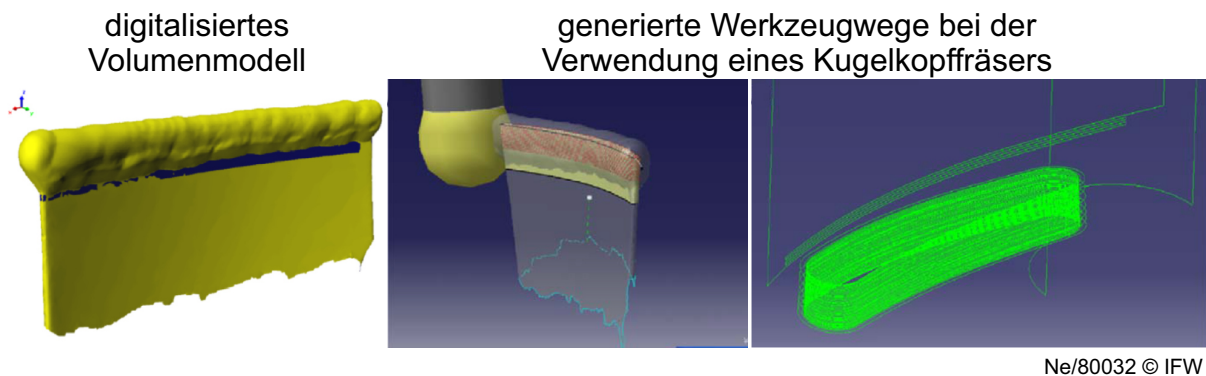


Bild 2.4: Werkstückdigitalisierung und Werkzeugwege beim Tip-Repair aus [Yil10]

Verwendete Werkzeuge und Werkzeugwege bei der Rekonturierung

Aus der Literatur wird deutlich, dass es bei der Fertigung, von z. B. Turbinenkomponenten, deutlich mehr Prozessstrategien und Werkzeugkonzepte existieren, als bei der Rekonturierung. Bei der Rekonturierung werden maßgeblich Kugelkopffräswerkzeuge eingesetzt [Yil10, Gao08], in der Fertigung zusätzlich Plan-, Torus-, und Schafffräser [Yil05]. Für die Rekonturierung werden häufig 3+2 Frässtrategien verwendet, bei denen eine konstante Anstellung des Werkzeugs zur Oberfläche definiert wird (siehe Bild 2.4). Diese Strategie gilt bei der Herstellung aufgrund der geringen Produktivität als veraltet und führt je nach Anstellung und Werkzeugweg zur verringerten Oberflächenqualität durch Schwingungen, wie von Lim et al. experimentell nachgewiesen wurde [Lim02]. Teilweise werden reine 3-achsige Frässtrategien eingesetzt, wie z. B. von Yilmaz et al. zur Rekonturierung der Spitze von dünnen Verdichterschaufeln aus Inconel 718 [Yil10]. Zur Erzeugung der Werkzeugwege für die Schaufelspitze (Schafffräser $D = 10$ mm) und der Schaufelfläche (Kugelkopffräser $D = 6$ mm) wurden unbeschädigte Bereiche der Schaufel als Referenz gesetzt. Werkstückschwingungen wurden durch eine geeignete Schrupp-, Teilschlicht und Schlichtstrategie vermieden und die Oberflächenqualität durch Anpassung der Zeilenbreite b_f eingehalten. Trotz dieser konventionellen und

somit zeitintensiven Prozessstrategie zur adaptiven Rekonturierung wurde die Prozesszeit um 30% gegenüber der aktuellen Reparatur bei Rolls-Royce reduziert [Yil10]. Weiterentwickelte Strategien bei der Herstellung sind beispielsweise angepasste Schnittbreiten auf Basis der Werkstückgeometrie (P-Milling) und das Flankenfräsen [Gey02]. Diese hochproduktiven Strategien finden bei der Reparatur aufgrund des geringen Materialabtrags kaum Anwendung. Ferner wird die Werkzeug- und Prozessauswahl zur Rekonturierung von gewöhnlichen Fertigungsprozessen übertragen, sodass die Besonderheit der Störkontur unberücksichtigt bleibt. Dies wurde unter anderem von Brinksmeier et al. durchgeführt, der zur Charakterisierung des Verschleißverhaltens und zur Wahl geeigneter Prozessbedingungen das Flankenfräsen von Ti-6Al-4V nutzte um anschließend Aussagen zur Rekonturierung zu treffen [Bri98]. Uhlmann und Lypovka kritisieren diese Vorgehensweise, weil die Nebenbedingungen der Rekonturierung gänzlich anders sind als bei der Herstellung von Bauteilen [Uhl13b].

Fokussierung der Themenfelder dieser Arbeit

Das Ziel der Regeneration ist eine hohe Bauteilqualität, unabhängig von den eingesetzten Technologien oder Nebenbedingungen der Prozesskette. Aus Kapitel 2.1.2 wird deutlich, dass bei der Rekonturierung eine Vielzahl an Eingangs- und Zielgrößen existieren, die einen Einfluss auf die Bauteilqualität besitzen. Daraus resultieren die Themenfelder im SFB 871 hinsichtlich der Rekonturierung, dargestellt in Bild 2.5, mit den jeweiligen Überschneidungen. Alle Themengebiete verfolgen eine geeignete Prozessauslegung der Rekonturierung.

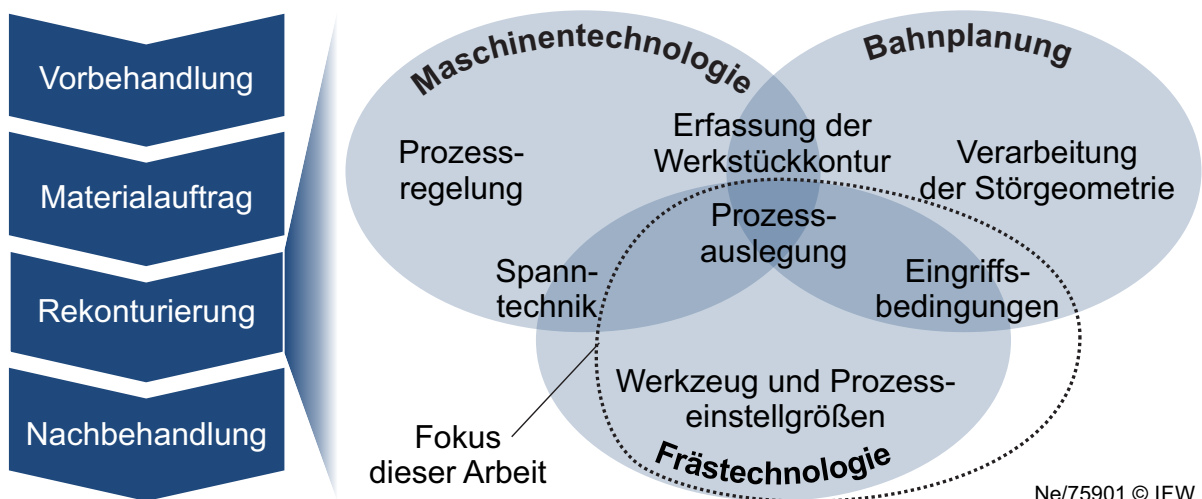


Bild 2.5: Themenfelder der Rekonturierung im SFB 871 und Fokus dieser Arbeit

Der Begriff Bauteilqualität ist jedoch weitreichend. Für den Fall eines regenerierten Bauteils sind das spätere Einsatzverhalten und die funktionellen Eigenschaften entscheidend. Wird das Flugzeugtriebwerk erneut als Investitionsgut herangezogen, sind die Strömungsverluste sowie die Bauteillebensdauer die wichtigsten Kriterien. Daraus leiten sich die wichtigsten Zielgrößen der Rekonturierung ab. Diese sind neben der Einhaltung der Bauteilkontur die *Oberflächentopographie*, welche maßgeblich die Strömungsverluste bestimmt [Mar05, But97] und die *Eigenspannungen*, die maßgeblich die

Lebensdauer beeinflusst [Büh33, Bor07, Jam10]. Daher werden in der Regeneration teilweise aufwendige Nachbehandlungsverfahren wie Strahlen oder Polieren eingesetzt, was jedoch die Prozesskette verlängert und somit die Wirtschaftlichkeit reduziert.

Aus dieser Argumentation ist der Fokus dieser Arbeit die Beeinflussung der Eigenspannungen und der Oberflächentopographie mit den in Bild 2.5 umrahmten Themenfeldern, bei dem eine steife und vibrationsarme Werkzeugmaschine sowie ein genaues, digitales Abbild der Ist-Geometrie als Voraussetzung gilt. In der Literatur wird unter dem Begriff Randzone ein Werkstoffvolumen verstanden, das durch Gefügeveränderungen, plastische Verformungen, Härte- und Eigenspannungsänderungen sowie Risse und Textur charakterisiert wird [Den11b, Bri91, Bre11b]. Aufgrund der Wechselwirkungen zwischen dem beschriebenen Werkstoffvolumen und der Oberfläche, beispielsweise bei Rissen, ist eine eindeutige Trennung zwischen Randzone und Oberfläche in der Praxis schwierig [Bre11b]. Aus diesem Grund wird der Begriff *Randzoneneigenschaften* in dieser Arbeit auf die wichtigsten Eigenschaften von komplexen Investitionsgütern reduziert: *Eigenspannungen* und *Oberflächentopographie*. Die vorhandene Literatur dieser Thematik wird im nächsten Teilkapitel zusammengefasst und bewertet.

2.1.3 Randzoneneigenschaften nach der Rekonturierung

Einfluss der Spanntechnologie auf die Randzoneneigenschaften

Durch den Einfluss der Spanntechnologie auf das Schwingungs- und Dämpfungsverhalten werden ebenfalls die Randzoneneigenschaften beeinflusst [Bie10, Out13]. Der Einfluss von Systemnachgiebigkeit und Dämpfung auf die Oberflächentopographie, beispielsweise der Effekt des regenerativen Ratterns, werden seit Jahrzehnten erforscht und gelten als weitgehend bekannt und verstanden [Sel12]. Bei den Eigenspannungen ist lediglich bekannt, dass eine Wechselwirkung mit dem Schwingungs- und Dämpfungsverhalten existiert, jedoch sind die genauen Zusammenhänge unerforscht. Ein Beispiel hierzu zeigen Outeiro et al. beim Orthogonaldrehen, bei dem eine zyklische Veränderung der Eigenspannungen durch das schwingende System nachgewiesen wurde [Out13]. Begründet wird dieser Effekt auf die periodische Variation der Spannungsdicke h . Nach Pfeifer zeigen niedrigschmelzende Legierungen leicht bessere Dämpfungseigenschaften als konventionelle Spannsysteme, was durch eine geringfügig bessere Oberflächentopographie nachgewiesen wurde [Pfe06]. Das Nachgiebigkeitsverhalten von Stößelspannsysteme hingegen ist stark abhängig von der Anzahl der in Kontakt befindlichen Stößel und diese neigen zu einer höheren dynamische Nachgiebigkeit, wie von Möhring et al. experimentell nachgewiesen [Möh12]. Für die Randzoneneigenschaften sind technologisch möglichst steife Einspannungen mit hoher Dämpfung zu bevorzugen, jedoch wurde dies in der Literatur bisher nicht behandelt.

Einfluss der Einstellgrößen und Werkzeuggestalt auf die Topographie

Trotz der hohen Relevanz der Oberflächentopographie von z. B. strömungsrelevanten Investitionsgütern [Mar05, But97], ist dieser Aspekt im Hinblick auf die Rekonturierung

bisher weitgehend unerforscht. Hauptsächlich werden Erkenntnisse der Neuteilproduktion auf die Rekonturierung übertragen, siehe [Bri98, S. 188ff], was nach Uhlmann und Lypovka aufgrund der unterschiedlichen Anforderungen häufig zu unbefriedigenden Prozessergebnissen führt [Uhl12, Uhl13b]. Diese Aussage wird bestätigt von Huang et al., die in ihrer Arbeit bei der Rekonturierung von Turbinenleitschaufeln das CNC-Fräsen untersuchten und bewerteten. Im Gegensatz zur Herstellung eignete sich das Fräsen nicht für die Rekonturierung aufgrund der geringen Produktivität und des hohen Werkzeugverschleißes. Daher wurde der Prozess durch einen teilautomatisierten, robotergeführten Schleifprozess mit passiver Kraftregelung substituiert. Dieser Prozess ermöglicht konstante Oberflächenqualitäten von $Ra \approx 4 \mu\text{m}$, die durch einen anschließenden Polierprozess auf $Ra \approx 1,4 \mu\text{m}$ reduziert wurden.

Möhring berichtet von einem Einfluss der Reparaturschweißung auf die Werkstückgestalt nach der Rekonturierung. Mit der hybridkinematischen Bearbeitungseinheit aus Bild 2.3 wurden reparaturgeschweißte Halbkugeln aus Gusseisen mit Lamellengraphit EN-GJL-250 durch Kugelkopfwerkzeuge ($D = 12 \text{ mm}$, $f_z = 0,10 \text{ mm}$, $v_c = 376 \text{ m/min}$) bearbeitet. Er stellte fest, dass die höhere Werkstoffhärte an der Schweißnaht zu einer deutlich größeren Werkzeugabdrängung führt als im Vergleich zum Grundwerkstoff. Eine höhere Härte des Gefüges durch den Reparaturschweißprozess von Blade Integrated Disks (Blisk) aus Ti-6Al-4V wird auch von Eberlein beobachtet, jedoch nicht bei der Rekonturierung berücksichtigt [Ebe07].

Eine einfache Methode zur Verbesserung der Oberflächenqualität nach der Rekonturierung stellen Yilmaz et al. vor. Es wurden zunächst die empfohlenen Einstellgrößen (Zahnvorschub $f_z = 0,0125 \text{ mm}$, Schnittgeschwindigkeit $v_c = 100 \text{ m/min}$) des Werkzeugherstellers für die eingesetzten Kugelkopf- und Schafffräser zur Rekonturierung von dünnen Inconel 718 Schaufeln verwendet [Yil10]. Lediglich die Zeilenbreite b_r wurde auf Basis der Werkzeugkontur angepasst, um eine ausreichende Oberflächenqualität zu gewährleisten. Mit einer maximalen Schnitttiefe von $a_p = 0,04 \text{ mm}$ wurde der Schlichtschnitt ausgeführt, der zu einer theoretischen Rauheit (engl. scallop height) von $Rz = 1 \mu\text{m}$ führt. Die resultierende Oberflächenqualität der rekonturierten Schaufel ist deutlich höher als im CAM-System eingestellt und beträgt ca. $Rz \approx 9 \mu\text{m}^1$. Diese Rauheit ist geringer als die der Referenzschaufel, wodurch auf einen anschließenden Polierprozess verzichtet werden konnte. Gao et al. nutzte eine ähnliche Rekonturierungsstrategie mit Schaff- und Kugelkopffräsern, jedoch wurde ein Materialaufmaß für das spätere Polieren im Prozess berücksichtigt [Gao08].

Einfluss der Einstellgrößen und Werkzeuggestalt auf die Eigenspannungen

Die Eigenspannungen nach der Rekonturierung beeinflussen maßgeblich das Verformungs- und Versagensverhalten von Bauteilen und definieren ein funktionsgerechtes Bauteilverhalten [Mar05]. Es ist bekannt, dass Druckeigenspannungen die Dauerfestigkeit steigern können [Büh33, Tön66, Sch90]. Ein eindrucksvolles Beispiel zeigt James, bei dem eine 24 kg schwere Dampfturbinenschaufel (Bild 2.6) am oberen Bereich des

¹In [Yil10] ist angegeben $Ra = 2,45 \mu\text{m}$. Der Wert Rz wurde nach DIN 4768-1 berechnet.

Schaufelfußes durch Spannungsrisskorrosion gebrochen ist, einen Schaden von ca. 100.000.000 € und eine Ausfallzeit von 6 Monaten verursachte [Jam10].



Ne/75905 © IFW

Bild 2.6: Schaden an einer 12CrNiMo Schaufel einer 600 MW Turbinengenerators durch Verlust einer Schaufel während des Betriebs [Jam10]

In der Praxis sind daher die Anforderungen an ein Reparaturverfahren für sicherheitsrelevanten Bauteile insbesondere auf die resultierenden Eigenspannungen und das Schwingungsverhalten fokussiert. Dies wird bei der von Eberlein vorgestellten Patch-Reparatur der Fa. MTU für Blisks aus Ti-6Al-4V ersichtlich, bei denen standardisierte Flicker einerseits nicht in Bereichen von den primären Schwingungsmoden gesetzt werden dürfen und andererseits zum Abbau von Eigenspannungen eine lokale Wärmebehandlung mittels Induktion durchgeführt wird [Ebe07]. Die lokale Wärmebehandlung findet nach der Rekonturierung statt, mit anschließendem Verfestigungsstrahlen zur gezielten Einstellung der Eigenspannungen. Zur Reduktion der Eigenspannungen nutzen Richter et al. ebenfalls eine lokale Wärmebehandlung nach dem Laserauftragschweißen von Ti-6242 für Hochdruckverdichter-Blisks [Ric04].

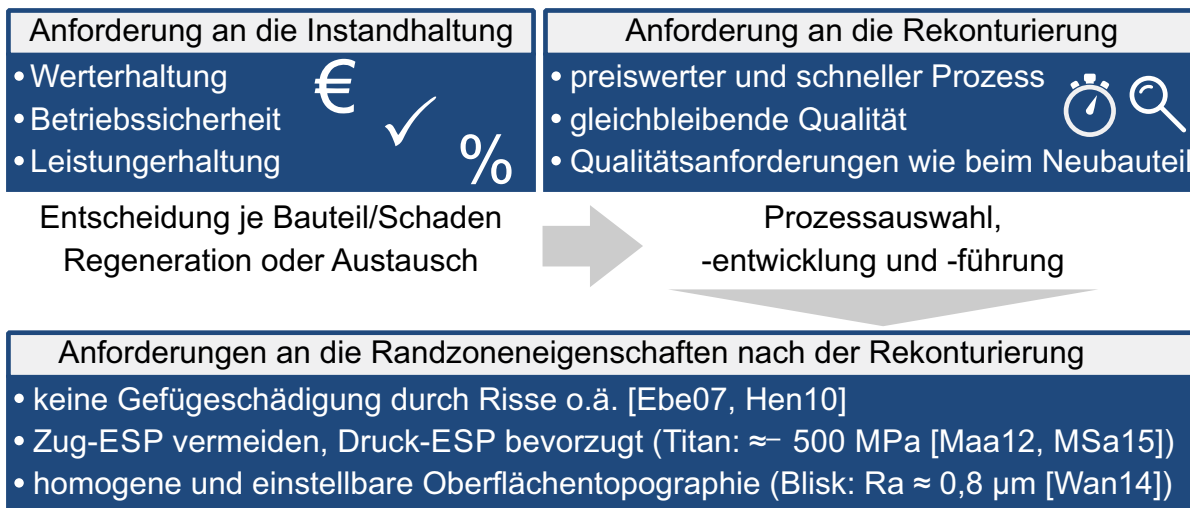
Trotz der hohen Praxisrelevanz wird in akademischen Veröffentlichungen zur Rekonturierung [Bri98, Hua02, Hua03, Yil05, Bic05, Gao06, Gao08, Yil10, Bre11a] sowie in den Veröffentlichungen von kommerziellen Anbietern für adaptiven Rekonturierungssystemen [Bre96, Bre00, Mul01, Dix01, Bre06a, Bre06b, Bre07, Wal10] die Thematik Eigenspannungen im Bezug zur Werkzeuggestalt und Einstellgrößen nicht untersucht. Ferner wird bei robotergeführten Rekonturierungsprozessen durch Bandschleifen zur Kompensation des Werkzeugverschleißes [Hua02] oder Anpassung der Schnitttiefe [Uhl13a] die Vorschub- und/oder Schnittgeschwindigkeit kraft geregelt angepasst. Dies führt zu einem veränderten thermo-mechanischen Belastungsprofil des Werkstücks, sodass nicht von einer homogenen Eigenspannungsverteilung bei dieser Art von Prozessen auszugehen ist.

Des Weiteren ist in der Literatur bekannt, dass durch den Materialauftrag eine Heterogenität im Gefüge sowie bei den Eigenspannungen resultiert. Dies wurde nachgewiesen z. B. beim Elektronenstrahl- [Li11] und Laserschweißen [Kel06] von Titanlegierungen. Für andere Werkstoffe und Fügeprozesse gilt diese Aussage ebenfalls, nachgewiesen unter anderem beim Laserstrahlschweißen von Warmarbeitsstählen [Ved07, Bor09] und Vakuumlöten [Hen11] oder Laserstrahlschweißen [Kel02] von Nickel- und Kobaltwerkstoffen. Zu dieser Thematik untersuchte Dattoma et al. die resultierenden Eigenspannungen nach der Rekonturierung von Schweißnähten [Dat06]. Die numerischen

Untersuchungen am Baustahl S275JR wurden unter der Prämisse durchgeführt, dass der Rekonturierungsprozess keine weiteren Eigenspannungen in das Bauteil einbringt und das Entfernen der Schweißnaht zu einer Beseitigung der schweißinduzierten Eigenspannungen führt. Trotz dieser Prämisse zeigten die experimentellen und numerischen Untersuchungen einen hohen Einfluss der Rekonturierung auf die Eigenspannung im Bauteil, wobei die numerischen Untersuchungen nur verwendbare Resultate quer zur Schweißnaht ergaben.

Zwischenfazit

In Kapitel 2.1 wurde die Literatur zur Thematik Rekonturierung zusammengefasst und bewertet. Es sind Technologien zur adaptiven Rekonturierung durch Fräsen verfügbar. Jedoch sind die resultierenden Randzoneneigenschaften nach der Rekonturierung durch die Wechselwirkungen zwischen Werkzeuggestalt, Einstellgrößen und Prozessstrategie weitgehend unerforscht. Es ist z. B. nicht bekannt, ob Wechselwirkungen zwischen der Heterogenität im Gefüge durch den Schweißprozess und der Rekonturierung existieren und wie dies die Randzoneneigenschaften beeinflusst. Aus diesem Grund werden in der Industrie komplexe Investitionsgüter häufig lokal wärmebehandelt und/oder gestrahlt, damit gezielt die geforderten Randzoneneigenschaften eingestellt werden [MTU07, Zhu08, Ebe07, Den15a]. Zusammenfassend sind in Bild 2.7 die Anforderungen der den Kapitel 2.1.1 bis 2.1.3 beschriebenen Anforderungen dargestellt. Basierend auf den Anforderungen sind insbesondere die Eigenspannungen und die Oberflächentopographie der regenerierten Bauteile von Relevanz.



Ne/81832 © IFW

Bild 2.7: Anforderung an die Regeneration, Rekonturierung sowie die resultierenden Randzoneneigenschaften

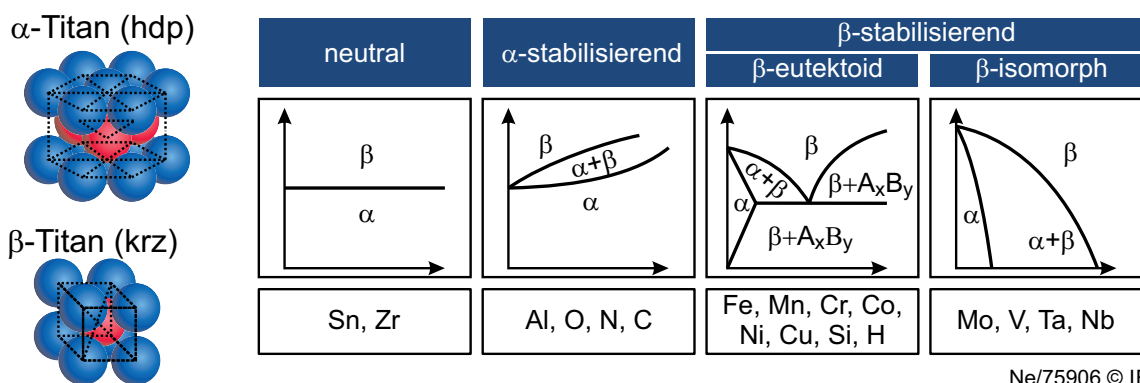
Deutlich mehr wissenschaftliche Erkenntnisse hinsichtlich der Randzoneneigenschaften existieren bei der Fertigung von neuen Bauteilen. Dies wird später in Kapitel 2.3 betrachtet. Als Werkstoff wird sich auf die Titanlegierung Ti-6Al-4V fokussiert, da diese bei komplexen Investitionsgütern häufig eingesetzt wird (Kapitel 2.2). Ferner eignet sich für

eine automatisierte Rekonturierung die Frästechnologie unter Verwendung von flexibel einsetzbaren Kugelpkopffwerkzeugen (Kapitel 4.1), die insbesondere bei komplexen Investitionsgütern aus Titanlegierungen eingesetzt werden.

2.2 Die Eigenschaften der Titanlegierung Ti-6Al-4V

Klassifizierung und Werkstoffgefüge von Ti-6Al-4V

Obwohl das Element Titan schon 1791 von William Gregor im Mineral Ilmenit und 1795 von Heinrich Klaproth im Rutilerz entdeckt wurde [Lüt07], ermöglichte erst der 1940 patentierte Prozess von William Justin Kroll die industrielle Gewinnung von Reintitan. Somit gilt Titan als junger Konstruktionswerkstoff, dessen Legierungsentwicklungen in den darauffolgenden Jahrzehnten systematisch unter anderem von McQuillan et al. [McQ56], Griest und Forst [Gri57], Adenstedt [Ade55] sowie Kornilov [Kor65] intensiviert wurden. Wie Eisen ist Titan ein allotropes Element, das oberhalb von 882 °C eine kubisch-raumzentrierte Gitterstruktur (krz, β -Titan) und unterhalb von 882 °C eine hexagonal-dichteste Gitterstruktur (hdp, α -Titan) aufweist. Legierungselemente von Titan werden in α bzw. β stabilisierend eingeordnet, welche die Umwandlungstemperatur bzw. das jeweilige Gebiet im Phasendiagramm verändern und somit eine breite Variation an Gefügetypen ermöglichen, wie in Bild 2.8 dargestellt. Aluminium gilt allgemein als das wichtigste α -stabilisierende Legierungselement für Titanlegierungen [Wag94].



Ne/75906 © IFW

Bild 2.8: Schematische Darstellung der Legierungselemente und deren Einfluss auf das Zweiphasendiagramm nach [Lüt07]

Die häufigste Klassifizierung von Titanlegierungen in α , $\alpha + \beta$ und β Legierungen basiert auf dem pseudo-binären, isomorphen Phasendiagramm, siehe Bild 2.8 [Lüt07]. Peters und Leyens [Pet02] sowie Donachie [Don00] unterteilen die Titanlegierungen weiter in α -nahe und metastabile β -Legierungen. α -Legierungen weisen eine einphasige hdp-Struktur auf und sind dichter gepackt als die krz-Struktur. Daher zeigen β -Legierungen eine deutlich geringere Diffusionsgeschwindigkeit im Kristallgitter und sind somit für Wärmebehandlungen ungeeignet [Pet10]. Lediglich die Korngröße lässt sich durch die Abkühlgeschwindigkeit einstellen [Wag94]. Die Hauptanwendungen dieser Legierungen, zu denen auch Reintitan gehört, sind daher die chemische Industrie und die Biomedizintechnik aufgrund der guten Korrosionsbeständigkeit und Verformbarkeit. Sie besitzen

jedoch eine geringe Festigkeit im Vergleich zu $\alpha + \beta$ und β Legierungen [Pet02]. Durch das Hinzulegieren von β -stabilisierender Elemente wie Molybdän, Vanadium und Niob entstehen α -nahe Legierungen, die eine höhere Festigkeit als α -Legierungen aufweisen und maßgeblich Anwendung im Hochtemperaturbereich bis 600 °C finden, bei denen gute Kriech Eigenschaften gefordert sind [Wag94]. Das ausgewogenste Eigenschaftsprofil zeigen die zweiphasigen $\alpha + \beta$ Legierungen, zu denen auch Ti-6Al-4V gehört. Bei diesem Legierungstyp ist zwar die Warmfestigkeit reduziert, jedoch sind Duktilität und Festigkeit im Vergleich zu α und α -nahen Legierungen erhöht. Des Weiteren sind wegen der Phasenumwandlung Wärmebehandlungen bei $\alpha + \beta$ Legierungen möglich [Don00]. Es ist zu erwähnen, dass alle derzeit kommerziell erhältlichen β -Legierungen streng genommen metastabile β -Legierungen sind, die ebenfalls bei der Abschreckung die $\alpha + \beta$ Phase durchschreiten. Die Umwandlung erfolgt nicht martensitisch [Lüt07], sodass durch geeignete anschließende Wärmebehandlungen Festigkeiten von über 1.400 MPa bei gleichzeitig guter Umformbarkeit ermöglicht werden [Pet02]. Nachteile der metastabilen β -Legierungen sind die schlechte Schweißbarkeit, die höhere Dichte und der Preis. Das Eigenschaftsprofil der Titanlegierungen ist in Bild 2.9(A) zusammengefasst.

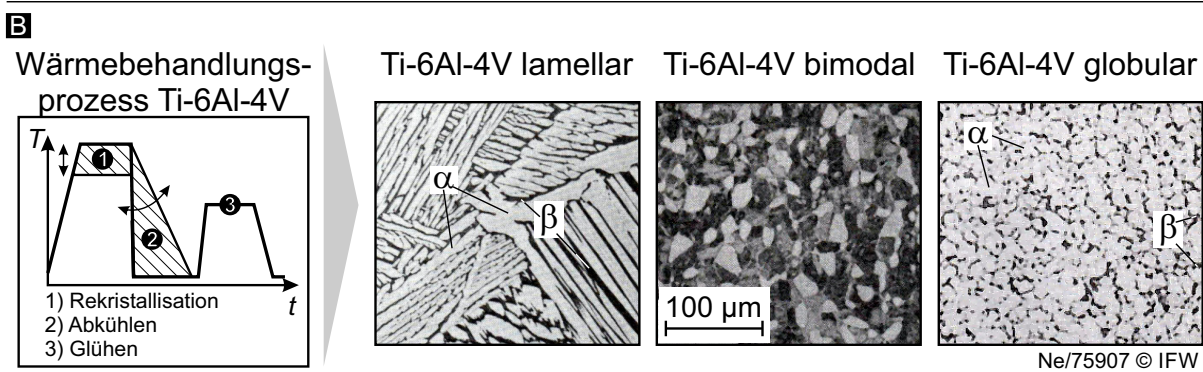
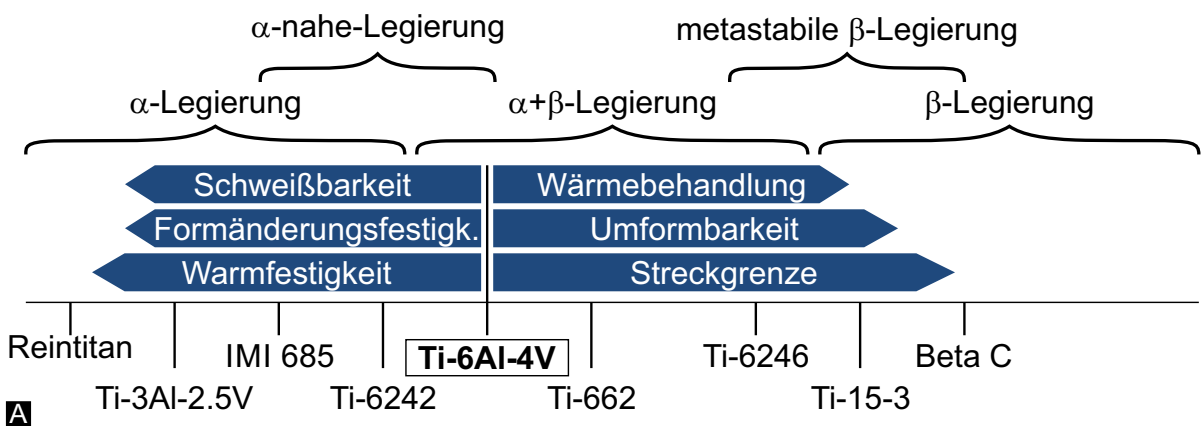


Bild 2.9: Eigenschaften von Titanlegierungen [Don00, Lüt07] und Gefügestände von Ti6-Al-4V [Wag94]

Nach Roos und Maile existieren derzeit über 100 Titanlegierungen, von denen jedoch nur ca. 30-40 kommerziell genutzt werden [Roo11]. Eine besondere Bedeutung entfällt hierbei auf die mit Abstand am häufigsten eingesetzte Legierung Ti-6Al-4V, die 80% aller $\alpha + \beta$ Legierungen umfasst sowie einen Gesamtmarktanteil von über 50% aller Titanlegierungen hat. Je nach Wärmebehandlung von Ti-6Al-4V können die Gefüge-

zustände *lamellar*, *globular* und *bimodal* (auch Duplex genannt) eingestellt werden [Gro15], wie in Bild 2.9(B) dargestellt.

Durch eine langsame Abkühlung oberhalb der β -Transustemperatur, die bei Ti-6Al-4V ca. 995 °C beträgt, werden lamellare Gefüge erzeugt, die durch schnellere Abkühlung feiner und schließlich martensitisch werden. Es ist zu beachten, dass Titan-Martensit, anders als beim Stahl, keine Vorteile bei der Festigkeit verursacht und daher nur selten Anwendung findet [Wag94, Gro15]. Zur Herstellung von globularen und bimodalen Strukturen, ist eine vorherige Verfestigung durch z. B. Warmumformen und anschließende Rekristallisation unterhalb der β -Transustemperatur erforderlich. Die Abkühlgeschwindigkeit und das Temperaturniveau legen hierbei den Gefügetypen fest, wie schematisch in Bild 2.9(B) dargestellt. Aufgrund der hohen Gasaffinität, die im Allgemeinen zur Versprödung von Titanlegierungen führt, bildet Ti-6Al-4V bei Luftkontakt schnell eine chemisch stabile Titanoxidschicht, wodurch die meisten der oben genannten Wärmebehandlungen unter Vakuum ausgeführt werden.

Eigenschaften und Zerspanbarkeit von Ti-6Al-4V

Das lamellare Gefüge besitzt einen guten Widerstand gegen Ermüdung bei hoher Lastspielzahl (High-Cycle-Fatigue), jedoch eine geringe Duktilität und Bruchdehnung und versagt früher bei niedriger Lastspielzahl (Low-Cycle-Fatigue) [Wag94]. Die gegensätzlichen Eigenschaften zeigt das globulare Gefüge. Das bimodale Gefüge kann als Kompromiss zwischen den beiden Gefügearten verstanden werden und ist daher industriell am häufigsten anzutreffen [Don00, Gro15].

Aufgrund der hohen Duktilität und Reaktivität sowie der geringen Wärmeleitfähigkeit und dem E-Modul bei gleichzeitig hoher Festigkeit, gehört Ti-6Al-4V zu den schwer zerspanbaren Werkstoffen. Die erste Studien zur Zerspanbarkeit von Titan wurden in den 50er Jahren von Shaw, Cook und Bosten für das US-Militär durchgeführt [Kom82]. Des Weiteren wurde die Zerspanbarkeit unter anderem in den Dissertationen von Kreis [Kre73], Altmüller [Alt00], Gey [Gey02], Zanger [Zan13] und Grove [Gro15] untersucht und in den Keynote Papern von Machado und Wallbank [Mac90], Ezugwu und Wang [Ezu97], Ulutan und Ozel [Ulu11] sowie in Büchern von Klocke und König [Klo08] und Donachie [Don00] zusammengefasst. Aufgrund der zahlreichen Literatur zu dem Thema, wird hier die Zerspanbarkeit nur kurz anhand der von Klocke definierten Bewertungsgrößen Zerspankraft, Spanbildung und Werkzeugverschleiß charakterisiert. Das Kriterium der Werkstückqualität hinsichtlich Oberflächengüte und Randzoneneigenschaften wird in Kapitel 2.3 behandelt.

Spanbildung: Die Spanbildung von Titan ist gekennzeichnet durch die Entstehung von Lamellenspänen, die sich makroskopisch mit Bandspänen beim Drehen ähneln. Bei einer Verwechslung wird die Spandicke als deutlich zu klein angenommen, wodurch ein falscher Scherwinkel und Spangeschwindigkeit resultiert und somit nach Komanduri die Theorien zur kontinuierlichen Spanbildung, beispielsweise Scherwinkelberechnung, nicht angewendet werden können [Kom82]. Der Grund hierfür liegt in der Ausbildung eines sehr dünnen Scherbands im Bereich der primären Scherzone, bei dem aufgrund der

schlechten Wärmeleitfähigkeit von Titan hohe Temperaturen und hohe plastische Verformung herrschen. Auch durch Variation von Einstellgrößen und Werkzeuggeometrien lässt sich die Lamellenspanbildung nach Kreis nicht unterbinden [Kre73]. Werden sehr hohe Schnittgeschwindigkeiten verwendet, besteht die Gefahr der Spanentzündung.

Zerspankraft: Durch den stetigen Wechsel zwischen Gleiten und Stauchen bei der Bildung der Lamellenspäne resultiert eine zyklische Variation der Prozesskräfte, die durch die Korngröße des Werkstoffs beeinflusst wird [Gro15]. Nach Klocke kann hierbei der dynamische Kraftanteil ca. 20 bis 35% der mittleren Prozesskräfte betragen [Klo08]. Somit stellen die mittleren Prozesskräfte nicht die Hauptbelastung der Werkzeuge dar und sind etwa auf dem Niveau von Stahllegierungen mit vergleichbaren Festigkeiten [Don00]. Die resultierenden Spannungen am Schneidkeil sind im Vergleich zu Stahl aufgrund der kleinen Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Span, die nach Machado und Wallbank nur ca. 1/3 die von Stahl entspricht [Mac90], um ein vielfaches höher.

Werkzeugverschleiß: Die geringe Wärmeleitfähigkeit von Titan, die nur ca. 10 bis 20% der von Stahl entspricht, führt zu einer erhöhten thermischen Belastung des Schneidkeils. Je nach Schneidstoff und Schnittgeschwindigkeit fließen 60 bis 80% der Wärmeenergie in das Werkzeug [Kre73]. Zusätzlich begünstigt die hohe chemische Reaktivität von Titan bei gleichzeitig hohen Werkzeugtemperaturen das Auftreten von Adhäsion und Diffusion bei allen gängigen Schneidstoffen. Die mechanischen, thermischen und chemischen Vorgänge führen somit zu einem hohen Werkzeugverschleiß, sodass eine leistungsfähige Kühlschmierung mittels Hochdruck dem aktuellen Stand der Technik entspricht. Die stetige Weiterentwicklung von Hartmetallen, insbesondere die Verbesserung der Zähigkeit, verdrängte die früher eingesetzten Schnellarbeitsstähle fast vollständig. Daher stellt heute Hartmetall den am häufigsten eingesetzten Schneidstoff für Ti-6Al-4V dar. Cermets und Keramiken zeigen eine hohe Affinität zum Titan und sind in der Regel nicht geeignet. Die Schneidstoffe PKD und pCBN werden wegen ihrer hohen Wärmeleitfähigkeit in einigen Fällen für die Schlichtbearbeitung eingesetzt [Klo08].

2.3 Randzoneneigenschaften nach der spanenden Bearbeitung

Wie aus Kapitel 2.3 hervorgeht, existieren bisher wenige Erkenntnisse der Randzoneneigenschaften nach der Rekonturierung. Jedoch gibt es eine Vielzahl an Publikationen, die sich mit den Eigenspannungen und der Oberflächentopographie bei der Neuteilproduktion beschäftigen, welche im Folgenden zusammengefasst und bewertet werden.

2.3.1 Eigenspannungen

Grundlagen

Eigenspannungen sind per Definition mechanische Spannungen in einem Festkörper, auf den keine äußeren Kräfte oder Momente einwirken und somit die inneren Kräfte oder Momente im Gleichgewicht stehen. Aus dieser Definition folgt, dass die vorliegenden Eigenspannungen ebenfalls von der Gestalt des Festkörpers abhängig sind.

Bei dünnwandigen Bauteilen mit einem geringen Widerstandsmoment resultieren die Eigenspannungen in elastischer Verformung und werden somit verringert während unterdrückte elastische Formänderungen zu zwangsbedingten Eigenspannungen führen [Hir03]. Ferner müssen somit Druckeigenspannungen in einem Körper an einem anderen Ort mit Zugeigenspannungen ausgeglichen werden, damit die Summation aller Eigenspannungen Null ergibt. Grundsätzlich existieren keine vollständig eigenspannungsfreien Festkörper [Sch90]. Die Ursache von Eigenspannungen sind elastische oder elastisch-plastische Deformationen, die im Festkörper inhomogen verteilt sind, auch genannt Deformationsinkompatibilitäten. Die Ursache der Deformationsinkompatibilitäten können lokal begrenzte, thermische bzw. mechanische Werkstückbelastungen sein oder durch Phasentransformation hervorgerufen werden. Somit können thermische und mechanische Belastungen Eigenspannungen sowohl auf- als auch abbauen. Reißner hat 1931 mathematisch nachgewiesen, dass Eigenspannungen durch unendlich viele Spannungsquellen beschrieben werden können [Rei31]. Aus diesem Grund wurden nach Macherauch [Mac73] Eigenspannungen von vielkristallinen, metallischen Werkstoffen nicht über Spannungsquellen, sondern objektbezogen in einem Werkstoffvolumen in Eigenspannungen 1., 2. und 3. Art eingeteilt, wie in Bild 2.10(A) für einen zweiphasigen Werkstoff wie Ti-6Al-4V dargestellt.

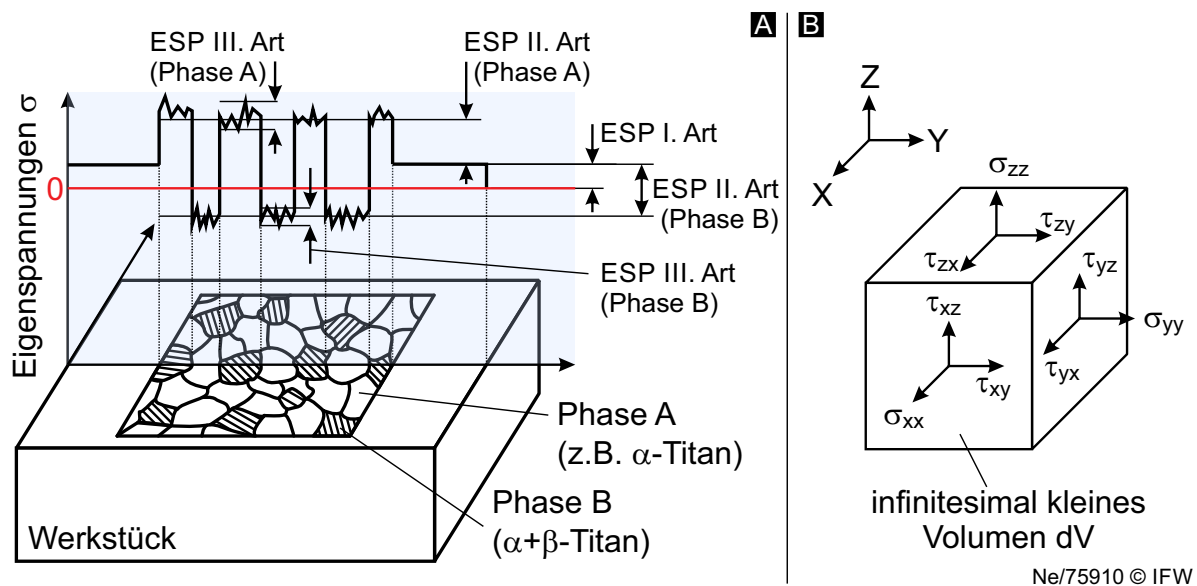


Bild 2.10: Schematische Darstellung der Eigenspannungen 1., 2. und 3. Art in einem zweiphasigen Werkstoff [Sch90]

Eigenspannungen 1. Art sind Mittelwerte über hinreichend viele Körner und die Ursache makroskopischer Formänderungen. Daher werden sie auch Makroeigenspannungen genannt. Die Eigenspannungen 2. Art beziehen sich auf einzelne Körner im Kristall, während Eigenspannungen 3. Art das Resultat von Gitterfehlern sind. Die letzten beiden werden auch als Mikrospannungen bezeichnet. Für technische Bauteile sind die Eigenspannungen 1. Art von Relevanz, da diese das Bauteilverhalten maßgeblich beeinflussen. Im Folgenden werden die Eigenspannungen 1. Art betrachtet.

Mathematisch sind Eigenspannungen, wie Lastspannungen, ein Vektor im Raum bezo-

gen auf eine Fläche und werden im einachsigen Fall durch die Division zwischen der anliegenden Kraft und der Fläche beschrieben. Diese einfache Beschreibung gilt jedoch nicht für die Betrachtung eines beliebigen Punktes im Körper. Steht der Spannungsvektor nicht senkrecht auf der Fläche resultieren Normal- und Tangentialkomponenten, dargestellt in Bild 2.10(B). Somit ist die Aufteilung der Spannungen in Normal- und Tangentialkomponenten abhängig vom gewählten Bezugssystem. Eine eindeutige Beschreibung des Spannungszustandes in einem beliebigen Punkt eines Körpers ist mit dem Spannungstensor

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

möglich, der aus Schubspannungskomponenten τ_{ij} und Normalspannungskomponenten σ_{ij} besteht. Aufgrund der Starrkörperbedingung ist die Matrix symmetrisch und es gilt $\tau_{ij} = \tau_{ji}$, wodurch der Spannungstensor durch sechs unabhängige Komponenten eindeutig beschrieben wird. Das mathematische Objekt Tensor kann hier als ein Hilfsmittel verstanden werden zur Verknüpfung von zwei beliebigen Vektoren im Raum, sodass ein Kraftvektor räumlich vollständig durch $\vec{F} = \boldsymbol{\sigma} \cdot \vec{A}$ beschrieben ist.

Eigenstressungen nach der Zerspannung von Titan

Eigenstressungen sind bei der Zerspannung das Ergebnis von mechanischer Gitterdeformation, thermischen Einflüssen sowie Gitterumwandlung, z. B. durch Phasentransformation [Bri82a]. Aktuelle wissenschaftliche Studien von Sun und Guo [Sun09] beim Schaftfräsen, Abboud et al. [Abb13] und Velásquez et al. [Vel10] beim Orthogonaleinstechdrehen sowie Mhamdi et al. beim Kugelkopffräsen [Mha12] weisen unabhängig voneinander nach, dass durch den Zerspanvorgang von Ti-6Al-4V keine Phasentransformation stattfindet, sodass dies als Quelle von Eigenstressungen ausgeschlossen werden kann. Ein Großteil der Studien belegt ebenfalls prozessunabhängig, dass bei der Zerspannung von Titan durch den Zerspanprozess maßgeblich Druckeigenstressungen resultieren [Fra79, Nar83, M'S08]. Der häufigste physikalische und prozessübergreifende Erklärungsansatz ist, dass die maßgeblichen Druckeigenstressungen von Titan auf die schlechte Wärmeleitfähigkeit und somit auf die hauptsächlich mechanischen Einflüsse bei der Zerspannung zurückzuführen sind [Fra79, Gey02, Sun09]. Jedoch wurde dies experimentell in keiner der betrachteten Studien nachgewiesen.

Die Aussagen zur Phasentransformation und Druckeigenstressungen sind jedoch die einzigen Zusammenhänge, die übergreifend aus der Literatur entnommen werden können. Die Erkenntnisse von systematischen Untersuchungen zum Einfluss von Einstell- und Werkzeuggrößen beim Fräsen z. B. von Franz [Fra79], Gey [Gey02], Sun und Guo [Sun09] und Rao [Rao11] widersprechen sich häufig. Während Gey durch eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit v_c eine Verschiebung der Eigenstressungen Richtung Zug beobachtete und dies dem erhöhtem Wärmeeintrag in das Werkstück begründete, zeigten die Untersuchungen von Sun und Guo ein gegenteiliges Ergebnis. Rao et

al. stellten keinen dieser Einflüsse fest und begründen dies beim Planfräsen durch die Nebenschneide, die maßgeblich die Oberfläche erzeugt und somit ein geringerer Wärmeintrag ins Werkstück resultiert. Bei Erhöhung des Zahnvorschubs f_z verschieben sich bei Sun und Guo sowie Gey die Eigenspannungen in Richtung Zug, was durch mehrfache Gefügedeformation der Oberfläche erklärt wird.

Noch weniger Erkenntnisse sind beim Kugelkopffräsen von Titan hinsichtlich der resultierenden Eigenspannungen vorhanden. Eine der wenigen Untersuchungen stammen von Mhamdi et al. und Baccar et al., die konkav bzw. konvex geformte Werkstücke in einem 3-achsigen Kugelkopffräseprozess bearbeiteten [Mha12, Bac13]. Es wurde gezeigt, dass sich die Eigenspannungen an unterschiedlichen Positionen der konkav-konvexen Werkstücken unterscheiden, jedoch konnte dieser Effekt nicht auf eine einzelne Größe zurückgeführt werden, weil sich durch den experimentellen Versuchsaufbau gleichzeitig die Schnittgeschwindigkeit und die Anstellwinkel änderten. In der Studie von Mantle und Aspinwall wurde das Titanaluminid 45-2-2-0.8 mit Kugelkopfwerkzeugen bearbeitet [Man01] bei dem alle getesteten Einstellgrößen (v_c , f_z , b_r , a_p , λ , vgl. Kapitel 4) sich als signifikant erwiesen haben. Insbesondere höhere Schnittgeschwindigkeiten verschieben die Eigenspannungen in Richtung Zug und hoher Werkzeugverschleiß die Eigenspannungen in Richtung Druck.

Franz zeigte, dass die Fräskinematik, der Titanwerkstoff und die Prozessstrategie Gleich- und Gegenlaufräsen einen signifikanten Einfluss auf das Eigenspannungsprofil besitzen und sich gegenseitig beeinflussen [Fra79]. Auch die Literatur zu verschiedenen Drehprozessen von Titan, z. B. die Untersuchungen von Velásquez et al. [Vel10] und Abboud et al. [Abb13] beim Orthogonaleinstechdrehen, Narutaki et al. [Nar83] beim Außenlängsdrehen sowie die Arbeit von Özel und Ulutan [Öze12] beim Plandrehen, zeigen ähnliche Widersprüchlichkeiten hinsichtlich der resultierenden Eigenspannungen. Somit wird deutlich, dass ein direkter Vergleich der Erkenntnisse zum Thema Eigenspannungen nur schwer möglich ist aufgrund unterschiedlicher Prozesskinematik, gewählter Bereiche der Einstellgrößen sowie die Varianzen der Werkzeugmakro- und Mikrogeometrien. Somit können nur tendenzielle Einflüsse der Einstell- und Werkzeuggrößen definiert werden, die in Bild 2.11 qualitativ zusammengefasst sind.

Ulutan und Özel weisen ebenfalls in ihrem Keynote Paper zu Randzoneneigenschaften von Titan- und Nickelbasiswerkstoffen auf die widersprüchlichen Erkenntnisse zu Eigenspannungen in der Literatur hin [Ulu11]. Übergreifend stellen Ulutan und Özel ferner fest, dass der Einfluss der Werkzeugmikrogeometrie bei der Zerspanung von Titan noch weitgehend unerforscht ist [Ulu11], was ebenfalls aus Bild 2.11 deutlich wird.

Einflussgrößen der Zerspanung auf die Eigenspannung von Stahlwerkstoffen und weiteren Legierungen

Stahlwerkstoffe sind hinsichtlich der Eigenspannungsentstehung nach der spanenden Bearbeitung am besten erforscht. Aus diesem Grund werden im Folgenden die Erkenntnisse der Werkzeug- und Einstellgrößen in Wechselwirkung mit verschiedenen Fertigungsprozessen bei Stahl und weiteren Werkstoffen zusammengefasst und bewertet. Einschränkend sei erwähnt, dass aufgrund der hohen Anzahl an verfügbaren

	Kugelpkopfräsen	Schaftfräsen	Drehen
Schnittgeschwindigkeit v_c	[Man01] ↓	[Sun09]* ↓ [Rao11]	[Vel10] ↑ [Öze12]* ↑ [Abb13] ↑ [Nar83]
Zahnvorschub f_z / Spandicke h	[Man01] ↓	[Gey02] ↑ [Rao11] ↓ [Sun09]* ↑	[Abb13] ↓
Spanwinkel γ		[Gey02] ↓	
Schneidkantenradius r_β			[Abb13] ↑ [Öze12]* ↓
Schnitttiefe a_p	[Man01] ↑ [Bac13] ↑	[Rao11] [Gey02]	[Rat11]* ↓
Schnittbreite a_e	[Man01] ↑	[Gey02] ↓	
Gleichlauf zu Gegenlauf	[Man01] ↑	[Fra79] ↑	

Legende: Druck ↓ Zug ↑ *) Plandrehen bzw. -fräsen
 Verändert ESP tendenziell Richtung: kein Einfluss, geringer Einfluss, hoher Einfluss

Ne/75911 © IFW

Bild 2.11: Relative Einflüsse der Einstell- und Werkzeuggrößen auf die Eigenspannungen bei der Zerspaltung Ti-6Al-4V

Studien in diesem Abschnitt nur ausgewählte Veröffentlichungen vorgestellt werden, um die generellen Zusammenhänge zu erläutern. Für eine detailliertere Zusammenfassung sei an dieser Stelle auf die Keynote Paper von Brinksmeier et al. [Bri82b], M'Saoubi et al. [M'S08, M'S15] und Jawahir et al. [Jaw11] verwiesen.

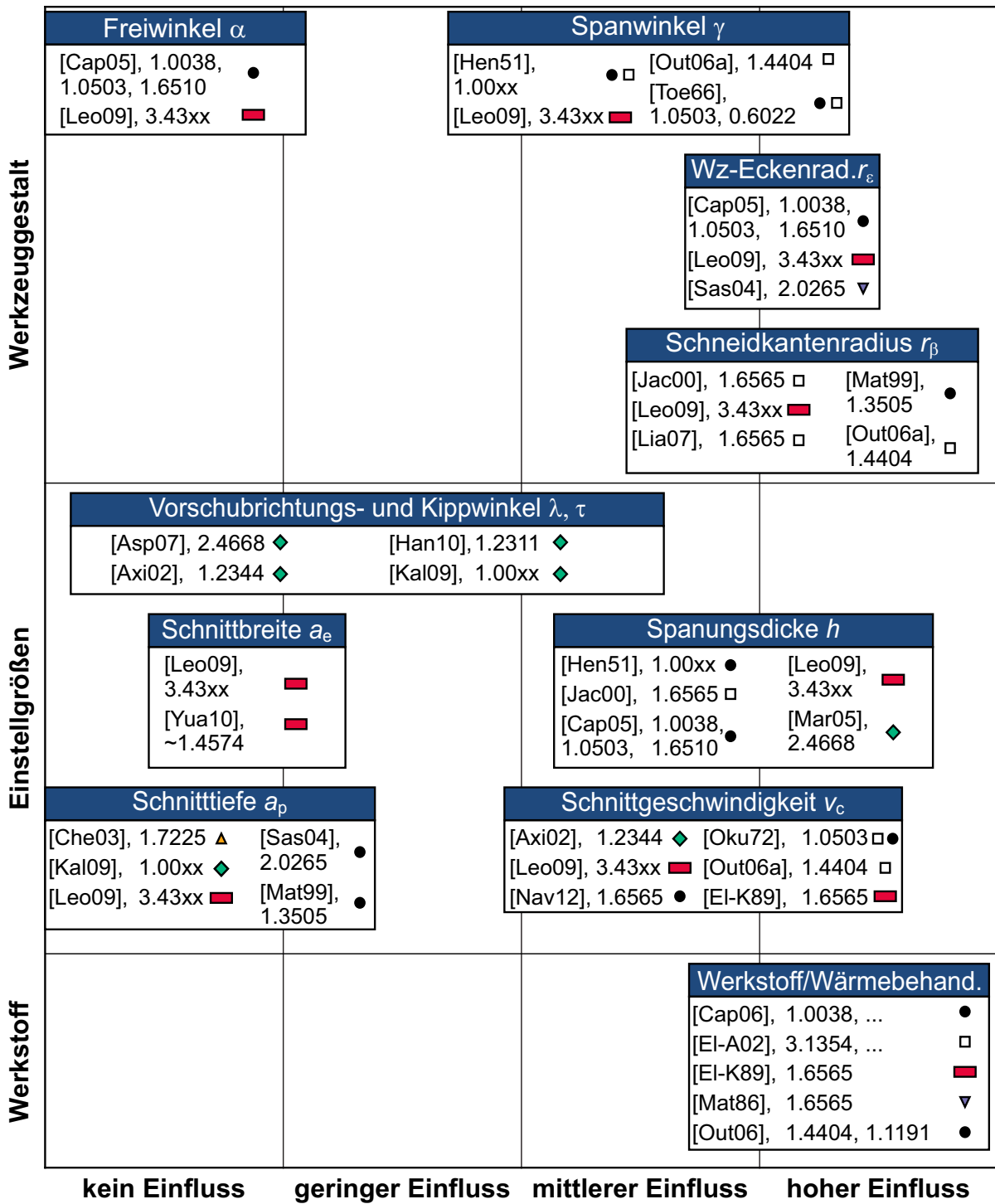
Anders als bei Titan wurden in der Literatur bei der Zerspaltung von Stahl- und Nickelbasiswerkstoffen mit geometrisch bestimmter Schneide Phasentransformationen an der Werkstückoberfläche nachgewiesen, sodass diese als Ursache von Eigenspannungsentstehungen nicht generell ausgeschlossen werden können [Umb10]. Diese thermischen Schädigungen der Randzone sind jedoch selten und treten nur bei der Bearbeitung von harten Werkstoffen mit gefasten Werkzeugen und/oder hohem Werkzeugverschleiß auf [Mat86]. In den meisten Studien werden thermische und insbesondere mechanische Vorgänge für die Eigenspannungsentstehung beschrieben [Oku72, Jac00, Out02]. Mehrfach wird in der Literatur vereinfacht angenommen, dass thermische Einflüsse für die Zugeigenspannungen und mechanische Einflüsse für die Druckeigenspannungen verantwortlich sind [Jac00]. Während bei der Zerspaltung thermische Einflüsse aufgrund

der punktuellen Werkstückerwärmung für Zug-, nicht aber für Druckeigenspannungen verantwortlich sein können, ist es nach Okushima [Oku72], Brinksmeier [Bri82b] und Wiesner [Wie92] jedoch möglich, dass aus mechanischen Belastungen auch Zugeigenspannungen resultieren können. Dieser Zusammenhang wird häufig in den Studien zur Eigenspannungsentstehung nicht berücksichtigt und somit ist auch eine eindeutige Trennung der Effekte nicht möglich [Bre11b].

In der Literatur werden bei der Drehbearbeitung von Stahlwerkstoffen deutlich häufiger Zugeigenspannungen an der Oberfläche nachgewiesen als dies bei Titan der Fall ist, wodurch bekanntermaßen die Rissausbreitung gefördert wird [Tön66, Ulu11, Jaw11]. Beispielsweise haben M'Saoubi et al. beim Orthogonaldrehen von dem austenitischem Stahl X2CrNiMo17-12-2 unter Variation der Einstell- und Werkzeuggrößen lediglich Zugeigenspannungen an der Oberfläche festgestellt, die sich in der Werkstücktiefe zu Druckeigenspannungen mit einem globalen Minimum umwandeln [M'S99]. Fräsbearbeitungen verursachen nach Brinksmeier et al. tendenziell mehr Druckeigenspannungen als Drehbearbeitungen, was durch eine verringerte Wärmeeinbringung begründet wird [Bri82b]. Aufgrund der Vielzahl von experimentellen Untersuchungen in der Literatur mit unterschiedlichen Prozessen, Werkstoffen, Einstellgrößen, Schneidwerkstoffen und -geometrien, ist ein quantitativer Vergleich der Ergebnisse nur schwer möglich. Daher werden die qualitativen Tendenzen von den wichtigsten Werkstoff-, Einstell- und Werkzeuggrößen prozessübergreifend von ausgesuchten, empirischen Studien im Folgenden wiedergegeben und sind im Bild 2.12 zusammengefasst. Jeder der folgenden Absätze bezieht sich hierbei auf eine Größe im Bild 2.12.

Wärmebehandlung und Werkstoff: Sowohl die Wärmebehandlung, als auch die Wahl des Werkstoffs besitzen nach der Zerspanung den höchsten Einfluss auf die resultierenden Eigenspannungen. Matsumoto et al. zeigen dies beim Außenlängsdrehen von unterschiedlich gehärteten 40NiCrMo6 Werkstücken, was auf unterschiedliche Gefüge deformationen und weniger auf den thermischen Einfluss zurückgeführt wird [Mat86]. Zu ähnlichen Erkenntnissen kommt Capello beim Außenlängsdrehen von Fe370, C45 und 39NiCrMo3, bei dem die Wechselwirkungen zwischen dem Werkstoff und den Prozesseinstellgrößen als gering eingeschätzt werden und der Werkstoff den durchschnittlichen Wert der Eigenspannung festlegt [Cap05]. Ebenfalls weisen El-Axir [EA02] beim Orthogonaldrehen und El-Khabeery [EK89] beim Planfräsen einen signifikanten Einfluss des zerspannten Werkstoffs auf die Eigenspannungen nach. Bei den Untersuchungen zur spanenden Bearbeitung an Gusseisen GG-22 stellt Tönshoff hauptsächlich Druckeigenspannungen fest und bei C45 Zugeigenspannungen, was auf die Struktur des Werkstoffs zurückgeführt wird [Tön66].

Schneidkantenverrundung: Neben der Wärmebehandlung und dem zerspannten Werkstoff beeinflusst die Schneidkantenverrundung r_β signifikant die Eigenspannungen nach der Zerspanung sowohl werkstoff- als auch prozessübergreifend [Den14c]. Dies wurde in der Literatur mehrfach unter anderem von de León beim Planfräsen von Aluminium 7449 [LG09], Matsumoto beim Außenlängshartdrehen von 100Cr6 [Mat99] oder Jacobus beim Orthogonaldrehen von 40NiCrMo6 nachgewiesen [Jac00]. Der Grund hierfür ist der sogenannte *Ploughing Effekt*, bei dem der Werkstoff nicht getrennt, sondern



Legende

Zielgröße
[Quelle], Werkstoff(e), Symbol

- Hobeln/Orthogonaldr. ◆ Kugelkopffräsen
- Außenlängsdrehen ▲ Flankenfräsen
- ▽ Plandrehen ■ Planfräsen

Ne/75912 © IFW

Bild 2.12: Qualitativer Vergleich des Einflusses von Werkzeug- und Einstellgrößen auf die Eigenspannungen von verschiedenen Werkstoffen

unter der Schneidkantenverrundung gequetscht wird. Dies führt zu Gefügedeformationen, die beispielsweise von Kacmarek durch Härteänderungen in der Randzone nachgewiesen wurden [Kac66].

Vorschub- und Schnittgeschwindigkeit: Die am häufigsten untersuchten Parameter mit Einfluss auf die Eigenspannungen sind die Einstellgrößen Spannungsdicke h , respektive Vorschub f bzw. Zahnvorschub f_z und die Schnittgeschwindigkeit v_c . Qualitativ und prozessübergreifend ist der Einfluss der Spannungsdicke h bzw. (Zahn)vorschub $f_{(z)}$ tendenziell etwas höher einzuschätzen als bei der Schnittgeschwindigkeit, was z. B. Tönshoff durch den direkten Einfluss dieses Parameters auf die Entstehung der Oberfläche begründet [Tön66]. Bei Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit v_c wird in den meisten Untersuchungen eine Verschiebung der Oberflächeneigenspannungen in Richtung Zug beobachtet, was unter anderem durch den erhöhten Wärmeeintrag begründet wird [M'S99, Out06b]. Analog zur Schnittgeschwindigkeit weisen unter anderem Tönshoff [Tön66], Capello [Cap05], Sasahara et al. [Sas04] und M'Saoubi et al. [M'S99] eine Verschiebung der Eigenspannung in Richtung Zug nach, wenn die Spannungsdicke h bzw. der Zahnvorschub f_z erhöht wird. Konträr verhält es sich mit der Dicke der mit Zugeigenspannungen behafteten Randschicht. Während bei Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit diese abnimmt, wie unabhängig voneinander nachgewiesen durch Wiesner [Wie92], Okushima [Oku72] und M'Saoubi et al. [M'S99], erhöht sich die Dicke der Schicht bei Erhöhung des Vorschubs. Dieser Effekt wird hauptsächlich auf die vergrößerte primäre Scherzone zurückgeführt.

Span- und Freiwinkel: Eine vergrößerte primäre Scherzone wird auch durch die Werkzeugmakrogeometrie verursacht. Dies haben z. B. Guo et al. bei geringen Schnittgeschwindigkeiten nachgewiesen, indem die Deformationsrate in der primären Scherzone beim Hobeln von Bronze und Reinkupfer durch eine Hochgeschwindigkeitskamera aufgenommen wurde [Guo11]. Die Spannungsdicke und insbesondere der Spanwinkel γ variieren die Deformationszone, wodurch die Eigenspannungen im Werkstück ebenfalls variieren. Tönshoff gibt auch beim Planhobeln und Außenlängsdrehen von C45 und G-22 den Spanwinkel γ als wichtigste Größe zur Beeinflussung der Eigenspannungen an [Tön66]. In den Untersuchungen von de León beim Planfräsen von Al 7449 war jedoch der Effekt des Spanwinkels γ weniger relevant [LG09]. Wenn die neuentstandene Oberfläche nach Spanabnahme die Freifläche nicht berührt, besitzt der Freiwinkel α keinen Einfluss auf die resultierenden Eigenspannungen [LG09, Cap05]. Lediglich bei einem erhöhten Werkzeugverschleiß erhöhen sich Reibung und Größe der ternären Scherzone und beeinflussen somit das Eigenspannungsprofil [Plö02, Asp07].

Schnitttiefe, Schnittbreite, Werkzeugeckenradius: Neben dem Freiwinkel α zeigt ebenfalls die Schnittbreite a_e beim Fräsen sowie die Schnitttiefe a_p beim Außenlängs-, Plandrehen und Fräsen keinen oder nur geringen Einfluss auf die Eigenspannungen. Die Erklärungsansätze von z. B. León oder Sasahara et al. sind hierzu analog zu Tönshoff, da diese Größen die Generierung der Oberfläche nicht beeinflussen. Daher ist es nicht verwunderlich, dass der Werkzeugeckenradius r_e prozessübergreifend beim Außenlängsdrehen [Sas04, Cap05] oder Planfräsen [LG09] nach Sasahara et al., Capello und de León signifikant die resultierenden Eigenspannungen beeinflusst.

Anstellwinkel: Die Erkenntnisse der Literatur zum Einfluss der Anstellwinkel λ , τ auf die Eigenspannungen bei der Verwendung von Kugelpkopfräswerkzeugen widersprechen sich teilweise. Als Beispiel seien die Untersuchungen von Axinte und Dewes beim Kugelpkopfräsen vom Warmarbeitsstahl X40CrMoV5-1 genannt, die nur einen geringen Einfluss der Anstellwinkel feststellen, während Aspinwall et al. beim Kugelpkopfräsen von Inconel 718 diese Größen als signifikant beurteilen [Axi02, Asp07]. Kalvoda und Hwang weisen dem Kippwinkel einen hohen Einfluss auf Entstehung von Druckeigenspannungen zu [Kal09]. Hierbei sei erwähnt, dass die Wechselwirkung zwischen Anstellwinkel und Schnittgeschwindigkeit lediglich von Aspinwall et al. berücksichtigt wird und somit eine klare Trennung der Effekte auf Basis weiterer Literatur nicht möglich ist.

Vorhersage von Eigenspannungen

Die Modellierung von Eigenspannungen ist durch den hohen Einfluss auf die Bauteillebensdauer und des gestiegenen Bedarfs an virtueller Prozessoptimierung in den letzten 20 Jahren vermehrt in den Fokus der Wissenschaft gerückt. Eine Vielzahl von Modellen und Methoden zur Vorhersage von Eigenspannungen wurden entwickelt, die im Folgenden kurz zusammengefasst und bewertet werden. Es existieren

- empirische Modelle
- analytische Modelle
- numerische Modelle
- hybride Modelle.

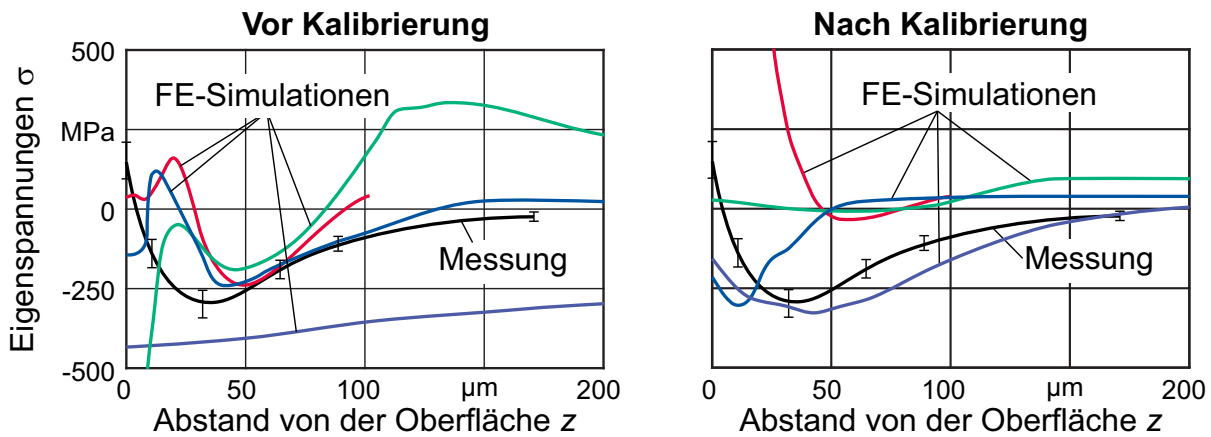
Empirische Modelle verknüpfen durch Regression Eingangsgrößen, wie z. B. Prozesseinstell- und Werkzeuggrößen, mit den Eigenspannungen, sodass in den meisten Fällen die physikalischen Effekte nicht berücksichtigt werden. Die Modelle eignen sich für eine schnelle und sichere Vorhersage von komplexen Anwendungsfällen, sind jedoch nur innerhalb der variierten Eingangsgrößen gültig und nicht auf andere Prozesse übertragbar. Für eine geeignete Regression werden unter anderem statistische Methoden zur Wahl des Versuchsraums verwendet, die unter dem Begriff *Design of Experiments (DoE)* und anschließender Auswertung (engl. Response Surface Methodology) zusammengefasst sind. Diese Art der Modellierung nutzen z. B. Axinte und Dewes beim Kugelpkopfräsen von X40CrMoV5-1 [Axi02], El-Khabeery und Fattouh bei der Planfräsbearbeitung [EK89] und El-Axir beim Orthogonalrehen unterschiedlicher Werkstoffe [EA02].

Analytische Modelle nutzen physikalische Eingangsgrößen, wie Kräfte und Temperaturen, zur mathematischen Beschreibung der Eigenspannungsentstehung. Aufgrund der Vielzahl von Variablen im Zerspanprozess wird die analytische Formulierung durch gesetzte Annahmen und Nebenbedingungen vereinfacht und ist häufig auf den Orthogonalprozess beschränkt. Als Beispiel sei hier die Modellierung von Eigenspannungen durch Verwendung der Hertzschen Gleichungen für mechanische Lasten oder bewegten Wärmequellen nach z. B. Jaeger [Jae42] genannt, deren jeweilige Eingangsgrößen aus dem Zerspanprozess formuliert werden. Im Orthogonalprozess konnten unter anderem Jacobus et al. [Jac00], Lazoglu et al. [Laz08] oder Liang und Su [Lia07] die Eigenspannungstiefenverläufe nach der Zerspanung unterschiedlicher Werkstoffe vorhersagen.

Beim Fräsen ist dies bisher nur eingeschränkt möglich. Das zeigt z. B. der Ansatz von Liang und Su beim Orthogonaleinstechdrehen [Su06], der später von Su auf das Flanken- bzw. Planfräsen von Ti-6Al-4V übertragen wurde [Su12]. Jedoch stimmen die Vorhersagen in [Su12] nur qualitativ mit den Messdaten überein. Ein weiterer Nachteil ist, dass Werkstoffänderungen, z. B. mikrostrukturelle Änderungen der plastischen Deformation derzeit durch analytische Modelle nicht abgebildet werden [Jaw11]. Ein Vorteil analytischer Modelle ist die kurze Rechenzeit.

Nach Markopoulos können die analytischen Modelle als Vorgänger der flexibler einsetzbaren *numerischen Modelle* verstanden werden, bei denen das wichtigste Verfahren die Spanbildungssimulation durch die Finite-Elemente-Methode (FEM) ist [Mar13]. Auch dieses Verfahren wird meistens auf den Orthogonalprozess angewendet, bei dem das Werkstück und Werkzeug diskretisiert und die Dehnungen und Spannungen an den Knotenpunkten der Elemente berechnet werden. Nachteil ist die deutlich höhere Rechenzeit gegenüber analytischen und empirischen Modellen. Die wichtigsten Eingangsgrößen für die FE-Simulation sind das verwendete Materialmodell, die Modellierung der Reibung sowie das Separations- und Spanbruchkriterium beim Ansatz nach Lagrange. Das empirische Johnson-Cook Materialmodell wird für die Zerspanung am häufigsten eingesetzt [Joh83]. Jedoch besitzen die Konstanten einen Einfluss auf die Vorhersage der Eigenspannungen [Umb07b, Sch11]. Die Reibungsmodellierung beeinflusst nach Filice et al. maßgeblich den Wärmefluss zwischen Span, Werkzeug und Bauteil [Fil07], wodurch ebenfalls die Eigenspannungsvorhersage beeinflusst wird [Liu00]. Auch das Separationskriterium, welches die Materialtrennung an der Schneidkante festlegt, beeinflusst nach Ee et al. im hohen Maße die vorhergesagte Randzone [Ee05]. Chen weist bei der FE-Simulation der Zerspanung von Ti-6Al-4V nach, dass der Werkzeugverschleiß sowie die Scherspannbildung, die in der FEM durch ein Spanbruchkriterium festgelegt wird, ebenfalls die Eigenspannungsvorhersage beeinflusst [Che04]. Aufgrund der Vielzahl an Variablen bei der Vorhersage von Eigenspannungen durch FE-Simulation können sich die Ergebnisse stark unterscheiden, was Jawahir et al. mit einem CIRP-Ringversuch eindrucksvoll bestätigte [Jaw11]. Bei dem Ringversuch war es die Aufgabe die Eigenspannungen im Orthogonalversuch von 5 Werkstoffen mittels FEM vorherzusagen. Die Ergebnisse von Ti-6Al-4V in Schnittrichtung sind links in Bild 2.13 dargestellt.

Während die Vorhersage von Kräften, Temperaturen und Spanformung durchschnittliche Unterschiede von ca. 30 bis 40 % zu den experimentell bestimmten Werten aufweisen, liegt die Varianz der Oberflächeneigenspannungen aufgrund der oben genannten Gründe bei ca. 280 %. Auf Basis der gemessenen Kräfte und der Spanmorphologie wurden die Modelle kalibriert. Das Ergebnis daraus ist rechts in Bild 2.13 dargestellt. Trotz einiger Verbesserungen sind die Unterschiede noch immer groß. Eine der umfangreichsten Arbeiten zur FE-Simulation von Ti-6Al-4V wurde von Zanger vorgestellt, der eine Kalibrierung durch einen Abgleich der Prozesskräfte, Reibungskoeffizienten, Spantemperatur und Spanform durchführte [Zan13]. Die maßgeblich simulativ durchgeführten Untersuchungen zeigen eine wesentliche Beeinflussung der Bauteileigenschaften durch die Schnittgeschwindigkeit v_c und die Spannungsdicke h , nicht jedoch der Schneidkantenverrundung r_β , was konträr zu den Erkenntnissen aus der Literatur ist.



Prozess: Orthogonaleinstechdrehen mit unbeschichtetem Hartmetall

Schnittgeschw.	$v_c = 90 \text{ m/min}$	Spanwinkel	$\gamma = 6^\circ$
Schneidkantenver.	$r_\beta = 30 \text{ }\mu\text{m}$	Freiwinkel	$\alpha = 7^\circ$
Spanungsdicke	$h = 0,15 \text{ mm}$	Spanungsbreite	$b = 4 \text{ mm}$

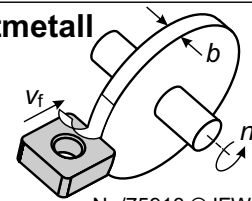


Bild 2.13: Vergleich zwischen simulierten und gemessenen Eigenspannungen bei Ti-6Al-4V im CIRP-Ringversuch [Jaw11]

Aufgrund der genannten Nachteile der bisherigen Verfahren existieren *hybride Modelle* mit dem Ziel, die Vorteile der Modelle zu kombinieren. Beispielsweise stellt de León ein analytisch-empirisches Modell zur Eigenspannungsvorhersage vor. Dabei wird die hergeleitete, physikalische Eingangsgröße „inkrementelle Schnittkraft“ genutzt und empirisch mit charakteristischen Punkten der Eigenspannungskurve korreliert [LG09]. Dieses Modell ist jedoch nur für das Planfräsen von Al 7449 bei der Verwendung von Werkzeugen ohne Schneidkantenverrundung r_β und Eckenradius r_e gültig. Eines der ersten hybriden Modelle, bei dem eine FE-Simulation ohne Spanbildung und nur durch das Beaufschlagen von analytisch festgelegten Kräften und Temperaturen erfolgte, wurde von Okushima und Kakino beim Orthogonalprozess vorgestellt [Oku72]. Mit Hilfe der Simulationen und experimentellen Daten zeigen die Autoren, dass der Einfallswinkel der mechanischen Ploughing-Kraft ebenfalls Zugeigenspannungen hervorrufen kann. Diese Idee wurde von Valiorgue aufgegriffen und hinsichtlich der analytischen Gleichungen für den Orthogonalprozess bei der Zerspanung vom austinitischen Stahl X2CrNiMo17-12-2 verfeinert [Val07]. Der Ansatz wurde später auf das Außenlängsdrehen übertragen [Val12], bei dem simulativ lokal unterschiedliche Eigenspannungen vorhergesagt wurden, was Plöger 10 Jahre zuvor experimentell nachgewiesen hat [Plö02]. Der Ansatz von Guillemot et al. ist eine Mischung aus analytischer Beschreibung und der FE-Simulation bei der Zerspanung des bainitischen Stahls 25MnCrSiVB6 [Gui11]. Dabei wird der Kugelkopffräseprozess als schräger Schnitt abstrahiert und daraus thermische bzw. mechanische Belastungen berechnet. Auch hier wurden lokal unterschiedliche Eigenspannungen nachgewiesen. Eine qualitative Bewertung der verwendbaren Methoden auf Basis der Erkenntnisse im Stand der Technik zur Vorhersage von Eigenspannungen ist im Bild 2.14 zusammengefasst.

Bewertungsgrößen	empirische Modellierung	analytische Modellierung	numerische Modellierung	hybride Modellierung
Rechenzeit	↑↑	↑	↓↓	↑
Komplexität des Modells	↑↑	↓↓	↑	↓
Allgemeingültigkeit der Modelle	↓↓	↑	↑↑	↑
abbildbare Prozesskomplexität	↑↑	↓↓	↓	↑
Berücksichtigung physikalischer Effekte	↓↓	↑	↑	↑

Legende: Tendenzuell ist der Modelltyp hinsichtlich der Bewertungsgrößen

vorteilhaft ↑	ungünstig ↓
sehr vorteilhaft ↑↑	sehr ungünstig ↓↓

Ne/75914 © IFW

Bild 2.14: Qualitativer Vergleich unterschiedlicher Methoden zur Eigenspannungsvorhersage

2.3.2 Oberflächentopographie

Grundlagen

Die sogenannte geometrische Oberfläche ist eine ideale Oberfläche, deren Nennform durch technische Zeichnungen definiert und durch entsprechende Oberflächenkenngrößen toleriert wird [DIN82]. Dabei ist die wirkliche Oberfläche nach der Fertigung oder Rekonturierung nur eine Näherung an diesem Ideal und ist definiert als die Trennfläche zwischen Bauteil und umgebenden Medium. Auch die messtechnische Erfassung, genannt Ist-Oberfläche, durch optische oder taktile Methoden, ist nur eine Näherung an die wirkliche Oberfläche. Mit dem industriell etablierten Tastschnittverfahren, genormt nach ISO 4287 [DIN10], wird die Ist-Oberfläche taktill an einem gewähltem Profilschnitt aufgenommen, dargestellt in Bild 2.15(A). Das ungefilterte Signal wird Primärprofil (P-Profil) genannt. Die Gesamtheit der hierbei auftretenden Abweichungen zwischen der messtechnisch erfassten Ist-Oberfläche und der Soll-Oberfläche wird nach DIN 4760 [DIN82] Gestaltabweichungen genannt und wird in sechs Ordnungen unterteilt, dargestellt in Bild 2.15(B).

Gestaltabweichungen 1. Ordnung sind Formabweichungen durch systematische werkstück- oder maschinenbedingte Fehler, z. B. durch Deformation, fehlerhafter Nullpunktbestimmung oder Werkzeug/Werkstückabdrängungen. Welligkeiten am Werkstück werden durch die Gestaltabweichungen 2. Ordnung beschrieben und sind systematische sowie zufällige Einflüsse, z. B. Einspannungsfehler und Schwingungseffekte. Während die Gestaltabweichungen 3. Ordnung maßgeblich kinematisch durch die Werkzeugschneide auftreten (vgl. Bild 4.2 und [Kno00]), sind die Poren, Kratzer, Riefen und Schuppen der Gestaltabweichung 4. Ordnung häufig stochastisch bedingt [Lem92]. Durch geeig-

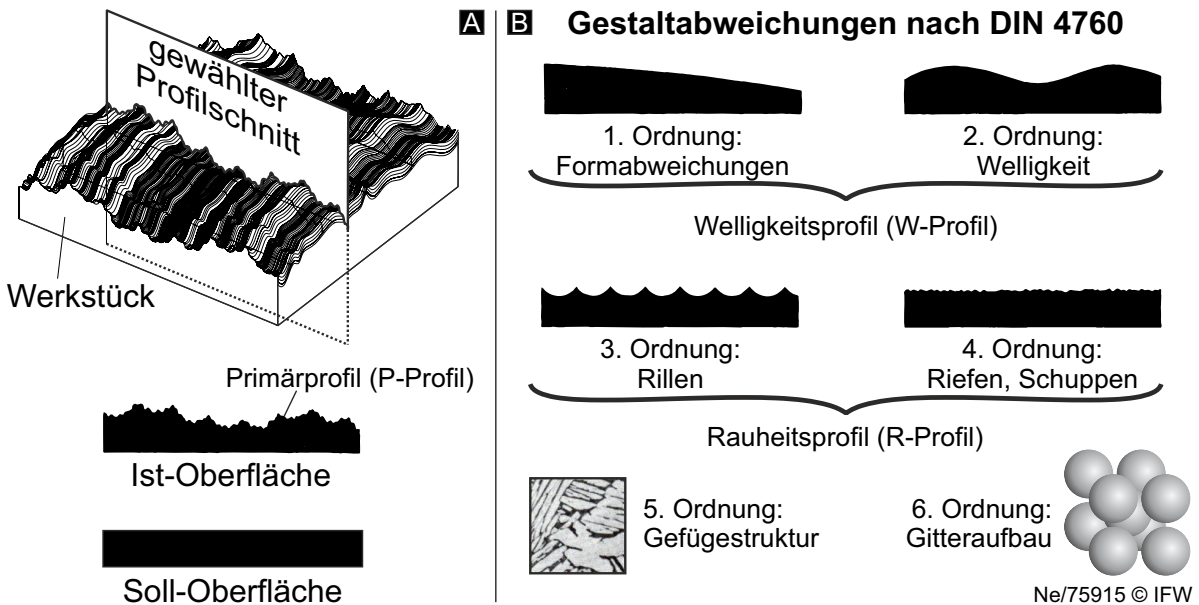


Bild 2.15: Gestaltabweichungen nach DIN 4760 und Begriffe aus DIN EN ISO 4287

nete Profilfilter mit genormten Eckfrequenzen werden die langwelligeren W-Profile und kurzwelligen R-Profile vom P-Profil getrennt und können näherungsweise zu den Gestaltabweichungen 1/2. und 3/4. Ordnung eingeteilt werden. Die Gestaltabweichungen 5. und 6. Ordnung definieren die Gefügestrukturen und den Gitteraufbau des Werkstoffs und werden für die Oberflächentopographie nicht behandelt.

Oberflächentopographie nach dem Kugelkopffräsen

Im Gegensatz zu den Eigenspannungen ist die Ausprägung der Oberflächentopographie durch das Kugelkopffräsen bei der Neuteilproduktion gut erforscht und wird industriell beherrscht. Ein Grund hierfür ist die in den 90er und 2000er Jahren in Fokus der Wissenschaft gerückte Hochgeschwindigkeitsbearbeitung, insbesondere für den Gesenk- und Formenbau. Beispielhaft seien hierbei die Arbeiten aus dem SPP 1057 [Tön05] sowie die Arbeiten von Camacho [Cam91], Hock [Hoc95], Knobel [Kno00], Finzer [Fin01], Hieu [Hie07] und Urban [Urb09] genannt, deren experimentellen Erkenntnisse mit weiteren Veröffentlichungen im Folgenden kurz erläutert und in Bild 2.16 qualitativ zusammengefasst sind.

Die gefräste Oberfläche durch das Kugelkopffräsen wird nicht exakt abgebildet, sondern durch ein Rillenprofil angenähert (vgl. Bild 4.2). Somit wird die Oberflächentopographie durch die Durchdringungskinetik zwischen Schneide und Werkstück sowie weiteren, maßgeblich werkstoffspezifischen Einflüssen festgelegt. Die Durchdringungskinetik, oder auch nach Knobel *kinematische Topographie* genannt, wird durch die Werkzeugmakrogeometrie, dem Zahnvorschub f_z und Zeilenbreite b_r sowie den Anstellwinkel λ , τ festgelegt. Somit ist bekannt und werkstoffübergreifend gültig, dass eine Erhöhung des Zahnvorschubs, der Zeilenbreite sowie eine Verringerung des Werkzeughdurchmessers zur Erhöhung der Oberflächenrauheit führt [Bac13, Urb09, Vak12]. Die Schnitttiefe a_p und Schnittgeschwindigkeit v_c sind unabhängig von der Werkzeugkine-

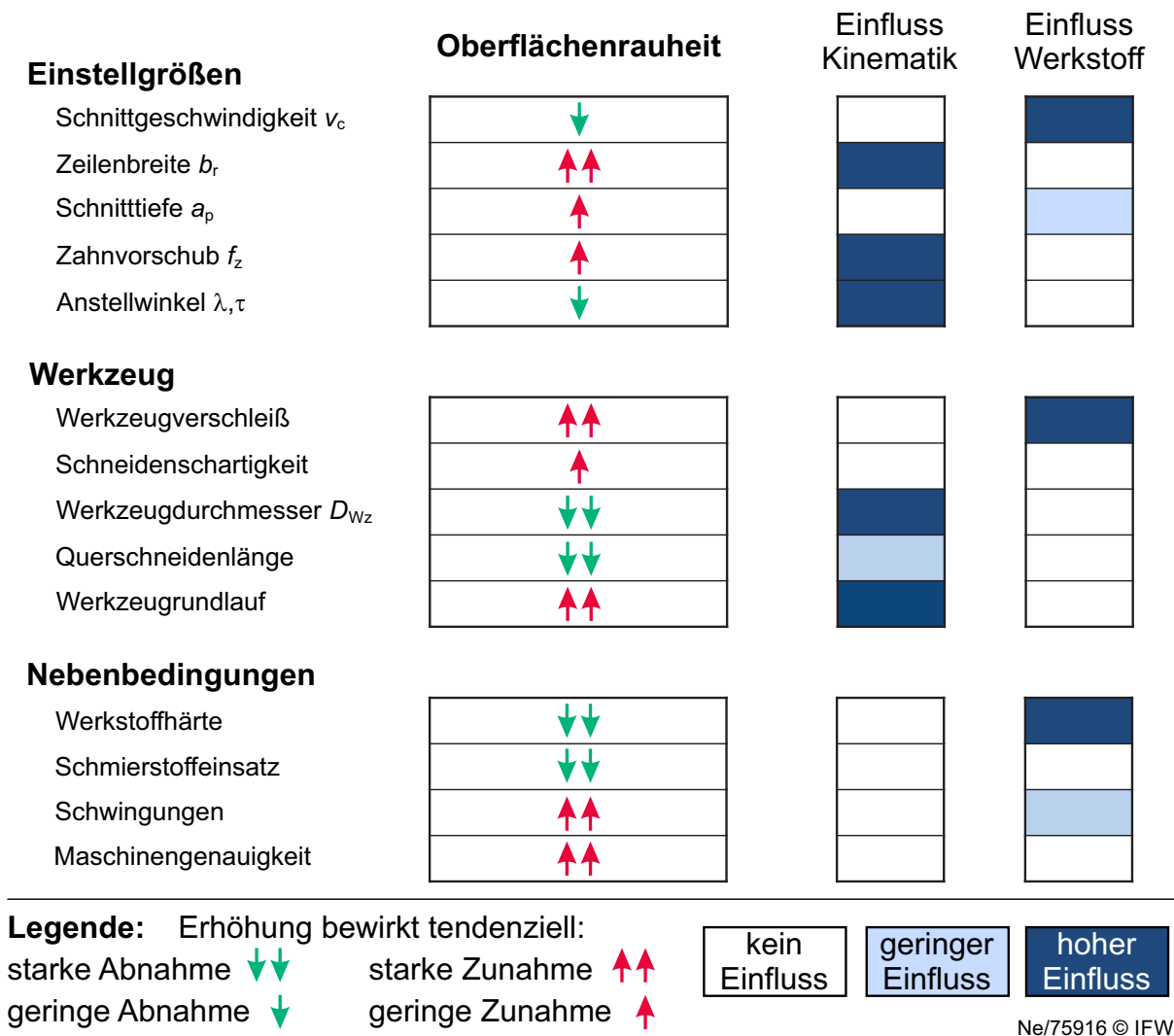


Bild 2.16: Einflussgrößen auf die Oberflächentopographie beim Kugelkopfräsen [Hie07, Tön05]

matik, beeinflussen aber die Oberflächentopographie durch erhöhte Schwingungsneigungen und veränderte Spanbildungs- und Materialtrennmechanismen. Der Einfluss des Vorschubrichtungs- und Kippwinkel auf die Topographie sind im hohen Maße von der Werkzeugmakrogeometrie abhängig und verhalten sich nicht-linear.

Aufgrund der erhöhten Quetsch- und Reibvorgänge und somit erhöhtem Werkzeugverschleiß, soll der Eingriff der Werkzeugspitze durch geeignete Anstellwinkel vermieden werden [Ozt09, Kal09, Bac13]. Aspinwall et al. beobachtet bei der Kugelkopfräsbearbeitung von Inconel 718 zusätzlich eine erhöhte Rauheit wenn im Ziehschnitt bearbeitet wurde, was auf erhöhte Werkzeugschwingungen zurückgeführt wird [Asp07]. Die Schwingungseffekte und somit verminderte Oberflächenqualität durch erhöhte Schnitttiefe, Anstellwinkel und Prozesskräfte sind somit indirekt auf den Werkstoff und nicht auf die Fräserkinematik zurückzuführen. Ein weiterer kinematisch bedingter Einfluss ist der Werkzeugrundlauf bei mehrschneidigen Werkzeugen. Aufgrund des geringen Bereiches der Oberflächenerzeugung (vgl. Altmüller [Alt00, S. 44ff]) beeinflussen selbst geringe Rundlaufabweichungen von wenigen Mikrometer die Oberflächentopographie

[Hoc95, Tön05]. Aus diesem Grund sind Veränderungen der Werkzeugmikrogeometrie, beispielsweise durch das Werkstückmaterial bedingter Werkzeugverschleiß, Aufbauschneiden, Schneidkantenverrundungen oder -schartigkeiten sowie Schlichtwerkzeuge mit verlängerten Querschneiden, allesamt im hohen Maße für die resultierende Topographie verantwortlich. Die Zusammenhänge bei veränderter Werkzeugmikrogeometrie auf die Topographie sind maßgeblich mechanisch bedingt und bisher weniger erforscht als die kinematisch bedingten Einflüsse.

Vorhersage der Oberflächentopographie

Wie die Eigenspannungen ist auch die Oberflächentopographie aufgrund der hohen Relevanz der Funktionserfüllung und Leistungsfähigkeit von Bauteilen eine wichtige Kenngröße. Entsprechend wurden auch bei der Oberflächentopographie Modelle und Methoden entwickelt, die eine Prognose der Topographie erlaubt. Jedoch ist die Prognosefähigkeit und die Anwendbarkeit der Oberflächensimulation denen der Eigenspannungen überlegen. Die Methoden zur Vorhersage der Topographie wird in dieser Arbeit unterteilt in

- Vorhersage von Oberflächenkennwerten
- Simulation der Topographie.

Bei der Vorhersage von Oberflächenkennwerten, in den meisten Fällen Rz , Ra und Rt , können *analytische Gleichungen* verwendet werden, die auf das resultierende Profil in Vorschub oder Vorschubnormalrichtungen basieren. Ein häufig verwendetes, stark vereinfachtes Beispiel ist die Oberflächenstruktur beim Kugelkopffräsen durch Abstraktion eines Kreises auf der Oberfläche, berechnet durch

$$Rz_{th} = Rt_{th} = \frac{D_{Wz}}{2} - \sqrt{\frac{(D_{Wz})^2 - C^2}{4}}, \quad (2.2)$$

wobei die Konstante C je nach Betrachtungsrichtung durch den Zahnvorschub f_z oder die Zeilenbreite b_r ersetzt wird [Cam91, Hoc95, Qui10]. Ozturk et al. erweiterten diesen Ausdruck für Anstellwinkel, bei denen der Schaftbereich des Kugelkopffräasers im Eingriff ist und berechneten kritische Anstellwinkel zur Vermeidung des Eingriffs der Werkzeugspitze [Ozt09]. Camacho leitet die Rillenbreite des Rauheitsprofil für zylindrisch konkave und konvexe Flächen bei der Verwendung von angestellten, geradstirnigen Fräsen her [Cam91]. Die Näherungsgleichungen nach Knobel für gekrümmte Werkstücke erlauben die Berechnung von Rt und Ra in Vorschub- und Vorschubnormalenrichtung für Schaft-, Torus- und Kugelkopffräser mit einem Vorschubrichtungswinkel $\lambda = 1^\circ$ bis 10° [Kno00]. Bei Schlichtprozessen mit kleinen Zeilenbreiten b_r und Zahnvorschüben f_z und geringen Werkzeugdurchmessern D_{Wz} überwiegen mikrogeometrische Werkzeugeinflüsse und Adhäsion [Grz96], sodass die analytischen Gleichungen deutlich geringere Rauheiten prognostizieren als real gemessene. Dies wird z. B. in der Arbeit von Quintana et al. unter Verwendung von Gleichung 2.2 bestätigt [Qui10].

Empirische Methoden sind eine weitere Variante zur Vorhersage von Oberflächenkennwerten, bei denen als Eingangsgröße experimentelle Daten verwendet werden. Dies

können analog zu den Eigenspannungen DoE-Experimente mit anschließender multidimensionaler Regression sein, unter anderem von Vakondios et al. beim Kugelkopffräsen von Al7075 mit der Zielgröße Rz durchgeführt [Vak12]. Neben der Regression werden auch generische Algorithmen, künstliche neuronale Netze und Fuzzi Logik für die Oberflächenvorhersage verwendet [Ben03]. Diese Ansätze nutzen ebenfalls experimentelle Eingangsdaten und eignen sich maßgeblich für Prozessüberwachung und Regelalgorithmen, jedoch sind sie wie die Regression für die Prognose auf den jeweiligen Anwendungsfall (Werkzeug, Werkstück, Maschine) beschränkt.

Mit der zweiten Methode, der Simulation der dreidimensionalen Oberflächentopographie, können beliebige Oberflächenkennwerte ausgewertet werden, wodurch diese Modelle flexibler und allgemeingültiger sind. Die in der Literatur angewendeten Methoden können wiederum unterteilt werden in *analytische Ansätze* sowie *diskretisierte Werkstücke*. Bei den analytischen Ansätzen wird die Trajektion der Werkzeugschneide mathematisch beschrieben, mittels computerimplementierten Algorithmen gelöst bzw. dargestellt und je nach Fokus des Modells durch verschiedene Aspekte, beispielsweise Werkzeuggestalt, Rundlauffehler oder Schwingungen erweitert. Als Beispiel sei das analytische Modell von Elbestawi et al. genannt, was die Topographie nach dem Flankenfräsen unter Berücksichtigung des Rundlauffehlers, der Werkzeugabdrängung und -schwingungen sowie des Verschleißes berechnet [Elb94]. Das Werkzeug wird als Massen-Feder-Dämpfer-System modelliert, der Rundlauffehler durch einen parallelen Versatz der Werkzeugachse zur Rotationsachse beschrieben und der Verschleiß durch Anpassung des Schneidkantenradius berücksichtigt. Die Topographie in axialer Richtung wird nicht simuliert und das Modell gilt für Werkzeuge ohne Anstell- und Drallwinkel. Ähnliche Ansätze mit unterschiedlichen Algorithmen wurden für das Kugelkopffräsen unter anderem von Chen et al. [Che05] oder Arizmendi et al. [Ari08] vorgestellt, bei denen die Berücksichtigung des Werkzeuggrundlaufs besondere Beachtung fand. Der Vorteil der analytischen Verfahren ist die schnelle Berechnung. Jedoch sind die Modelle meistens auf wenige Werkzeugtypen beschränkt und die Komplexität der Ansätze erhöht sich bei Berücksichtigung von Anstellwinkel, Rundlauf, Schwingungen etc.

Die Komplexität der Berechnung wird verringert, wenn das Werkstück mathematisch diskretisiert wird, beispielsweise über Höhenlinien [Bou03], Voxel [BC12], Dixel [Liu05], Polyeder oder Constructive Solid Geometry (CSG) [Sur05]. Bei Höhenlinien-Modellen wird das Werkstück mit parallelen Ebenen geschnitten. Voxel sind kleine dreidimensionale Quader mit dem Zustand 1 und 0. Dixel sind hingegen eine zweidimensionale Matrix von unendlich dünnen Stäben. Bei Polyedermodellen wird die Oberfläche durch unterschiedliche Dreiecke approximiert. Die Grenzflächen der CSG-Modelle werden zwar analytisch beschrieben, jedoch wird das Werkstück aus Booleschen Operationen von einfachen Grundkörpern aufgebaut, weshalb diese Art der Modelle hier ebenfalls als diskret aufgefasst werden. Auf die detaillierte Beschreibung der auch als Materialabtragssimulation bekannten Verfahren sei auf Denkena und Tönshoff verwiesen [Den11b, S. 114ff]. Der Vorteil von diskreten Werkstückmodellen ist die erhöhte Flexibilität und Allgemeingültigkeit, bei gleichzeitig erhöhter Rechenzeit bzw. Speicherverbrauch. Ferner muss das Werkzeug analytisch oder als CAD-Modell vorliegen.

Oberflächenkenngrößen (R_a , R_z , ...) Abbildung der Topographie

Bewertungsgrößen	empirische Modellierung		analytische Gleichungen		analytische Modellierung		Werkstückdiskretisierung	
	Rechenzeit	↑↑	↑↑	↑↑	↑	↑	↓	↓
Komplexität des Modells	↑↑	↑	↑	↓↓	↓↓	↓	↓	
Allgemeingültigkeit der Modelle	↓↓	↑	↑	↑	↑	↑↑	↑↑	
Berücksichtigung der Prozesskinematik	↓↓	↓	↓	↑↑	↑↑	↑↑	↑↑	
Berücksichtigung des Werkstoffs	↑	↓↓	↓↓	↓	↓	↓	↓	

Legende: Tendenziell ist der Modelltyp hinsichtlich der Bewertungsgrößen

vorteilhaft ↑	ungünstig ↓
sehr vorteilhaft ↑↑	sehr ungünstig ↓↓

Ne/75917 © IFW

Bild 2.17: Qualitativer Vergleich unterschiedlicher Methoden zur Vorhersage der Oberfläche

Liu et al. zeigen in ihrer Materialabtragssimulation, dass neben der Wahl der Werkstückdiskretisierung die Berücksichtigung der trochoidalen Werkzeugtrajektorie eine genauere Oberflächensimulation erlaubt, als die Verwendung eines Werkzeug-Rotationskörpers, wie z. B. eine Kugel beim Kugelkopfräser [Liu05]. Analog zu den analytischen Gleichungen prognostizieren die Topographiesimulationen häufig geringere Rauheiten als die Messdaten, insbesondere bei Schlichtprozessen [Liu05, Bou03, Che05]. Eine qualitative Bewertung der verwendbaren Methoden auf Basis der Erkenntnisse im Stand der Technik zur Vorhersage der Oberflächentopographie ist im Bild 2.17 zusammengefasst. In dem Keynote Paper von Benardos und Vosniakos zur Vorhersage von Oberflächentopographie werden die Methoden klassifiziert in (1) analytisch, (2) empirisch, (3) DoE, (4) künstliche Intelligenz, was vergleichbar ist zu der oben dargestellten Unterteilung [Ben03]. Die Modelle ermöglichen eine gute Vorhersage bei den meisten Fertigungsprozessen, jedoch wären hybride Ansätze wie bei der Eigenspannungsvorhersage nach Benardos und Vosniakos wünschenswert, um die Prognosefähigkeit bei Schlichtprozessen zu verbessern.

2.3.3 Vorhersage der thermisch-mechanischen Werkstückbelastung während der Zerspanung

Vorhersage von Prozesskräften während der Zerspanung

Die Vorhersage der Prozesskräfte bei der Zerspanung ist das Ziel vieler wissenschaftlichen Veröffentlichungen seit über 100 Jahren. Diese wurden unter anderem zur Leistungsauslegung von Werkzeugmaschinen, Eingangsgröße für die Berechnung von Stabilitätskarten, Werkzeugauslegung, Vorhersage von Formabweichungen sowie der Werkstückbelastung genutzt [Gra04]. Aufgrund der Vielzahl von Veröffentlichungen werden im Folgenden die wichtigsten Modelle und Methoden klassifiziert und bewertet. Für eine detaillierte Zusammenfassung sei z. B. auf die Arbeiten von Claussen [Cla05], Zabel [Zab10], und Arrazola et al. [Arr13] verwiesen.

Aufgrund der in der Literatur unterschiedlichen Klassifizierung der Prozesskraftmodelle, wird im Folgenden die gleiche Einteilung vorgenommen wie bei den Eigenspannungen aus Kapitel 2.3.1. *Analytische Modelle* verwenden rein physikalische Eingangsgrößen und können mathematisch geschlossen formuliert und schnell gelöst werden. Das bekannteste analytische Modell ist das Scherebenenmodell von Ernst und Merchant, bei dem die gesamte Umformung in einer unendlich dünnen Scherebene stattfindet, die um den Scherwinkel ϕ angestellt ist [Ern41], siehe Bild 2.18(A). Die Eingangsgrößen des Modells sind die Scherspannung des Werkstückmaterials τ_S , der Scherwinkel ϕ , der Spanwinkel γ und der durch die Reibung an der Spanfläche berechnete Reibwinkel ρ . Basierend auf dem Modell von Ernst und Merchant existieren eine Vielzahl weiterer Scherebenenmodelle und über 50 Ansätze zur Berechnung des Scherwinkels [Alt00]. Alle Scherebenenmodelle weisen eine Geschwindigkeit- sowie Dehnungsunstetigkeit in der Scherebene auf, was in der Realität nicht auftreten kann.

Eine genauere analytische Abbildung ist mit Scherzonen- und Gleitlinienmodellen (engl. slip-line) möglich, bei denen je nach Komplexitätsgrad Geschwindigkeit, Spannungen, Verformungsgrad, Reibung und Kaltverfestigung berücksichtigt werden. Mit diesen Modellen wird versucht die Zonen der Spanentstehung (z. B. nach Warnecke) nachzubilden, vgl. Bild 2.18(A), und sind somit eine Weiterentwicklung der Scherebenenmodelle. Die Arbeit von Oxley gilt hierbei als Pionierarbeit, bei der experimentell die plastische Verformung bestimmt wurde. Mit diesen Daten wurde die Scherzonendicke auf 1/10 der Scherzonlänge festgelegt und somit kann an jeder Stelle der primären Scherzone die Dehnrates und Dehnung berechnet werden [Oxl89]. Jedoch ist das Modell nur für scharfe Schneidkanten gültig. Fang stellte ein Gleitlinienmodell für verrundete Schneidkanten auf, das aus 27 Untergliederungen besteht und in der Lage ist die Schnitt- und Ploughingkräfte vorherzusagen [Fan03a, Fan03b]. Die Nachteile der analytischen Modelle sind deren häufige Begrenzung auf den Orthogonalschnitt, deren steigende Komplexität bei Modellverbesserungen sowie die Beschränkung auf Fließspäne, was insbesondere bei Ti-6Al-4V nicht zutrifft (vgl. Kapitel 2.2)

Häufig existieren bei den analytischen Modellen eine Vielzahl an unbekanntenen Eingangsgrößen, z. B. Scherwinkel, Scherspannung oder Reibkoeffizienten. Weitere Eingangsgrößen wie Spanbildungsmechanismen, Kühlschmiermittel und Einfluss der Werk-

zeugmaschine werden vernachlässigt. Aus diesem Grund sind die *mechanistischen Kraftmodelle* am weitesten verbreitet und verbinden die Größe und Form des Spannungsquerschnitts A mit experimentell bestimmten Kraftkoeffizienten, die alle oben genannten Einflüsse zusammenfassen. In der Literatur werden diese Art der Modelle ebenfalls als empirisch oder semi-empirisch bezeichnet [Cla05]. Die einfachste Form dieser Modelle hat Fischer aufgestellt $F_i = k_i \cdot b \cdot h$, wobei der Index i für die jeweilige Richtung des festgelegten Koordinatensystems steht. Aufgrund der Abweichung des Modells bei kleinen Spannungsdicken h erweiterte Friedrich diesen Ansatz zu [Fri09]

$$F_i = k_i \cdot b \cdot h + w_i \cdot (b + h). \quad (2.3)$$

Die Koeffizienten k_i beziehen sich auf einen proportionalen Anteil der Scherung und die Koeffizienten w_i beziehen sich auf die Reibkraft proportional zur Länge der sich im Eingriff befindlichen Schneide. Aus Gleichung 2.3 folgt, dass die Prozesskraft nicht direkt proportional zur Spannungsdicke h ist, worauf ebenfalls der Ansatz nach Victor und Kienzle beruht, der insbesondere für Drehprozesse weit verbreitet ist [Kie52]

$$F_i = k_{i,1} \cdot b \cdot h^{(1-m_{i,1})}. \quad (2.4)$$

Im doppelt-logarithmischen Maßstab ist der Koeffizient $k_i = F_i/bh$, auch spezifische Schnittkraft genannt, eine Gerade mit der Steigung m_i und der Stützstelle $k_{i,1}$. Der Index bezieht sich auf die Spannungsgrößen $b = h = 1$ mm. Wird die Gleichung 2.4 abschnittsweise für unterschiedliche Bereiche der Spannungsdicke definiert, ist eine Übertragung auf Fräsprozesse möglich [Tön04, S. 79ff]. Der Ansatz von Victor und Kienzle wurde später von Köhler auf allgemeine Spannungsgeometrien erweitert, indem zur Berechnung die sich im Eingriff befindliche Schneidenlänge S und eine effektive Spannungsdicke h^* herangezogen wurde [Köh10].

Das für das Fräsen am häufigsten verwendete mechanistische Modell basiert auf den Arbeiten von Lee und Altintas, bei dem ein Kugelkopffräser in infinitesimal kleine Scheiben der Höhe dz diskretisiert wird [Lee96]. Der Ansatz wurde später auf beliebige Fräsergeometrien übertragen [Alt01] und lautet für ein einzelnes Inkrement

$$dF_i = k_{c,i} \cdot h \cdot db + k_{e,i} \cdot dS. \quad (2.5)$$

Anschließend werden die Gesamtkräfte über die Schnitttiefe integriert und durch eine Transformation in das werkstückbezogene Koordinatensystem überführt. Dieser lineare Ansatz ist vergleichbar mit dem Ansatz von Friedrich (Gleichung 2.3), bei dem die drei Koeffizienten $k_{c,i}$ den Scheranteil und die drei Koeffizienten $k_{e,i}$ den Reibanteil beschreiben. Für die Identifikation der Koeffizienten aus Gleichung 2.5 werden zwei experimentelle Ansätze verwendet. Beim sogenannten mechanistischen Ansatz werden die Prozesskräfte unter Variation des Zahnvorschubs aufgenommen und anschließend die gleichen Eingriffsverhältnisse simulativ abgebildet [Gra04]. Durch die mittleren Kräfte und lineare Regression der Messwerte über den Zahnvorschub ergibt sich ein lineares Gleichungssystem, das nach $k_{c,i}$ und $k_{e,i}$ aufgelöst wird. Die Koeffizienten sind jedoch

nur für die jeweilige Werkstück-Werkzeugkombination gültig. Gerade bei Kugelkopfwerkzeugen kann dies problematisch sein aufgrund der sich ändernden Werkzeuggeometrie entlang der Schneide und somit variierenden Koeffizienten bei unterschiedlichen Schnitttiefen [Gra04, Wei11]. Der zweite Ansatz basiert auf der Nutzung einer orthogonalen Datenbank, bei dem für unterschiedliche Werkstoffe der Scherwinkel, Reibkoeffizienten und Scherspannung über variierende Spannungsdicken bestimmt werden [Bud96]. Die Daten aus dem Orthogonalschnitt werden anschließend auf den schrägen Schnitt übertragen, beispielsweise für Fräswerkzeuge mit Drallwinkel. Die Prognosefähigkeit des mechanistischen Ansatzes ist aufgrund der direkteren Nutzung der experimentellen Daten höher als bei der orthogonalen Datenbank.

Vorteile der mechanistischen Modelle sind die einfache Handhabung, schnelle und sichere Vorhersage auch bei komplexen Anwendungsfällen. Nachteile sind die auf den jeweiligen Anwendungsfall verwendbaren Kraftkoeffizienten, die durch experimentelle Untersuchungen bestimmt werden müssen. Es sei angemerkt, dass für alle mechanistischen Kraftmodelle die Eingriffsverhältnisse bekannt sein müssen. Während dies bei einfachen Drehprozessen analytisch möglich ist, werden bei Zerspanprozessen mit Freiformflächen und komplexen Kinematiken zunehmend die Materialabtragssimulationen genutzt, die in Kapitel 2.3.2 beschrieben sind.

Die Vor- und Nachteile der *numerische Modelle* sind in Kapitel 2.3.1 und Bild 2.14 aufgelistet und gelten auch für die Vorhersage von Prozesskräften. Es sei angemerkt, dass die Vorhersage von Prozesskräften bei der FE-Spanbildungssimulation bei Verwendung eines geeigneten Materialmodells und Separationskriteriums bessere Ergebnisse liefert als die Vorhersage der Eigenspannungen [Jaw11], jedoch häufig nur auf den Orthogonalprozess beschränkt ist, bei gleichzeitiger hoher Berechnungszeit [Mar13].

Hybride Modelle nutzen keine Kraftkoeffizienten zur Prozesskraftvorhersage, basieren jedoch auf experimentellen Daten. Ein Beispiel ist das Modell von Clausen, bei dem der allgemeine schräge Schnitt auf ein Scherebenenmodell zurückgeführt wird und die Eingangsgrößen Reibwinkel ρ , Spanflusswinkel η_k und Scherspannung τ_S als empirische Regressionsfunktion in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit und des Spannungsquerschnitts vorliegen [Cla05]. Eine ähnliche Methode wenden Yang und Park an, bei der im Orthogonalprozess die Scherspannung τ_S , Scherwinkel ϕ und Reibwinkel ρ durch empirische Gleichungen beschrieben und anschließend auf den Kugelkopffräsprozess übertragen wird [Yan91].

Vorhersage von Temperaturen während der Zerspanung

Bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide wird nahezu die gesamte eingebrachte mechanische Leistung der Spindel in thermische Energie umgewandelt. Der Anteil der mechanischen Energie, die in den resultierenden Gefügedeformationen gebunden ist, gelten nach Schmidt und Roubik im Hinblick auf die im Prozess umgewandelte Gesamtenergie als vernachlässigbar [Sch49]. Die Wärmequellen sind hierbei die primäre, sekundäre und tertiäre Scherzone, deren gemittelte Anteile an der Gesamtwärme nach Kumar und Ajay [Kum12], Kommanduri [Kom00] und Pabst [Pab08] in Bild 2.18(B) zusammengefasst sind. Des Weiteren ist die Wärmeabfuhr

qualitativ anhand der Pfeilgröße in Bild 2.18 eingezeichnet. Es zeigt sich, dass aufgrund der angrenzenden Wärmequelle der primären Scherzone ein Großteil der Wärme (ca. 70 – 90 %) durch die Späne abgeführt wird [Sch49], [Kum12, Sha96]. Vieregge hat gezeigt, dass die genaue Verteilung der Wärmemenge abhängig ist von den Einstellgrößen, dem Fertigungsprozess sowie der Werkzeug-Werkstückkombination und somit nicht verallgemeinert werden kann [Vie53]. Titan beispielsweise besitzt eine geringe Wärmeleitfähigkeit, wodurch mehr Wärme ins Werkzeug eingeleitet wird und weniger ins Werkstück bzw. in den Span [Loe54, Kom82]. Dies wird in den experimentellen thermografischen Aufnahmen von Armendia et al. im Orthogonalprozess bei der Zerspanung von Ti-6Al-4V im Vergleich zu 42CrMoS4 deutlich [Arm10, Fig.3]. Dies bestätigt die kalorimetrische Messungen von Schmidt und Roubik, bei denen die Wärmeaufteilung zwischen Span, Werkzeug und Werkstück maßgeblich von der Wärmeleitfähigkeit der Materialpaarungen sowie der Schnittgeschwindigkeit abhängen [Sch49].

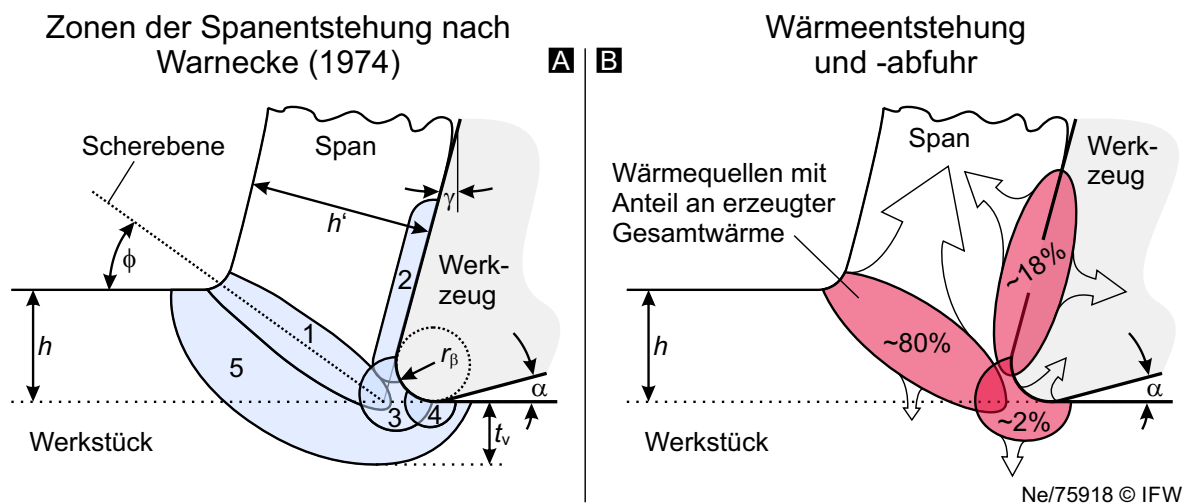


Bild 2.18: links: (1) primäre, (2) sekundäre, (3+4) tertiäre Scherzone, (5) Verformungsvorlaufzone [War74], rechts Wärmequellen und -abfuhr

Für die Modellierung der Wärmequellen stehen analog zur Vorhersage der Prozesskräfte ebenfalls *analytische*, *numerische* und *empirische* Modelle zur Verfügung, wobei die empirischen Ansätze aufgrund der schlechten Übertragbarkeit deutlich weniger stark verbreitet sind als bei den Prozesskräften. Einer der bekanntesten analytischen Ansätze zur Berechnung der in Bild 2.18(B) dargestellten Wärmequellen ist die bewegte lineare Wärmequelle nach Jaeger [Jae42]. Der Ansatz basiert auf einer instationären Wärmequellenquelle, die auf eine Linie bzw. Fläche integriert wird und die primäre Scherebene bzw. Scherzone wiedergibt [Kom00]. Richardson et al. nutzen diesen Ansatz für das Flankenfräsen, indem die Punktquelle auf den Eingriffsbogen jedes Zahns integriert wird [Ric06]. Einen erweiterten Ansatz, bei dem lediglich eine Wärmequelle verwendet wird und damit die Temperaturen in Werkstück, Werkzeug und Span bestimmt werden kann, ohne vorher definierte, prozentuale Wärmemengenverteilungen, stellen Komanduri und Hou vor. Zunächst wurde die primäre Scherzone, [Kom00], anschließend die sekundäre Scherzone modelliert [Kom01b] und beide Modelle im dritten Teil kombiniert [Kom01c]. Das Modell ist für kontinuierliche Späne und scharfe Werkzeuge gültig und

wurde später von Karas et al. durch Verwendung geeigneter Koordinatensysteme für Echtzeitberechnung qualifiziert [Kar13].

Die Vorteile (schnelle Berechnung, physikalische Abbildung der Realität) und Nachteile (viele und häufig unbekannte Eingangsgrößen, einfache Prozesse) der analytischen Methoden gelten analog zu der Vorhersage der Prozesskräfte, jedoch sind die analytischen Methoden bei Temperaturberechnungen verbreiteter. Bei der numerischen Spannbildungssimulation gelten die gleichen Nebenbedingungen (Materialmodell, Separationskriterium) für die Temperaturvorhersage wie bei den Prozesskräften oder den Eigenspannungen. Die Prognosefähigkeit ist hierbei den Eigenspannungen überlegen, den Prozesskräften jedoch unterlegen und häufig auf zweidimensionale Anwendungen beschränkt [Fil07, Umb07a]. Hybride Modelle vereinen die Temperaturberechnung und -verteilung durch ein FE-Netz mit analytischen Gleichungen für die Temperaturquelle, bei denen komplexe, dreidimensionale Prozesse wie Kugelkopfräsen abgebildet werden, deren Lösungen jedoch nur für den Anwendungsfall verwendbar sind (vgl. [Gui11, Val12, Bra08]). Für die Messmethoden zur experimentellen Bestimmung bzw. Validierung der Temperatur sei auf die Keynote-Paper von Bacci da Silva und Wallbank [Sil99], Komanduri und Hou [Kom01a] und die Arbeit von Pabst [Pab08] verwiesen.

2.4 Zusammenfassung und Defizite im Stand des Wissens

Prozesskette der Rekonturierung

Die einzelnen Schritte bei der Rekonturierung sind 1) Werkstück rüsten, 2) Kontur erfassen, 3) Werkzeugweg generieren, 4) Ausführen der Fräsoperation. Ferner lässt sich der Stand des Wissens in folgende Punkte zusammenfassen:

- Kommerzielle Systeme zur automatischen Erstellung von adaptiven Werkzeugwegen vergleichen die Messdaten mit einem CAD-Mastermodell. Hierbei wird der reparierte Bereich des Werkstücks nicht berücksichtigt.
- Bei der Neuteilproduktion existieren angepasste Werkzeugwegstrategien als bei der Rekonturierung. Es werden maßgeblich Kugelkopf- und Schafffräser zur Rekonturierung eingesetzt.
- Zur Reduktion von Werkstückschwingungen, welche die Randzoneneigenschaften negativ beeinflussen können, sind steife Spannsysteme zu bevorzugen.

Randzoneneigenschaften nach der Rekonturierung

Die Randzoneneigenschaften beeinflussen das Einsatzverhalten des Investitionsguts und sind daher von hoher Wichtigkeit. Es wurden Oberfläche und Eigenspannungen als wichtigste Randzoneneigenschaften identifiziert. Ferner lässt sich zusammenfassen:

- Die Oberflächentopographie beeinflusst die Funktionserfüllung. Der Einfluss der Störkontur in Wechselwirkung mit Einstellgrößen und Werkzeuggestalt auf die Oberflächentopographie ist weitgehend unerforscht.
- Die Eigenspannungen beeinflussen das Verformungs- und Versagensverhalten.

In der Praxis werden zur Sicherstellung von Druckeigenstressen aufwendige Nachbehandlungsverfahren angewandt.

- Der Einfluss von Einstellgrößen und Werkzeuggestalt auf die Eigenstressen nach der Rekonturierung ist unerforscht.
- Es ist bekannt, dass der Schweißprozess das Gefüge und die Eigenstressen beeinflusst. Die Wechselwirkung mit der Rekonturierung ist unbekannt.

Die Eigenschaften der Titanlegierung Ti-6Al-4V

Ti-6Al-4V gehört zu den schwer zerspanbaren Werkstoffen mit einer hohen chemischen Reaktivität und schlechter Wärmeleitfähigkeit. Durch die Eigenschaften von Ti-6Al-4V resultieren hohe Scherzonen Temperaturen und eine geringe Kontaktfläche, die zu einem hohen Werkzeugverschleiß durch Abrasion, Adhäsion und Diffusion führt.

Randzoneneigenschaften nach der spanenden Bearbeitung

Anders als bei der Rekonturierung gibt es zahlreiche Erkenntnisse über die Randzoneneigenschaften nach der Zerspanung. Für die Legierung Ti-6Al-4V sind die wichtigsten Punkte aus dem Stand des Wissens:

- Eigenstressen
 - Druckeigenstressen wurden nach der Zerspanung von Ti-6Al-4V prozessübergreifend nachgewiesen. In der Literatur wird dies durch die primär mechanischen Einflüsse erklärt, was bisher nicht nachgewiesen wurde.
 - Die Einflüsse der Einstell- und Werkzeuggrößen auf die Eigenstressen widersprechen sich. Es gibt keine umfangreiche Studie zum Einfluss von Eigenstressen durch Kugelkopffräsen bei der Zerspanung von Ti-6Al-4V.
 - Derzeit können Eigenstressen nur eingeschränkt und maßgeblich bei kinematisch einfachen Prozessen vorhergesagt werden. Für komplexe Prozesse werden vermehrt hybride Ansätze verfolgt.
- Oberflächentopographie
 - Die Ausprägung der Topographie durch das Kugelkopffräsen ist bei Neubau-teilen gut erforscht und die Zusammenhänge sind größtenteils bekannt.
 - Maßgeblich wird die Oberflächentopographie durch die Kinematik des Werkzeugs und den Eigenschaften des Werkstückmaterials festgelegt.
 - Bei der Vorhersage der Topographie sind die Einflüsse der Werkzeugmikrogeometrie bisher weniger erforscht als die kinematisch bedingten Einflüsse.
- Vorhersage der thermisch-mechanischen Werkstückbelastung
 - Für komplexe Zerspanprozesse sind mechanistische Ansätze mit der Verwendung von empirischen Kratkoeffizienten am weitesten verbreitet. Bei einfachen Prozessen eignen sich z. B. FEM oder analytische Methoden.
 - Analytische Ansätze zur Vorhersage der Temperaturen sind weit verbreitet. Ein Großteil der erzeugten Wärme fließt in den Span und ins Werkzeug.
 - Analytische Ansätze sind häufig auf einfache Prozesse beschränkt, sodass für komplexe Prozesse vermehrt hybride Ansätze verwendet werden.

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Die Analyse der aktuellen Prozesskette zur Regeneration und Rekonturierung zeigt einen zunehmenden Trend zur Automatisierung, bei gleichzeitig hohen Qualitätsanforderungen hinsichtlich der Randzoneneigenschaften *Oberflächenqualität* und *Eigenspannungen*. Dabei werden Rekonturierungsprozesse derzeit maßgeblich erfahrungsbasiert und durch heuristische Methoden ausgelegt, was konträr ist zu den Qualitätsanforderungen sowie der Notwendigkeit einer bauteilindividuellen Betrachtung.

Der Stand des Wissens zeigt, dass die Randzoneneigenschaften nach der Rekonturierung noch gar nicht und bei Neubauteilen nicht hinreichend genug für das in der Luftfahrt häufig verwendete Werkstoff Ti-6Al-4V erforscht sind. Gerade bei der Verwendung von flexibel einsetzbaren Kugelkopffräsern wurde hier eine Lücke im Stand des Wissens aufgezeigt. Des Weiteren ist unbekannt, ob existierende Methoden bei der Neuteilproduktion zur Vorhersage des Prozessergebnisses auf die Regeneration übertragen werden können.

Mit der Kenntnis der Randzoneneigenschaften nach der Rekonturierung noch vor der Durchführung wäre eine bauteilindividuelle, effektive Auslegung und Bearbeitung bei konstant hoher Bauteilqualität möglich. Das Ziel dieser Arbeit ist daher die **Vorhersage der Randzoneneigenschaften nach der spanenden Rekonturierung von Bauteilen aus Ti-6Al-4V**. Dieses Ziel soll auf Basis der folgenden Arbeitshypothese erreicht werden: **Die Randzoneneigenschaften werden maßgeblich durch die Werkzeugmikrogeometrie und den dadurch resultierenden thermo-mechanischen Werkstückbelastungen festgelegt.**

Für das Ziel dieser Arbeit unter Berücksichtigung der Arbeitshypothese sind folgende wissenschaftliche Teilziele zu erreichen:

1. Identifikation der signifikanten Einflussgrößen, welche die Randzoneneigenschaften beeinflussen.

Aus dem Stand der Technik ist zu entnehmen, dass die Einflussgrößen zur Beeinflussung der Randzoneneigenschaften bei Ti-6Al-4V für die Rekonturierung noch gar nicht und für Neubauteile noch nicht hinreichend bekannt sind. Die untersuchten Einflussgrößen sind die Einstellgrößen für einen 5-achsigen Fräsprozess zur Rekonturierung, die Werkzeugmakro- und -mikrogeometrie sowie der Einfluss des Materialauftrags durch Schweißen.

2. Kenntnis der thermo-mechanischen Werkstückbelastungen während der Rekonturierung unter Berücksichtigung der signifikanten Einflussgrößen.

Zur Vorhersage der Randzoneneigenschaften ist es notwendig, die während der Rekonturierung auftretenden thermo-mechanischen Werkstückbelastungen unter Variation der signifikanten Einflussgrößen zu erfassen. Dies ermöglicht eine Erklärung der zugrundeliegenden physikalischen Effekte. Nach der Arbeitshypothese müssen diese Effekte maßgeblich von der Werkzeugmikrogeometrie

beeinflusst werden. Durch geeignete Sensorik lässt sich die thermo-mechanische Werkstückbelastung messtechnisch erfassen.

3. Methode zur Vorhersage der thermo-mechanischen Werkstückbelastung während der Rekonturierung unter Berücksichtigung der Werkzeugmikrogeometrie.

Auf Basis der Arbeitshypothese ist die Vorhersage der Randzoneneigenschaften nur bei Vorhersage der thermo-mechanischen Werkstückbelastung möglich. Hierzu sind geeignete Modelle zu entwickeln, die ebenfalls die Werkzeugmikrogeometrie berücksichtigen.

4. Vorhersage der Randzoneneigenschaften auf Basis der thermo-mechanischen Werkstückbelastungen.

Es ist erforderlich die physikalischen Wirkprinzipien zu verstehen, welche die Randzoneneigenschaften durch die thermo-mechanische Werkstückbelastung festlegen. Anschließend ist es möglich mit dieser Kenntnis und unter Berücksichtigung der Werkzeugmikrogeometrie, geeignete Modelle aufzustellen, um die Randzoneneigenschaften sicher vorherzusagen.

Die Zielsetzung und Vorgehensweise ist in Bild 3.1 zusammengefasst.

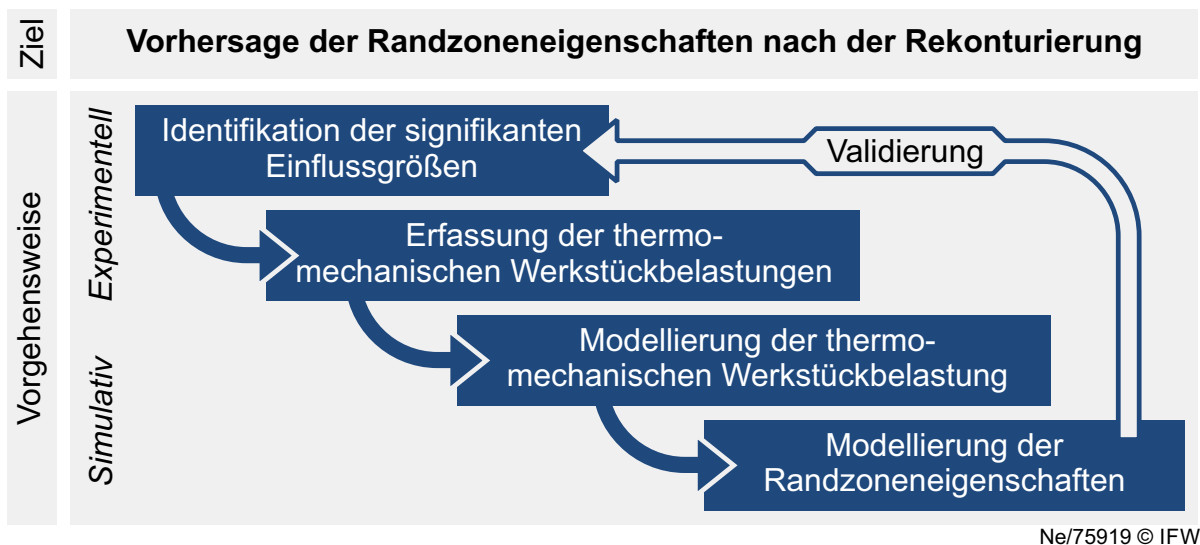


Bild 3.1: Zielsetzung und Vorgehensweise

In Kapitel 4 wird eine geeignete Frästechnologie für die Rekonturierung ausgewählt und beschrieben. Bei der experimentellen Bestimmung der signifikanten Einflussgrößen sowie der Erfassung der Werkstückbelastung sind geeignete Methoden auszuwählen, die in Kapitel 5 und 6 erläutert werden. Die Erfassung und Modellierung der thermo-mechanischen Werkstückbelastungen erfolgt in Kapitel 7. Aus diesen Daten werden die wichtigsten Randzoneneigenschaften, die Eigenspannungen in Kapitel 8 und die Oberflächentopographie in Kapitel 9 vorhergesagt.

4 Frästechnologie für die Rekonturierung

Für die Rekonturierung werden industriell und in der Wissenschaft sowohl die Frästechnologie, als auch die Schleiftechnologie angewendet (vgl. Kapitel 2.1). Automatisierte Schleifprozesse sind derzeit maßgeblich robotergeführt, bei denen Polier- und Schlichtprozesse im Vordergrund stehen und somit nur geringe Abtragsleistungen möglich sind. Für das Ziel dieser Arbeit und die Vision des SFB 871 ist eine möglichst flexible Abtrags-technologie mit variabler Abtragsleistung und vielseitig einsetzbarer Prozesskinematik zur Einstellung der Randzoneneigenschaften notwendig. Dies wird durch den Einsatz der 5-achsigen Frästechnologie ermöglicht, die im Folgenden für diese Arbeit betrachtet wird. In Kapitel 4.1 werden zunächst die Frästechnologien im Hinblick auf eine flexible Rekonturierung gegenübergestellt und bewertet. Anschließend werden in Kapitel 4.2 die Grundlagen der ausgewählten Frästechnologie erläutert und Zusammenhänge hergeleitet, die über den Stand des Wissens hinausgehen. Für die Ziele dieser Arbeit ist es ferner notwendig, die kinematischen Eigenschaften der ausgewählten Frästechnologie genau zu verstehen und dies in den experimentellen und simulativen Untersuchungen der späteren Kapitel zu berücksichtigen, was Gegenstand von Kapitel 4.3 ist.

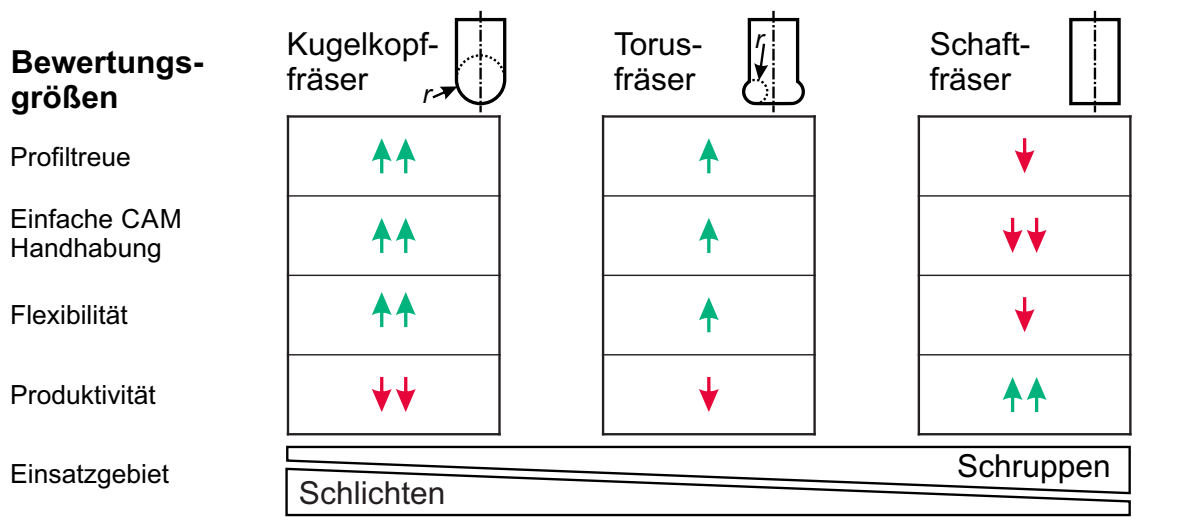
4.1 Bewertung der Frästechnologien für die Rekonturierung

Bei der 5-achsigen Simultanfräsbearbeitung oder einer 3+2 achsigen Frässtrategie werden Schaft-, Kugelkopf- und Toruswerkzeuge verwendet, bei denen sich Stirn-, Umfangsschneiden oder beide gleichzeitig im Eingriff befinden. Der Eingriff der Stirn- und Umfangsschneiden wird durch die Neigung der Werkzeuge relativ zur Oberflächennormalen bestimmt, was im Folgenden *Anstellwinkel* genannt wird. Somit wird durch die Kinematik die Art des Fräsprozesses definiert. Beim Umfangsform- oder Flankenfräsen wird das Werkzeug angestellt und die abgewinkelte Regelfläche der Umfangsschneiden ergibt die resultierende Werkstückkontur [Gey02]. Werden mit dieser Frästechnologie doppelgekrümmte Freiformflächen bearbeitet, entstehen hyperbolische Hinterschnitte, sodass eine Profiltreue nicht immer gewährleistet ist. Flankenfräsen ist aufgrund des Linienkontakts zwischen Schneide und Werkstück sehr produktiv. Der Nachteil des Flankenfräsens ist eine erhöhte Kollisionsgefahr und somit aufwendige CAM-Programmierung durch nur gering anpassbare Anstellwinkel. Für das Flankenfräsen kommen maßgeblich Schaftfräser zum Einsatz. Werden die Stirnschneiden der Schaftfräser für die Oberflächenentstehung verwendet, wird von Stirnfräsen gesprochen. In der Praxis wird aufgrund der eingeschränkten Kinematik und den kantigen Oberfläche das Stirnfräsen maßgeblich zum Schruppen eingesetzt. Nach Knobel eignet sich das Stirnfräsen nicht für die Bearbeitung von Freiformflächen mit hohen Oberflächenqualitäten [Kno00].

Bei angestellten Torus- und Kugelkopfwerkzeugen sind meistens Schneidenbereiche am Eckenradius r_c im Eingriff und generieren die Oberfläche, wodurch dieser Prozess

als Umfangs-Stirnfräsen zu definieren ist. Dabei ist zu erwähnen, dass bei diesen Werkzeugtypen die reale Oberfläche lediglich durch Rillen angenähert wird. Diese entstehen durch den Zahnvorschub f_z und der seitliche Zustellung b_r , auch Zeilenbreite genannt. Während bei Kugelpkopfwerkzeugen mit unterschiedlichen Anstellwinkeln immer Teilkreise auf der Oberfläche entstehen, resultiert die Projektion des Rotationskörpers von Toruswerkzeugen zu Ellipsen auf der Oberfläche [Alt00]. Aus diesem Grund können bei Toruswerkzeugen mit weniger Zustellungen theoretisch gleiche Oberflächenqualitäten erreicht werden wie mit Kugelpkopfwerkzeugen, jedoch mit eingeschränkt variierbaren Anstellwinkeln [Cam91]. Somit ist die Produktivität von Torusfräsern höher als bei Kugelpkopfwerkzeugen, aber weniger flexibel einsetzbar, wodurch sich ein höherer Aufwand in der CAM-Programmierung ergibt.

Bei der Rekonturierung ist durch die verschiedensten Schadensfälle eine hohe Flexibilität erforderlich. Gleichzeitig sind aufgrund der automatisiert erstellten Werkzeugwege einfache Kinematiken zu bevorzugen. Somit sind für planare oder schwach gekrümmte Oberflächen Schaft- und Torusfräser verwendbar. Für eine Rekonturierung mit eingeschränkt einsetzbarer Kinematik, beispielsweise im Fußbereich von Blisken, sind daher Kugelpkopfwerkzeuge zu bevorzugen. Dieses Verfahren ist zwar weniger produktiv, jedoch am flexibelsten einsetzbar. Des Weiteren ist es bei der Regeneration das Ziel, möglichst wenig Material durch Schweißen oder Löten aufzutragen, sodass die Rekonturierung als Schlichtprozess gilt. Aus den genannten Gründen werden Kugelpkopfräser als Rekonturierungswerkzeuge in dieser Arbeit verwendet. Die Bewertung der betrachteten Werkzeugtypen ist in Bild 4.1 zusammengefasst.



Legende: Tendenzielle Bewertung der Frästechnologien
 vorteilhaft ↑ ungünstig ↓
 sehr vorteilhaft ↑↑ sehr ungünstig ↓↓

Bild 4.1: Bewertung der Frästechnologien für die Rekonturierung

4.2 Analyse des Kugelkopffräsens

Für die in Kapitel 6 bis 9 beschriebenen Untersuchungen und Umrechnung der Prozesskräfte in unterschiedliche Bezugssysteme, ist eine eindeutige Definition zur mathematischen Beschreibung der Koordinatensysteme beim Kugelkopffräsen notwendig. Die Bezugssysteme werden von den Anstellwinkel festgelegt. In der Literatur existieren unterschiedliche Definitionen der Anstellwinkel [Urb09, Cam91, Ozt09, Mar05], weshalb im Folgenden eindeutige Notationen und Transformationen festgelegt werden, die teilweise in der Literatur nicht verfügbar sind. Ferner ist es das Ziel dieses Teilkapitels die Begrifflichkeiten und Besonderheiten des Kugelkopffräsens detailliert zu beschreiben. Bild 4.2(A) stellt einen typischen Kugelkopffräsprozess dar, bei dem die Werkzeugachse nach der Notation von Camacho um den Vorschubrichtungswinkel λ und den Kippwinkel τ geneigt ist [Cam91].

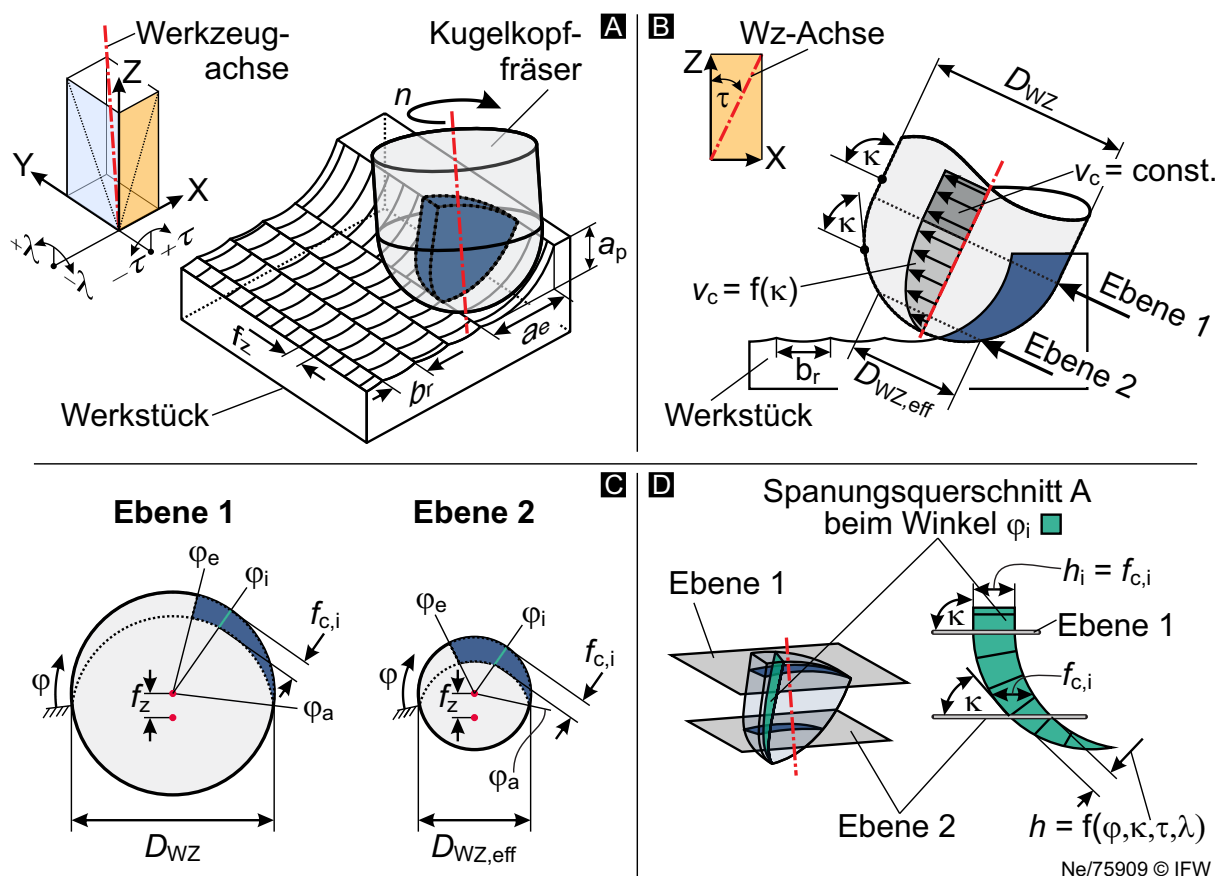


Bild 4.2: Eingriffsgrößen beim Kugelkopffräsenzprozess

Eine Neigung der Werkzeugachse in Richtung des Vorschubvektors definiert positive Vorschubrichtungswinkel $+\lambda$ und wird *Ziehschnitt* genannt. Beim *Bohrschnitt* ergeben sich negative Vorschubrichtungswinkel $-\lambda$. Der Kippwinkel ist positiv definiert, wenn das Werkzeug in die Richtung der unbearbeiteten Werkstückoberfläche geneigt ist. Der Vorteil der Notation von Camacho ist die Unabhängigkeit beider Winkel λ , τ zueinander sowie der klare Bezug zum Vorschubvektor \vec{v}_i beziehungsweise zum Oberflächenvektor \vec{n} . Jedoch gilt es zu beachten, dass λ und τ *projizierte Winkel* relativ zum Ursprungs-

system X-Y-Z sind und nicht durch eine Multiplikation mit elementaren Rotationsmatrizen \mathbf{R}_x , \mathbf{R}_y , \mathbf{R}_z beschrieben werden können. Diese Problematik hat Urban umgangen, indem er die Eulerwinkel α_n und β_n einführte [Urb09, S. 42ff], dessen Transformationsmatrix bei Nutzung des Koordinatensystems aus Bild 4.2(A) und der genannten Vorzeichenkonvention lautet

$$\mathbf{T}_{\text{euler}} = \mathbf{R}_z \cdot \mathbf{R}_x = \begin{bmatrix} -\cos \alpha_n & -\cos \beta_n \cdot \sin \alpha_n & \sin \beta_n \cdot \sin \alpha_n \\ \sin \alpha_n & \cos \beta_n \cdot \cos \alpha_n & -\sin \beta_n \cdot \cos \alpha_n \\ 0 & -\sin \beta_n & -\cos \beta_n \end{bmatrix}. \quad (4.1)$$

Es wird zunächst um die X-Achse und anschließend um die Z-Achse gedreht. Eine Drehung um X und anschließend um Y ist nicht gültig, weil sich dadurch der projizierte Winkel der ersten Drehung ändert. Unabhängig eingestellte Eulerwinkel α_n und β_n führen zu voneinander abhängigen Projektionswinkeln und sind daher für eine Versuchsplanung nicht geeignet. Folglich werden die Projektionswinkel mit den Gleichungen aus [Urb09] in die Eulerwinkel α_n und β_n umgerechnet

$$\begin{aligned} \alpha_n &= \arctan \left(\frac{\tan \tau}{\tan \lambda} \right) \\ \beta_n &= \arctan \left(\tan \tau \sqrt{\frac{\tan^2 \tau}{\tan^2 \lambda}} \right) \end{aligned} \quad (4.2)$$

und anschließend in Gleichung 4.1 eingesetzt. Aus Gleichung 4.2 wird deutlich, dass im Fall $\lambda = 0^\circ$ eine Division durch Null folgt, im Fall $\lambda \neq 0^\circ$ und $\tau = 0^\circ$ der Winkel α_n immer Null ergibt und somit mathematische Singularitäten entstehen. Daher wurde eine allgemeingültige Transformationsmatrix für die Projektionswinkel λ und τ im Wertebereich von -90° bis 90° hergeleitet. Sie lautet im dargestellten Fall aus Bild 4.2(A)

$$\mathbf{T}_{\lambda,\tau} = \begin{bmatrix} \sin \tau \cdot \cos \tau \cdot b_{\lambda,\tau}^2 \cdot c_{\lambda,\tau}^{-1} & \sin \lambda \cdot a_{\lambda,\tau} \cdot c_{\lambda,\tau}^{-1} & \sin \tau \cdot b_{\lambda,\tau} \\ \sin \lambda \cdot \cos \lambda \cdot a_{\lambda,\tau}^2 \cdot c_{\lambda,\tau}^{-1} & -\sin \tau \cdot b_{\lambda,\tau} \cdot c_{\lambda,\tau}^{-1} & \sin \lambda \cdot a_{\lambda,\tau} \\ -c_{\lambda,\tau} & 0 & \cos \lambda \cdot a_{\lambda,\tau} \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

mit

$$\begin{aligned} a_{\lambda,\tau} &= (1 + \tan^2 \tau \cdot \cos^2 \lambda)^{-1} \\ b_{\lambda,\tau} &= (1 + \tan^2 \lambda \cdot \cos^2 \tau)^{-1} \\ c_{\lambda,\tau} &= (a_{\lambda,\tau} \cdot \sin^2 \lambda + b_{\lambda,\tau} \cdot \sin^2 \tau)^{0,5}. \end{aligned}$$

Die Gleichung 4.3 beschreibt die affine Abbildung durch Einheitsvektoren des gedrehten Koordinatensystems um die Projektionswinkel λ , τ , auf dessen detaillierte Herleitung hier verzichtet sei. Zeigt der Vorschubvektor \vec{v}_f in Richtung X statt in Richtung Y wie in Bild 4.2, so muss in Gleichung 4.1 \mathbf{R}_x durch \mathbf{R}_y ersetzt werden und in Gleichung 4.3 die 1. mit der 2. Spalte getauscht werden.

Neben den Anstellwinkeln sind in Bild 4.2(A) ebenfalls der Zahnvorschub f_z und die Zeilenbreite b_f dargestellt, die sich auf der Oberfläche in Form von Rillen abbildet.

Dabei ist zu beachten, dass die Zeilenbreite b_r aufgrund der Schnitttiefe a_p nicht der Schnittbreite a_e entspricht. Das Spannungsvolumen besitzt eine doppelt-kommaförmige Gestalt, die von den Einstellgrößen bestimmt wird und numerisch erstmals durch ein CAD-System von Camacho [Cam91] und später analytisch von Finzer [Fin01] und Urban [Urb09] für ebene Bauteile hergeleitet wurde. Für beide analytischen Modelle gilt ein Werkzeugdrallwinkel von $\delta = 0^\circ$.

Aufgrund des variierenden Werkzeugdurchmessers $D_{Wz,eff}$ ist die Schnittgeschwindigkeit bei Kugelkopfwerkzeugen trotz konstanter Drehzahlen n nicht über die gesamte Schneide konstant. Die am jeweiligen Werkzeugdurchmesser $D_{Wz,eff}$ wirkende Schnittgeschwindigkeit wird effektive Schnittgeschwindigkeit $v_{c,eff}$ genannt und wird mit dem jeweiligen Einstellwinkel κ berechnet. An der Fräterspitze resultiert daher eine effektive Schnittgeschwindigkeit $v_{c,eff} = 0$ m/min, wodurch es zu Reib- und Quetschvorgängen kommt, die, wie mehrheitlich in der Literatur beschrieben, zu schnellem Werkzeugversagen und schlechter Oberflächenqualität führt [Hoc95, Fin01, Ozt09].

Durch die variierenden Schnittgeschwindigkeiten und Werkzeugdurchmesser ist es sinnvoll, jeden Schneidenpunkt beim Kugelkopffräsen diskret zu betrachten. Dies ist am Beispiel von zwei Ebenen, im Schaftbereich mit $\kappa = 90^\circ$ sowie im Kugelbereich $\kappa < 90^\circ$ in Bild 4.2(C) dargestellt. Durch die trochoidale Bewegung der Schneide wird nach einer Umdrehung die blau dargestellte Fläche von jeder Diskretisierungsebene entfernt. Das blaue Volumen ist nicht mit dem in Bild 4.2(D) grün eingezeichneten Spannungsquerschnitt A zu verwechseln. Ferner sind die Ein- bzw. Austrittswinkel, φ_e bzw. φ_a , sowie der Zahnvorschub f_z dargestellt. Während der Zahnvorschub für alle Ebenen gilt, ändern sich die Ein- und Austrittswinkel aufgrund der kommaförmigen Gestalt des Spannvolumens. Bei gedrahten Werkzeugen mit $\delta \neq 0$ sind die Zeitpunkte für Ein- und Austritt für jede Diskretisierungsebene unterschiedlich. Der wirkende Zahnvorschub f_c aufgrund der trochoidalen Bewegung wurde erstmals von Martellotti näherungsweise berechnet mit [Mar41]

$$f_c = \sin \varphi \cdot f_z. \quad (4.4)$$

Hierbei ist bekannt, dass die Gleichung für große Verhältnisse von Durchmesser zu Zahnvorschub mit wenigen Zähnezahlen z gültig ist und dass der Fehler bei einem Eingriffswinkel von $\varphi \approx 90^\circ$ minimal wird [Deg11]. Der Fehler von Gleichung 4.4 steigt somit für kleine, effektive Durchmesser und geringe Schnittbreiten a_e . Eine analytisch vollständige Herleitung des wirkenden Zahnvorschubs f_c ist mathematisch nicht möglich und nur näherungsweise bestimmbar.

Wird ein ungedrahtes Werkzeug angenommen, so befindet sich zum Zeitpunkt i des Eingriffs die Schneide in allen Ebenen an der gleichen Stelle und es wirkt der gleiche wirkende Zahnvorschub f_c . Dies wird vereinfacht für den grün dargestellten Spannungsquerschnitt A_i in Bild 4.2(D) zum Zeitpunkt i angenommen. Die Spannungsdicke h ist in Richtung der Werkzeugachse nicht konstant und neigt sich für jede Ebene um den Winkel $90^\circ - \kappa$. Zur Berechnung der Spannungsdicke h wird daher die Gleichung 4.4 mit dem Term $\sin \kappa$ multipliziert. Somit ist für die korrekte Berechnung des mittleren

Spannungsdicke h_m ein Doppelintegral zwischen φ_e und φ_a und über der sich im Eingriff befindlichen Schneidenlänge S zu lösen

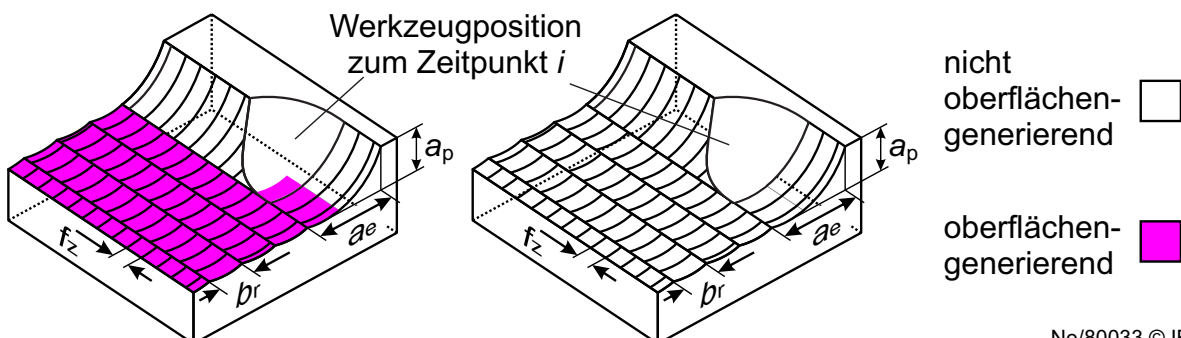
$$h_m = \frac{1}{\varphi_a - \varphi_e} \int_{\varphi_e}^{\varphi_a} \left(\frac{1}{S_a - S_e} \int_{S_e}^{S_a} h(\varphi, S) \cdot dS \right) d\varphi. \quad (4.5)$$

Gleichung 4.5 zeigt, dass neben der Schnittgeschwindigkeit auch die Spannungsdicke h entlang der Schneide und Richtung des Werkstücks kleiner wird. Somit variieren beim Kugelkopffräsen entlang der Schneide alle, nach Kapitel 2.3 für die Randzoneeigenschaften relevante Spannungsgrößen, die z. B. beim Schafffräsen konstant sind. Es lässt sich festhalten: **Beim Kugelkopffräsen wirken lokal unterschiedliche Spannungsgrößen, sodass der Schneidenbereich berücksichtigt werden muss, der für die Oberflächenerzeugung verantwortlich ist.** Dieser Kontext wird im nächsten Teilkapitel detailliert erläutert.

4.3 Oberflächengeneration beim Kugelkopffräsen

Bei der Betrachtung des Kugelkopffräseprozesses ist eine strenge Unterscheidung zwischen den derzeitig wirkenden Größen zum Zeitpunkt i und der finalen Oberfläche nach dem Fräsprozess notwendig. Während zwischen Zeitpunkt i und $i + 1$ bei Zahneingriff immer eine neue Werkstückoberfläche entsteht, muss diese Oberfläche nicht zwingend dem finalen Werkstück entsprechen. Ein Großteil der Oberfläche wird nach der nächsten Werkzeugumdrehung oder im nächsten Teilschnitt wieder entfernt (rot dargestellt in Bild 4.3), sodass die finale Oberfläche (grün dargestellt in Bild 4.3) nur von einem kleinen Teil der Werkzeugschneide generiert wird.

Im Folgenden wird dieser Zusammenhang *Oberflächengeneration* genannt. Streng genommen wird zu jedem Zeitpunkt eine Oberfläche generiert, aber für diese Arbeit sei der Begriff Oberflächengeneration immer auf die finale Oberfläche bezogen. Insbesondere für das Hauptziel dieser Arbeit, die Vorhersage der Randzoneeigenschaften, ist die Oberflächengeneration von Bedeutung. Somit muss für das Kugelkopffräsen als



Ne/80033 © IFW

Bild 4.3: Oberflächengeneration beim Kugelkopffräsen

gewählten Prozess für die Rekonturierung die Oberflächengeneration in der Versuchsplanung berücksichtigt werden. Dazu sind neue Größen zu definieren, die im ersten Teil dieses Kapitels beschrieben und hergeleitet werden. Des Weiteren wirken bei der Oberflächengeneration andere Spannungsgrößen als bei der Betrachtung des Zeitpunkts i . Aus diesem Grund wird im zweiten Teil dieses Kapitels die Fräskinematik im Hinblick auf die Oberflächengeneration analysiert und geprüft, ob bisherige Vereinfachungen bei der Betrachtung des Fräsprozesses weiterhin gültig sind.

Definition der integralen Schnittgeschwindigkeit

Wie in Kapitel 4.1 erläutert, variiert die Schnittgeschwindigkeit von Kugelkopfwerkzeugen aufgrund des lokal variierenden Werkzeugdurchmessers, dargestellt in Bild 4.4 anhand des Schnittgeschwindigkeitsprofils. Wird das Werkzeug um den Anstellwinkel λ oder τ bzw. einer Kombination gekippt, so ändert sich bei konstanter Drehzahl n die Schnittgeschwindigkeit v_c für das jeweilige sich im Eingriff befindliche Schneidensegment. Es existiert somit eine Wechselwirkung zwischen der Schnittgeschwindigkeit v_c und den Anstellwinkel λ oder τ , wenn konstante Drehzahlen n verwendet werden. In den meisten Studien und in der Praxis wird diese Wechselwirkung ignoriert und die Schnittgeschwindigkeit v_c bei Kugelkopffwerkzeugen auf den Werkzeugdiameter zwischen Kugel- und Schaftbereich definiert.

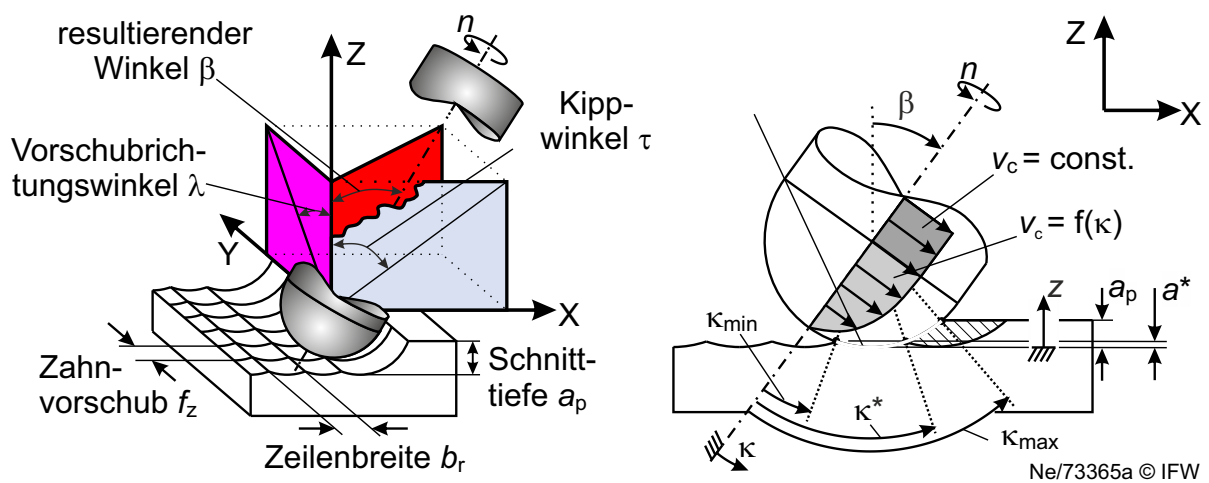


Bild 4.4: Werkzeuganstellung und effektive Schnittgeschwindigkeit

Zur Erforschung der Wirkzusammenhänge zwischen den Einstellgrößen und den Randzoneigenschaften ist es nötig, die Effekte der Schnittgeschwindigkeit v_c und Anstellwinkel λ , τ getrennt voneinander zu betrachten. Wird die beschriebene Wechselwirkung nicht berücksichtigt, würden sich unweigerlich die Effekte der Einstellgrößen auf eine Zielgröße, z. B. Eigenspannungen, vermischen. Aus diesem Grund wird die unabhängige Einstellgröße *integrale Schnittgeschwindigkeit* $v_{c,m}$ eingeführt. Diese Größe beschreibt die mittlere Schnittgeschwindigkeit des Schneidenabschnitts der im Eingriff ist. Die Berechnung erfolgt mit dem Einstellwinkel κ , der für jeden Schneidenpunkt P im Kugelbereich des Werkzeugs variiert. Der Einstellwinkel κ ist definiert als der Winkel zwischen der Tangente des Werkzeug-Rotationskörpers und einer Hilfslinie, die orthogonal zur

Werkzeugachse steht, vgl. [Alt01, Fig.3], Bild 4.2 oder Bild 7.10(B). Abhängig von den Einstellgrößen befindet sich der Schneideneingriff zwischen κ_{\min} und κ_{\max} mit jeweils unterschiedlichen lokalen Schnittgeschwindigkeiten $v_{c,\text{eff}}$. Zur Berechnung der integralen Schnittgeschwindigkeit muss zunächst der resultierende Anstellwinkel β aus Vorschubrichtungswinkel λ und Kippwinkel τ berechnet werden, der für den Schneideneingriff bestimmend ist. Der resultierende Anstellwinkel β berechnet sich mit

$$\beta = \arccos \left(\frac{\cos \tau \cdot \cos \lambda}{\sqrt{\cos^2 \tau \cdot (\sin^2 \lambda + \cos^2 \lambda + \sin^2 \tau)}} \right). \quad (4.6)$$

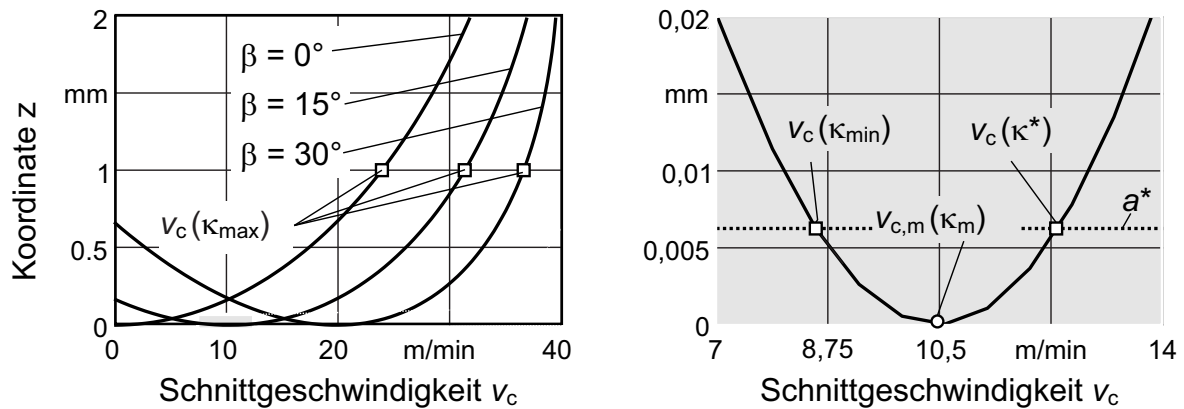
Anschließend wird mit dem resultierenden Anstellwinkel β der maximale κ_{\max} und minimale κ_{\min} Einstellwinkel geometrisch aus Bild 4.4 berechnet mit

$$\begin{aligned} \kappa_{\max} &= \arccos \left(1 - \frac{a_p \cdot 2}{D_{Wz}} \right) + \beta \\ \kappa_{\min} &= \begin{cases} \arccos \left(1 - \frac{b_r}{D_{Wz}} \right) - \beta & \text{für } b_r > f_z \\ \arccos \left(1 - \frac{f_z}{D_{Wz}} \right) - \beta & \text{für } b_r < f_z. \end{cases} \end{aligned} \quad (4.7)$$

Die Bogenlänge S des Eingriffsbereiches errechnet sich durch das Integral von κ_{\min} bis κ_{\max} über den Radius des Kugelkopffräasers r_{Wz} . Zur Berechnung der integralen Schnittgeschwindigkeit $v_{c,m}$ wird die Bogenlänge S mit der Schnittgeschwindigkeit in diesem Bereich $v_c(\kappa)$ multipliziert und anschließend durch die Bogenlänge S geteilt. Dadurch ergibt sich ein auf die Länge des Eingriffsbogens S bezogener Mittelwert der Schnittgeschwindigkeit im Bereich des Schneideneingriffs, der sich berechnet mit

$$v_{c,m} = \frac{\int_{\kappa_{\min}}^{\kappa_{\max}} v_c(\kappa) \cdot r_{Wz} \, d\kappa}{\int_{\kappa_{\min}}^{\kappa_{\max}} r_{Wz} \, d\kappa} = \frac{\pi \cdot D_{Wz} \cdot (\cos \kappa_{\min} - \cos \kappa_{\max})}{\kappa_{\max} - \kappa_{\min}}. \quad (4.8)$$

Wird nun die Oberflächengeneration berücksichtigt, muss nur jene Schnittgeschwindigkeit betrachtet werden, die auch die finale Oberfläche generiert. Der schraffierte Bereich in Bild 4.4 zu dem der Eingriffswinkel κ_{\max} gehört, wird mit der nächsten Werkzeugumdrehung entfernt und ist folglich nicht oberflächengenerierend. Somit muss κ_{\max} durch κ^* in Gleichung 4.8 ersetzt werden. Die Kennzeichnung * beschreibt jene Parameter, welche die finale Oberfläche generieren. κ^* ist somit der Einstellwinkel welcher durch die Verwendung der finalen Höhe der kinematischen Topographie a^* resultiert. Die Höhe der kinematischen Topographie a^* wird maßgeblich durch die Einstellgrößen Zahnvorschub f_z und Zeilenbreite b_r definiert, wie in Kapitel 2.3.2 beschrieben. Die Zusammenhänge der Schnittgeschwindigkeiten bei κ_{\max} , κ_{\min} und κ^* mit unterschiedlichen resultierenden Anstellwinkel β sind in Bild 4.5 dargestellt.



Nebenbedingungen: $D_{Wz} = 10 \text{ mm}$; $b_r = 0,5 \text{ mm}$; $a_p = 1 \text{ mm}$; $v_c = 40 \text{ m/min}$

Ne/73365b © IFW

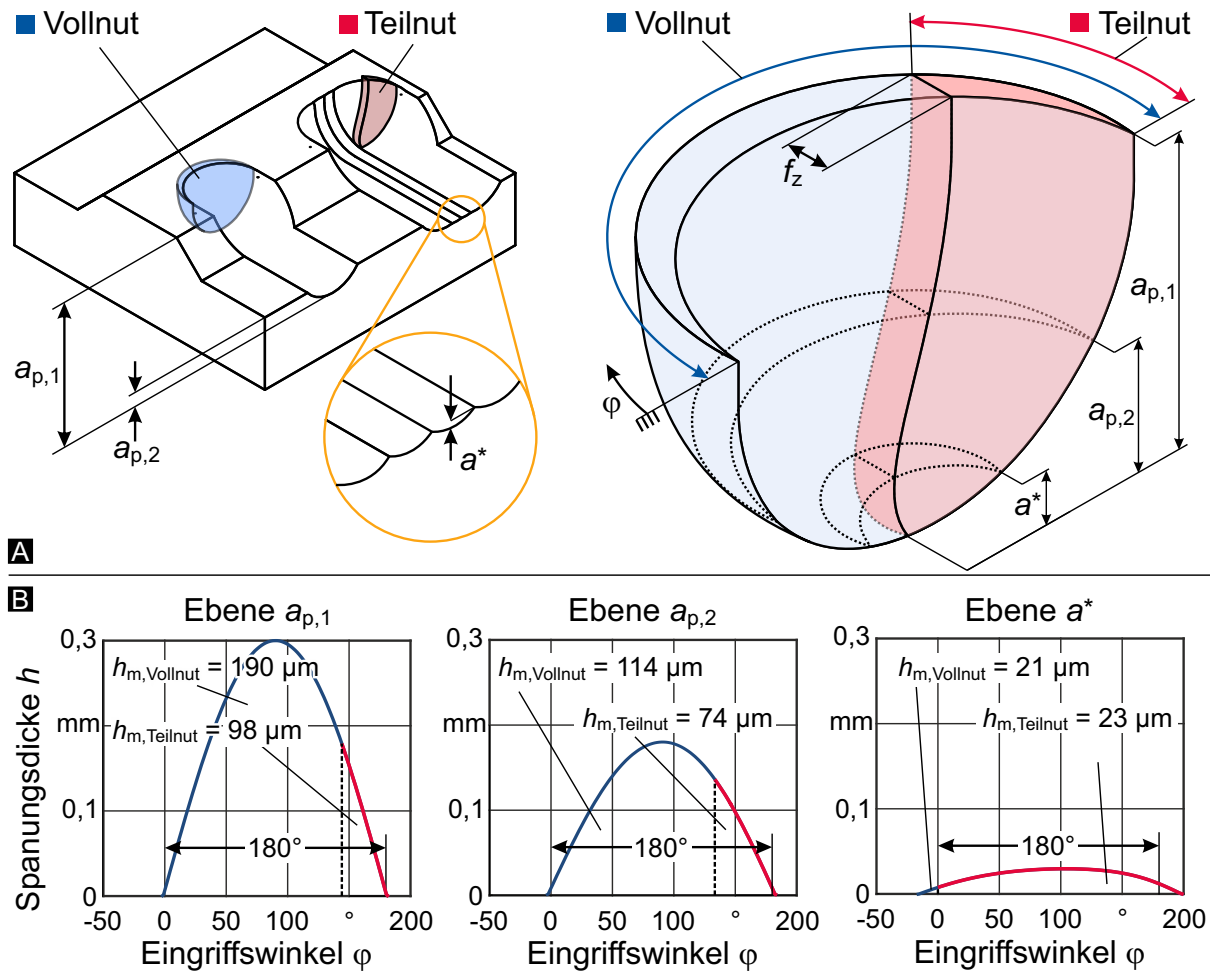
Bild 4.5: integrale Schnittgeschwindigkeit $v_{c,m}$ in Abhängigkeit von dem resultierenden Anstellwinkel β

Es ist zu beachten, dass die Werte der Schnittgeschwindigkeiten zur Vereinfachung über die z-Koordinate aufgetragen sind, was die Oberflächennormalenrichtung des Werkstücks kennzeichnet, vgl. Bild 4.4. Im linken Diagramm zeigt sich, dass für geringe Anstellwinkel die effektive Schnittgeschwindigkeit bei κ_{\max} geringer ist, als die Schnittgeschwindigkeit am Werkzeugschaft. Bei der Betrachtung der finalen Oberfläche (rechtes Diagramm) sind die integralen Schnittgeschwindigkeiten noch wesentlich kleiner. Die integrale Schnittgeschwindigkeit $v_{c,m}$ liegt zwischen κ_{\min} und κ^* und ist abhängig von der kinematischen Topographie und den Anstellwinkeln λ , τ . Zur Vermeidung von etwaiger Vermischung der Effekte Schnittgeschwindigkeit und Anstellwinkel werden folglich integrale Schnittgeschwindigkeiten für die Versuchsplanung verwendet.

Kinematische Analyse des KugelkopffräSENS

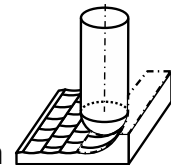
Die Kinematik des Fräsprozesses beeinflusst im hohen Maße die Spannungsgrößen, die unter anderem für die Berechnung von Kräften von Relevanz sind. Dies ist für das 3. Teilziel dieser Arbeit von hohem Interesse und wird daher in diesem Teilkapitel erörtert. Es ist bekannt, dass eine Vereinfachung der Kinematik zu Fehlern z. B. bei der Berechnung der Spannungsdicke h führen kann und sich die Fehler bei kleinen Spannungsdicken h nahe $\varphi \approx 0^\circ$ und $\varphi \approx 180^\circ$ erhöhen, vgl. Kapitel 4.1 und Gleichung 4.4. Wird dieser Zusammenhang im Kontext mit der Oberflächengeneration gesehen, so ist insbesondere der Spannungsquerschnitt an der final generierten Oberfläche von Interesse. Das Ziel dieses Abschnitts ist es daher, zu prüfen, ob bisherige Vereinfachungen bei der Betrachtung des Fräsprozesses bei der Oberflächengeneration, beispielsweise die Gültigkeit von Gleichung 4.4, verwendet werden können.

Dafür sei zunächst das Abtragsvolumen bei der Rekonturierung einer geometrisch vereinfachten Schweißnaht in Bild 4.6(A) betrachtet. Links in Bild 4.6(A) ist ein Voll- und Teilschnitt schematisch dargestellt, wodurch sich drei unterschiedliche Schnitttiefen ergeben:



Prozess Kugelkopffräsen

Schnitttiefe	$a_{p,1,2} = 6 \text{ mm}, 1 \text{ mm}$	Anstellwinkel	$\lambda = \tau = 0^\circ$
Zahnvorschub	$f_z = 0,3 \text{ mm}$	Werkzeugdurchm.	$D_{Wz} = 10 \text{ mm}$
Zeilenbreite	$b_r = 1 \text{ mm}$	kin. Rauheit	$a^* = 0,025 \text{ mm}$



Ne/75935 © IFW

Bild 4.6: Spannungsdicke h als Funktion des Eingriffswinkels in unterschiedlichen Schnitttiefen

1. Schnitttiefe im oberen Bereich der Schweißnaht, hier gewählt $a_{p,1} = 6 \text{ mm}$
2. Schnitttiefe im Grundwerkstoff, neben der Schweißnaht, hier gewählt $a_{p,2} = 1 \text{ mm}$
3. Kinematische Rauheit nach Gl. 2.2 mit $b_r = 1 \text{ mm}$, hier $Rt_{th} = a^* = 0,025 \text{ mm}$

Das Spannungsvolumen nach einer Werkzeugumdrehung mit einer Schneide für den Teil- und Vollschnitt sowie für alle drei Schnitttiefen $a_{p,1}$, $a_{p,2}$ und a^* ist farblich rechts in Bild 4.6(A) hervorgehoben. Insbesondere im Teilschnitt unterscheidet sich die geometrische Ausprägung der Volumina bei der Schnittebenen bei $a_{p,1}$, $a_{p,2}$ und a^* aufgrund der unterschiedlich wirkenden, effektiven Durchmesser D_{eff} . Die korrespondierenden Spannsdicken h unter Berücksichtigung der wahren, trochoidalen Kinematik¹ eines Schneidenpunktes in den Ebenen auf der Höhe $a_{p,1}$, $a_{p,2}$ und a^* sind in Bild 4.6(B)

¹Die reale Kinematik wurde numerisch mit einem Matlab-Programm bestimmt, analog zu [Deg11, S. 51ff].

dargestellt. Es lässt sich erkennen, dass sich die Werte der Spannungsdicke h bei allen Schnitttiefen unterscheiden und auch die Funktionsverläufe von h über den Eingriffswinkel φ stark voneinander abweichen. Ebenfalls in Bild 4.6(B) sind die mittleren Spannungsdicken h_m durch numerische Lösung der Gleichung 4.5 für die drei Schnitttiefen im Voll- und Teilnutenschnitt angegeben. Gerade im Teilschnitt bei a^* resultieren sehr geringe Spannungsdicken h , geringe effektive Werkzeugdurchmesser D_{eff} und somit geringe lokale Schnittgeschwindigkeiten $v_{c,\text{eff}}$. Die Vorschubgeschwindigkeit v_f ist für alle Ebenen auf der Höhe $a_{p,1}$, $a_{p,2}$ und a^* gleich. Dadurch erhöht sich im Bereich der Oberflächengeneration das Verhältnis von Zahnvorschub f_z zu Werkzeugdurchmesser D_{eff} und Vorschub- v_f zu Schnittgeschwindigkeit $v_{c,\text{eff}}$ deutlich. Infolge dieses Zusammenhangs bewegt sich die Schneide nicht mehr in Richtung der Schnittgeschwindigkeit v_c , wodurch das Wirk-Bezugssystem zur Beschreibung der Kinematik verwendet werden müsste und nicht wie üblich das Werkzeug-Bezugssystem.

Für Fräsprozesse mit Schafffräsern oder Planfräsern ist diese Vereinfachung gültig und die trochoidale Schneidenbewegung [Deg11, LG09] oder die Vorschubgeschwindigkeit v_f [Klo07, Klo08] kann vernachlässigt werden. Für die Betrachtung der Oberflächengeneration mit Kugelkopffwerkzeugen ist diese Vereinfachung jedoch in Frage zu stellen. Aus diesem Grund werden im Folgenden zwei Fragen zur der Kinematik unter besonderer Berücksichtigung der Oberflächengeneration durch Kugelkopffwerkzeuge beantwortet:

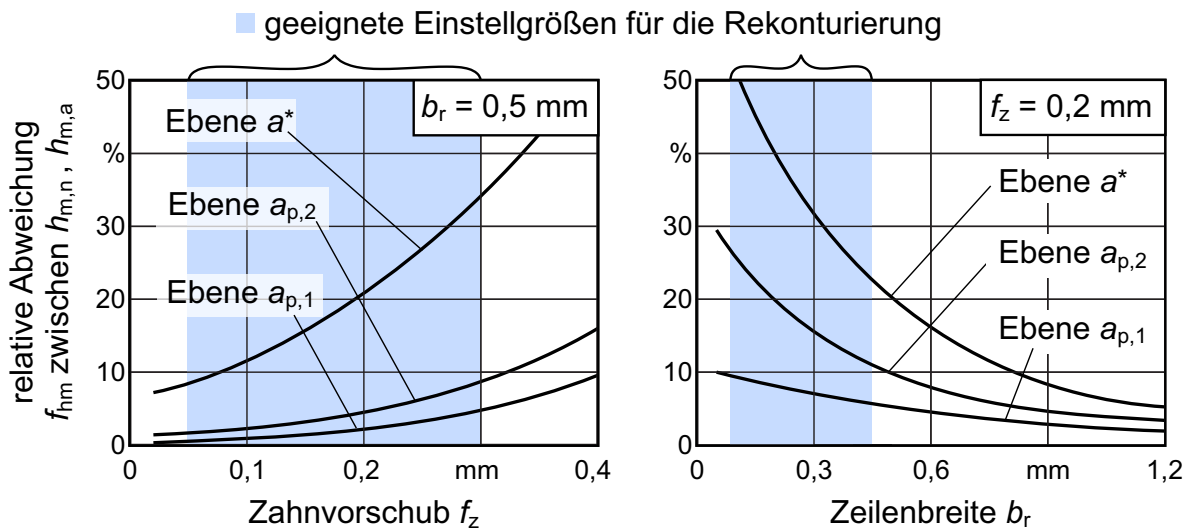
1. Muss die reale, trochoidale Kinematik des Fräswerkzeugs berücksichtigt werden?
2. Muss für die kinematische Bewegung das Werkzeug- (v_c) oder das Wirk-Bezugssystem (v_e) verwendet werden? Oder ist $v_c \gg v_f$ und somit $v_c \approx v_e$ gültig?

Zur Beantwortung der ersten Frage wird die analytische Gleichung $h_a = \sin \varphi \cdot f_z \cdot \sin \kappa$, die nur näherungsweise die reale Kinematik beschreibt, mit der numerisch korrekt berechneten Spannungsdicke h_n verglichen. Der Nachteil einer numerischen Simulation ist die deutlich höhere Rechenzeit im Vergleich zu einer analytischen Gleichung. Die relative, prozentuale Abweichung

$$f_{hm} = \left(\frac{h_{m,a}}{h_{m,n}} - 1 \right) \cdot 100\% \quad (4.9)$$

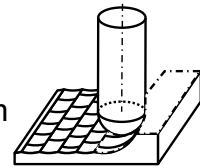
zwischen analytischer und numerischer Berechnung der mittleren Spannungsdicke h_m , aufgetragen über den Zahnvorschub f_z und Zeilenbreite b_f für die Schnitttiefen $a_{p,1}$, $a_{p,2}$ sowie der kinematischen Rauheit der Oberflächengeneration a^* für den Teilnutenschnitt sind in Bild 4.7 dargestellt.

Die jeweils drei eingezeichneten Graphen geben die Abweichung von h_m der betrachteten Ebenen aus Bild 4.6(A) wieder. Während die relative Abweichung der numerischen und analytischen Werte auf der Ebene der Schnitttiefe $a_{p,1}$ und $a_{p,2}$ unterhalb von 10 % und somit vertretbar sind, steigt der Fehler bei der Betrachtung der Oberflächengeneration auf über 30 % bei hohen Zahnvorschüben an. Der Grund hierfür ist das deutlich größere Verhältnis zwischen Zahnvorschub f_z und des effektiven Werkzeugdurchmessers D_{eff} an der generierten Oberfläche, sodass die Trochoide von der analytischen



Prozess Kugelkopffräsen

Schnitttiefe	$a_{p1,2} = 6 \text{ mm}, 1 \text{ mm}$	Anstellwinkel	$\lambda = \tau = 0^\circ$
Zahnvorschub	$f_z = \text{var.}$	Werkzeugdurchm.	$D_{WZ} = 10 \text{ mm}$
Zeilenbreite	$b_r = \text{var.}$	kin. Rauheit	$a^* = \text{var.}$



Ne/75936 © IFW

Bild 4.7: Relativer Fehler der mittleren Spanungsdicke h_m bei näherungsweise und korrekter Berechnung

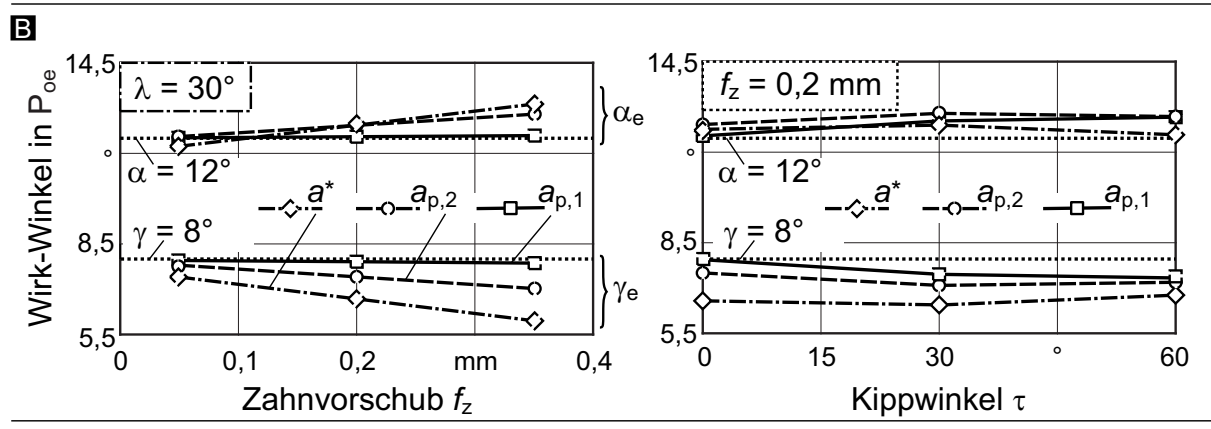
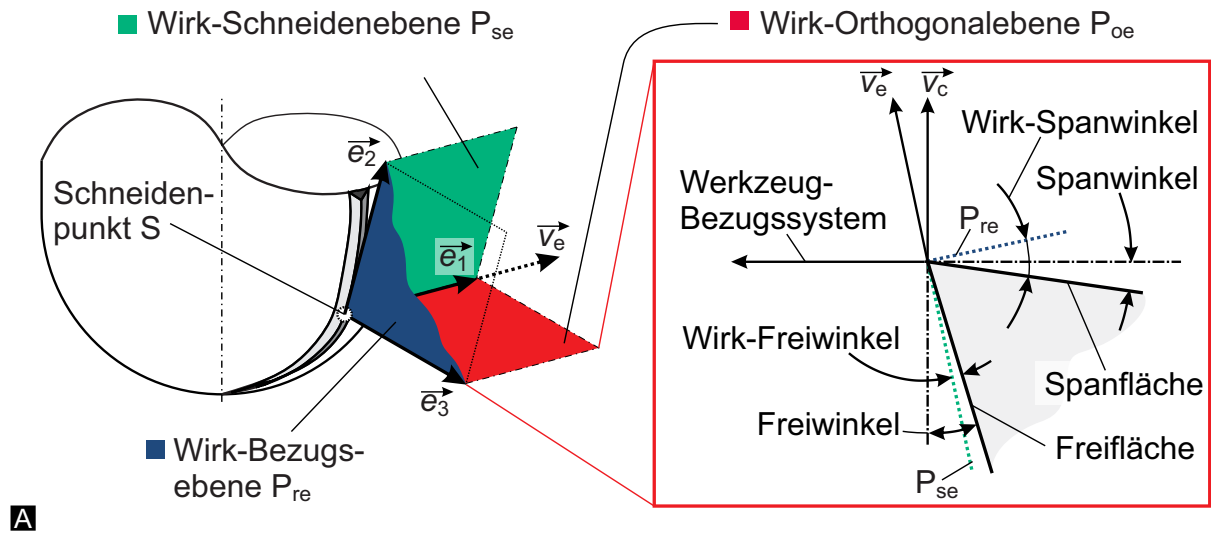
Gleichung 4.4 stark abweicht. Die Abweichung steigt ebenfalls für kleinere Zeilenbreiten b_r an, wodurch die kinematische Rauheit und somit der effektive Durchmesser der Ebene a^* sinkt. Für kleine Zeilenbreiten von $b_r = 0,15 \text{ mm}$ steigt der Fehler bei der Betrachtung der Oberflächengeneration auf über 50 % an. Je feiner die Oberflächenqualitäten durch f_z und b_r eingestellt werden, desto höher sind die Abweichungen zwischen realer Kinematik und analytischer Gleichung. Die geeigneten Bereiche der Einstellgrößen für die Rekonturierung mit Kugelkopffräsen sind ebenfalls in Bild 4.7 eingezeichnet. Es lässt sich festhalten: **Bei der Betrachtung der Oberflächengeneration muss die trochoidale Kinematik des Fräsprozesses zwingend berücksichtigt werden.**

Zur Beantwortung der zweiten Frage wurde eine weitere numerische Simulation mittels Matlab aufgebaut, um die unterschiedlichen Bezugssysteme zu berücksichtigen. Nach DIN 6581 ist das Werkzeug-Bezugssystem für die Bestimmung für Konstruktion, Herstellung oder Prüfung der Schneidkeilgeometrie notwendig, bei dem eine Schnittrichtung, häufig in Richtung \vec{v}_c , angenommen wird [DIN85]. Das Wirk-Bezugssystem legt die Geometrie durch Berücksichtigung der realen Kinematik während des Zerspanens für einen Schneidenpunkt fest. Dies geschieht maßgeblich durch die vektorielle Addition

$$\vec{v}_e = \vec{v}_c + \vec{v}_f \tag{4.10}$$

bei dem der Index „e“ für effektiv steht. In den meisten Zerspanoperation gilt $v_c \gg v_f$, sodass Wirk- und Werkzeugbezugssystem zusammenfallen. Wenn diese Vereinfachung

nicht zutrifft, ändert sich auch die wirkende Keilgeometrie und statt den Werkzeuggrößen Spanwinkel γ und Freiwinkel α müssen die kinematisch korrekten Werte Wirk-Spanwinkel γ_e und Wirk-Freiwinkel α_e berücksichtigt werden. Das Wirk-Bezugssystem ist durch die in DIN 6581 festgelegten Richtungsvektoren \vec{e}_1 bis \vec{e}_3 eindeutig bestimmt und links in Bild 4.8(A) eingezeichnet. Des Weiteren ist schematisch der Einfluss der Kinematik auf den Span- bzw. Freiwinkel in der Wirk-Orthogonalebene P_{oe} rechts in Bild 4.8(A) dargestellt.



Prozess Kugelkopfräsen

Schnittgeschw. $v_c = 60$ m/min	Kippwinkel $\tau = 0 - 60^\circ$	
Zahnvorschub $f_z = 0,05 - 0,35$ mm	Schnitttiefe $a_{p1,2} = 6$ und 1 mm	
Zeilenbreite $b_r = 0,5$ mm	Werkzeugdurchm. $D_{Wz} = 10$ mm	

Ne/75937 © IFW

Bild 4.8: Relativer Fehler der mittleren Spanungsdicke h_m bei näherungsweise und korrekter Berechnung

Der Ursprung des kartesischen Koordinatensystems \vec{e}_1 bis \vec{e}_3 ist der jeweilige betrachtete Schneidpunkt S . Hierbei zeigt die mit Gleichung 4.10 berechnete Wirkrichtung \vec{v}_e in die gleiche Richtung wie der Einheitsvektor \vec{e}_1 , der gleichzeitig den Normalenvektor für die Wirk-Bezugsebene P_{re} darstellt. Die Wirk-Schneideebene P_{se} steht tangential zur Schneide und senkrecht zur Wirk-Bezugsebene, wodurch sich die Wirk-

Orthogonalebene P_{oe} ergibt. Rechts in Bild 4.8(A) ist die Wirk-Orthogonalebene P_{oe} mit den Werkzeug- und Wirkungsgrößen dargestellt. Der Wirk-Spanwinkel² ist definiert als der Winkel zwischen Spanfläche und Wirk-Bezugsebene P_{re} , gemessen in der in der Wirk-Orthogonalebene P_{oe} . Der Wirk-Freiwinkel ist definiert als der Winkel zwischen Freifläche und der Wirk-Schneidenebene P_{se} , gemessen in der Wirk-Orthogonalebene P_{oe} [DIN85].

In Bild 4.8(B) sind der Wirk-Span- bzw. Wirk-Freiwinkel über den Zahnvorschub f_z und dem Kippwinkel τ unter Verwendung der numerischen Simulation aufgetragen. Der nominelle Spanwinkel beträgt $\gamma = 8^\circ$ und der nominelle Freiwinkel $\alpha = 12^\circ$. Hierbei wird analog zu Bild 4.6(A) zwischen zwei verschiedenen Schnitttiefen $a_{p,1}$, $a_{p,2}$ und der Oberflächengeneration a^* unterschieden. Bei erhöhtem Zahnvorschub nimmt der Wirk-Freiwinkel zu, während der Wirk-Spanwinkel abnimmt. Dieser Effekt ist bei Betrachtung der Oberflächengeneration stärker ausgeprägt, wodurch der Wirk-Spanwinkel für hohe Zahnvorschübe f_z , um bis zu 2° abnimmt. Der Wirk-Span- und Wirk-Freiwinkel sind unabhängig von der eingestellten Drehzahl n und somit auch von der am Werkzeugschaft wirkenden Schnittgeschwindigkeit v_c aufgrund der konstanten Verhältnisse von v_c zu v_f . Die lokalen Schnittgeschwindigkeiten unterscheiden sich, wodurch insbesondere die Anstellwinkel λ und τ einen Einfluss auf die Wirk-Geometrie besitzen. Werden bei der Rekonturierung geringe oder negative Anstellwinkel (Bohrschnitt) verwendet, weicht die Wirk-Geometrie von der Werkzeuggeometrie stark ab, sodass auch die Freifläche direkt mit der Oberfläche in Berührung kommen kann. Wird jedoch der Ziehschnitt mit Anstellwinkeln ab 10° verwendet, wodurch die Werkzeugspitze nicht die finale Oberfläche generiert, so ist der Fehler durch die Wirk-Geometrie vernachlässigbar. Diese Einschränkung ist unkritisch, weil Bohrschnitte aufgrund der Reib- und Quetschvorgänge in der Literatur wie auch in der Praxis vermieden werden (vgl. Kapitel 4.1, [Hoc95, Fin01, Ozt09]). Es lässt sich festhalten: **Bei der Betrachtung der Oberflächengeneration mit Kugelkopfwerkzeugen kann das Werkzeug-Bezugssystem verwendet werden, wenn der Ziehschnitt mit $\lambda > 10^\circ$ verwendet wird.**

²Auch Wirk-Orthogonalspanwinkel genannt, weil die Betrachtungsebene die Wirk-Orthogonalebene ist, vgl. DIN 6581 [DIN85]

5 Versuchstechnik

Zur Ermittlung der signifikanten Einflussgrößen auf die Randzoneneigenschaften Oberflächentopographie bzw. Eigenspannungen werden experimentelle Zerspanuntersuchungen durchgeführt. Die Beschreibung der eingesetzten Werkzeug- und Maschinentechologie sowie die eingesetzte Analytik mit Betrachtung der Messunsicherheit ist Gegenstand dieses Kapitels. Unterscheidet sich die Versuchstechnik, z. B. bei durchgeführten Analogieversuchen, so wird dies im jeweiligen Kapitel separat beschrieben.

5.1 Versuchsaufbau

Versuchsmaschine

Für die experimentellen Fräsuntersuchungen wurde das Deckel Maho 5-Achs-Bearbeitungszentrum, Typ DMU 125P, eingesetzt. Die Maschine ermöglicht die Anstellung der Werkzeuge um die Winkel λ , τ durch den NC-Befehl TRAORI der Siemens Steuerung 840D, was Gleichung 4.3 entspricht. Hierbei wird der Schwenkrundtisch in zwei Richtungen rotatorisch und die Spindel in drei Richtungen translatorisch bewegt. Die Daten des Bearbeitungszentrums sind in Bild 5.1 zusammengefasst.



Sonstiges:
 5-Achs Simultanbearbeitung
 Schwenkrundtisch
 Werkstück- und Werkzeugvermessung im Arbeitsraum

Arbeitsbereich:
 1000 x 1000 x 1250 mm

Hauptantrieb:
 $n_{\max} = 30.000$ U/min
 $P_{\max} = 95$ kW (S6)
 $M_{\max} = 45$ Nm (S6)

Werkzeugsystem:
 HSK63A
 Werkzeugwechsler für 60 Wz.

Vorschubantriebe:
 $v_{\max} = 60$ m/min
 $a_{ax} = 7,8$ m/s²

Steuerung:
 Siemens 840D 3D
 ShopMill, CompCad, TRAORI

Kühlsystem:
 980I KSS / 40 bar
 Blasluft / KSS / MMKS als IKZ

Ne/75921 © IFW

Bild 5.1: Datenblatt des Bearbeitungszentrums Deckel Maho DMU 125P

Werkstücke

Zur Nachbildung steifer, regenerierter Werkstücke kommen plattenförmige Halbzeuge aus Ti-6Al-4V zum Einsatz. Nach Luftfahrtnorm (Grade 5, Werkstoffnummer 3.7164, nach ASM4911) wurde der Werkstoff beim Hersteller warmgewalzt, vakuumgerichtet, entzündert, gebeizt und anschließend zur Reduktion der Eigenspannungen spannungsarmgeglüht. Für die Nachbildung der Regeneration wurde das Bauteil mittig getrennt und anschließend durch maschinengeführtes Elektronenstrahlschweißen ohne Zusatzmaterial gefügt. Neben dem industriell üblich verwendeten, manuell geführtem WIG-Schweißverfahren, dem maschinengeführten Plasmaschweißverfahren, stellt das Elektronenschweißen einen Regenerationsprozess mit hohen Qualitätsansprüchen dar, vgl. Kapitel 2.1, [Lüt07, Li11, S. 104ff]. Die Gefügeschliffbilder des Grundwerkstoffs (1), der Wärmeeinflusszone (2) und der Schmelzzone (3) sind in Bild 5.2(A) dargestellt.

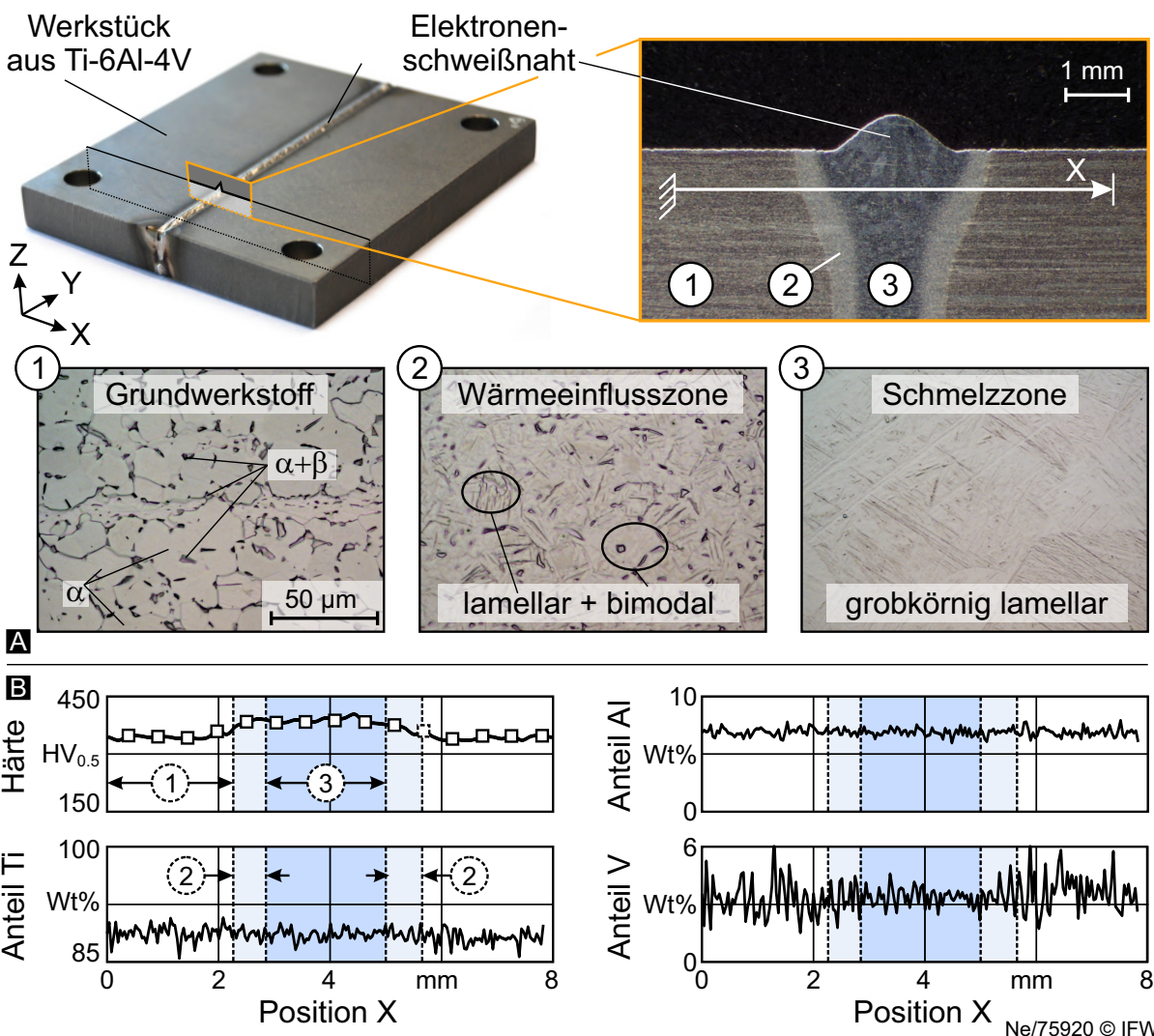


Bild 5.2: Mit Elektronenstrahlschweißen gefügtes Analogiewerkstück aus Ti-6Al-4V

Die ausgeprägte Grenzlinie zwischen der Schmelz- und Wärmeeinflusszone entsteht durch die Überschreitung der Solidustemperatur des Grundwerkstoffs [Lüt07]. Ebenfalls ist zwischen dem Grundwerkstoff und der Wärmeeinflusszone eine Grenzlinie aufgrund

des hohen Wärmegradienten durch den Elektronenstrahl gut sichtbar, die den Bereich markiert, bei dem größtenteils die β -Transustemperatur überschritten wurde. Das Gefüge in der Schmelzzone zeigt eine gröbkörnige, lamellare Struktur, die ebenfalls bei gegossenen Titanlegierungen entsteht. Während die Wärmeeinflusszone sowohl lamellare als auch bimodale Mikrostrukturen aufweist, ist der Grundwerkstoff rein bimodal.

Tabelle 5.1: Chemische Zusammensetzung von Ti-6Al-4V in Gewichtsprozent [Spi09]

Ti	Al	V	N	O ₂	Fe	C	Rest
> 87,7	5,50 - 6,75	3,50 - 4,50	< 0,05	< 0,20	< 0,40	< 0,08	max. 0,40

Wie dem Bild 5.2(B) zu entnehmen ist, steigt die Vickershärte im Bereich der Schmelz- und Wärmeeinflusszone um ca. 13 % gegenüber dem Grundwerkstoff an, während die wichtigsten chemischen Komponenten von Ti-6Al-4V im Bereich der Wärmeeinfluss- und Schmelzzone nahezu konstant bleiben. Dies bestätigt die Erkenntnisse von Kelbassa, die aufzeigen, dass bei einer geeigneten Prozessführung des Schweißens, die Eigenschaften von geschweißten Bauteilen vergleichbar mit denen von Originalbauteilen sind [Kel02]. In Tabelle 5.1 ist die chemische Zusammensetzung der in dieser Arbeit verwendeten Ti-6Al-4V Legierung nach [Spi09] aufgelistet. Mittels energiedispersiver Röntgenspektroskopie (EDX) wurden die chemische Zusammensetzung aus Tabelle 5.1 überprüft und befinden sich innerhalb der angegebenen Grenzen. Die Werkstoffkennwerte von Ti-6Al-4V sind in Tabelle 5.2 aufgelistet und stammen aus [Spi09, Roo11]. Die mit einem Stern gekennzeichneten Werte wurden durch einen Zugversuch nach DIN 50125 Form B ermittelt [DIN09].

Tabelle 5.2: Werkstoffkennwerte von Ti-6Al-4V [Spi09, Roo11, DIN09]

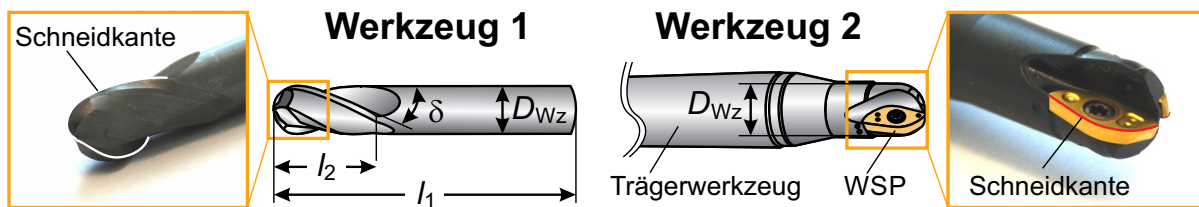
Bezeichnung	Kürzel	Wert	Einheit
Elastizitätsmodul*	E	108	GPa
Dehngrenze*	R_{p02}	989	MPa
Zugfestigkeit*	R_m	1.016	MPa
Wärmeleitfähigkeit	λ_{Ti}	6,30	W/(m K)
Mittlere spezifische Wärmekapazität	c_{pm}	565,2	J K/kg
Mittlerer Wärmeausdehnungskoeffizient	$\alpha_{T,m}$	8,15	$10^{-6}/K$
Dichte	ρ	4.430	kg/m ³
Bruchdehnung*	$A_{\%}$	13,8	%

Werkzeuge

Für die experimentellen Untersuchungen in Kapitel 6, Kapitel 8 und Kapitel 9 kommen zwei Kugelkopfwerkzeuge mit unterschiedlicher Makro- und Mikrogeometrie zum Einsatz, deren wichtigste Kenngrößen in Tabelle 5.3 zusammengefasst sind. Werkzeug 1 ist ein steifes, scharfes, unbeschichtetes Vollhartmetallwerkzeug mit nahezu konstantem Span- und Freiflächenwinkel im Kugelbereich. Somit sind trotz Werkzeuganstellungen Schneidenbereiche mit konstanter Makrogeometrie im Eingriff, was grundlegende Untersuchungen zur Effektanalyse vereinfacht (vgl. Kapitel 6.1). Das zweite Werkzeug ist

mit verrundeten Wendeschneidplatten des Typs R216-10 02 E-M ausgestattet, die mit einer TiN Beschichtung versehen sind. Aufgrund der Position der Wendeschneidplatte relativ zur Werkzeugachse variieren hierbei Span- und Freiwinkel, sodass die wirkende Geometrie im Kugelbereich nicht konstant ist. Das Werkzeug 2 wurde aufgrund der höheren Gesamtlänge l_1 im Vergleich zu Werkzeug 1 ausgewählt und zur Durchführung von Untersuchungen mit nur einer Schneide genutzt. Lang auskragende und damit nachgiebige Werkzeuge sind bei der Rekonturierung nicht unüblich, beispielsweise für die Bearbeitung von Störgeometrien nahe des Schaufelfußbereiches aufgrund der eingeschränkten Zugänglichkeit. Die Makro- sowie Mikrogeometrie beider Werkzeuge wurden im Kugel- sowie im Schaftbereich mit dem Messsystem Walter HeliCheck und einem Streifenlichtprojektionssystem der Firma GFM, Typ MikroCAD gemessen.

Tabelle 5.3: Eingesetzte Kugelkopfwerkzeuge ohne Gestaltvariationen



Typ	Vollhartmetallwerkzeug	Wendeschneidplattenwerkzeug
Hersteller	Seco	Sandvik
Bezeichnung	JH970100	CoroMill R216-10A16-050 (1002 E-M)
Durchmesser	$D_{Wz} = 10 \text{ mm}$	$D_{Wz} = 10 \text{ mm}$
Gesamtlänge	$l_1 = 80 \text{ mm}$	$l_1 = 160 \text{ mm}$
Schneidenlänge	$l_2 = 15 \text{ mm}$	$l_2 = 8,6 \text{ mm}$
Zähnezahl	$z = 2$	$z = 1 \text{ oder } 2$ (wählbar)
Drallwinkel	$\delta = 30^\circ$ (Kugelbereich)	$\delta = 9 - 11^\circ$ (leicht variierend)
Freiwinkel	$\alpha = 12^\circ$	$\alpha = 19 - 25^\circ$ (variierend)
Spanwinkel	$\gamma = 8^\circ$	$\gamma = (-16^\circ) - (-8^\circ)$ (variierend)
Verrundung	$r_\beta = 4 \text{ }\mu\text{m}$	$r_\beta = 35 \text{ }\mu\text{m}$
Beschichtung	keine	TiN

Ne/75922 © IFW

5.2 Analytik und Messunsicherheit

5.2.1 Prozesskräfte

Zur Erfassung der werkstückbezogenen Prozesskräfte wird ein Kistler Mehrkomponenten-Dynamometer, Typ 9257B verwendet. Das physikalische Messprinzip basiert auf dem direkten, piezoelektrischen Effekt, bei dem durch eine gerichtete elastische Deformation mikroskopische Dipole in den Elementarzellen des Piezokristalls entstehen, die proportional zu der wirkenden Kraft sind. Im eingesetzten Dynamometer sind vier Kraftsensoren verbaut, von denen jeder drei Quarzkristall-Plattenpaare enthält, die auf Druck

in Z-Richtung bzw. auf Schub in X und Y-Richtung reagieren und, wie in Bild 5.3(A) dargestellt, verschaltet sind. Anschließend werden die Ladungen in einem Verstärker vom Typ 5019B der Fa. Kistler zu einer messbaren Spannung aufintegriert. Das analoge, auf den eingestellten Messbereich normierte Spannungssignal von ± 10 V wird mit Hilfe einer A/D-Wandlerkarte vom Typ BNC 2090 der Firma National Instruments digitalisiert und mittels einer LabVIEW Umgebung auf dem Messrechner verarbeitet und skaliert. Die in Bild 5.3(B) schematisch dargestellte Messkette besitzt zeitlich abhängige (Drift, Dynamik des Systems) sowie statische (systematische, zufällige) Messabweichungen, die im Folgenden durch Messunsicherheiten quantifiziert werden.

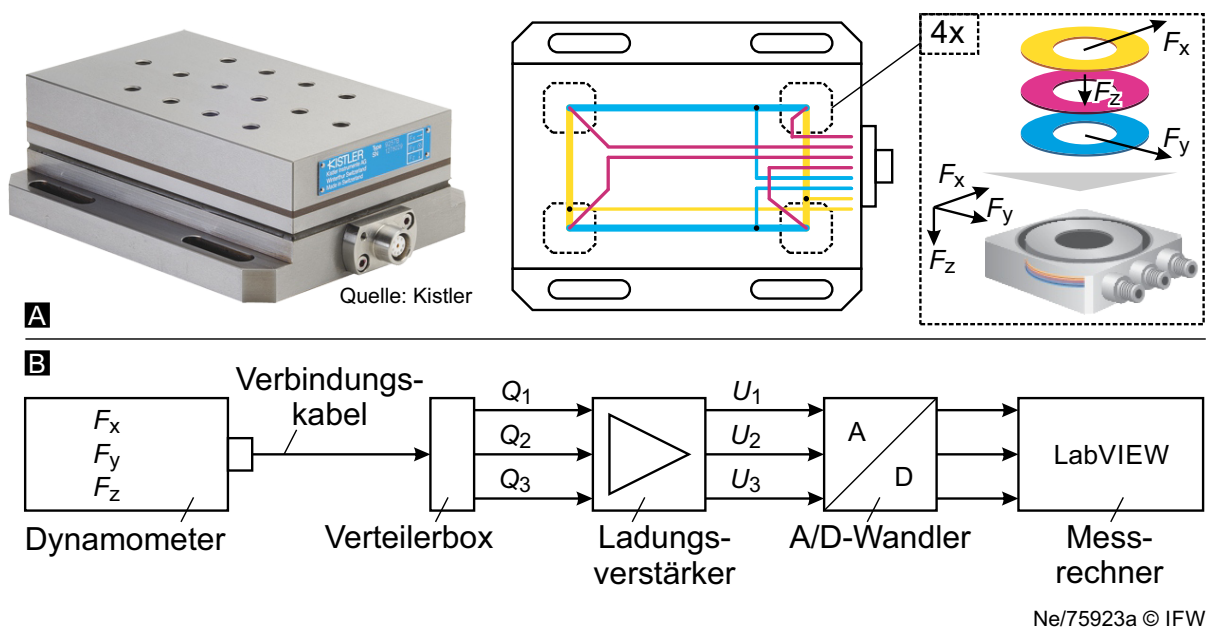
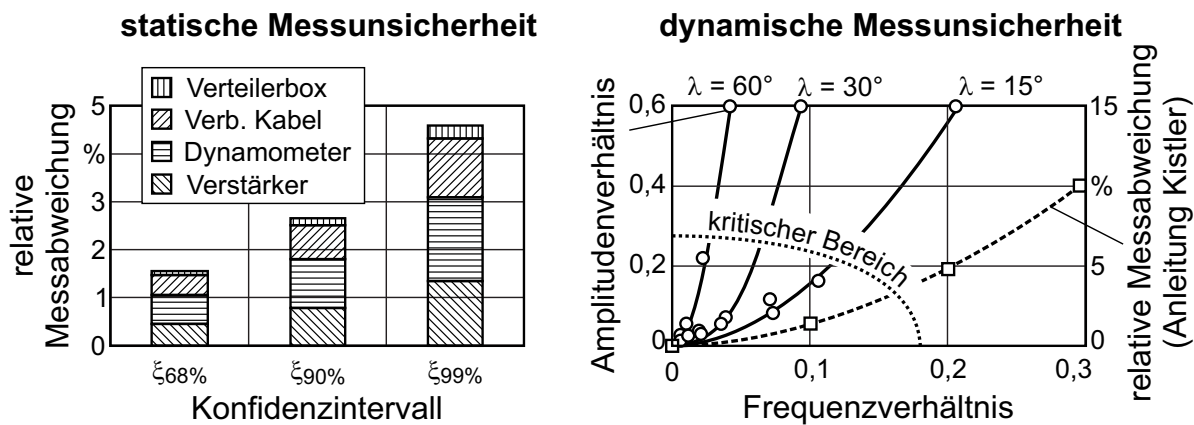


Bild 5.3: Messkette der Prozesskraftmessung

Die relative, zufällige Messunsicherheit der gesamten Messkette bei statischer Messung unter Wiederholbedingung (vgl. DIN-1319-1 [DIN95]) wurde mit einem Gewichtstest zu $\mu_{90\%}/\bar{x} = 0,11\%$ berechnet, was mit den Angaben der Fa. Kistler von $0,1\%$ übereinstimmt und somit vernachlässigt wird. Für den Anwender lässt sich schlussfolgern, dass ein gleich durchgeführtes Experiment mit statischer Last, ohne Änderung an der Messkette, eine Kraft liefert, die zufällig um $0,1\%$ des Messwerts schwankt. Mit der Methodik des Komponententauschs (vgl. [Kle11, S. 56ff]) von allen Messkettenelementen wurde die statische, systematische Messabweichung unter Vergleichsbedingung bestimmt, deren Ergebnis links in Bild 5.4 dargestellt ist. Im ungünstigsten Fall ergibt sich eine relative Messunsicherheit von $\mu_{90\%}/\bar{x} = 2,67\%$. Weil im Rahmen dieser Arbeit unterschiedliche Messkettenelementen verwendet wurden und somit hohe relative, systematische Messunsicherheiten möglich sind, wurde zu Beginn jeder Untersuchungen die Messabweichung durch Anpassung der Skalierung in LabVIEW korrigiert. Dazu wurde für den gewählten Messbereich ein definiertes Gewicht auf die Kraftmessplattform jeweils in X, Y und Z-Richtung gelegt. Das Gewicht wurde zuvor mit einer Hochpräzisionswaage gemessen. Mit dieser Methodik wurde die statische Messabweichung auf durchschnittlich $\mu_{90\%}/\bar{x} = 0,25\%$ reduziert.

Der zeitabhängige Drift des Ladungsverstärkers, unter anderem bedingt durch ungeräumte Messkontakte der Ladungsübertragung, kann bei einem linearen Verlauf nachträglich kompensiert werden und ist somit unkritisch. Signalverfälschungen treten jedoch häufig durch die Anregung des Schwingungssystems Werkzeug-Werkstück-Dynamometer bei der Zerspanung auf. In der Regel sind die Anregungsfrequenzen aus dem Zerspanprozess z. B. durch den Zahneingriff niedrig, wodurch geringe Eigenfrequenzen des Schwingungssystems Werkzeug-Werkstück-Dynamometer zu einer erhöhten Messunsicherheit führen können. Somit sind z. B. hohe Werkstückgewichte oder hohe Zahneingriffsfrequenzen zu vermeiden.



Messbereich: 0 - 100 N (Richtung X)

Prüfgewicht: $m = 3.981,16$ g

Einstellungen: Nach Kalibrierscheinen

Messbereich: 0 - 500 N (Richtung X)

Eigenfrequenz: 2.041 Hz

Zahneingriffsfrequenzen: 11 - 655 Hz

Ne/75923b © IFW

Bild 5.4: Die wichtigsten Messunsicherheiten der Prozesskraftmessung, statisch und dynamisch

Eine Zusammenfassung der experimentell ermittelten, dynamischen Messunsicherheit ist rechts in Bild 5.4 dargestellt. Hierbei wurde das Werkstück aus Bild 5.2 unter Variation des Vorschubrichtungswinkels λ und der Drehzahl n bearbeitet. Vereinfacht wurde die Eigenfrequenz des Schwingungssystems Werkzeug-Werkstück-Dynamometer in X-Richtung auf $f_e = 2.041$ Hz durch Transformation der Kraftsignale in den Frequenzbereich bestimmt. Das Frequenzverhältnis aus Bild 5.4 ist der Quotient zwischen der Zahneingriffsfrequenz und der Eigenfrequenz des Systems f_e und ist ein Maß für die Bewertung der dynamischen Messunsicherheit. Die relative Messunsicherheit in Abhängigkeit des Frequenzverhältnis nach Angaben der Fa. Kistler ist ebenfalls in Bild 5.4 angegeben. Ferner sind die Amplitudenverhältnisse angegeben, was den Quotienten aus der Amplitude des Nutzsignals (bei der Zahneingriffsfrequenz) zum Störsignal (bei der Eigenfrequenz des Systems) entspricht. Es zeigt sich, dass hohe Anstellwinkel λ , τ zu höheren Amplitudenverhältnissen bei gleichen Zahneingriffsfrequenzen führen. Dies lässt darauf schließen, dass hohe Anstellwinkel das Schwingungssystem Werkzeug-Werkstück-Dynamometer stärker anregen. Somit können im kritischsten Fall Zahneingriffsfrequenzen von 100 Hz zu signifikanten Signalverfälschungen aufgrund der dynamischen Messunsicherheit führen. Diese Effekte lassen sich nur durch steifere

Werkzeuge, leichtere Werkstücke und geringen Drehzahlen vermeiden, was jedoch die Versuchsplanung stark einschränken würde.

Aus diesem Grund wurde für diese Arbeit ein kritischer Bereich des Amplituden bzw. Frequenzverhältnisses festgelegt, eingezeichnet in Bild 5.4, das in den Versuchsplanungen berücksichtigt und möglichst vermieden wird. Zur Verringerung der Schwingungsamplitude im Messsignal durch die Eigenfrequenz wird ferner ein digitaler Butterworth-Tiefpassfilter 5. Ordnung mit einer Eckfrequenz von 1.500 Hz eingesetzt, was zu einer Reduktion des Störsignals bei der Frequenz von $-16,85$ dB bzw. maximal $-0,06$ dB des Nutzsignals führt. Die Abtastrate wurde unter Berücksichtigung des Nyquist-Shannon-Abtasttheorems auf 20 kHz eingestellt.

5.2.2 Topographie

Zur vollständigen Beurteilung der Topographie nach der Rekonturierung ist eine klassische Charakterisierung anhand zweidimensionaler Rauheitskenngrößen, die über das etablierte und genormte Tastschnittverfahren ermittelt werden, nicht ausreichend. Aus diesem Grund werden neben dem Tastschnittverfahren (vgl. Kapitel 2.3.2) die Werkstücktopographien mit einem konfokalen Weißlichtmikroskop der Fa. Nanofocus, Typ μ surf digitalisiert. Hierbei wird das von einer Hochleistungs-LED erzeugte Licht durch eine rotierende Lochscheibe auf das Werkstück fokussiert und von der Oberfläche reflektiert. Durch eine Punktöffnung in der Lochscheibe werden nur jene Lichtanteile weiter zu einer CCD Kamera geleitet, die sich im Fokus zur Oberfläche befinden. Der Vorteil der drehenden Scheibe ist eine schnellere Rasterung der Probe durch viele Fokuspunkte im Vergleich zu Punktscannern. Die dreidimensionale Topographie der Probe wird durch eine Vielzahl horizontaler Schnitte erzeugt, bei dem die vertikale Zustellung des Objektivs über einen Piezoaktor realisiert wird.

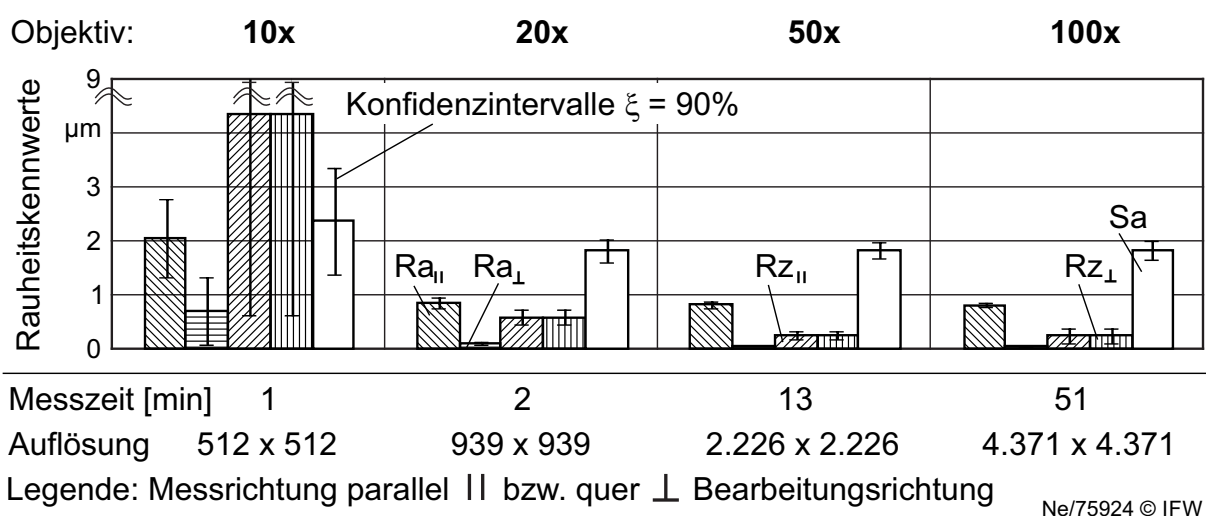


Bild 5.5: Einfluss der Objektivs des konfokalen Weißlichtmikroskops μ surf auf die Messergebnisse

Bei der Verwendung der konfokalen Weißlichtmikroskopie ist bekannt, dass die Wahl des Objektivs das Auflösungsvermögen und somit die Qualität der Messung beeinflusst

[Goe13]. Aus diesem Grund wurden zunächst unterschiedliche Objektive miteinander verglichen. Das Messfeld wurde auf ca. 1,5 mm x 1,5 mm konstant gehalten. Bei Objektiven mit hoher Vergrößerung sind mehrere Aufnahmen für das Messfeld nötig, die mit der vorhandenen Software miteinander verbunden werden, engl. stitching. Als Referenzwerkstück dient ein Rauheitsnormal, das ähnliche Reflektionseigenschaften und Rauheitskenngrößen aufweist, wie die rekonturierten Werkstücke aus Kapitel 5.1. Zur Aufbereitung der Messdaten werden die langwelligigen Anteile mit einem F-Operator entfernt, sodass eine flache Oberfläche resultiert. Die Ergebnisse ausgewählter Rauheitskenngrößen unter Vergleichsbedingung von je 10 Messungen mit längs und 10 Messungen mit quer positionierter Probe sind in Bild 5.5 dargestellt.

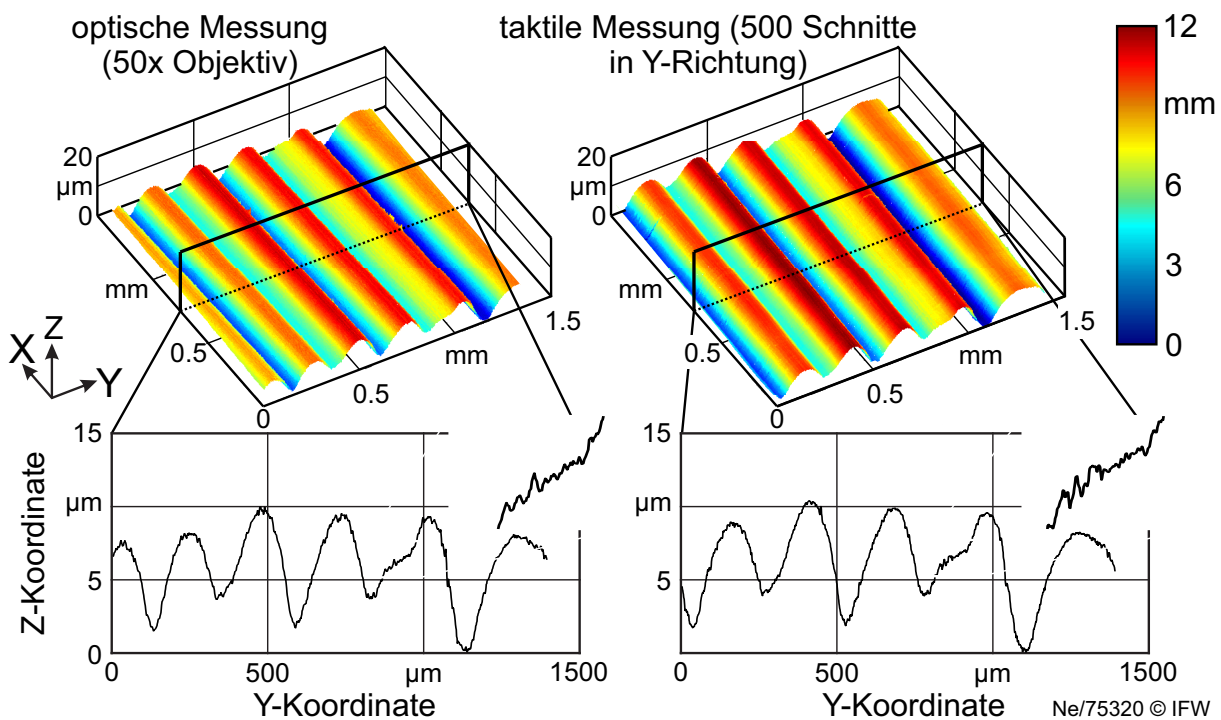


Bild 5.6: Vergleich zwischen Objektiv 50x und taktiler Oberflächenmessung

Das 10x Objektiv zeigt hierbei die größten Messschwankungen aller Rauheitskennwerte und wird daher nicht zur Digitalisierung der Oberfläche verwendet. Mit dem 20x Objektiv sind die Konfidenzintervalle deutlich kleiner, jedoch weichen insbesondere die zweidimensionalen Rauheitskennwerte um maximal 56% im Vergleich zur taktilen Messung ab, während das 50x bzw. 100x Objektiv jeweils ähnliche Ergebnisse liefern. Somit ist das 50x Objektiv ein guter Kompromiss zwischen Messzeit und Auflösungsvermögen. Es sei zu beachten, dass die größten Messschwankungen durch das Positionieren der Probe längs und quer zum Objektiv resultierten und die relativen Messgenauigkeiten bei gleicher Positionierung der Probe bei allen Objektiven mit durchschnittlich 2,48% gering sind. Als Referenz zum ausgewählten 50x Objektiv wurden die Probe taktil mit 500 parallelen Profilschnitten vermessen, die anschließend zur Erzeugung einer dreidimensionalen Oberfläche miteinander verbunden wurden (Messzeit ca. 4 Stunden). Der Vergleich zwischen der taktilen und optischen Messung ist in Bild 5.6 dargestellt. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung der Oberflächendigitalisierung, bei denen

der Oberflächenkennwert Rz im dargestellten Profilschnitt um 0,8 % voneinander abweicht.

5.2.3 Eigenspannungen

Die Ermittlung der oberflächennahen Eigenspannungen 1. Art erfolgt durch die etablierte, zerstörungsfreie röntgenografische Analyse mit einem Zweikreis-Röntgendiffraktometer vom Typ XRD 3000P bzw. XRD 3003 TT. Dabei wird die Dehnung von Kristalliten bestimmt, was im Folgenden beschrieben wird. Das Messobjekt wird einer gerichteten Röntgenstrahlung in der Messrichtung ϕ (Azimutwinkel) ausgesetzt, die durch das Abbremsen von beschleunigten Elektronen auf eine Anode (hier Kupfer) entsteht und mittels einer Folie (hier Nickel) auf eine definierte Wellenlänge (hier $\lambda_R = 0,154 \text{ nm}$) gefiltert wird. Mit der sogenannten $K\beta$ Filterfolie wird das Röntgenspektrum, bestehend aus Bremsstrahlung und charakteristisches Spektrum, gedämpft, um überwiegend ein monochromatische $K\alpha$ Strahlung zu erhalten. Es ist zu beachten, dass die Wellenlänge λ_R der monochromatischen Röntgenstrahlung etwa in der Größenordnung von Atomabständen in einem Kristallgitter entspricht, deren Abstand zueinander mit dem Netzebenenabstand d_{hkl} bezeichnet wird. Dabei wird die Röntgenstrahlung überwiegend vom Probenmaterial absorbiert, jedoch können durch die ähnlichen Werte von d_{hkl} und λ_R ebenfalls Ablenkungen, sogenannte Beugung (lt. Diffraktion), beobachtet werden. Dies geschieht, wenn die Bragg-Gleichung erfüllt ist

$$n \cdot \lambda_R = 2 \cdot d_{hkl} \cdot \sin \theta. \quad (5.1)$$

Die Bragg-Gleichung beschreibt eine Erhöhung der Wellenamplitude der gebeugten Röntgenstrahlung. Diese sogenannte konstruktive Interferenz der Wellenamplitude ist eine Wechselwirkung zwischen der monochromatischen Röntgenstrahlung und den äußeren Elektronen des Atomgitters. Eine konstruktive Interferenz entsteht, wenn der Netzebenenabstand d_{hkl} unter einem bestimmten Beugungswinkel 2θ dem vielfachen der Wellenlänge der Röntgenstrahlung λ_R entspricht, wie in Bild 5.7(A) schematisch dargestellt.

Kristallgitter sind dreidimensionale, periodisch angeordnete Struktureinheiten, sodass die konstruktive Interferenz aus Gleichung 5.1 nur unter bestimmten Winkeln von 2θ auftritt. Bei polykristallinen Werkstoffen sind die statistisch verteilten Kristallite im Gefüge solche Struktureinheiten. Es befinden sich in einem polykristallinen Werkstoff meist zufällig genug Kristallite in einer Orientierung, die Gleichung 5.1 erfüllen. Wird die gebeugte Röntgenstrahlung einer polykristallinen Probe mittels eines Detektors aufgefangen und über den Beugungswinkel 2θ aufgetragen (Einfallswinkel = Ausfallswinkel), so entsteht ein werkstoffspezifisches Röntgenbeugungsdiagramm, auch Diffraktogramm genannt, wie in Bild 5.7(B) für die hexagonale α -Phase von Titan dargestellt.

Jedes Beugungsmaxima im Diffraktogramm stellt eine Netzebenenschar im Kristallgitter dar, die mit den Millerschen Indizes hkl bezeichnet werden. Bei Eigenspannungen treten elastische Verformungen im Kristallgitter auf, sodass der Netzebenenabstand d_{hkl}

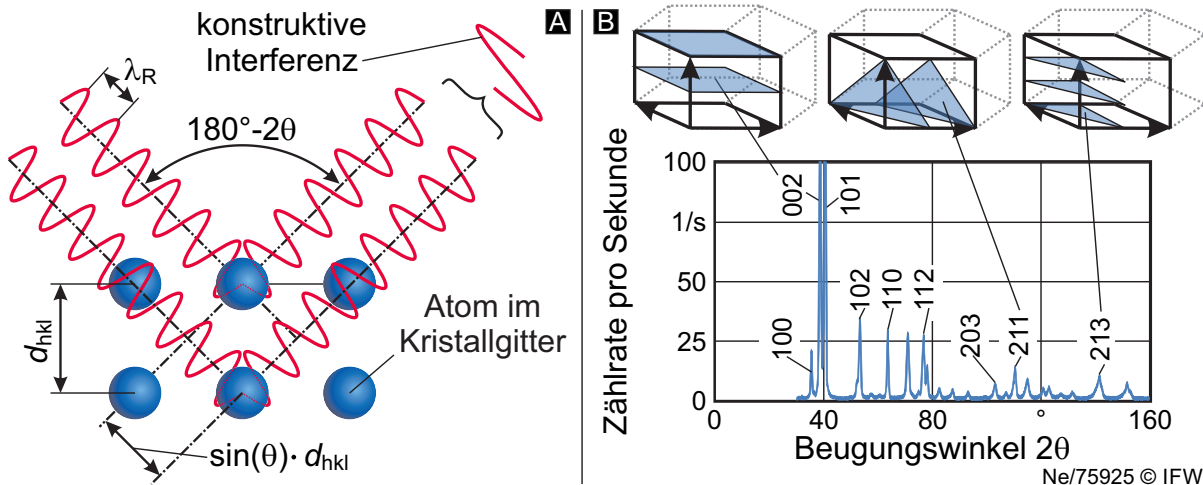


Bild 5.7: Bragg'sche Beugungsbedingung und Diffraktogramm von α -Titan

verändert wird und sich somit die Lage der Peaks im Diffraktogramm leicht nach rechts oder links verschieben. Die Änderung einer ausgewählten Peaklage ($\Delta\theta \approx 0,01^\circ$ bis $0,5^\circ$ [Spi09]) wird unter Variation des Probenkippwinkels ψ (Polwinkel) bestimmt und mit Gleichung 5.1 in eine Änderung des Netzebenenabstandes Δd_{hkl} umgerechnet. Es wird angenommen, dass die ermittelte Änderung des Netzebenenabstandes Δd_{hkl} für alle Kristallite in Reflektionsstellung repräsentativ für die makroskopische Dehnung $\epsilon_{\phi,\psi}$ in Messrichtung ϕ ist, es gilt [Mac61]

$$\epsilon_{\phi,\psi} = \left(\frac{\Delta d_{hkl}}{d_{hkl}} \right)_{\phi,\psi} = - \frac{\Delta\theta_{\phi,\psi}}{\tan \theta}. \quad (5.2)$$

Wird die errechnete Dehnung ϵ_{ψ} bei konstantem Messwinkel ϕ über das \sin^2 des Probenkippwinkels ψ aufgetragen, so ergibt sich für nicht-texturierte, isotrope Werkstoffe ein linearer Zusammenhang, dessen Steigung m proportional zur Eigenspannung σ_{ϕ} in Messrichtung ϕ ist

$$m = \frac{\partial \epsilon_{\psi,\phi}}{\partial \sin^2 \psi} = \frac{\nu + 1}{E} \cdot \sigma_{\phi}. \quad (5.3)$$

Der Grund für den linearen Anstieg ist in der mathematischen Beschreibung der Elastizitätstheorie zu finden, die für einphasige, makroskopisch isotrope Werkstoffe, unter Annahme eines ebenen, makroskopisch homogenen Spannungszustandes

$$\epsilon_{\phi,\psi} = \frac{1}{2} s_2 \left(\sigma_1 \cos^2 \phi + \sigma_2 \sin^2 \phi \right) \cdot \sin^2 \psi + s_1 (\sigma_1 + \sigma_2) \quad (5.4)$$

lautet [Mac61]. Für eine konstante Messrichtung ϕ ist die Dehnung nach Gleichung 5.4 linear abhängig vom $\sin^2 \psi$, was namensgebend für diese Methode ist. Hierbei sind $\sigma_{1,2}$ die erste und zweite Hauptspannung, s_1 und $\frac{1}{2}s_2$ die elastischen Spannungskonstanten des betrachteten Werkstoffs.

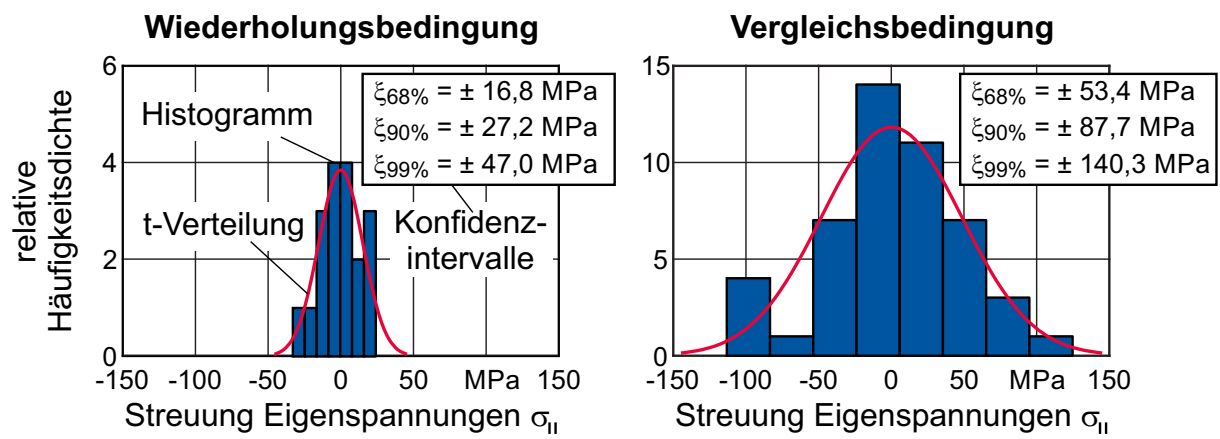
Bei Ti-6Al-4V ist bekannt, dass der Einfluss von Texturen gering ist, wenn der Peak der

Tabelle 5.4: Verwendete ψ -Werte bei der Eigenspannungsmessung von Ti-6Al-4V

ψ	-45,0	-37,8	-30,0	-20,7	0	20,7	30,0	37,8	45,0
$\sin^2 \psi$	0,500	0,375	0,250	0,125	0	0,125	0,250	0,375	0,500

Gitterebene α Ti-213 zur Eigenspannungsbestimmung verwendet wird [Vel10]. Gleichzeitig reduzieren große Einstrahlwinkel θ bei dieser Gitterebene mögliche Probenpositionierfehler, was ebenfalls bei α Ti-213 der Fall ist. Ferner ist der Einfluss des β -Anteils am Gefüge gering, sodass sich die für die $\sin^2 \psi$ -Methode notwendigen linearen Verläufe ergeben [Fra79]. Die verwendeten ψ -Werte und Materialkonstanten für α -Titan sind in Tabelle 5.4 und 5.5 aufgelistet.

Die Messunsicherheit der röntgenografischen Eigenspannungsmessung an der Bauteiloberfläche wurde unter Wiederhol- und Vergleichsbedingung bestimmt. Bei Wiederholbedingung wurden 18 Eigenspannungsmessungen an der gleichen Stelle einer rekonturierten Werkstückprobe durchgeführt, womit die Messgenauigkeit durch das Röntgendiffraktometer und der manuellen Werkstückpositionierung bestimmt wird, dargestellt links in Bild 5.8.



18 Wiederholungsmessungen an einem rekonturierten Werkstück an der gleichen Messstelle

gemittelte Varianz von 48 Messungen an unterschiedlichen Messstellen verschiedener rekonturierter Werkstücke

Ne/75926 © IFW

Bild 5.8: Messgenauigkeit der röntgenografischen Eigenspannungsmessung von Ti-6Al-4V nach der Bearbeitung mit Werkzeug 1

Bei der Vergleichsbedingung wurden 8 Werkstücke mit unterschiedlichen Zahnvor-schüben f_z und Zeilenbreiten b_r rekonturiert und je 6 Eigenspannungsmessungen an unterschiedlichen Messstellen der Oberfläche durchgeführt. Der mittlere Einfluss der Einstellgrößen auf die Eigenspannungen wurde durch die Subtraktion des Mittelwertes der 6 Messungen je Probe herausgerechnet und die mittlere Varianz μ_2 aller 8 Werkstücke berechnet. Aufgrund der Erwartungstreue der Varianz $m\mu_2$ ist diese Berechnung gültig (vgl. [Kle11, S. 183ff]). Die Varianz der Vergleichsbedingung, dargestellt rechts in Bild 5.8, berücksichtigt die Messgenauigkeit der Wiederholungsbedingung und

Tabelle 5.5: Netzebenenabhängige Materialkonstanten von reinem α -Titan [Eig95] und gewählte Einstellungen der Röntgendiffraktometrie

Elastizitätsmodul	$E = 112,994 \text{ GPa}$	Netzebene	$hkl = 213$
Querkontraktionszahl	$\nu = 0,31977$	Bragg-Winkel	$2\theta = 139,317^\circ$
Elastizitätskonstante 1	$s_1 = -2,83 \text{ Pa}^{-1}$	Strahlungsquelle	Cu $K\alpha$
Elastizitätskonstante 2	$\frac{1}{2}s_2 = 11,68 \text{ Pa}^{-1}$	Informationstiefe	$z_0 = 5,1 \mu\text{m}$

zusätzlich den Einfluss lokal unterschiedlicher Eigenspannungen, zufällige Einflüsse beim Fräsen sowie Werkstückvarianzen.

Es zeigen sich deutlich erhöhte Konfidenzintervalle ξ im Vergleich zur Wiederholungsbedingung. Die Messgenauigkeit steigt für erhöhte Zahnvorschübe und Zeilenbreiten, wodurch die erhöhte Streuung maßgeblich auf lokal leicht variierende Eigenspannungen zurückzuführen ist (vgl. [Plö02, Val12]). Es gilt: **Für einen statistisch abgesicherten Vergleich von Eigenspannungsmessungen bei variierenden Einstellgrößen gelten für Ti-6Al-4V die Konfidenzintervalle ξ der Vergleichsbedingung.**

5.3 Grundlagen nichtlinearer Versuchspläne

Für die Abbildung nichtlinearer Einflüsse sind mindestens drei Stufen / einer Einflussgröße ($v_c, f_z, \lambda, \gamma$, etc.), auch Faktor genannt, in einem Versuchsplan notwendig. Häufig wird in der Versuchsplanung ein Faktor variiert, während die anderen Faktoren konstant gehalten werden. Diese Methode, auch klassische Versuchsplanung genannt (engl. One-factor-at-a-time), ist einfach und nachvollziehbar, besitzt jedoch erhebliche Nachteile, z. B. dass der Aufwand mit vielen Faktoren schnell steigt, Einzel- und Wechselwirkungen nicht erkannt werden und die gewählten konstanten Faktoren in dieser Methode eine größere Bedeutung zukommen [Kle11, Czi99].

Ein klassischer Versuchsplan hat dennoch seine Berechtigung, wenn z. B. Wechselwirkungen ausgeschlossen werden können. Die oben genannten Nachteile können durch vollfaktorielle Versuchspläne umgangen werden, bei dem alle möglichen Einstellungen der Faktoren miteinander kombiniert werden. Jedoch steigt der Versuchsaufwand exponentiell mit der Anzahl der Stufen, sodass $I \geq 3$ als nicht mehr praktikabel gilt [Kle11, S. 213ff].

Bei nichtlinearen Versuchsplänen mit drei Faktorstufen sind zentral zusammengesetzte Versuchspläne (engl. Central Composite Designs, CCD) zielführend, die eine Erweiterung eines zweistufigen, vollfaktoriellen Versuchsplans durch Sternpunkte darstellt. Der Vorteil ist die Orthogonalität¹ des Versuchsplans bei geringem Auswerteaufwand. Werden mehr als drei Stufenwerte benötigt oder sind die gewisse Faktorstufenkombinationen aus einem CCD Versuchsplan nicht möglich, sind sogenannte *optimale*

¹Orthogonale Versuchspläne vermengen nicht die Haupteffekte der untersuchten Faktoren. Das Skalarprodukt zweier beliebiger Spalten in orthogonalen Versuchsplänen ist immer 0.

Versuchspläne eine Alternative, bei denen die Faktorstufenkombinationen frei gewählt werden können.

Die Auswertung von nichtlinearen Versuchspänen (CCD, D-Optimal, etc.) geschieht mit einem empirischen, multiplen linearen² Regressionsmodell. Diese Auswertemethodik durch Regression wird im englischen auch Response-Surface-Methodology (RSM) genannt. Dazu wird die Matrixgleichung

$$\underbrace{\begin{pmatrix} Y_1 \\ Y_2 \\ \vdots \\ Y_i \\ \vdots \\ Y_n \end{pmatrix}}_{\vec{Y}} = \underbrace{\begin{pmatrix} 1 & x_{12} & \cdots & x_{1j} & \cdots & x_{1p} \\ 1 & x_{22} & \cdots & x_{2j} & \cdots & x_{2p} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1 & x_{i2} & \cdots & x_{ij} & \cdots & x_{ip} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1 & x_{n2} & \cdots & x_{nj} & \cdots & x_{np} \end{pmatrix}}_{\mathbf{X}} \cdot \underbrace{\begin{pmatrix} b_1 \\ b_2 \\ \vdots \\ b_j \\ \vdots \\ b_p \end{pmatrix}}_{\vec{b}} \quad (5.5)$$

verwendet. Hierbei sind die Einträge im Spaltenvektor \vec{Y} die experimentellen Messergebnisse (Anzahl n) und im Spaltenvektor \vec{b} die Koeffizienten des Regressionsmodells (Anzahl p). In der sogenannten Modell- oder Designmatrix \mathbf{X} steht in jeder Spalte der jeweilige Faktor des gewählten Modells und in jeder Zeile die verwendete Größe im Versuchsplan. Je nachdem wie die Designmatrix \mathbf{X} aufgebaut ist, können in den Spalten jeweils Wechselwirkungen der Faktoren, lineare, quadratische oder kubische Zusammenhänge stehen, die jeweils durch einen dazugehörigen Koeffizienten b_p beschrieben werden. Beispielsweise steht in der 2. Spalte f_z , in der 3. Spalte die Wechselwirkung $f_z \cdot v_c$ oder bei einem quadratischen Modell in der 4. Spalte b_f^2 etc. Somit ist das Gleichungssystem durch eine Vielzahl von Möglichkeiten lösbar, abhängig wie die Designmatrix, also der Versuchsplan, aufgebaut ist.

Bei optimalen Versuchsplänen wird die Designmatrix \mathbf{X} bzw. die Informationsmatrix ($\mathbf{X}^T \mathbf{X}$) nach unterschiedlichen statistischen Kriterien iterativ optimiert. Ein vollfaktorieller Versuchsplan dient hierbei als Basis für die iterative Optimierung. Das geläufigste Kriterium ist die D-Optimalität, bei dem die Determinante der Informationsmatrix maximiert wird und somit die maximalen Informationen aus dem Experiment verfügbar werden. Der größte Nachteil der optimalen Versuchspläne ist die schwer nachvollziehbare, rechnergestützte Auswahl der Versuchspunkte.

In dieser Arbeit werden sowohl klassische, fraktionelle, zentral zusammengesetzte und D-Optimale Versuchspläne verwendet, je nach Anforderung an die experimentellen Untersuchungen und der wissenschaftlichen Fragestellung. Die Wahl des Versuchsplans, mit den jeweiligen gewählten Faktorstufenkombinationen, werden zu Beginn jedes Kapitels erörtert.

²Das Wort linear bezieht sich hierbei auf die zu ermittelnden Regressionskoeffizienten die in erster Potenz in das Modell einfließen. Die mathematische Funktion mit den Variablen können aber nichtlinear sein.

6 Identifikation der signifikanten Einflussgrößen auf die Randzoneneigenschaften

Um das erste Teilziel dieser Arbeit zu erreichen, werden zunächst jene Einflussgrößen identifiziert, die einen Einfluss auf die *Eigenspannungen* und die *Oberflächentopographie* besitzen. Die verwendete Methodik zur Identifikation wird in Kapitel 6.1 erläutert. Als Einflussgrößen werden sowohl die Prozesseinstellgrößen Schnittgeschwindigkeit v_c , Zahnvorschub f_z , Zeilenbreite b_r , Schnitttiefe a_p , Vorschubrichtungswinkel λ und Kippwinkel τ als auch die Werkzeuggestalt mit Spanwinkel γ , Freiwinkel α und Schneidkantenverrundung r_β sowie die Prozessstrategie Gleich- bzw. Gegenlauf betrachtet und im Folgenden als *Faktoren* bezeichnet. Aufgrund der hohen Bedeutung des Materialauftrags bei der Regeneration wird der Einfluss der Reparaturschweißung auf die Randzoneneigenschaften nach der Rekonturierung separat bewertet.

6.1 Versuchsplanung

Fraktioneller, faktorieller Versuchsplan

Zur Identifikation der signifikanten Einflussgrößen auf die Randzoneneigenschaften eignet sich ein klassischer Versuchsplan nicht, weil hierdurch nur bedingt die Einzeleffekte und nicht die Wechselwirkungen identifiziert werden können. Bei der Verwendung eines vollfaktoriellen Versuchsplans, beschrieben in Kapitel 5.3, würden Einzel- und Wechselwirkungen zwar erkannt werden, jedoch steigt der Versuchsaufwand für viele Faktoren schnell an. Für den Fall der Rekonturierung mit Kugelkopfwerkzeugen, mit den 10 oben genannten Faktoren, würden sich $2^{10} = 1024$ Versuche ohne Wiederholungen ergeben.

Eine Reduktion des Versuchsumfangs wird durch den Fokus auf die Haupteffekte¹ bzw. 2-fach Wechselwirkung ermöglicht, indem nur ein Teil aller Faktorstufenkombinationen realisiert wird. Es ist bekannt, dass Wechselwirkungen höherer Ordnung (3-fach und höher) für die meisten technischen Applikationen nicht auftreten und somit vernachlässigbar sind [Kle11]. Somit wird eine Reduktion des Versuchsaufwands ermöglicht, indem die Haupteffekte mathematisch mit den vernachlässigbaren Wechselwirkungen höherer Ordnung *vermengt* werden. Eine Vermengung ist somit eine Vermischung der Effekte von z. B. des Faktors Zahnvorschub f_z mit z. B. einer 3-fach Wechselwirkung der Faktoren Schnitttiefe a_p , Kippwinkel τ und Spanwinkel γ .

Diese Art der Versuchspläne ist besonders bei vielen Faktoren mit wenigen Informationen über deren Wirkungen (vgl. Kapitel 2.3) geeignet sowie bei der Frage der Signifikanz der Faktoren auf die jeweilige Zielgröße. Somit ist die Methodik eines fraktionellen, faktoriellen Versuchsplans, auch Screening-Versuchsplan genannt, geeignet zur

¹Ein Effekt ist der Einfluss eines Faktors auf eine Zielgröße in Abhängigkeit des Stufenwertes des Faktors

Identifikation der signifikanten Einflussgrößen auf die Randzoneneigenschaften nach der Rekonturierung. Der Versuchsumfang N berechnet sich hierbei zu

$$N = n \cdot m = l^{(k-p)}. \quad (6.1)$$

Dabei ist n die Anzahl der Realisierungen, m die Anzahl der Faktorstufenkombinationen, l die Anzahl der Stufen, k die Anzahl der zu untersuchenden Faktoren und p die Reduktion im Vergleich zu einem vollfaktoriellen Versuchsplan. Bei der Wahl $p = 4$ werden die Haupteffekte mit 3-fach Wechselwirkungen vermengt, was für die Signifikanzanalyse annehmbar ist [Kle11, S. 137]. Mit einer Wiederholung je Versuch und einem zweistufigen Versuchsdesign, gekennzeichnet mit (-) und (+), resultiert ein Versuchsumfang von $N = 128$, dessen Stufenwerte in Tabelle 6.1 aufgelistet ist.

Tabelle 6.1: Stufenwerte der Faktoren des fraktionellen, faktoriellen Versuchsplans

Faktor	Kürzel	(-)	(+)	Einheit
integrale Schnittgeschwindigkeit	$v_{c,m}$	15	60	m/min
Zahnvorschub	f_z	0,15	0,4	mm
Schnitttiefe	a_p	0,4	1,0	mm
Zeilenbreite	b_r	0,2	0,5	mm
Vorschubrichtungswinkel	λ	15	60	°
Kippwinkel	τ	0	60	°
Schneidstrategie	-	Gegenlauf	Gleichlauf	-
Freiwinkel	α	6	12	°
Spanwinkel	γ	8	14	°
Schneidkantenverrundung	r_β	4	30	µm

Die Variation der integralen Schnittgeschwindigkeit $v_{c,m}$ ist aufgrund der dynamischen Messunsicherheiten des Dynamometers auf 60 m/min beschränkt, vgl. Kapitel 5.2.1 und Bild 5.4, jedoch liegt sie im Bereich praxisrelevanter Größen². Alle restlichen in Tabelle 6.1 aufgelisteten Einstellgrößen können nach den Recherchen aus Kapitel 2.3 entweder die Oberflächentopographie oder die Eigenspannungen beeinflussen. Alle Stufenwerte der Faktoren wurden so gewählt, dass ein möglicher Effekt nicht durch Zufallsstreuung verdeckt und gleichzeitig eine Rekonturierung mit praxisnahen Qualitätskriterien gewährleistet wird. Durch die Variation der Werkzeuggrößen Schneidkantenverrundung r_β , Freiwinkel α und Spanwinkel γ ergeben sich 8 unterschiedliche Werkzeugkombinationen. Hierbei wurde das Werkzeug 1 (vgl. Tabelle 5.3) aufgrund der geringeren Nachgiebigkeit und konstanter Makrogeometrie ausgewählt. Zur Verringerung des Einflusses von Verschleiß wurde jedes Werkzeug nach maximal 5 Untersuchungen gewechselt, wodurch der Freiflächenverschleiß auf $VB = 24 \mu\text{m}$ begrenzt wurde. Alle Untersuchungen wurden zur Vermeidung einer zeitlich abhängigen Störgröße randomisiert. Aus dem Versuchsplan resultieren 64 Varianzen aus je 32 Kombinationen der hohen (+) und geringen (-) Faktorstufen, deren Effekt q berechnet wird zu

²Es sei erwähnt, dass bei $v_{c,m} = 60 \text{ m/min}$ mit $\lambda = 15^\circ$, $\tau = 0^\circ$ eine Drehzahl von $n = 7.360/\text{min}$ mit $D_{Wz} = 10 \text{ mm}$ resultiert, was einer Schnittgeschwindigkeit am Schaft von $v_c = 231 \text{ m/min}$ entspricht.

$$q = \frac{1}{32} \left(\sum_{i=1}^{32} \bar{x}_i^{(+)} - \sum_{j=1}^{32} \bar{x}_j^{(-)} \right), \quad (6.2)$$

bei dem $\bar{x}_i^{(+)}$ der Mittelwert aller hohen und $\bar{x}_j^{(-)}$ der Mittelwert aller niedrigen Kombination des aktuell betrachteten Faktors sind. Im Folgenden werden Ergebnisse zur Signifikanzanalyse bei der Oberflächentopographie in Kapitel 6.2 und der Eigenspannungen in Kapitel 6.3 erläutert. In jedem Teilkapitel wird zunächst der Einfluss einer Reparaturschweißung separat bewertet und anschließend die Ergebnisse des fraktionellen, faktoriellen Versuchsplans erläutert.

6.2 Signifikante Einflussgrößen auf die resultierende Topographie

Einfluss der Regeneration auf die Topographie

In diesem Abschnitt wird der Einfluss der Reparaturschweißung aufgrund der hohen Bedeutung für die Regeneration separat in einem eigenen Versuchsplan bewertet. Hierzu wurde das Analogiewerkstück aus Bild 5.2 mit beiden Werkzeugen aus Tabelle 5.3 quer und längs zur Schweißnaht unter Variation der Anstellwinkel λ , τ , Zahnvorschub f_z und Zeilenbreite b_r rekonturiert. Anschließend wurde die Topographie mit der beschriebenen Analytik aus Kapitel 5.2.2 digitalisiert. In Bild 6.1 ist die rekonturierte, dreidimensionale Oberfläche von zwei ausgewählten Prozessen dargestellt.

Für die Rekonturierung wurde die Schnitttiefe relativ zum Grundwerkstoff auf $a_p = 20 \mu\text{m}$ eingestellt. Neben der Ausprägung der kinematischen Topographie³ sind Erhebungen im Bereich der entfernten Schweißnaht zu erkennen. Die restlichen Einstellgrößen aus Bild 6.1 sind $v_c = 40 \text{ m/min}$, $b_r = 0,5 \text{ mm}$ und $\tau = 0^\circ$. Bei allen Untersuchungen zeigte sich, dass die Erhöhungen beim Werkzeug 2 größer sind als bei Werkzeug 1, was höchstwahrscheinlich auf die höhere Nachgiebigkeit zurückzuführen ist. Daraus folgt, dass die in Bild 6.1 dargestellten Erhebungen höchstwahrscheinlich durch Werkzeugabdrängungen resultieren. Dies wird deutlich, wenn die Höhendifferenz ΔH zwischen dem Grundwerkstoff und der rekonturierten Störkontur über die gemessene Zerspankraft $F_z = \sqrt{F_f^2 + F_{fN}^2 + F_p^2}$ aufgetragen wird. Der Zusammenhang ist in Bild 6.2 dargestellt.

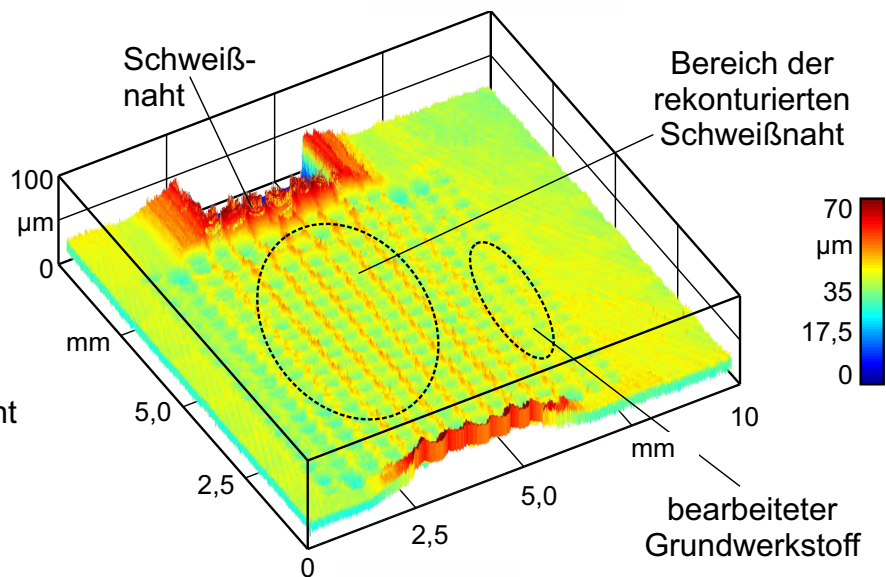
Die verschiedenen Farben im Diagramm aus Bild 6.2 repräsentieren unterschiedliche Einstellgrößen. In jeder Versuchsreihe werden mehrere Datenpunkte gezeigt, die unterschiedliche Positionen längs der rekonturierten Schweißnaht (Koordinate Y) darstellen. Es zeigt sich ein nichtlinearer Zusammenhang, der je nach gewählten Einstellgrößen zu unterschiedlichen Abdrängungen führt. Mit den vorliegenden Daten lässt sich folgendes Zwischenfazit zum Einfluss der Regeneration auf die Topographie ziehen: **Die resultierende Oberflächentopographie nach der Rekonturierung ist signifikant abhängig von der Störkontur und den Werkstoffeigenschaften regenerierter Bauteile.** Die

³Hinweis: Der dargestellte Ausschnitt wurde aufgrund der großen Fläche mit dem 10x Objektiv erfasst, wodurch die kinematische Topographie weniger gut sichtbar ist.

Rekonturierung mit Werkzeug 1

$$\begin{aligned} v_c &= 40 \text{ m/min} \\ f_z &= 0,20 \text{ mm} \\ b_r &= 0,50 \text{ mm} \\ \lambda &= 60^\circ \\ \tau &= 0^\circ \end{aligned}$$

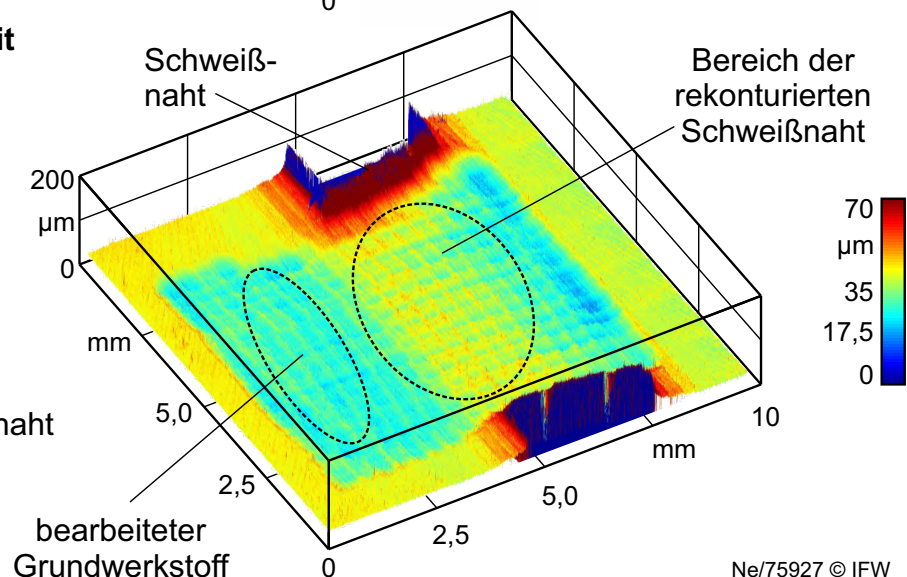
Prozessstrategie:
Quer zur Schweißnaht



Rekonturierung mit Werkzeug 2

$$\begin{aligned} v_c &= 40 \text{ m/min} \\ f_z &= 0,60 \text{ mm} \\ b_r &= 0,50 \text{ mm} \\ \lambda &= 30^\circ \\ \tau &= 0^\circ \end{aligned}$$

Prozessstrategie:
Längs zur Schweißnaht



Ne/75927 © IFW

Bild 6.1: Einfluss der Störkontur auf die dreidimensionale Oberflächenausprägung

Beschreibung der physikalischen Wirkprinzipien aus den Effekten in Bild 6.2, ist ein Aspekt des 4. Teilziels dieser Arbeit und wird in Kapitel 9 behandelt.

Auswertung des fraktionellen, faktoriellen Versuchsplans

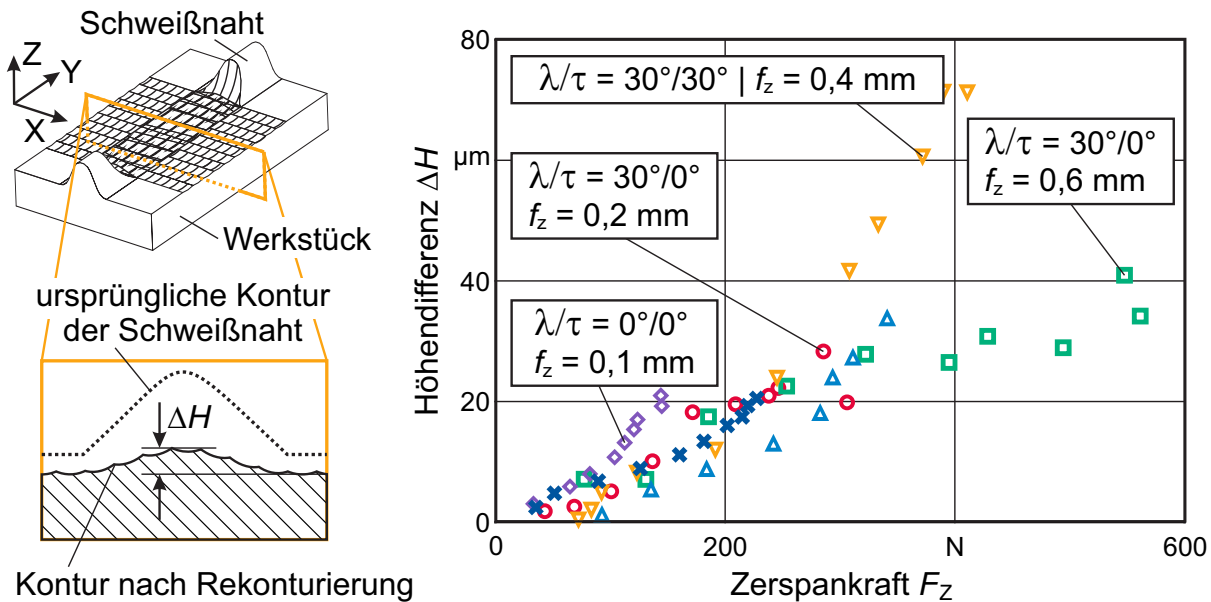
Neben der Störkontur wird zur Identifikation der weiteren signifikanten Einflussgrößen der Versuchsplan aus Kapitel 6.1 verwendet. Die Effekte aller Faktoren auf die Zielgröße gemittelte Rautiefe Rz werden mit Gleichung 6.2 berechnet und sind in Bild 6.3 dargestellt. Das Diagramm beinhaltet die Balkenhöhe als Effekt und drei Signifikanzgrenzen, womit der beobachtete Effekt ins Verhältnis zur zufälligen Streuung der Zielgröße gesetzt wird. Ist der Balken des Effektes höher als die jeweilige Grenze, gilt nach Kleppmann folgende Interpretation [Kle11, S. 79ff]

- Effekt kleiner $\sigma_{95\%}$: kein Hinweis auf einen Effekt

- Effekt zwischen $\sigma_{95\%}$ und $\sigma_{99\%}$: indifferent⁴, möglichst mehr Daten sammeln
- Effekt zwischen $\sigma_{99\%}$ und $\sigma_{99,9\%}$: signifikant
- Effekt größer $\sigma_{99,9\%}$: hochsignifikant

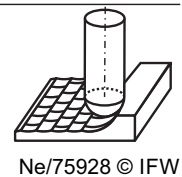
Somit führt die Erhöhung der Schneidkantenverrundung r_β zu einer signifikanten Reduktion der Rauheit, während höhere Zahnvorschübe f_z und höhere Zeilenbreiten b_r die Rauheit erhöht. Der Kippwinkel τ verschiebt die Rauheitskenngößen quer und längs zur Vorschubrichtung zueinander. Während die Verringerung der Rauheit durch die Schneidkantenverrundung auf mikroplastische Verformung zurückzuführen ist, sind die Effekte von f_z , b_r , τ und λ durch die geänderte kinematische Topographie bedingt, wie in Kapitel 2.3.2 und Bild 2.16 beschrieben. Ebenfalls ist die Veränderung des Freiwinkels α hochsignifikant, was maßgeblich auf die geänderten Kontaktbedingungen zwischen Werkzeug und Werkstück zurückzuführen ist. Der Effekt der Schneidkantenverrundung auf die Oberflächentopographie ist vom betrachteten Werkstoff und dem Prozess abhängig und wechselwirkt mit den restlichen Einstellgrößen. Beispielsweise kann eine Schneidkantenverrundung auch zu einer Verschlechterung der Oberflächenqualität führen, wie von Xu gezeigt [Xu96]. An dieser Stelle ist für diese Arbeit lediglich von Relevanz, dass der Einfluss der Schneidkantenverrundung nicht vernachlässigt werden kann.

Neben des Kennwerts Rz wurden ebenfalls die Zielgrößen Ra in Vorschub- und Vorschubnormalenrichtung, Sa und Sz ausgewertet. Alle Kennwerte zeigen die selben



Prozessnebenbedingungen der Rekonturierung:

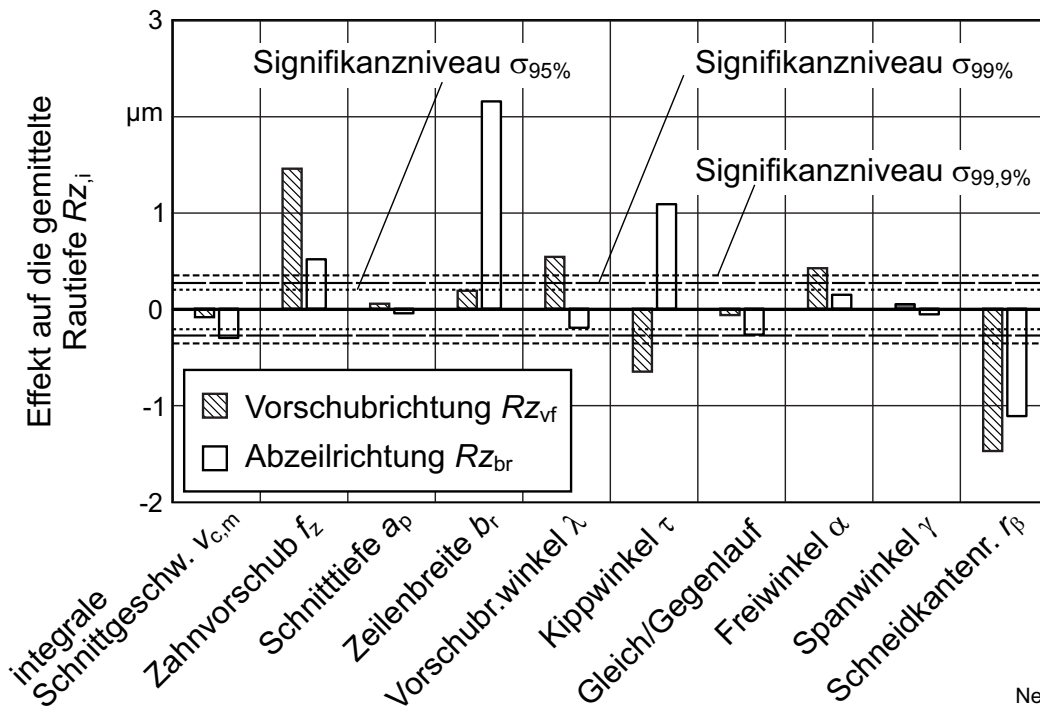
Werkzeug:	Typ 2	Zahnvorschub	$f_z = 0,2 - 0,6 \text{ mm}$
Störgeometrie:	EBW, Ti64	Zeilenbreite	$b_r = 0,2 - 0,8 \text{ mm}$
Vorschubr. Winkel	$\lambda = 0 - 60^\circ$	Kippwinkel	$\tau = 0 - 30^\circ$



Ne/75928 © IFW

Bild 6.2: Einfluss Prozesskraft auf die Höhendifferenz ΔH

⁴Hinweis: Die Wahrscheinlichkeit mit einem Würfel auf Anhieb zwei Sechsen hintereinander zu erhalten, beträgt $1/6 \cdot 1/6 = 0,028$ (97,2%) und würde somit in diese Kategorie fallen.



Ne/75929 © IFW

Bild 6.3: Ergebnis der Signifikanzanalyse, Zielgröße: Rz in Vorschub- und Vorschubnormalenrichtung

Effekten und Signifikanzen wie Bild 6.3. Diese Ergebnisse sind analog zu den Erkenntnissen aus der Literatur, beschrieben in Kapitel 2.3.2 und Bild 2.16 und können eindeutig auf den kinematischen Einfluss des Kugelkopfräsesprozesses bzw. Werkstoffeinfluss zurückgeführt werden.

6.3 Signifikante Einflussgrößen auf die resultierenden Eigenspannungen

Einfluss der Regeneration auf die Eigenspannungen

Analog zur Vorgehensweise aus Kapitel 6.2 wurde zunächst der Einfluss der Regeneration auf die Eigenspannungen mit der Analytik aus Kapitel 5.2.3 charakterisiert. Aus der Literatur ist bekannt, dass der Schweißprozess aufgrund der Abkühlung beziehungsweise der Phasentransformationen Zugeigenspannungen an der Oberfläche und im Bauteilinneren hervorruft [Dat06, Abd09]. Jedoch sind die Wechselwirkungen mit den eingebrachten Eigenspannungen durch die Rekonturierung unbekannt oder werden vernachlässigt, vgl. [Dat06]. Zunächst wurde das Eigenspannungstiefenprofil an einer Linie quer zur Schweißnaht ohne Rekonturierung aufgenommen, indem der Werkstoff sukzessiv durch elektrochemisches Ätzen entfernt wurde. Das Längs-Eigenspannungsprofil quer zur Schweißnaht sowie die schematische Darstellung der finalen Oberfläche nach dem Ätzen und die Wärmeeinflusszone (WEZ) zeigt Bild 6.4(A).

An der Mitte der Schweißnaht bei $X = 0$ und an der Oberfläche $Z = 0$ resultieren Zugeigenspannungen, während außerhalb des Bereiches der WEZ bei $Z = 0$, $X \neq 0$ keine

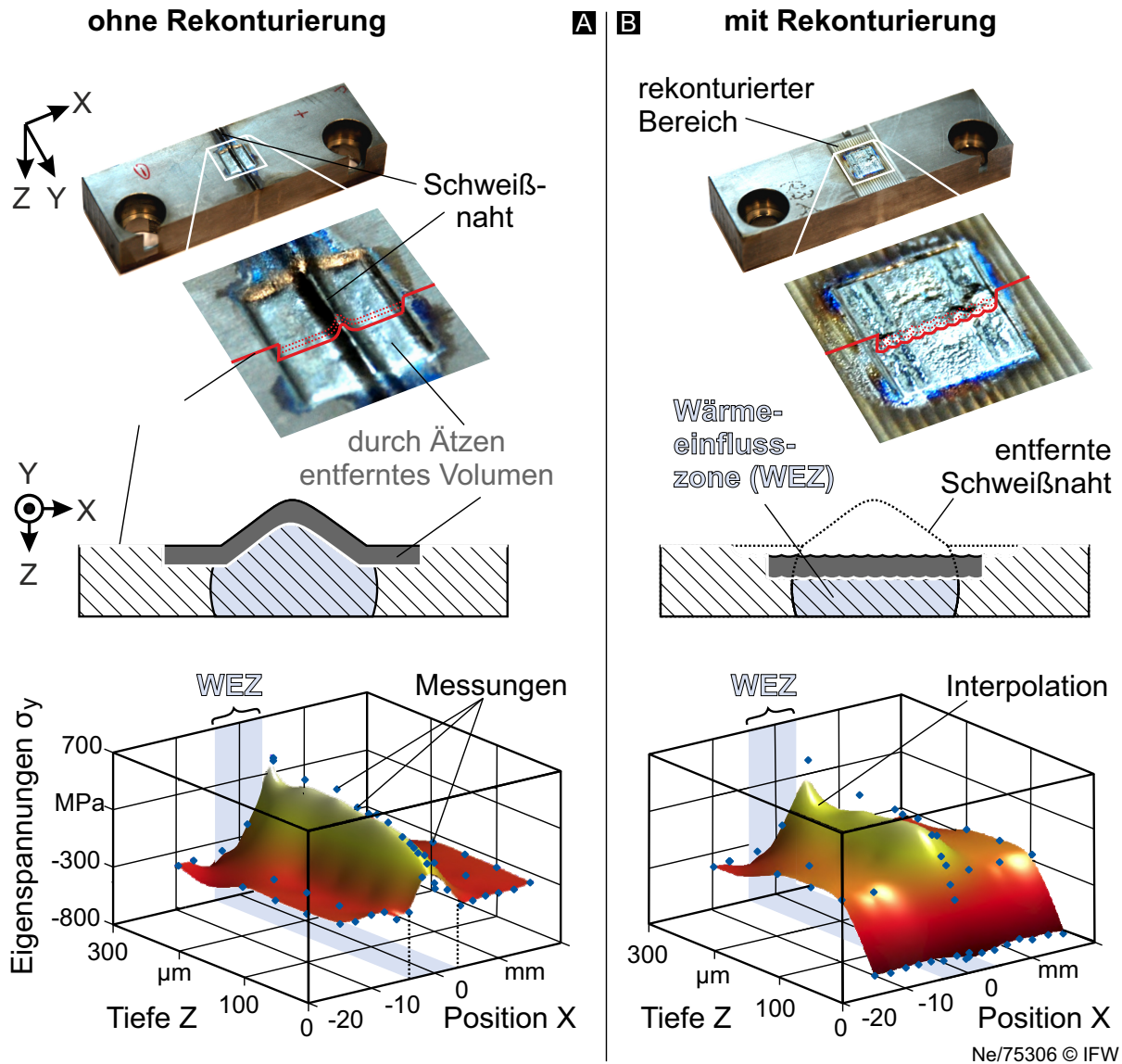
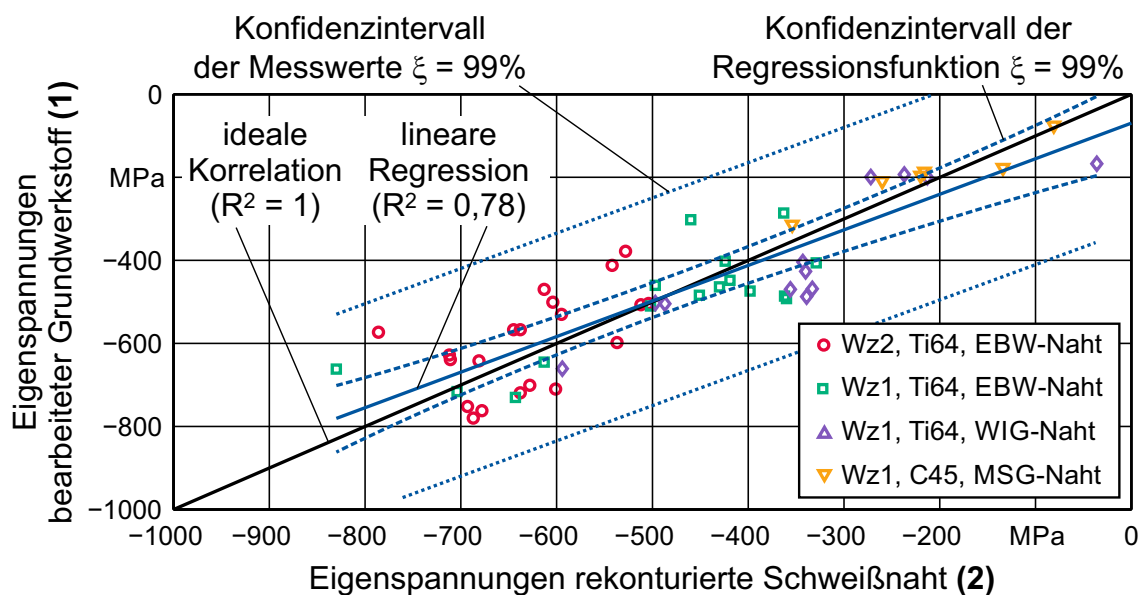


Bild 6.4: Eigenspannungen der Schweißnaht vor und nach der Rekonturierung

Eigenspannungen vorliegen. Die Zugeigenspannungen an der Mitte der Schweißnaht bei $X = 0$ erhöhen sich in der Tiefe $Z > 0$. Dieser Effekt ist auf die Abkühlung direkt nach dem Schweißen zurückzuführen, bei dem das sich abkühlende, oberflächennahe Material den warmen Kern plastisch komprimiert, wodurch nach vollständiger Abkühlung des Werkstücks Zugeigenspannungen verbleiben. Diese Zusammenhänge sind in der Literatur bekannt und wurden theoretisch u.a. durch Brinksmeier [Bri82b, S. 494ff] beschrieben und unter anderem durch Abdeina et al. [Abd09] und Price et al. [Pri08] nachgewiesen.

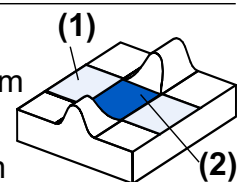
In Bild 6.4(B) ist die gleiche Messmethodik für ein rekonturiertes Werkstück dargestellt. Die schematische Darstellung in der Mitte zeigt die finale, rekonturierte Oberfläche, bei der sowohl der Grundwerkstoff als auch der Werkstoff der WEZ zerspannt wurde. Es zeigt sich, dass sämtliche Zugeigenspannungen nach der Rekonturierung in Druckeigenspannungen umgewandelt wurden. Des Weiteren sind die Druckeigenspannungen an der Oberfläche $Z = 0$ quer zur zerspannten Schweißnaht nahezu konstant und nehmen

gleichmäßig in der Tiefe ab. Der Fräsprozess beeinflusst den Werkstoff bis in einer Tiefe von ca. 70 μm bei den gewählten Einstellgrößen. Ab dieser Tiefe wird der Einfluss der Schweißnaht bei $X = 0$ wieder erkennbar. Dieses Einzelergebnis deutet darauf hin, dass die Rekonturierung zu homogenen Druckeigenstressungen führt. Der Bereich des Eigenspannungsprofils, der durch die Rekonturierung resultiert, wird sich jedoch nach der Arbeitshypothese dieser Arbeit mit unterschiedlichen Werkzeug- und Einstellgrößen verändern. Aus diesem Grund wurden weitere Schweißnähte mit unterschiedlichen Werkzeugen und Einstellgrößen rekonturiert und die oberflächennahen Eigenspannungen in Vorschub- und Vorschubnormalenrichtung aufgenommen. Das Ergebnis ist in Bild 6.5 dargestellt.



Prozessnebenbedingungen der Rekonturierung:

Werkzeuge: Typ 1 und Typ 2 Zahnvorschub $f_z = 0,05 - 0,3 \text{ mm}$
 Schweißproz.: EBW, WIG, MSG Schneidkantenr. $r_\beta = 4 - 30 \mu\text{m}$
 Werkstoffe: Ti-6Al-4V, C45 Zeilenbreite $b_r = 0,2 - 0,6 \text{ mm}$



Ne/75931 © IFW

Bild 6.5: Einfluss der Störkontur auf die oberflächennahen Eigenspannungen

Die oberflächennahen Eigenspannungen an der rekonturierten Schweißnaht und den oberflächennahen Eigenspannungen des bearbeiteten Grundwerkstoffs unterscheiden sich nur marginal voneinander, auch bei variierenden Einstell- und Werkzeuggrößen. Zwar zeigen die Regressionsgeraden eine Differenz, jedoch ist dieser Effekt kleiner als die statistische Schwankung der Eigenspannungsbestimmung, welcher durch die Konfidenzintervalle dargestellt wird.

Dieses Ergebnis ist vergleichbar mit Untersuchungen aus der Literatur, bei denen zwei sequenzielle Fertigungsprozesse hinsichtlich der Eigenspannungen untersucht wurden. Beispielsweise wies Röttger nach, dass der Eigenspannungszustand unabhängig von dem vorher durchgeführten Hartdrehprozess ist, sondern maßgeblich durch den darauffolgenden Walzprozess festgelegt wird [Röt03, S. 53ff]. Der Eigenspannungs-

zustand ist somit vom finalen Fertigungsprozess abhängig, wodurch sich folgendes Zwischenfazit zum Einfluss der Regeneration auf die Eigenspannungen ziehen lässt: **Die resultierenden Eigenspannungen nach der Rekonturierung sind unabhängig von dem Ausgangszustand der regenerierten Bauteile, der durch den Schweißprozess festgelegt wird.** Es sei hier erwähnt, dass dies nur für Schweißprozesse zutrifft, bei denen ein *artgleicher Zusatzwerkstoff* verwendet wird, was bei den Ergebnissen aus Bild 6.5 der Fall ist. Wird ein artfremder Zusatzwerkstoff eingesetzt, beispielsweise Ti-6Al-4V mit Reintitan verschweißt, ist der rekonturierte Bereich der Schweißnaht als neuer Werkstoff zu verstehen, wodurch sich die Effekte unterschiedlicher Werkstoffe einstellen wie in Kapitel 2.3.1 beschrieben.

Auswertung des fraktionellen, faktoriellen Versuchsplans

Nachdem der Einfluss der Schweißnaht auf den Eigenspannungszustand nach der Rekonturierung vernachlässigt werden kann, werden im Folgenden weitere signifikante Einflussgrößen mit dem Versuchsplan aus Kapitel 6.1 identifiziert. Als Zielgrößen des fraktionellen, faktoriellen Versuchsplans werden die Hauptspannungen σ_1 und σ_2 sowie der Azimutwinkel ϕ zwischen Vorschubrichtung und Hauptspannungsrichtung festgelegt. Nach Eigenmann und Macherauch lassen sich Hauptspannungen und Hauptspannungsrichtungen bei einem zweiachsigen Spannungszustand berechnen, wenn im Probenkoordinatensystem die Eigenspannungen in 0° , 45° und 90° gemessen und Gleichungen 6.3 - 6.5 angewandt werden [Mac61].

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_{90^\circ} - \sigma_{0^\circ} \cdot \cot \phi^2}{1 - \cot \phi^2} \quad (6.3)$$

$$\sigma_2 = \frac{\sigma_{90^\circ} - \sigma_{0^\circ} \cdot \tan \phi^2}{1 - \tan \phi^2} \quad (6.4)$$

$$\phi = \frac{1}{2} \arctan \left(\frac{\sigma_{0^\circ} + \sigma_{90^\circ} - 2 \cdot \sigma_{45^\circ}}{\sigma_{0^\circ} - \sigma_{90^\circ}} \right) \quad (6.5)$$

Nach DIN 13316 ist $\sigma_1 > \sigma_2$ definiert. Aus diesem Grund wird das Vorzeichen von ϕ geändert, wenn die Bedingung nicht zutrifft. Die Effekte aller Faktoren werden mit Gleichung 6.2 berechnet und sind in Bild 6.6 für die Zielgrößen Hauptspannungen σ_1 und σ_2 dargestellt.

Der Faktor mit der höchsten Signifikanz auf die Hauptspannungen ist die Schneidkantenverrundung r_β des Werkzeugs, dessen Effekt ca. 5 mal höher ist als bei allen Faktoren. Dies bedeutet, dass eine Schneidkantenverrundung von $r_\beta = 30 \mu\text{m}$ die Eigenspannungen stets in Richtung Druck um ca. $\Delta\sigma \approx 200 \text{ MPa}$ verschiebt, verglichen mit einem arbeitsscharfen Werkzeug. Wird der Stand des Wissens herangezogen, vgl. Kapitel 2.3.1 und Bild 2.12, überrascht dieses Ergebnis zunächst nicht. Jedoch sei erwähnt, dass in der Literatur ebenfalls die Erhöhung der Schneidkantenverrundung r_β zu erhöhten Zugeigenspannungen führen kann, beispielsweise beim Flankenfräsen von 42CrMo4 gezeigt [Den12]. Somit scheint der hier identifizierte Effekt maßgeblich

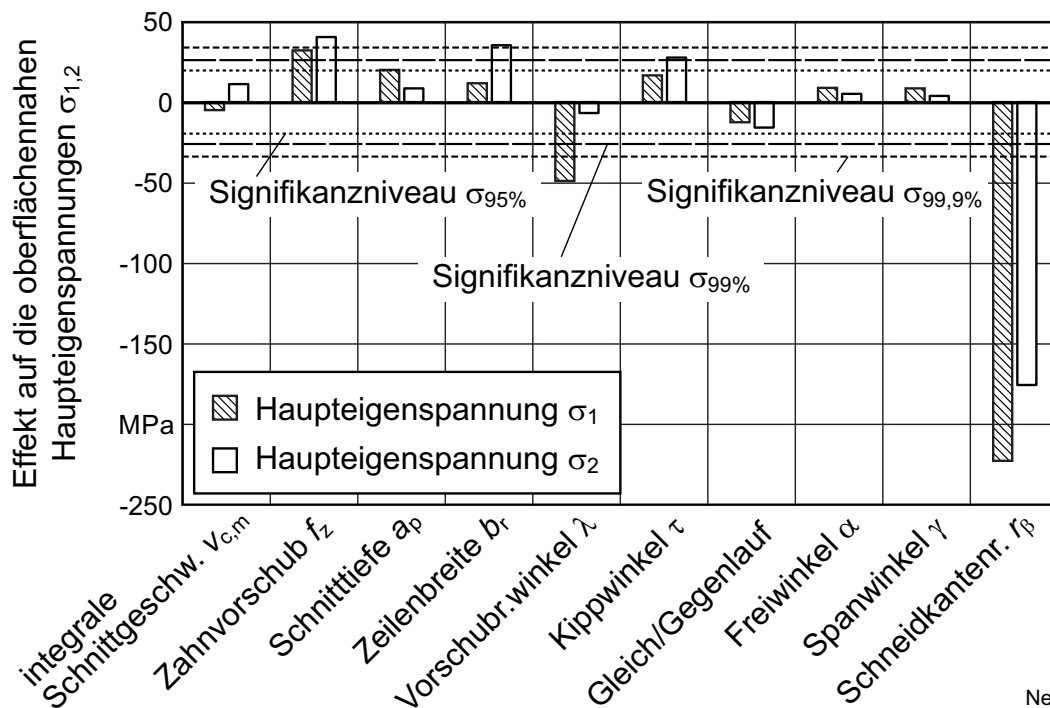
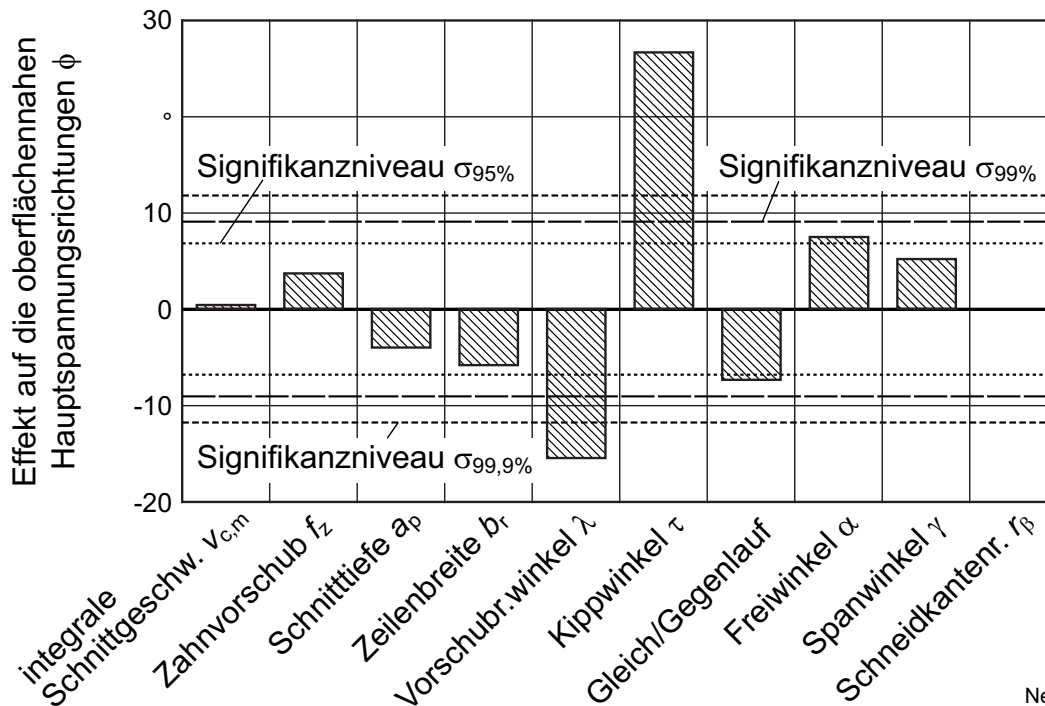


Bild 6.6: Ergebnis der Signifikanzanalyse, Zielgröße: Haupteigenstressungen $\sigma_{1,2}$

werkstoffspezifisch zu sein.

Die Faktoren Schnittgeschwindigkeit v_c , Schnitttiefe a_p , Gleich- und Gegenlauf, Freiwinkel α und Spanwinkel γ zeigen keinen signifikanten Einfluss auf die Eigenspannungen. Insbesondere die Ergebnisse zur Schnittgeschwindigkeit und Spanwinkel überraschen, weil aus der Literatur die Erhöhung der thermische Bauteilbelastung mit diesen Größen bekannt ist und dies für gewöhnlich das Eigenspannungsprofil stark beeinflusst (vgl. Bild 2.11 und Bild 2.12). Der geringe Einfluss des Freiwinkels α und der Schnitttiefe a_p aus der Literatur wird auch bei der Rekonturierung von Ti-6Al-4V bestätigt. Des Weiteren beeinflussen die Einstellgrößen Zahnvorschub f_z , Zeilenbreite b_r und Vorschubrichtungswinkel λ die Eigenspannungen signifikant. Während der Zahnvorschub f_z , respektive Spannungsdicke h , die auch bei anderen Prozessen und Werkstoffen die Eigenspannungen beeinflussen, ist der Einfluss der Zeilenbreite b_r und Vorschubrichtungswinkel λ durch diese Arbeit erstmals statistisch nachgewiesen.

Der Effekt der untersuchten Faktoren auf die oberflächennahen Hauptspannungsrichtungen ist in Bild 6.7 dargestellt. Zunächst fallen in Bild 6.7 die deutlich höheren Signifikanzgrenzen im Vergleich zu Bild 6.6 auf. Dies lässt sich mit dem Gauß'schen Fehlerfortpflanzungsgesetz begründen, bei dem sich die quadrierten Beiträge der Einzel-Unsicherheiten aus Gleichung 6.3 bis 6.5 addieren. Geringe Schwankungen bei den drei Eigenspannungsmessungen führen somit zu großen Änderungen in den Hauptspannungsrichtungen. Trotzdem lassen sich aus Bild 6.7 die zwei signifikanten Einflussgrößen auf die Richtung der die Haupteigenstressungen identifizieren: Der Vorschubrichtungswinkel λ und der Kippwinkel τ . Bei allen anderen Faktoren fallen nahezu die Haupttrichtung der Eigenspannungen und die Bearbeitungsrichtung der Rekonturierung zusammen. Keine der Wechselwirkungen zwischen den untersuchten Faktoren



Ne/75932 © IFW

Bild 6.7: Ergebnis der Signifikanzanalyse, Zielgröße: Richtung der Hauptspannungen ϕ relativ zur Vorschubrichtung

zeigt eine hohe Signifikanz, sodass die Faktoren unabhängig voneinander betrachtet werden können. Des Weiteren ist zu erwähnen, dass sich mit den betrachteten Einstell- und Werkzeuggrößen immer Druckeigenstressungen zwischen $\sigma_{\max} = -88,5$ MPa und $\sigma_{\min} = -573,3$ MPa einstellen. Dies bestätigt einerseits die Erkenntnisse bei der Bearbeitung von Ti-6Al-4V mit unterschiedlichen Prozessen [Fra79, Nar83, M'S08] sowie die Bearbeitung von Warmarbeitsstahl X40CrMoV5-1 [Axi02], Inconel 718 [Asp07] und Gamma-Titanaluminid Ti-45Al-2Mn-2Nb-0.8TiB2 [Man01] mit Kugelkopfwerkzeugen. In den folgenden Kapiteln werden die hier beschriebenen Effekte methodisch auf experimenteller und theoretischer Basis beschrieben und erläutert.

Das erste Teilziel dieser Arbeit, die Identifikation der signifikanten Einflussgrößen auf die Randzoneneigenschaften nach der Rekonturierung, ist erreicht.

7 Thermomechanische Werkstückbelastung durch die Rekonturierung

Um das zweite Teilziel dieser Arbeit zu erreichen, werden die Erkenntnisse der Signifikanzanalyse und weitere experimentelle sowie theoretische Untersuchungen mit den thermomechanischen Werkstückbelastungen gekoppelt. Des Weiteren werden die physikalischen Effekte erörtert, die zu den Ergebnissen des Signifikanztests geführt haben und wie diese Erkenntnisse für das Hauptziel dieser Arbeit genutzt werden können.

Oberflächentopographie durch die thermomechanische Werkstückbelastung

Die Ergebnisse des Signifikanztests aus Kapitel 6.2 zeigen deutlich, dass die resultierende Topographie maßgeblich durch die mikroplastischen Verformung und die Kinematik der Werkzeugschneiden bestimmt wird. Somit ist die thermomechanische Werkstückbelastung, die Gegenstand dieses Kapitels ist, nur indirekt an der Ausprägung der Topographie beteiligt. Unter „indirekt“ ist gemeint, dass beispielsweise die Werkzeugabdrängung im Bereich der Schweißnaht zu Erhebungen an der Topographie führen kann (vgl. Bild 6.1). Dies ist direkt auf die Prozesskräfte zurückzuführen (vgl. Bild 6.2), die zwar ebenfalls auf das Werkstück wirken, jedoch nur einen Teil der Werkstückbelastung (vgl. Bild 2.18) repräsentieren. Lediglich der Einfluss der mikroplastischen Verformungen ist mechanisch bedingt.

Ein thermischer Einfluss auf die Oberflächenausprägung kann bei den gewöhnlich verwendeten Schnittgeschwindigkeiten zur Bearbeitung von Titan ($v_{c,max} \approx 300$ m/min) ausgeschlossen werden. Zwar zeigt die Signifikanzanalyse der Topographie (Bild 6.3) einen Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c , jedoch ist in der Literatur klar beschrieben, dass dies maßgeblich auf geänderte Dynamik, Dehnraten, Reibverhältnisse und die somit geänderte Spanbildung zurückzuführen ist und nicht auf thermische Einflüsse (vgl. [Tön05, S.267ff], [Plö02, S.49ff], [Grz96, Ulu11]). Aus diesem Grund behandelt dieses Kapitel größtenteils den Einfluss der thermomechanischen Werkstückbelastung auf die resultierenden Eigenspannungen. Die Wirkzusammenhänge zur Entstehung der Oberflächentopographie werden in Kapitel 9 behandelt. Ferner ist für die Topographie das Kapitel 7.3 relevant.

Eigenspannungen durch die thermomechanische Werkstückbelastung

Phasentransformationen können als Quelle von Eigenspannungen bei der Zerspanung von Titan ausgeschlossen werden (vgl. Kapitel 2.3.1). Daher müssen thermische und mechanische Vorgänge in der Randzone für die Entstehung von Eigenspannungen verantwortlich sein. Ferner ist bekannt, dass die thermischen und mechanischen Vorgänge während des Zerspanprozesses nicht streng voneinander trennbar sind und immer eine Überlagerung stattfindet [Bre11b, S.53ff]. Für ein besseres Verständnis der Wirkzusammenhänge wird diese komplizierte Überlagerung, die zur Entstehung von

Eigenspannungen aufgrund der thermomechanische Werkstückbelastung führt, mittels folgender Notation eingeteilt in

- direkte mechanische Effekte
- direkte thermische Effekte
- indirekte thermische Effekte.

Durch direkte mechanische Effekte wird das Werkstoffgefüge deformiert, wodurch Deformationsinkompatibilitäten entstehen und dadurch rein mechanisch bedingte Eigenspannungen resultieren. Das Festwalzen ist ein Beispiel zur Einbringung rein mechanisch bedingter Eigenspannungen, was somit einen direkten mechanischen Effekt darstellt. Ein direkter thermischer Effekt liegt vor, wenn eine lokale oder globale Erwärmung mit anschließender Abkühlung zu Eigenspannungen führt. Dies ist ein Resultat der thermischen Werkstoffausdehnung und den dadurch entstehenden Deformationsinkompatibilitäten. Als Beispiel sei hier die lokale Erwärmung durch einen Laser oder das Abschrecken eines Bauteils erwähnt. Unter einem indirekten thermischen Effekt ist zu verstehen, dass durch eine erhöhte Temperatur ebenfalls die Werkstoffeigenschaften verändert werden ($R_{p0,2}(T)$, $E(T)$, etc.), was die direkten mechanischen Effekte beeinflusst. Ein indirekter mechanischer Effekt, z. B. die Änderung thermischer Werkstückeigenschaften durch mechanisch bedingte Versetzungsbewegungen, ist unwahrscheinlich, in der Literatur nicht beschrieben und wird daher für diese Arbeit nicht betrachtet. Es sei erneut erwähnt, dass Eigenspannungen trotz der oben eingeführten Notation immer eine Überlagerung der drei genannten Effekte darstellen. Trotzdem können die genannten Effekte dominant oder vernachlässigbar sein, was sich tendenziell anhand von Eigenspannungstiefenverläufen ablesen lässt [Bre11b]. Es sei auf Bild 7.1 verwiesen.

Als Basis dient das schematische Modell von Jacobus, das zur Erklärung der generellen Form eines Eigenspannungstiefenverlaufs dient [Jac00]. Dabei wird die Werkstückrandzone in Bereiche aufgeteilt, bei der die direkten mechanischen und indirekt thermischen Effekte tiefer im Werkstück wirken, als die oberflächennahen direkten thermischen Effekte. Der in Bild 7.1 beschriebene Fall ① aus [Jac00] tritt auf, wenn die direkten thermischen Effekte an der Oberfläche vernachlässigbar sind und die plastische Deformation durch direkte mechanische Effekte resultiert. Dadurch entstehen Druckeigenspannungen. Bei gemeinsamer Betrachtung der direkten mechanischen und der indirekten thermischen Effekte, verschiebt sich die resultierende Eigenspannungskurve leicht in Richtung Zug.

Im Fall ② sind die Temperaturen an der Werkstückoberfläche während der Zerspannung deutlich höher, sodass plastische Deformationen durch die Ausdehnung entstehen. Hierbei zeigt der Eigenspannungstiefenverlauf an der Oberfläche positivere Werte als in der Tiefe, anschließend ein globales Minimum an dem die höchsten Druckeigenspannung vorliegt und im Anschluss eine abnehmende Tendenz zum ursprünglichen Eigenspannungswertes des Grundwerkstoffs. Der Eigenspannungswert an der Oberfläche $\sigma_{\text{oberfl.}}$ kann im Zug- oder Druckbereich liegen.

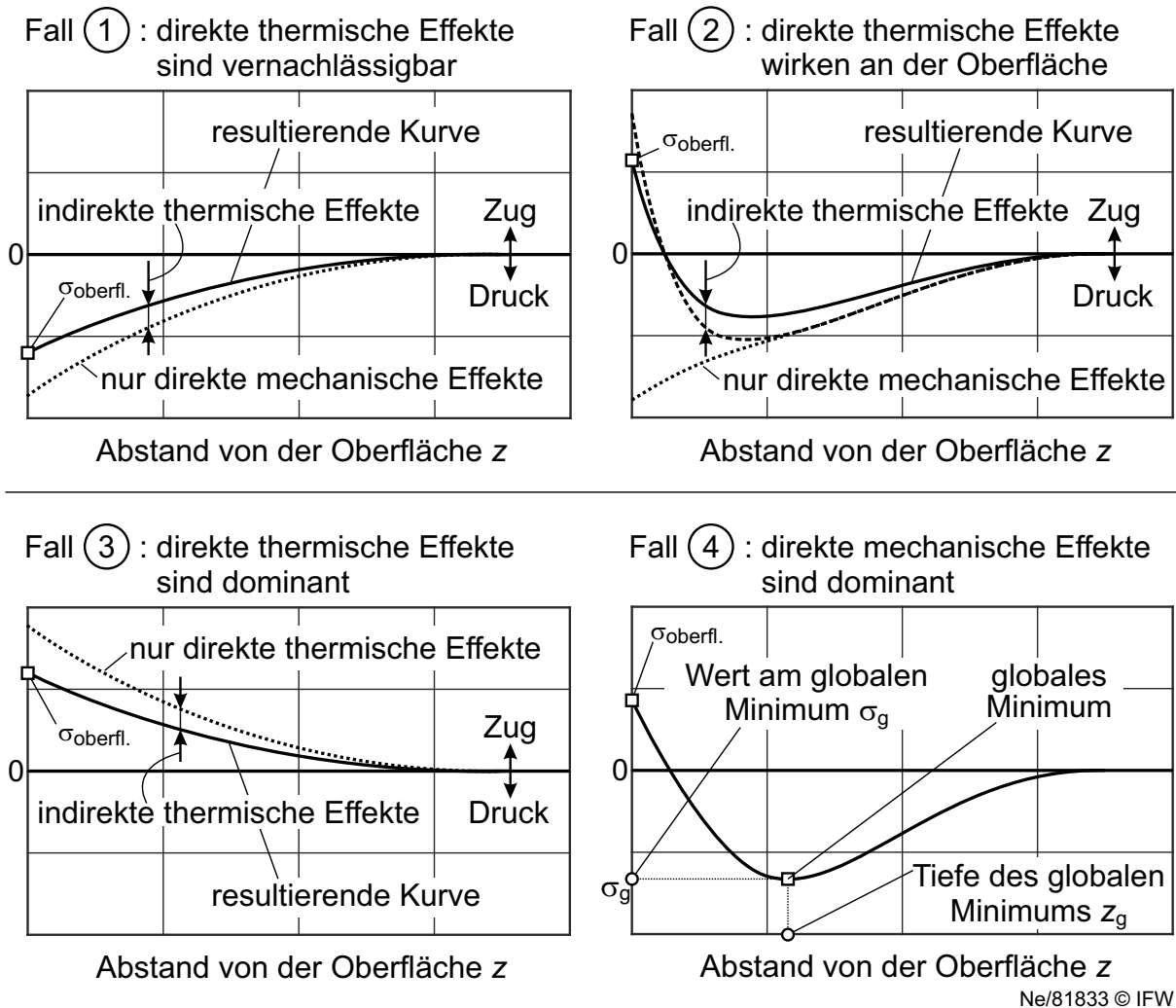


Bild 7.1: Mögliche Eigenspannungstiefenverläufe in Abhängigkeit der thermomechanischen Werkstückbelastung [Jac00]

Der Fall ③ resultiert, wenn entweder die plastische Deformation durch die direkten mechanischen Effekte negativ ist, oder wenn die direkten thermischen Effekte dominieren. Ersteres kann bei der Zerspannung ausgeschlossen werden, wenn kein fortlaufender Riss im Bereich der tertiären Scherzone (vgl. Bild 2.18) auftritt und es in diesem Bereich zu Quetschvorgängen kommt [Syr77a, S.40]. Fall ④ stammt nicht aus [Jac00] und beschreibt dominante, mechanische Effekte ohne thermischen Einfluss. Dies ist beispielsweise beim Festwalzen der Fall [Sch90, S.282]. Bei hohen Walzdrücken verschiebt sich das Eigenspannungsminimum in tiefere Randschichten und die Oberflächeneigenspannungen verschieben sich Richtung Zug. Begründet wird dies unter anderem durch eine steigende Oberflächenzerrüttung oder Rissbildung [Win00] bzw. durch die wirkende Hertzsche Pressung, dessen Vergleichsspannungsmaximum immer unterhalb der Werkstückoberfläche liegt [Röt03].

Aus Bild 7.1 ist ersichtlich, dass sich die prinzipiellen Verläufe der Fälle ② und ④ trotz variierender Werkstückbelastung ähneln. In der Literatur wird kontrovers diskutiert, ob die Schicht zwischen der Oberfläche und der Tiefe des globalen Minimums

z_g maßgeblich aus thermischer oder mechanischer Beeinflussung resultiert, schematisch dargestellt rechts unten in Bild 7.1 [Val07, M'S99, Jaw11, Bre11b, Jac00]. Trotz der Ähnlichkeit der Fälle ② und ④ lassen sich durch den generellen Trend von Eigenspannungstiefenverläufen tendenzielle Aussagen über die thermomechanische Werkstückbelastung treffen. Dies ist Gegenstand der folgenden Untersuchungen.

7.1 Versuchsplanung

Bisher wurden in Kapitel 6.3 nur die oberflächennahen Eigenspannungen und nicht die Eigenspannungstiefenverläufe betrachtet. Dies ist mit dem deutlich erhöhten Analyseaufwand durch die sukzessiven Eigenspannungsmessungen mit dem elektrochemischen Polieren begründet. Diese Versuchsplanung verfolgt zwei Ziele:

1. Überprüfung, ob der in Kapitel 6.3 identifizierte, signifikante Einfluss der Schneidkantenverrundung r_β auch die Eigenspannungstiefenverläufe beeinflusst.
2. Überprüfung, ob eine generelle Tendenz der Eigenspannungstiefenverläufe erkennbar ist, sodass eine Eingrenzung der thermomechanischen Werkstückbelastungen anhand der genannten Fälle ① bis ④ aus Bild 7.1 möglich ist.

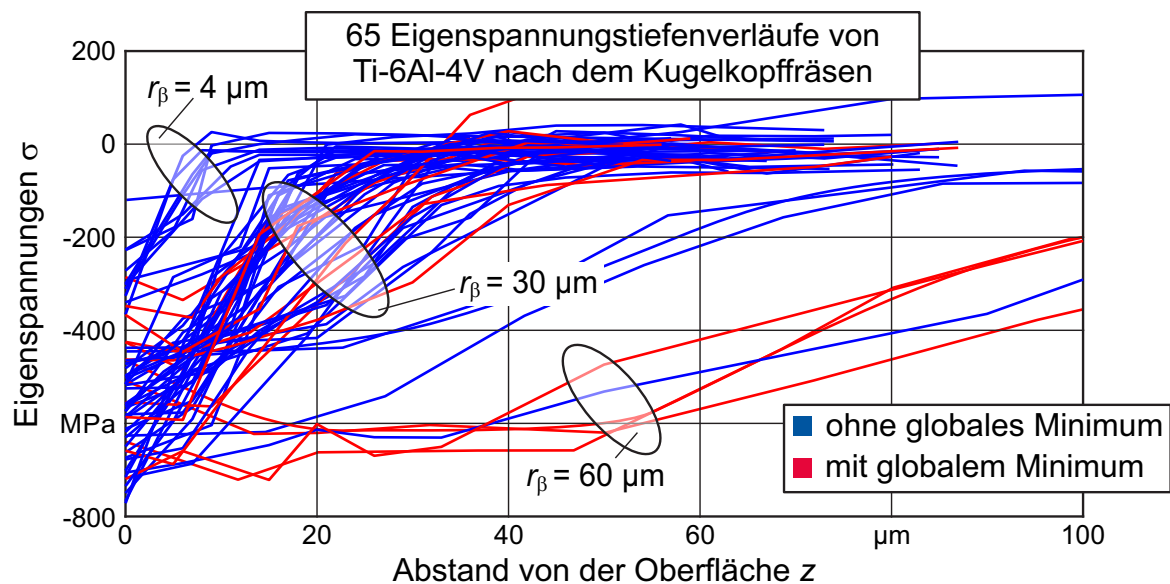
Anders als in der Versuchsplanung aus Kapitel 6.1 sind somit nur tendenzielle Aussagen über die Eigenspannungen ohne Wechselwirkungen notwendig, weshalb sich ein klassischer Versuchsplan als Methode eignet. Hierbei wurden sowohl unterschiedliche Schneidkantenverrundungen r_β eingesetzt, als auch weitere Faktoren variiert, die nach Kapitel 6 die Eigenspannungen beeinflussen. Ferner wurden ebenfalls einige der nicht-signifikanten Einflussgrößen variiert. Dabei wird überprüft, ob die Eigenspannungstiefenverläufe das Ergebnis aus Kapitel 6.3 bestätigen. Die gewählten Variationen der Faktorstufenkombinationen des klassischen Versuchsplans sind in Tabelle 7.1 aufgelistet. Hieraus resultieren insgesamt 28 Versuche ohne Wiederholungen. Die Eigenspannungstiefenverläufe werden in Vorschub- und Vorschubnormalrichtung aufgenommen. Aufgrund der beiden Ziele dieser Versuchsplanung ist eine Ermittlung der Hauptrichtung der Eigenspannungen nicht notwendig.

Tabelle 7.1: Stufenwerte der Einstell- und Werkzeuggrößen zur Bestimmung von Eigenspannungstiefenverläufen

Faktor	Kürzel	Variationsbreite	Einheit
integrale Schnittgeschwindigkeit	$v_{c,m}$	10 - 200	m/min
Zahnvorschub	f_z	0,02 - 0,5	mm
Schnitttiefe	a_p	0,2 - 1,0	mm
Zeilenbreite	b_r	0,1 - 0,9	mm
Vorschubrichtungswinkel	λ	0 - 75	°
Kippwinkel	τ	0 - 80	°
Schneidkantenverrundung	r_β	4 - 60	μm

7.2 Analyse der physikalischen Effekte

Neben dem Versuchsplan aus Tabelle 7.1 wurden weitere ausgewählte Eigenspannungstiefenverläufe aus der Signifikanzanalyse erstellt, sodass insgesamt 65 Eigenspannungstiefenverläufe verfügbar sind. Die Eigenspannungstiefenverläufe längs- und quer zur Vorschubrichtung sind gemeinsam in Bild 7.2 dargestellt. Aufgrund der Struktur des Versuchsplans werden die Tiefenverläufe nicht im Detail erläutert, sondern nur die tendenzielle Einflüsse beschrieben. Ein Grund hierfür ist die hohe Varianz der Eigenspannungsmessung (vgl. Bild 5.8), die eine mehrfache Wiederholung von Untersuchungen nötig macht, um eindeutige Aussagen zu ermöglichen.



Prozess: Kugelkopffräsen

Schnittgeschw. $v_c = 10 - 200$ m/min

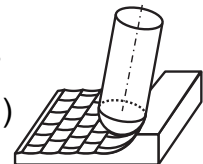
Zahnvorschub $f_z = 0,02 - 0,50$ mm

Zeilenbreite $b_r = 0,10 - 0,90$ mm

Anstellwinkel $\lambda/\tau = 0 - 80^\circ$

Werkzeug 1, 2 ($r_\beta = \text{var.}$)

Prozessstrategie Gleichlauf



Ne/75933 © IFW

Bild 7.2: Eigenspannungstiefenverläufe von Ti-6Al-4V unter Variation der Einstell- und Werkzeuggrößen

In Bild 7.2 weist keiner der Eigenspannungsverläufe Zugeigenspannungen an der Oberfläche $\sigma_{\text{oberfl.}}$ auf und bei nur 13 von 65 Tiefenverläufen existiert ein globales Minimum σ_g , das höhere Druckeigenspannungen aufweist als an der Oberfläche (Rot gekennzeichnet). Des Weiteren zeigt sich, dass die Schneidkantenverrundung r_β einen signifikanten Einfluss auf den Eigenspannungstiefenverlauf besitzt. Dies ist durch die markierten Graphen in Bild 7.2 angedeutet. Höhere Schneidkantenverrundungen r_β führen zu höheren Druckeigenspannungen und verschieben das Eigenspannungsprofil in größere Tiefen. Diese Ergebnisse bestätigen die Erkenntnisse von Altmüller [Alt00], Özel und Ulatan [Öze12] und widerlegen die simulativen Ergebnisse von Abboud et al. [Abb13]. Die anderen variierten Faktoren aus Tabelle 7.1 zeigen einen deutlich geringeren Einfluss auf den Tiefenverlauf, was den Ergebnissen der Signifikanzanalyse entspricht.

Damit wurde analog zu der Signifikanzanalyse aus Kapitel 6.3 die hohe Wichtigkeit der Werkzeugmikrogeometrie bestätigt und das erste Ziel dieser Versuchsplanung ist erreicht.

Das zweite Ziel der Versuchsplanung, eine generelle Tendenz der Eigenspannungstiefenverläufe zu identifizieren, ist ebenfalls erfüllt. Die blauen Graphen aus Bild 7.2 entsprechen dem Fall ① aus Bild 7.1. Daraus folgt, dass in den meisten Fällen direkte thermische Effekte vernachlässigbar sind. Der Grund dafür ist, dass reine Druckeigenspannungen nach der Zerspanung nur mechanisch bedingt sein können. Thermisch bedingte Druckeigenspannungen resultieren z. B. durch das Abschrecken von Bauteilen, bei dem der wärmere Kern durch die kältere Oberfläche plastisch komprimiert wird (vgl. Kapitel 6.3). Eine lokale, oberflächennahe Werkstückerwärmung, was der Werkstückerwärmung bei der Zerspanung entspricht, kann nur zu Zugeigenspannungen führen [Bri82b, Bre11b], was bei den blauen Tiefenverläufen in Bild 7.2 nicht der Fall ist.

Ferner zeigen sowohl die Erkenntnisse der Signifikanzanalyse, als auch die Ergebnisse aus Bild 7.2, dass die Schnittgeschwindigkeit die Eigenspannungen kaum beeinflusst, obwohl für gewöhnlich die Schnittgeschwindigkeit einen hohen Einfluss auf die Temperatur des Zerspanprozesses und somit für gewöhnlich den Eigenspannungstiefenverlauf besitzt [Sch49, Pab08]. Daraus lässt sich schließen, dass auch indirekte thermische Effekte weniger relevant sind als die direkten mechanischen Effekte. Es lässt sich festhalten: **Die blauen Eigenspannungstiefenverläufe aus Bild 7.2 sind maßgeblich ein Resultat von direkten mechanischen Effekten während der Zerspanung von Ti-6Al-4V.**

Die roten gekennzeichneten Eigenspannungstiefenverläufe aus Bild 7.2 zeigen ein globales Minimum unterhalb der Oberfläche. Hierbei können sowohl direkte thermische Effekte (Fall ②) als auch mechanische Effekte (Fall ④) für den Eigenspannungstiefenverlauf mit einem globalen Minimum verantwortlich sein. Ferner zeigt sich, dass hohe Schneidkantenverrundungen r_β tendenziell das Auftreten eines globalen Minimums begünstigen. Ebenfalls ist es möglich, dass durch die hohe Varianz der Eigenspannungsmessungen die globalen Minima rein zufällig entstanden sein könnten und auf die Messungenauigkeit bei der Röntgendiffraktometrie zurückzuführen sind. Aus diesem Grund und wegen der hohen Anzahl an Ergebnissen ohne globalem Minimum, stellt sich wissenschaftlich die Frage, *ob die Eigenspannungen überhaupt durch direkte thermische Effekte bei der Zerspanung von Titan beeinflusst werden.*

7.2.1 Thermische Einflüsse

Theoretische Betrachtung des direkten thermischen Einflusses auf die Eigenspannungen

Um diese Frage zu beantworten, wird im Folgenden ein vereinfachtes, analytisches Modell aufgestellt. Das Modell gibt die minimale Temperatur an, ab der Eigenspannungen durch thermisch bedingte, plastische Deformation (direkte thermische Effekte),

entstehen können. Das Ziel dieses Modells ist es, nicht die thermische Werkstückbelastung während der Zerspanung abzubilden, sondern ein Verständnis zu entwickeln, unter welchen Bedingungen direkte thermische Effekte die Eigenspannungen überhaupt beeinflussen können.

Um dieses Ziel zu erreichen, wird ein homogenes, isotropes Werkstück betrachtet, mit einem erwärmten Bereich des Werkstücks der Temperatur T_1 , dargestellt in Bild 7.3. Vereinfacht findet keine Wärmeleitung zwischen diesem Bereich und den umgebenen Werkstoffen statt. Dies ist gültig, da sich der Bereich schnell erwärmt und anschließend wieder abkühlt.

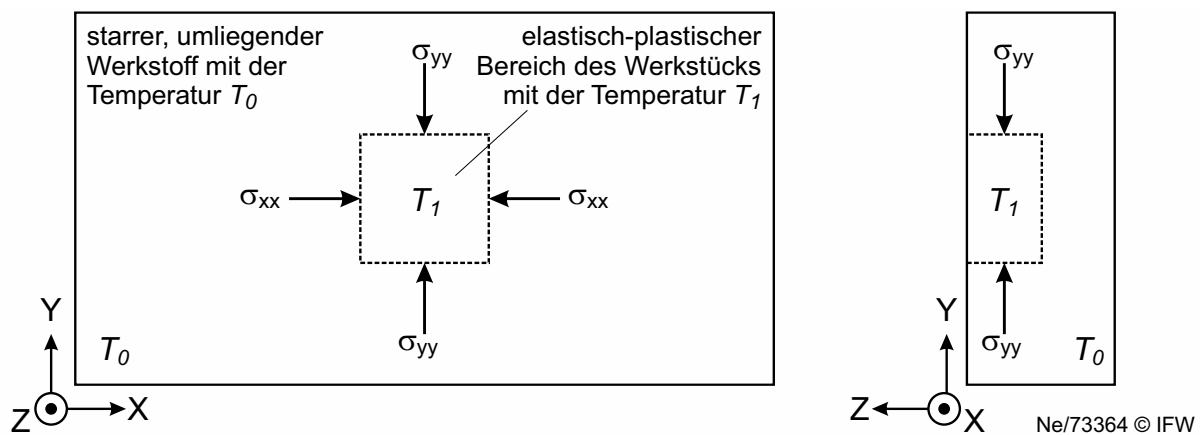


Bild 7.3: Nebenbedingungen des analytisch-thermischen Eigenspannungsmodells

In dem Modell werden Scherspannungen vernachlässigt. Der umliegende Werkstoff mit der Temperatur T_0 ist starr und der Temperaturgradient zwischen T_0 und T_1 ist unendlich hoch. Wird nun die Temperatur T_1 erhöht, dehnt sich der Bereich aus und induziert Druckspannungen σ_{xx} und σ_{yy} aufgrund der unterbundenen Ausdehnung ε . Die positive thermische Expansion wird durch negative mechanische Spannung ausgeglichen, es gilt

$$\varepsilon_{xx} = \varepsilon_{yy} = 0 \quad \Rightarrow \quad \varepsilon_{\text{therm}} = -\varepsilon_{\text{mech}}. \quad (7.1)$$

Durch die freie Oberfläche resultiert analog zum Zerspanprozess ein ebener Spannungszustand ($\sigma_{zz} = 0$), der in beiden Richtungen symmetrisch ist. Im elastischen Bereich gilt das Hookesches Gesetz für den ebenen Spannungszustand

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \end{pmatrix} = \frac{1}{E(T)} \begin{pmatrix} 1 & -\nu & -\nu \\ -\nu & 1 & -\nu \\ -\nu & -\nu & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \alpha_T \cdot (T_1 - T_0) \\ \alpha_T \cdot (T_1 - T_0) \\ \alpha_T \cdot (T_1 - T_0) \end{pmatrix}. \quad (7.2)$$

Dabei gilt es zu beachten, dass der Wärmeausdehnungskoeffizient α_T und das E-Modul E eine Funktion der Temperatur sind, während die Poissonsahl ν temperaturunabhängig ist. Wird Gleichung 7.1 in Gleichung 7.2 eingesetzt, ergibt sich

$$\sigma_{yy} = \nu \cdot \sigma_{xx} - E(T) \cdot \alpha_T \cdot (T_1 - T_0) \quad (7.3)$$

und mit $\sigma_{xx} = \sigma_{yy}$ und Verwendung der Gestaltänderungsenergiehypothese nach Mises ergibt sich die Vergleichsspannung zu

$$\sigma_V(T_1) = -\frac{E(T) \cdot \alpha_T (T_1 - T_0)}{(1 - \nu)}. \quad (7.4)$$

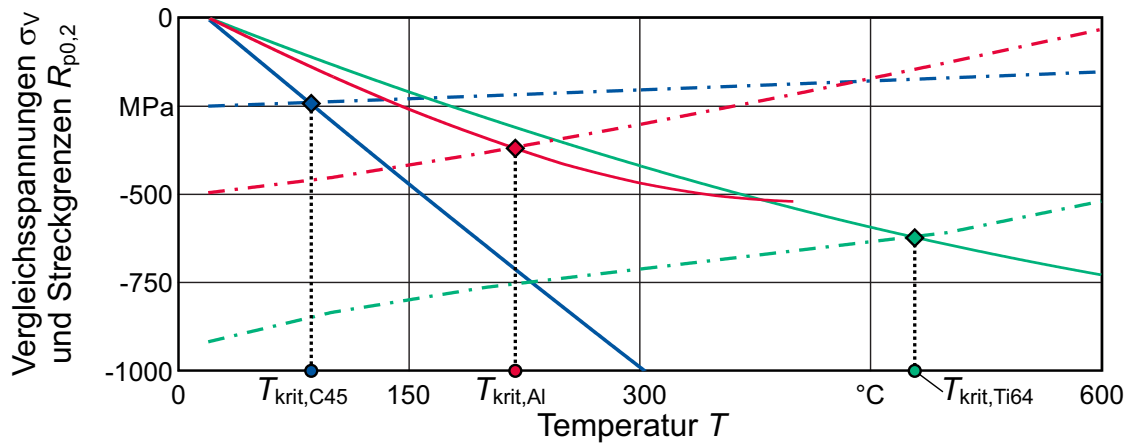
Durch die Erhöhung der Temperatur erhöht sich ebenfalls die mechanische Vergleichsspannung mit negativem Vorzeichen. Beim Überschreiten der Elastizitätsgrenze wird der Werkstoff plastisch deformiert und nach Temperaturkompensation verbleiben Zug-eigenspannungen. Streng genommen müsste als plastische Deformationsgrenze im erwärmten Bereich mit T_1 die Stauchgrenze $\sigma_{p0,2}$ verwendet werden. Jedoch ist bei den meisten metallischen Werkstoffen die Dehngrenze $R_{p0,2}$ mit der Stauchgrenze $\sigma_{p0,2}$ vergleichbar [Wit13]. Somit wird im vorliegenden Modell die Dehngrenze $R_{p0,2}$ vereinfacht als Schwelle zum Beginn der plastischen Deformation verwendet. Daher ist die Temperaturgrenze, bei der thermisch bedingte Eigenspannungen auftreten können, abhängig von der mechanischen Vergleichsspannung $\sigma_V(T)$ im erwärmten Bereich T_1 und der Dehngrenze $R_{p0,2}(T)$ als Funktion der Temperatur. Es gilt

$$\sigma_V(T) \geq R_{p0,2}(T). \quad (7.5)$$

Ist Gleichung 7.5 erfüllt, können thermisch bedingte Eigenspannungen entstehen. Die Werkstoffparameter als Funktion der Temperatur für die Werkstoffe Ti-6Al-4V, C45 und Al7075 wurden der Datenbasis der Software Deform in der Version 10.2.1 entnommen. Damit wurde die Vergleichsspannung aus Gleichung 7.4 berechnet und schließlich mit der Dehngrenze $R_{p0,2}(T)$ verglichen. Aufgrund des häufig verwendeten Johnson-Cook Materialmodells in der Software Deform, ist eine genaue Kenntnis der oben genannten Werkstoffparameter in Abhängigkeit der Temperatur erforderlich, sodass ebenfalls von einer ausreichend hohen Genauigkeit der Werkstoffparameter für das hergeleitete Modell ausgegangen werden kann. Das Ergebnis der Spannungen in Abhängigkeit der Temperatur ist in Bild 7.4 dargestellt.

Es zeigt sich, dass für steigende Temperaturen die Vergleichsspannung steigt, jedoch für die untersuchten Werkstoffe mit unterschiedlichen Gradienten. Die kritischen Temperaturen, bei denen sich die Vergleichsspannungskurve mit der Kurve der Dehngrenze schneidet, betragen $T_{krit,Ti64} = 480^\circ\text{C}$, $T_{krit,Al} = 220^\circ\text{C}$ und $T_{krit,C45} = 87^\circ\text{C}$. Aufgrund des geringen E-Moduls, der geringen Wärmeleitfähigkeit, jedoch gleichzeitig hohen Warmfestigkeit von Ti-6Al-4V, ist der Schnittpunkt bei deutlich höheren Temperaturen als bei den anderen beiden Werkstoffen. Die berechnete, kritische Temperatur von 480°C stimmt etwa mit den theoretischen Überlegungen von Franz überein, der eine Temperatur von $\approx 400^\circ\text{C}$ angibt, bei der thermisch bedingte Zugeigenspannungen nach der Titanbearbeitung auftreten können, ohne dieses jedoch schlüssig herzuleiten [Fra79, S.35]. Der Vergütungsstahl C45 besitzt ohne Wärmebehandlung eine geringere Dehngrenze als Al7075 bei gleichzeitig hohem E-Modul, weshalb die theoretische Temperatur, bei der Eigenspannungen auftreten könnten, mit 87°C sehr gering ist.

Diese geringen Temperaturen sind durch die vereinfachten Annahmen im Modell begrün-



Legende

■ C45

■ Al7075

■ Ti-6Al-4V

— Vergleichsspannung σ_v

- - - - Streckgrenze $R_{p0,2}$

◇ Schnittpunkt

○ Kritische Temperatur

Ne/73366 © IFW

Bild 7.4: Theoretisches, unteres Temperaturlimit für das Auftreten Eigenspannungen durch direkte thermische Effekte

det. Durch die Annahmen eines unendlich hohen Temperaturgradienten zwischen T_0 und T_1 , dem starren umgebenden Werkstoff mit der Temperatur T_0 sowie der Vernachlässigung der Scherspannungen, sind die errechneten, kritischen Temperaturen T_{krit} als *minimale Grenzen* anzusehen, ab der Eigenspannungen durch direkte thermische Effekte auftreten können.

Somit ist anzunehmen, dass in der Realität die kritischen Temperaturen T_{krit} höher sein werden, als bei dem hergeleiteten Modell. Jedoch wird die geringe Grenztemperatur von C45 $T_{\text{krit,C45}}$ von dem Berechnungsansatz von Syren bestätigt, der ebenfalls die Gestaltänderungsenergiehypothese verwendet und die theoretische Temperatur beim Auftreten von thermischen Eigenspannungen bei C45 zu $\approx 130\text{ }^{\circ}\text{C}$ bestimmt [Syr77b]. Die theoretischen Betrachtungen zeigen den hohen Einfluss des Werkstoffmaterials auf die Eigenspannungsausprägung, was derzeit in der Literatur nur unzureichend berücksichtigt wird, wie in Kapitel 2.3.1 beschrieben. Im nächsten Schritt werden die theoretisch ermittelten Zusammenhänge hinsichtlich des direkten thermischen Effekts auf die Eigenspannungen experimentell validiert.

Experimentelle Validierung der kritischen Grenztemperatur T_{krit} beim direkten thermischen Effekt durch lokale Werkstückerwärmung mittels Laser

Im Folgenden wird das hergeleitete, analytische Modell aus Gleichung 7.4 validiert. Dabei ist es nicht das Ziel der experimentellen Untersuchung, die thermischen Verhältnisse des Zerspanprozesses durch einen Laser nachzubilden. Beim Zerspanprozess tritt immer eine Wechselwirkung zwischen den direkten mechanischen bzw. direkten und indirekten thermischen Effekten auf. In diesem Teilkapitel wird lediglich der direkte thermische Effekt betrachtet, der nach Bild 7.1 und 7.2 für den Fall (2) bei der Zerspannung von Titan verantwortlich sein könnte.

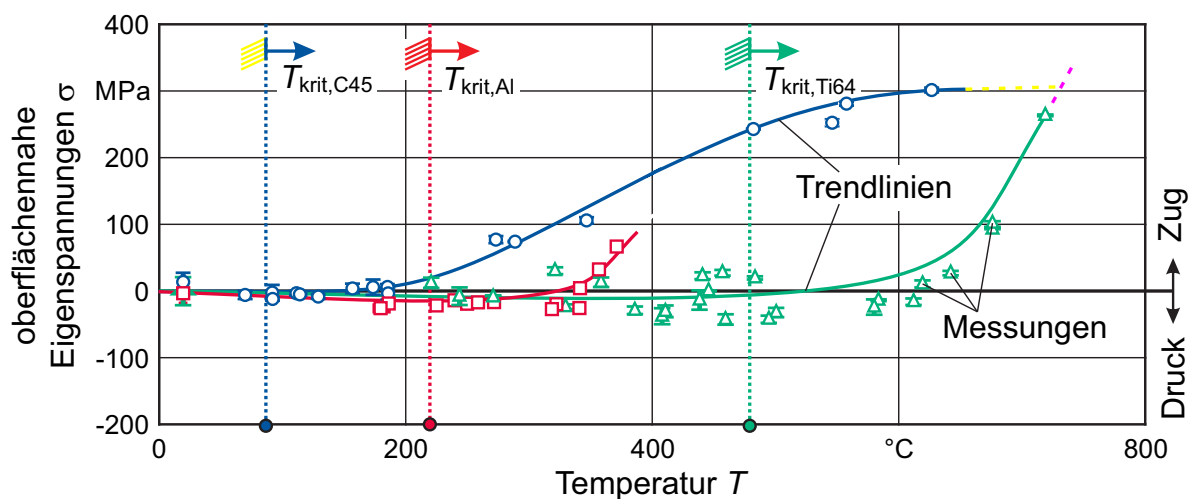
Zur Validierung des Modells eignet sich die lokale Erwärmung durch eine Laserquelle, weil damit der Modellaufbau und die definierten Nebenbedingungen in geeigneter Weise berücksichtigt werden. Hierzu kommt ein diodengepumpter Faserlaser vom Typ Laserline LDF400-650 mit einer Leistung von $P_L = 40 \text{ W}$ bis 688 W und zwei Lasermoden (Wellenlänge $\lambda_{L,1} = 940 \text{ nm}$ und $\lambda_{L,2} = 980 \text{ nm}$, Verhältnis 50:50) zum Einsatz. Der Laser wurde defokussiert, sodass ein Brennfleckdurchmesser von $D_L = 4 \text{ mm}$ auf der Werkstückoberfläche entsteht. Somit ist gewährleistet, dass bei der späteren Eigenspannungsmessung mit einem gekippten Kollimatordurchmesser $D_L = 2 \text{ mm}$ nur das vom Laser beeinflusste Werkstoffvolumen berücksichtigt wird. Zur Variation der Oberflächentemperatur wurde neben der Laserleistung P_L ebenfalls die Einsatzzeit t_L zwischen $0,25 \text{ s}$ und 3 s variiert. Zur Minimierung der Eigenspannungen aus vorherigen Fertigungsprozessen wurden die Werkstücke aus Ti-6Al-4V, Al7075-T6 und unvergütetem C45 zunächst spannungsarmgeglüht. Neben der Wärmebehandlung unter Vakuum wurde die Oberfläche der Ti-6Al-4V Probe elektrochemisch poliert, um etwaige Einflüsse von Oxidation und somit verfälschten Phasendiagrammen bei der Eigenspannungsbestimmung auszuschließen. Die Messung der Temperatur erfolgte mit einem Einfarbenpyrometer vom Typ IP 140-MB7 der Fa. Impac, dessen Temperaturmessbereich von 100 °C bis 700 °C die theoretisch berechneten, kritischen Temperaturen aus Bild 7.4 abdeckt. Der Messfleck des Einfarbenpyrometers wurde durch eine Optik auf den Brennfleck des Faserlasers eingestellt. Wichtig für die Temperaturmessungen mit einem Einfarbenpyrometers ist die korrekte Wahl des Emissionskoeffizienten ϵ , der sich je nach Werkstoff unterscheidet. Die Emissionskoeffizienten wurden durch die Erwärmung von gleichen Werkstücken in einem Ofen und gleichzeitiger Messung eines Einfarbenpyrometers und eines Zweifarbenpyrometers vom Typ Impac IGAR 12-LO-MB10 bestimmt. Das Zweifarbenpyrometer berechnet den Emissionskoeffizienten durch zwei verschiedene Wellenlängen, konnte jedoch aufgrund des unpassenden Temperaturbereichs von 300 °C bis 1.000 °C nicht direkt eingesetzt werden. Die bestimmten Emissionskoeffizienten sind in Tabelle 7.2 aufgelistet und werden für alle Temperaturen als konstant angenommen. Zwar ist bekannt, dass Emissionskoeffizienten ebenfalls temperaturabhängig sind, jedoch wird der Fehler geringer eingeschätzt, als die Vereinfachungen aus dem Modell in Gleichung 7.4.

Tabelle 7.2: Bestimmte Emissionskoeffizienten für unterschiedliche Werkstoffe

Titan 6Al-4V	Aluminium 7075-T6	unvergüteter Stahl C45
$\epsilon_{\text{Ti64}} = 0,42$	$\epsilon_{\text{Al}} = 0,21$	$\epsilon_{\text{C45}} = 0,88$

Die gemessenen, oberflächennahen Eigenspannungen aller drei Werkstoffe sind in Bild 7.4 über die gemessene Temperatur aufgetragen. Ferner sind die kritischen Temperaturen aus Gleichung 7.4 und 7.5 als vertikale Linien in Bild 7.4 dargestellt. Mit den eingezeichneten Trendlinien ist die gleiche Tendenz und Reihenfolge der Werkstoffe zu erkennen, wie theoretisch vorhergesagt. Bei unvergütetem C45 entstehen Zugeigenspannungen ab einer Temperatur von ca. 200 °C ($T_{\text{krit,C45}} = 87 \text{ °C}$), bei Aluminium 7075 ab ca. 300 °C ($T_{\text{krit,Al}} = 220 \text{ °C}$) und bei Ti-6Al-4V ab ca. 600 °C ($T_{\text{krit,Ti64}} = 480 \text{ °C}$).

Die Ergebnisse bestätigen die Aussage von Scholtes, der eine Temperaturdifferenz von $110\text{ }^{\circ}\text{C}$ für Ck45 angibt, bei der thermisch bedingte Eigenspannungen auftreten können [Sch90, S.202]. Aufgrund der hohen Reflexionsneigung des Aluminiums konnten nur Temperaturen von bis zu $375\text{ }^{\circ}\text{C}$ mit maximaler Laserleistung realisiert werden. Die Temperaturwerte von Ti-6Al-4V schwanken im Bereich um $450\text{ }^{\circ}\text{C}$, was auf die veränderten Lasereinsatzzeiten t_L und somit auf den veränderten Leistungseintrag und Temperaturgradienten in die Werkstückoberfläche zurückzuführen ist. Es lässt sich festhalten, dass die realen Temperaturen, ab denen thermisch bedingte Zugeigenspannungen auftreten, höher sind, als die mit Gleichung 7.4 und 7.5 berechneten. **Somit ist das analytische Modell geeignet, um die minimalen Temperaturen anzugeben, ab denen Eigenspannungen durch den direkten thermischen Effekt auftreten können.**

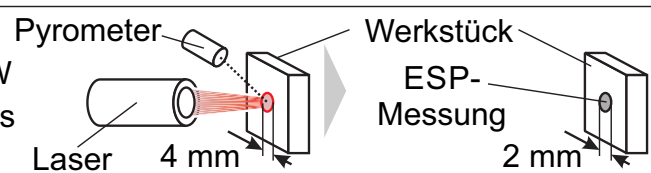


Einstellgrößen Laser

Leistung Laser $P_L = 30 - 688\text{ W}$

Zeitintervalle Laser $t_L = 0,25 - 3,0\text{ s}$

Durchm. Laserfokus $D_L = 4\text{ mm}$



Ne/75309 © IFW

Bild 7.5: Oberflächennahe Eigenspannungen nach lokaler Erwärmung mittels Laser

Theoretische Betrachtung der Werkstücktemperatur durch den Zerspanprozess

Im Rahmen der Arbeiten im SFB 871 wurden ebenfalls die Bauteiltemperaturen während der Zerspanung mittels Thermoelementen und Pyrometrie [Den14b] aufgenommen. Dabei ist der Abstand zwischen der Position des Sensors und der generierten Oberfläche von entscheidender Bedeutung. Die Thermoelemente konnten auf ca. $0,1\text{ mm}$ unter der generierten Oberfläche positioniert werden. Hierbei liegen die maximal ermittelten Bauteiltemperaturen bei ca. $60\text{ }^{\circ}\text{C}$. Zwar wäre eine Interpolation der Messdaten zur eigentlichen Oberfläche denkbar, jedoch ist diese Methode aufgrund des hohen Temperaturgradienten in der Randzone sehr fehlerbehaftet [Rah11, Bra08]. Die Pyrometrie wurde beim Drehen von Titan eingesetzt, indem der Sensor im Werkzeughalter positioniert wurde und damit die Bauteiltemperatur kurz nach der Spanabnahme gemessen werden konnte. Der genaue experimentelle Aufbau ist in [Den14b] beschrieben. Dabei

wurden Temperaturen von maximal 270 °C gemessen, 1,4 µs nach der Spanabnahme. Beide experimentellen Methoden zur Bestimmung der Bauteiltemperaturen sind sehr fehleranfällig. Dennoch wurden Temperaturen ermittelt, die deutlich unterhalb der theoretisch ermittelten Grenztemperatur von $T_{\text{krit, Ti64}} = 480 \text{ °C}$ liegen. Gleichzeitig ist aus der Literatur bekannt, dass die Werkzeugtemperatur bei der Zerspanung von Titan 1.000 °C übersteigen kann [Uga12, Arm10]. Franz erwähnt Temperaturen in der Kontaktzone bei der Titanzerspanung von ca. 800 °C bis 1.100 °C [Fra79]. Aufgrund der fehleranfälligen, experimentellen Bestimmung der Bauteiltemperatur, wird im Folgenden eine theoretische Betrachtung der Bauteiltemperatur und des Temperaturgradienten herangezogen, die auf den Erkenntnissen von Altmüller basiert [Alt00]. Das Ziel ist es herauszufinden, ob der direkte thermische Effekt auf die Eigenspannungen vernachlässigbar ist. Der Ansatz des Modells ist schematisch in Bild 7.6 dargestellt. Hierbei wird angenommen, dass die wichtigste Wärmequelle für das Bauteil die Freiflächenreibung im Bereich der tertiären Scherzone ist. Diese Annahme ist zwar näherungsweise gültig, vgl. Kapitel 2.3.3, jedoch werden aufgrund dieser Vereinfachung die modellierten Temperaturwerte unterhalb der realen Temperaturen liegen. Für eine generelle Betrachtung der Bauteiltemperaturen ist dies akzeptabel.

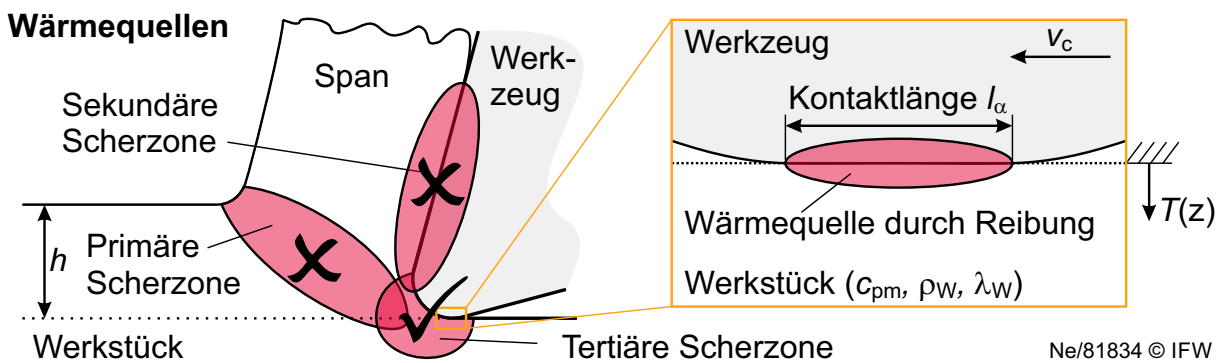


Bild 7.6: Kontaktzone zwischen Schneide und Werkstück nach [Alt00]

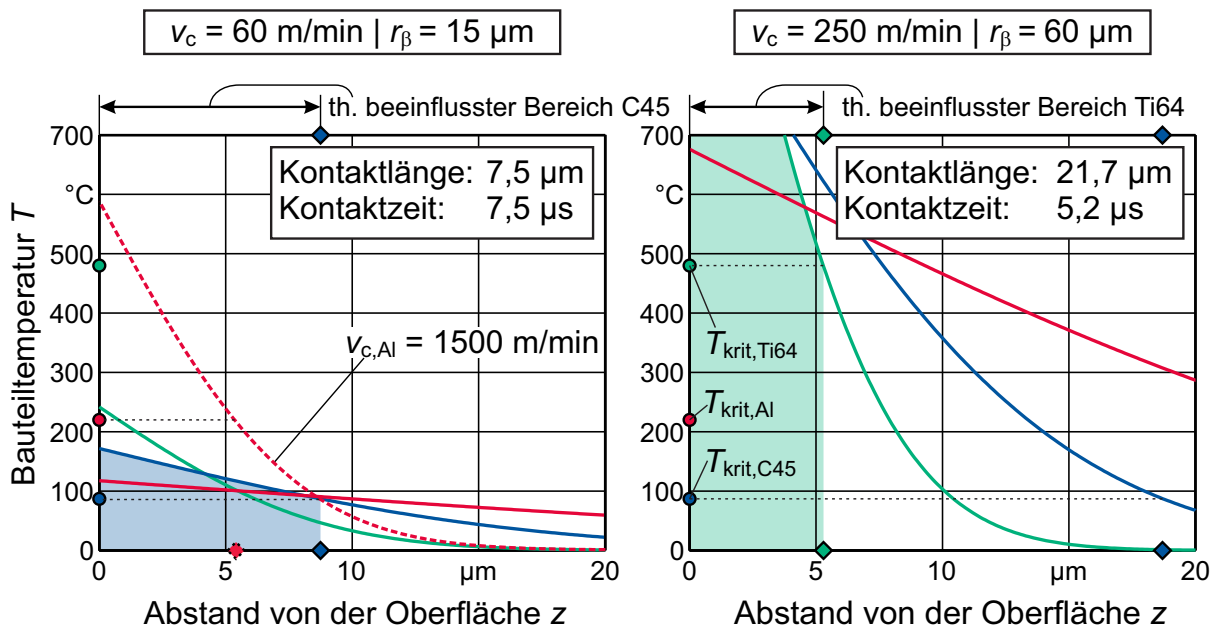
Zur Berechnung der Bauteiltemperatur nach Altmüller wird ein Gleichgewichtsmodell angenommen, bei dem die eingebrachte Energie in Form von Kraft und Geschwindigkeit gleich der Reibenergie im Bauteil ist [Alt00]. Bei diesem Modell werden folgende Annahmen getroffen:

- Es gelten orthogonale Zerspanbedingungen
- Die Werkstoffeigenschaften sind temperaturunabhängig
- Es findet keine Konvektion oder Wärmestrahlung statt
- Das Werkstück ist eine halbumendliche Platte mit einer oberflächennahen Wärmebelastung ohne innere Wärmequellen
- Die Wärmeleitung ins Werkstück erfolgt direkt ohne Wärmeübergangswiderstand

Der Zerspanprozess wird durch diese Vereinfachungen stark abstrahiert, was jedoch im Hinblick auf das Ziel dieses Teilkapitels akzeptabel ist. Altmüller löst mit diesen Nebenbedingungen die Differentialgleichung der Fourierschen Wärmeleitung und berechnet die Werkstücktemperatur zu

$$T(z, t) = T_{\text{Umgebung}} + \frac{F'_{c,r} \cdot v_c \cdot \sqrt{\pi \cdot \frac{l_\alpha}{v_c}}}{l_\alpha \cdot \left(\sqrt{\rho_{\text{Ti}} \cdot \lambda_{\text{Ti}} \cdot c_{\text{pm,Ti}}} + \sqrt{\rho_{\text{Hm}} \cdot \lambda_{\text{Hm}} \cdot c_{\text{pm,Hm}}} \right)} \cdot \left(1 - \operatorname{erf} \left(\frac{z}{\sqrt{4 \cdot \left(\frac{\lambda}{\rho_{\text{Ti}} \cdot c_{\text{pm,Ti}}} \right) \cdot \frac{l_\alpha}{v_c}}} \right) \right). \quad (7.6)$$

Dabei ist $F'_{c,r}$ der Reibanteil der bezogenen Schnittkraft im Bereich der Mindestspannungsdicke h_{\min} und l_α ist die Kontaktlänge zwischen dem Werkstück und dem Werkzeug im Bereich der Freiflächenreibung. Die Indizes geben die jeweiligen Werte der Dichte ρ , der Wärmeleitfähigkeit λ und der mittleren Wärmekapazität c_{cp} vom Titanwerkstück (Ti) und dem Hartmetall (Hm) an. Die Abkürzung „erf“ steht für die Error-Funktion. Auf die Herleitung und die verwendeten Werte der Gleichung 7.6 sei auf Altmüller verwiesen [Alt00, S.53ff].



Legende

- C45 ($c_{\text{pm}} = 470 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$, $\lambda = 42,6 \text{ W/m K}$)
- Al7075 ($c_{\text{pm}} = 862 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$, $\lambda = 145 \text{ W/m K}$)
- Ti-6Al-4V ($c_{\text{pm}} = 567 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$, $\lambda = 7,5 \text{ W/m K}$)

- ◇ beeinflusste Tiefe
- kritische Temperatur

Ne/81835 © IFW

Bild 7.7: Ergebnisse der Temperaturverläufe im Werkstück nach Modell aus [Alt00]

Die Ergebnisse der Bauteiltemperaturen unter Anwendung von Gleichung 7.6 für die Werkstoffe Ti-6Al-4V, C45 und Al7075 sind in Bild 7.7 dargestellt. Im linken Diagramm wurde eine für Titan gewöhnliche Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 60 \text{ m/min}$ und eine Schneidkantenverrundung von $r_\beta = 15 \mu\text{m}$ gewählt. Bei Ti-6Al-4V und bei Al7075 sind die Temperaturen an der Bauteiloberfläche noch unterhalb von $T_{\text{krit,Ti64}}$ bzw. $T_{\text{krit,Al}}$. Lediglich die Grenztemperatur von C45 wird überschritten, sodass ein direkter thermischer Effekt im Bereich bis $z \approx 10 \mu\text{m}$ zu erwarten ist. Da Aluminium in der Praxis bei

deutlich höheren Schnittgeschwindigkeiten bearbeitet wird, ist im linken Diagramm von Bild 7.7 zur Vollständigkeit auch die Temperaturverteilung für $v_c = 1.500 \text{ m/min}$ angegeben. Bei dieser Schnittgeschwindigkeit wäre ein direkter thermischer Effekt auf die Eigenspannungen des Aluminiumwerkstücks zu erwarten.

Werden Schnittgeschwindigkeit und Schneidkantenradius erhöht, so verringert sich die Kontaktzeit zwischen Werkstück und Werkzeug bei gleichzeitig erhöhter Reibung durch die erhöhte Kontaktlänge l_α , dargestellt im rechten Diagramm von Bild 7.7. Aufgrund der schlechten Wärmeleitfähigkeit von Titan ist die Temperatur an der Werkstückoberfläche zwar höher als bei C45 oder Al7075, jedoch sinkt die Temperatur in der Tiefe z deutlich schneller ab. In diesem theoretisch betrachteten Fall würden die Eigenspannungen des Titanwerkstücks bis in einer Tiefe von ca. $z \approx 5 \mu\text{m}$ durch den direkten thermischen Effekt beeinflusst werden, wodurch Zugeigenspannungen entstehen würden. Dieser Wert entspricht etwa der Informationstiefe z_0 durch den Röntgenstrahl, sodass ein globales Minimum nicht detektierbar wäre, selbst bei den für Titan sehr hoch gewählten Werten von $v_c = 250 \text{ m/min}$ bzw. $r_\beta = 60 \mu\text{m}$. Zwar ist das Modell aus Gleichung 7.6, ebenso wie das Modell aus Gleichung 7.4, ein stark vereinfachtes, theoretisches Konstrukt, jedoch lassen sich dennoch folgende Punkte festhalten:

- Ein Großteil der Eigenspannungstiefenverläufe nach der Zerspanung von Titan sind vergleichbar mit dem aus Bild 7.1 beschriebenen Fall (1), bei dem der direkte thermische Effekt ausgeschlossen werden kann.
- Die Angaben aus der Literatur [Gey02, Sun09, Rao11, Fra79] und die Messdaten aus Kapitel 6 und 7 zeigen, dass nach der Titanzerspanung maßgeblich Druckeigenspannungen vorliegen, was auf einen mechanischen Effekt schließen lässt.
- Nach Angaben der Literatur ist die thermische Werkstückbelastung während der Zerspanung von Titan gering [Pit11, Asp13, Su12, Rah11, Fra79].
- Es werden generell für Titan nur geringe Schnittgeschwindigkeiten verwendet, was ebenfalls auf eine geringe thermische Belastung der Randzone schließen lässt.
- Aufgrund der schlechten Wärmeleitfähigkeit von Titan weist die Temperaturverteilung einen steilen Gradienten auf. Es wurde eine theoretische Beeinflussungstiefe von maximal $z \approx 5 \mu\text{m}$ bestimmt.

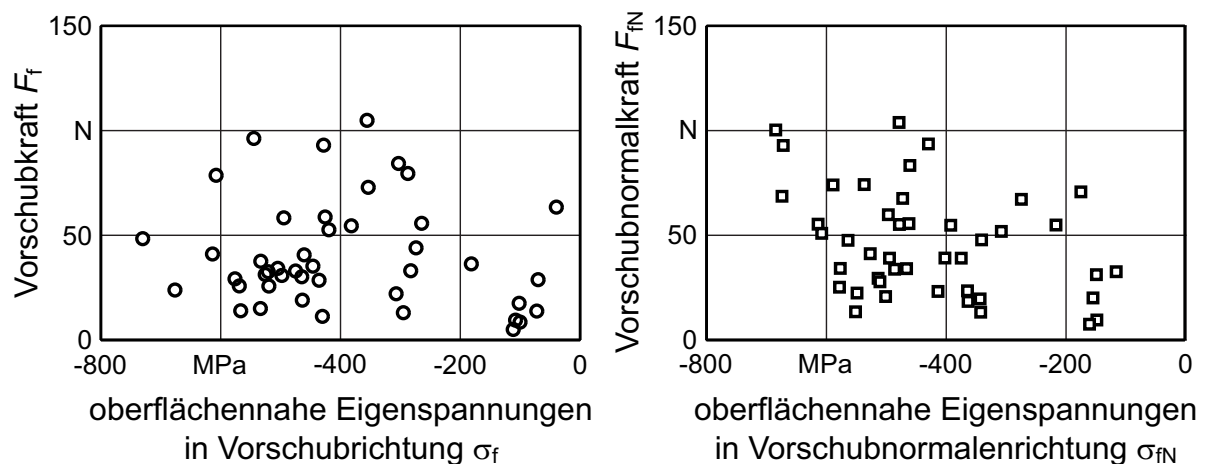
Aus diesen Gründen ist es wahrscheinlicher, dass die globalen Minima der Eigenspannungstiefenverläufe, siehe Bild 7.2, durch direkte mechanische Effekte (Fall (4), Bild 7.1) verursacht werden statt durch direkte thermische Effekte (Fall (2)). Für diese Arbeit werden daher die direkten thermischen Effekte nicht weiter betrachtet.

7.2.2 Mechanische Einflüsse

Im letzten Kapitel wurde gezeigt, dass der direkte thermische Effekt bei der Ausprägung der Eigenspannungen unwahrscheinlich ist. Daraus folgt, dass die Eigenspannungen

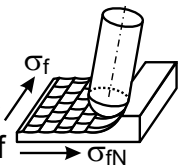
maßgeblich durch den *indirekten thermischen Effekt* und den *direkten mechanischen Effekt* festgelegt werden. Der indirekt thermische Effekt ist auf die Veränderung der mechanischen Eigenschaften zurückzuführen und ist weniger dominant als der direkte mechanische Effekt, vgl. Bild 7.1.

Für beide Effekte ist die Prozesskraft eine wichtige Kenngröße. Jedoch können die Prozesskräfte alleine nicht die Effekte auf die Eigenspannungsentstehung erklären. Dies ist in Bild 7.8 verdeutlicht, bei dem die oberflächennahen Eigenspannungen in Vorschub- bzw. Vorschubnormalenrichtung gegen die Prozesskräfte in Vorschub- und Vorschubnormalenrichtung aufgetragen sind.



Rekonturierung von Ti-6Al-4V durch Kugelkopffräsen

Zahnvorschub $f_z = 0,10 - 0,40$ mm Vorschubr.winkel $\lambda = 15 - 60^\circ$
 Zeilenbreite $b_r = 0,20 - 0,60$ mm Werkzeugtyp: 1 ($r_\beta = 4 - 60$ μm)
 Schnitttiefe $a_p = 0,02 - 0,60$ mm Frässtrategien: Gegen/Gleichlauf



Ne/75934 © IFW

Bild 7.8: Korrelation zwischen Eigenspannungen und Prozesskräften

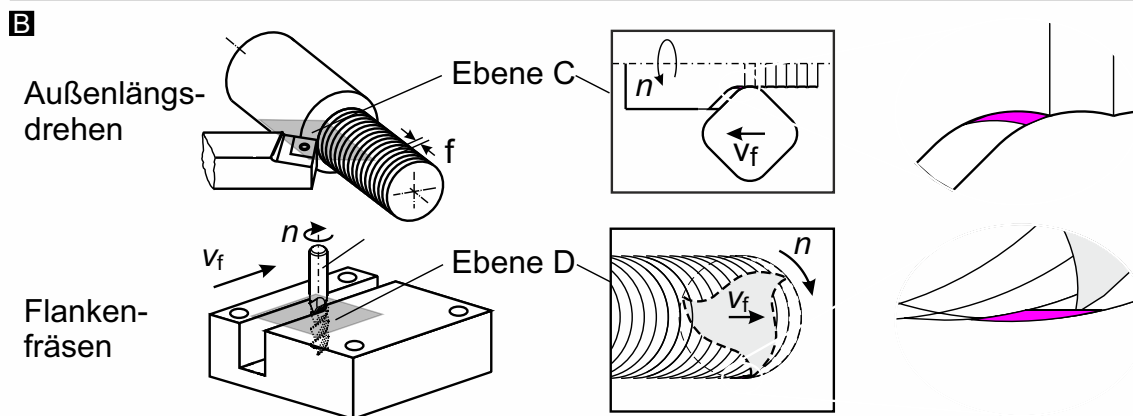
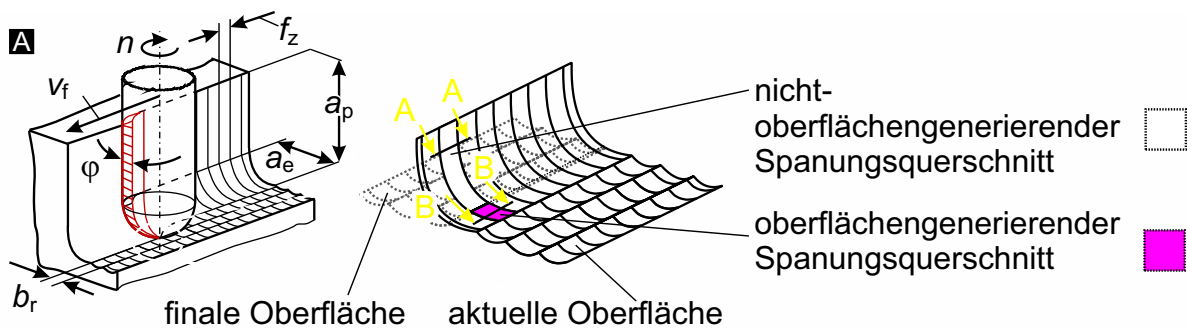
Hierbei wurden, mit Ausnahme der Schnitttiefe a_p , die sich durch die Gestalt der Schweißnaht automatisch ändert, nur jene Einflussgrößen variiert, welche die Eigenspannungen gemäß Kapitel 6.3 signifikant beeinflussen. Es zeigt sich für die oberflächennahen Eigenspannungen keine Korrelation mit den Prozesskräften. Insbesondere bei der Betrachtung der Eigenspannungen nach der Rekonturierung aus Bild 6.4 wird deutlich, dass es keinen direkten Zusammenhang zwischen Eigenspannungen und Prozesskräften geben kann. Die Eigenspannungen aus Bild 6.4 sind quer zur Schweißnaht konstant, jedoch steigen die Prozesskräfte an, bedingt durch die Schweißnahtgeometrie und der damit einhergehenden Erhöhung der Schnitttiefe a_p . Somit gilt: **Die Prozesskräfte sind keine geeignete Kenngröße für die Beschreibung der Eigenspannungsentstehung bei der Rekonturierung.**

Das Prinzip der oberflächengenerierenden Kräfte

In Kapitel 4.3 wurde der Begriff *Oberflächengeneration* eingeführt, der die Spanungsgrößen (Spanungsdicke h , Spanungsbreite b , etc.) und die Kinematik des Fräsprozesses

auf die finale Oberfläche bezieht. Werden nur jene Spanungsgrößen berücksichtigt, die während der Oberflächengeneration wirken, so lassen sich die dazugehörigen Prozesskräfte berechnen. Diese Kräfte werden im Folgenden *oberflächengenerierende Kräfte* genannt. Wie bei dem Begriff Oberflächengeneration aus Kapitel 4.3, ist auch dieser Begriff unscharf, weil streng genommen Kräfte keine Oberflächen generieren können. Somit müsste der Begriff korrekterweise lauten: „wirkende Prozesskräfte bezogen auf die finale Oberfläche“. Für diese Arbeit wird im Folgenden dennoch der Begriff „oberflächengenerierende Kräfte“ aufgrund der kompakten Beschreibung verwendet.

Die oberflächengenerierenden Kräfte sind eine geeignete Methodik zur Beschreibung der mechanischen Werkstückbelastung, was das Ziel dieses Teilkapitels ist. Der Grund ist, dass sich die oberflächengenerierenden Kräfte immer auf eine definierte Fläche beziehen, womit der Begriff ebenfalls die oberflächengenerierenden Spannungen einschließt, die während des Zeitschritts i auf der finalen Oberfläche wirken. Diese finale Oberfläche für den Zeitschritt i ist in Bild 7.9(A) grün gekennzeichnet.



Ne/81836 © IFW

Bild 7.9: Oberflächengeneration beim Kugelkopffräsen und bei anderen Fertigungsprozessen

In Bild 7.9(A) ist der Spanungsquerschnitt angedeutet, der während des Zeitschritts i die Prozesskräfte verursacht (Grün + Rot). Der für die oberflächengenerierenden Kräfte verantwortliche Spanungsquerschnitt liegt nur im grünen Bereich und ist in Kontakt mit der finalen Oberfläche. Das Prinzip der oberflächengenerierenden Kräfte ist ebenfalls auf andere Fräs-, Bohr- und Drehprozesse übertragbar, wenn die finale Oberfläche durch sukzessive Schnitte entsteht, siehe Bild 7.9(B). Lediglich beim Orthogonaleinstechdrehen und Hobeln sind die Prozesskräfte gleichzeitig die oberflächengenerierenden Kräfte.

Aufgrund der Allgemeingültigkeit dieses Ansatzes wird folgende Arbeitshypothese aufgestellt: **Die oberflächengenerierenden Kräfte sind eine geeignete Kenngröße zur Beschreibung der Eigenspannungen.**

Wenn diese Arbeitshypothese korrekt ist, dann muss insbesondere für das Kugelkopffräsen die deutlich geringere Spannungsdicke h im Bereich der Oberflächengeneration berücksichtigt werden, vgl. Bild 4.2 und Kapitel 4.3. Die Spannungsdicke h resultiert durch den kleinen Einstellwinkel κ , der die Orientierung und Skalierung des Spannungsquerschnitts h festlegt. Eine lineare Skalierung der Prozesskräfte auf die oberflächengenerierenden Kräfte ist aufgrund des nichtlinearen Einflusses der Schneidkantenverrundung nicht möglich [Alb60, Kie52]. Deutlich wird dies bei Betrachtung der Ansichten A-A und B-B aus Bild 7.9(A), deren Orthogonalebenen für einen bestimmten Eingriffswinkel φ in Bild 7.10 dargestellt sind.

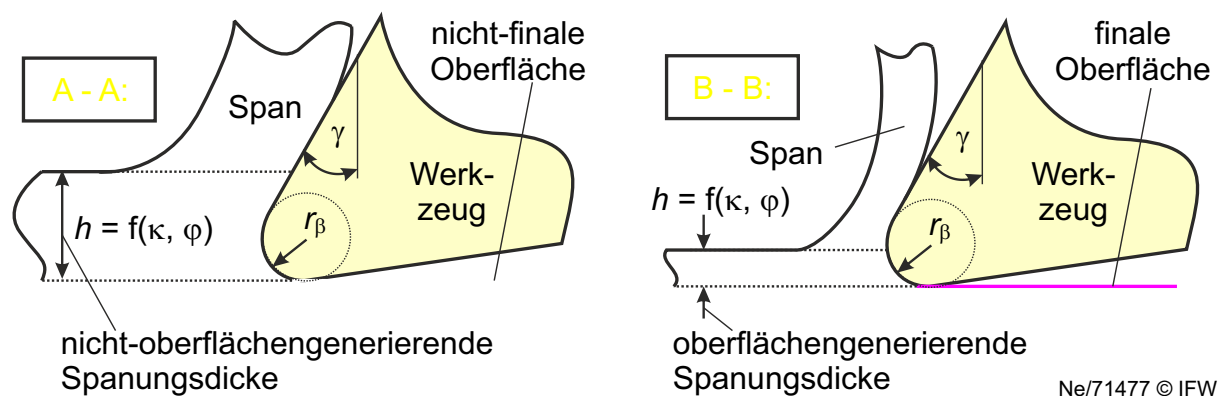


Bild 7.10: Oberflächengenerierende Kräfte: Unterschiedliche Spannungsquerschnitte in Abhängigkeit des Einstellwinkels κ

Unter der Annahme einer konstanten Keilgeometrie über den Kugelbereich des Fräasers, ist links die nicht-oberflächengenerierende Spannungsdicke h im Schnitt A-A dargestellt, rechts im Schnitt B-B die verringerte, oberflächengenerierende Spannungsdicke h . Es wird deutlich, dass die Schneidkantenverrundung r_β im rechten Fall die Kräfte stärker beeinflussen wird, als im linken Fall. Dies wird gestützt durch die Erkenntnis der Signifikanzanalyse (Kapitel 6.3), dass die Schneidkantenverrundung die wichtigste Einflussgröße auf die Eigenspannung nach dem Kugelkopffräsen ist. Es lässt sich festhalten: **Die oberflächengenerierenden Spannungsdicken sind beim Kugelkopffräsen sehr klein, sodass ebenfalls Skalierungseffekte durch die Schneidkantenmikrogeometrie berücksichtigt werden müssen.**

Erläuterung der bisherigen Ergebnisse zur Eigenspannungsentstehung mit Hilfe der oberflächengenerierenden Kräfte

Ist die oben genannte Arbeitshypothese korrekt, so lassen sich die Ergebnisse aus Kapitel 6.3 und 7.2 mit Hilfe der oberflächengenerierenden Kräfte erklären. Beispielsweise wurde gezeigt, dass die Eigenspannungstiefenverläufe (Bild 7.2) maßgeblich durch die Schneidkantenverrundung r_β beeinflusst werden. Dies ist kongruent mit dem

Zwischenfazit des letzten Abschnitts. Ferner wurde gezeigt, dass die Schnittgeschwindigkeit v_c die Eigenspannungen bei der Titanbearbeitung kaum beeinflusst. Der Grund dafür ist der nachweislich geringe Einfluss des direkten thermischen Effekts auf die Eigenspannungen, was in Kapitel 7.2.1 thematisiert wurde. Gleichzeitig beeinflusst die Schnittgeschwindigkeit nur im geringen Maße die oberflächengenerierenden Kräfte, sodass auch dieser Zusammenhang kongruent mit der Arbeitshypothese ist.

Bei unterschiedlichen Schnitttiefen a_p , z. B. während der Rekonturierung einer Schweißnaht, bleiben die oberflächengenerierenden Kräfte konstant und somit beeinflusst diese Einstellgröße weder die oberflächengenerierenden Kräfte, noch die Eigenspannungen (vgl. Bild 6.5). Die Einstellgrößen Zahnvorschub f_z , Schnittbreite b_r und die Anstellwinkel λ und τ beeinflussen die Kinematik und somit die Topographie des Prozesses, was auch die oberflächengenerierenden Kräfte und somit die Eigenspannungen beeinflusst.

Insbesondere der nicht-signifikante Effekt des Spanwinkels γ überrascht aufgrund des nachweislich hohen Einflusses auf die primäre Scherzone. Dadurch erhöhten sich die plastischen Verformungen, nachgewiesen unter anderem von Tönshoff [Tön66, S.68ff], Kaczmarek [Kac66] oder Guo et al. [Guo11]. Aus Bild 7.10 wird jedoch ersichtlich, dass die Spannungsdicke h bei der Betrachtung der Oberflächengeneration sehr geringe Werte unterhalb des Schneidkantenradius r_β annehmen kann, sodass die primäre Scherzone und der Spanfluss durch den effektiven Spanwinkel γ_{eff} statt dem nominellen Spanwinkel γ festgelegt werden. Dies ist in den Untersuchungen aus Kapitel 6.3 der Fall gewesen, bei dem die oberflächengenerierende Spannungsdicke Werte zwischen $h_{min} = 3,8 \mu\text{m}$ und $h_{max} = 15,0 \mu\text{m}$ aufweist, was weniger ist als der Schneidkantenradius von $r_\beta = 30 \mu\text{m}$. Das Gleich- und Gegenlaufräsen beeinflusst nicht die Eigenspannungen, weil der beteiligte Spanungsquerschnitt an der Oberflächengeneration in den meisten Fällen kein Teilschnitt, sondern ein Vollschnitt mit $\varphi_e < 0^\circ$ und $\varphi_a > 180^\circ$ darstellt, vgl. Bild 4.2 und Bild 4.6.

Ferner lassen sich durch das Prinzip der oberflächengenerierende Kräfte eine Vielzahl der widersprüchlichen Aussagen aus der Literatur erklären (vgl. Kapitel 2.3.1, Bild 2.11 und Bild 2.12). Als Beispiel sei der hohe Einfluss des Fertigungsverfahrens auf die Eigenspannungen genannt, sodass die Erkenntnisse nur selten allgemeingültig übertragbar sind. Eine Begründung ist, dass die oberflächengenerierende Spannungsdicke maßgeblich durch die Schneidenkinematik und die finale Oberfläche festgelegt wird, was sich bei den Fertigungsverfahren naturgemäß unterscheidet. Prozessübergreifend wurde in Bild 2.12 festgestellt, dass die Schnitttiefe a_p in den meisten Fällen die Eigenspannungen nicht beeinflusst. Auch dies ist kongruent zur Arbeitshypothese, weil die oberflächengenerierenden Kräfte nicht durch die Schnitttiefe a_p beeinflusst werden.

Es sei an dieser Stelle erwähnt, dass in der Literatur Ansätze existieren, die entfernt vergleichbar mit dem Prinzip der oberflächengenerierenden Kräften sind. Diese Ansätze sind jedoch immer nur auf den jeweiligen Anwendungsfall, wie Planfräsen [LG09], Außenlängsdrehen [Val12], Plandrehen [Den14a] etc. beschränkt. Das hier vorgestellte Prinzip der oberflächengenerierende Kräfte vereint die Methoden und Ansätze aus der Literatur und ist somit allgemeingültig auf alle komplexen Fertigungsprozesse, auch der Rekonturierung durch Kugelkopfräser, übertragbar.

Es lässt sich festhalten, dass die direkten thermischen Effekte bei der Eigenspannungsentstehung unwahrscheinlich sind und somit die Eigenspannungen maßgeblich durch mechanische Effekte bestimmt werden. Die mechanischen Effekte werden größtenteils durch das Prinzip der oberflächengenerierenden Kräften abgedeckt. Somit ist das zweite Teilziel dieser Arbeit im Kontext des Gesamtziels erreicht.

7.3 Modellierung der mechanischen Werkstückbelastung

Zur Vorhersage der Werkstückbelastung durch die oberflächengenerierenden Prozesskräfte, müssen zunächst die Spanungsgrößen ermittelt werden, die bei der Oberflächen-generierung wirken. Im ersten Teil dieses Kapitels wird ein allgemeingültiger Ansatz für die Berechnung von Spanungsgrößen unter Berücksichtigung von Skalierungseffekten durch die Schneidkantenmikrogeometrie hergeleitet und mit gemessenen Prozesskräften validiert. Dies ist notwendig, weil die oberflächengenerierenden Prozesskräfte messtechnisch nicht zu bestimmen sind. Im nächsten Schritt wird der Modellierungsansatz auf die Oberflächen-generierung übertragen.

Berechnung von Spanungsgrößen

Wie in Kapitel 2.3.3 gezeigt, eignen sich zur Simulation der Prozesskräfte die etablierten, mechanistischen Kraftmodelle mit den Spanungsgrößen b , h und Kraftkoeffizienten k in der Form $F = f(b, h, k)$. Die Eingriffsverhältnisse bei der Rekonturierung sind jedoch analytisch für beliebige Werkzeuggeometrien nicht mehr herleitbar. Aus diesem Grund ist eine Materialabtragssimulation unter Berücksichtigung der realen trochoidalen Kinematik notwendig, aus der die Eingriffsverhältnisse und die Spanungsgrößen abgeleitet werden müssen. Als Basis hierzu dient das am IFW entwickelte dexelbasierte Materialabtragsprogramm CutS, das die reale Fräskinetik berücksichtigt und somit geeignet ist [Den09]. Der Ansatz zur Berechnung der Spanungsgrößen ist im Folgenden kurz erläutert, für eine detaillierte Beschreibung sei auf die Veröffentlichung [Böβ13] verwiesen.

Für den folgenden Ansatz zur Kraftberechnung wird nicht die Werkzeugschneide, sondern nur das geschnittene Volumen V_{ji} betrachtet. Das geschnittene Volumen ist das entfernte Material zwischen zwei Zeitschritten der Materialabtragssimulation, mit dem Index i für den Zeitschritt und Index j für die Schneide, dargestellt in Bild 7.11(A). Der Grund für diesen Ansatz ist einerseits die allgemeine Betrachtungsweise, die für alle Fräsprozesse, auch der Rekonturierung, anwendbar ist und andererseits berücksichtigt diese Methode ebenfalls die Oberflächen-generierung.

Für die Abtragssimulation ist ein CAD-Werkzeugmodell notwendig, dessen Modellierung in Kapitel 9 beschrieben wird. Zur Berechnung der Spanungsgrößen wird im ersten Schritt das geschnittene Volumen V_{ji} in k Schritten orthogonal zur Werkzeugachse a_i durch Ebenen E_k zu dV_{jik} diskretisiert mit einem äquidistanten Abstand dz . Hierdurch werden lokale Varianzen bei den Spanungsgrößen durch bspw. eine Schweißnaht sowie der Helixwinkel des Werkzeugs für beliebige Anstellwinkel berücksichtigt. Die

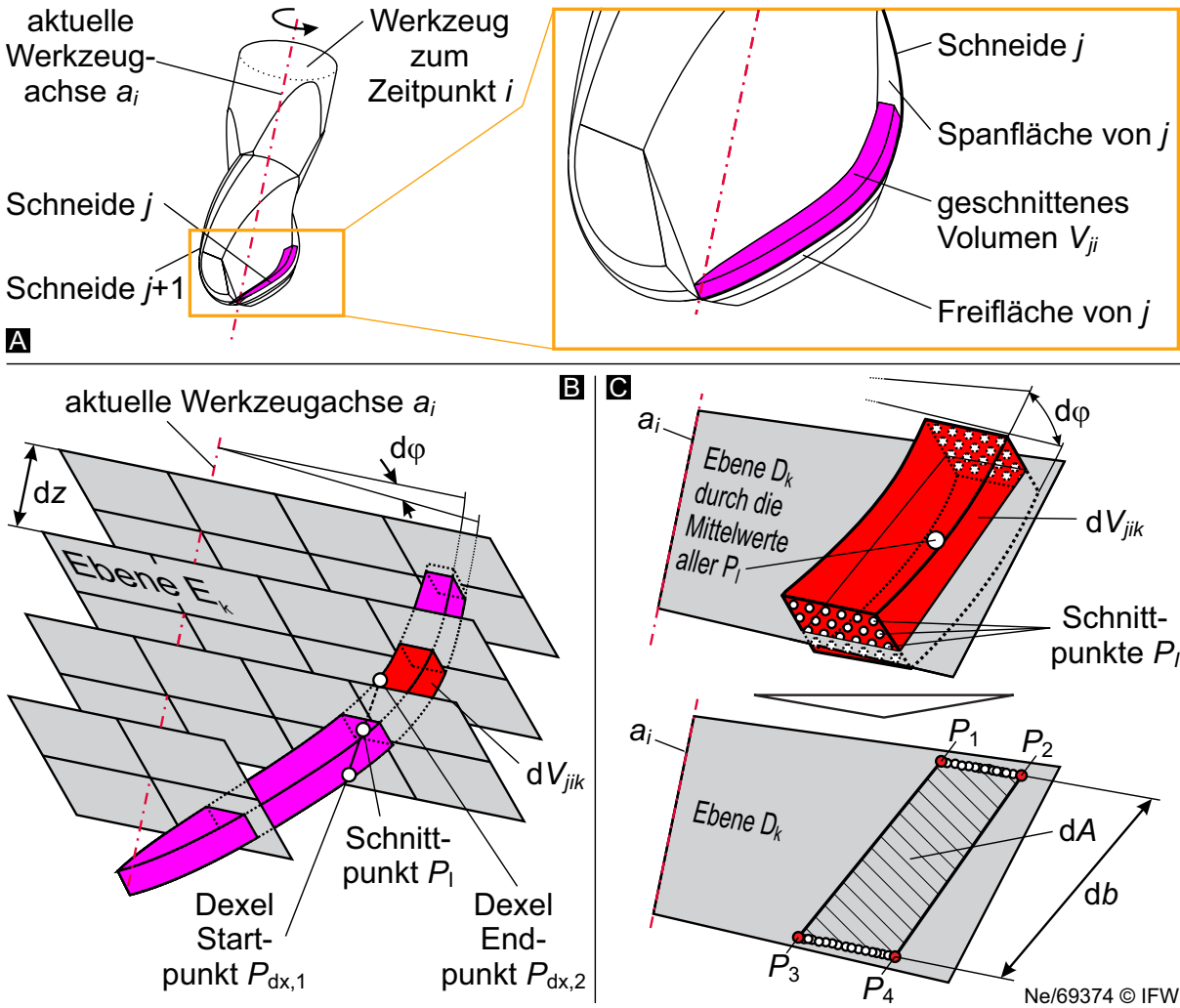


Bild 7.11: Diskretisierung des abgetragenen Werkstückvolumens V_{ji} in dV_{jik} und Berechnung der Spannungsgrößen

Ebenen E_k schneiden die Dixel in dem Punkt P_1 , mit dem Dixel-Startpunkt $P_{dx,1}$ und dem Dixel-Endpunkt $P_{dx,2}$, schematisch anhand eines Dexels in Bild 7.11(B) gezeigt. Alle Schnittpunkte P_1 zwischen dem Dixelvektor $\vec{u} = P_{dx,1} - P_{dx,2}$ und der Ebenen E_k berechnen sich zu

$$P_1 = P_{dx,1} + \frac{\langle \vec{\omega}, \vec{a}_i \rangle}{\langle \vec{u}, \vec{a}_i \rangle} \cdot \vec{u} \quad (7.7)$$

Der Vektor $\vec{\omega}$ zeigt in Richtung eines Dexels und eines Basispunktes auf der Ebene E_k , bei dem ein Wert von $0 < \langle \vec{\omega}, \vec{a}_i \rangle / \langle \vec{u}, \vec{a}_i \rangle < 1$ einen Schnittpunkt markiert. Im Folgenden wird jedes Element des diskretisierten Volumens dV_{jik} mit den jeweiligen Schnittpunkten P_1 betrachtet, dargestellt als blaues, diskretes Volumen in Bild 7.11(C). Zur Berechnung der Kräfte ist es notwendig, das dreidimensionale infinitesimale Volumen dV_{jik} in die zweidimensionalen Spannungsgrößen h , db , dA zu überführen. Dies geschieht durch eine zylindrische Transformation aller Schnittpunkte P_1 durch eine neue Ebene D_k , gebildet durch die Werkzeugachse a_i und dem Mittelwert aller Schnittpunkte P_1 im

jeweiligen Element dV_{ijk} . Für eine genaue mathematische Herleitung sei auf [BöB13] verwiesen. Die nach der Transformation ermittelten äußersten Punkte P_1 bis P_4 , siehe Bild 7.11(C), schließen die infinitesimale Spannungsfläche dA ein, berechnet mit dem Kreuzprodukt zu

$$dA = \frac{1}{2} [|(P_2 - P_1) \times (P_3 - P_1)| + |(P_3 - P_4) \times (P_4 - P_2)|]. \quad (7.8)$$

Der Einstellwinkel κ wird mit dem Skalarprodukt des Achsvektors und der Punkte P_4 und P_1 berechnet

$$\kappa = \left\langle \vec{a}_i, \overrightarrow{P_4 - P_1} \right\rangle, \quad (7.9)$$

wodurch sich die infinitesimale Spannungsbreite db

$$db = \frac{dz}{\sin \kappa} \quad (7.10)$$

und die Spannungsdicke h

$$h = \frac{dA}{dz} \cdot \sin \kappa \quad (7.11)$$

für jedes Element dz berechnen lässt. Mit den Gleichungen 7.8 - 7.11 lässt sich der Betrag der infinitesimalen Kraft an jedem Element dz berechnen, jedoch ist die Richtung der Kraft aufgrund des fehlenden Eingriffswinkels φ unbekannt. Für die Bestimmung der Krafrichtung wurde ein allgemeingültiger Ansatz mit Kraft-Einheitsvektoren (Index „1“) entwickelt. Für den Fall $\kappa = 90^\circ$ zeigt die infinitesimale Tangentialkraft $dF_{t,1}$ in Richtung des Normalenvektors der Ebene E_k , die infinitesimale Axialkraft $dF_{a,1}$ in Richtung des Achsvektors \vec{a}_i , wodurch sich die Richtung der infinitesimalen Radialkraft $dF_{r,1}$ durch das Kreuzprodukt ergibt. Das Koordinatensystem der Kraft-Einheitsvektoren ist in Bild 7.12 dargestellt.

Für jedes Element lässt sich der Einstellwinkel κ durch Gleichung 7.9 berechnen. Mit einer Drehung des Koordinatensystems $dF_{t,1}$, $dF_{r,1}$ und $dF_{a,1}$ um die infinitesimale Tangentialkraft $dF_{t,1}$ um den Winkel $\pi/2 - \kappa$, ergibt sich das korrekte Koordinatensystem mit den Einheitskraftvektoren $dF_{r,1,rot}$, $dF_{a,1,rot}$ und $dF_{t,1}$, schematisch dargestellt unten rechts in Bild 7.12. Die Einheitsvektoren werden mit den Spannungsgrößen aus Gleichung 7.8 - 7.11 multipliziert, wodurch sich diese Werte in jedes andere beliebige Koordinatensystem durch Verwendung der Skalarprodukte berechnen lassen. Für den Fall des Werkstück-Koordinatensystems lautet die Umrechnung

$$\begin{bmatrix} d\vec{F}_x \\ d\vec{F}_y \\ d\vec{F}_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \left\langle \vec{e}_x, d\vec{F}_{r,rot} \right\rangle \cdot \vec{e}_x + \left\langle \vec{e}_x, d\vec{F}_{a,rot} \right\rangle \cdot \vec{e}_x + \left\langle \vec{e}_x, d\vec{F}_t \right\rangle \cdot \vec{e}_x \\ \left\langle \vec{e}_y, d\vec{F}_{r,rot} \right\rangle \cdot \vec{e}_y + \left\langle \vec{e}_y, d\vec{F}_{a,rot} \right\rangle \cdot \vec{e}_y + \left\langle \vec{e}_y, d\vec{F}_t \right\rangle \cdot \vec{e}_y \\ \left\langle \vec{e}_z, d\vec{F}_{r,rot} \right\rangle \cdot \vec{e}_z + \left\langle \vec{e}_z, d\vec{F}_{a,rot} \right\rangle \cdot \vec{e}_z + \left\langle \vec{e}_z, d\vec{F}_t \right\rangle \cdot \vec{e}_z \end{bmatrix}. \quad (7.12)$$

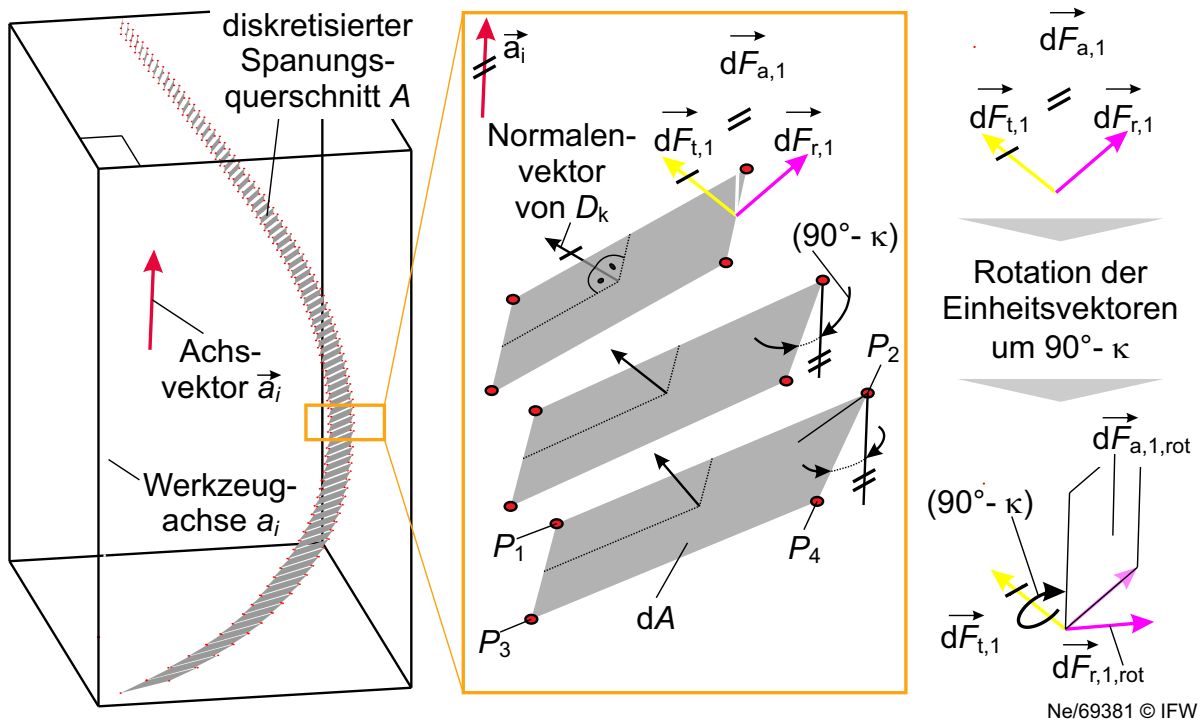


Bild 7.12: Allgemeingültige Transformation der Kraftvektoren

Der gesamte Ablauf des hergeleiteten Ansatzes unter Verwendung der Gleichungen 7.7 bis 7.12 und den Bildern 7.11 und 7.12 ist in Bild 7.13 zusammengefasst¹.

Der vektorielle Ansatz benötigt lediglich die aktuelle Werkzeugachse a_i und das abgetragene Werkstückvolumen V_{ji} , das anschließend diskretisiert wird. Somit können die komplexen Eingriffsverhältnisse bei der Rekonturierung berücksichtigt werden. Mit dem diskretisierten Volumen werden die Stützpunkte P_1 bis P_4 des diskretisierten Spannungsquerschnitts A berechnet. Aus P_1 bis P_4 werden die Spannungsgrößen κ , db und h hergeleitet und mit gedrehten Kraft-Einheitsvektoren die Richtung der infinitesimalen

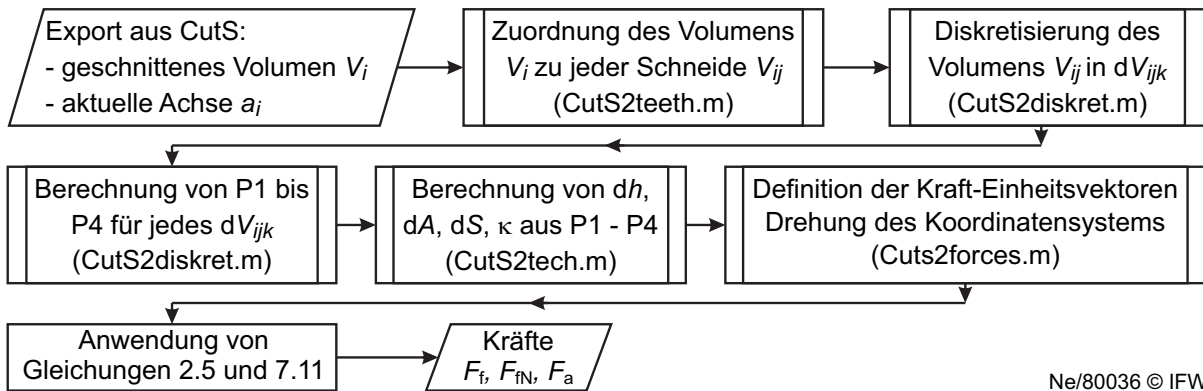


Bild 7.13: Zusammenfassung des vektoriellen Ansatzes zur Berechnung der Prozesskräfte unter Berücksichtigung der Oberflächengeneration

¹Die jeweiligen Matlab-Programme *.m sind in Bild 7.13 ebenfalls angegeben und in der IFW-Matlab Toolbox hinterlegt.

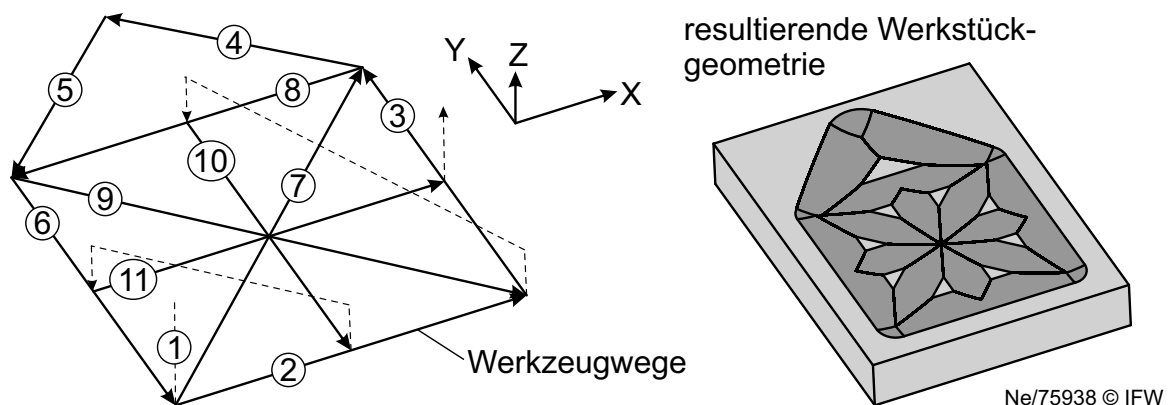
Tabelle 7.3: Werkzeugbahnen zur Validierung, Werkzeug 1

Bahn-Nr.	Schnitttiefe a_p	Zahnvorschub f_z	Anstellwinkel τ, λ	Schnittart
1	0 mm - 0,5 mm	0,14 mm	$-30^\circ, 0^\circ$	Frähschnitt
2	0,5 mm	0,14 mm	$-30^\circ, 0^\circ$	Frähschnitt
3	0,5 mm	0,08 mm	$0^\circ, -30^\circ$	Bohrschnitt
4	0,5 mm - 1,5 mm	0,14 mm	$-15^\circ, -15^\circ$	Bohrschnitt
5	1,5 mm - 0,5 mm	0,14 mm	$15^\circ, 15^\circ$	Ziehschnitt
6	0,5 mm	0,30 mm	$0^\circ, 30^\circ$	Ziehschnitt
7	0,5 mm	0,14 mm	$15^\circ, -15^\circ$	Bohrschnitt
8	0,5 mm	0,14 mm	$30^\circ, 0^\circ$	Frähschnitt
9	0,5 mm	0,14 mm	$15^\circ, 15^\circ$	Ziehschnitt
10	0,5 mm	0,14 mm	$0^\circ, 60^\circ$	Ziehschnitt
11	0,5 mm	0,14 mm	$-30^\circ, 0^\circ$	Frähschnitt

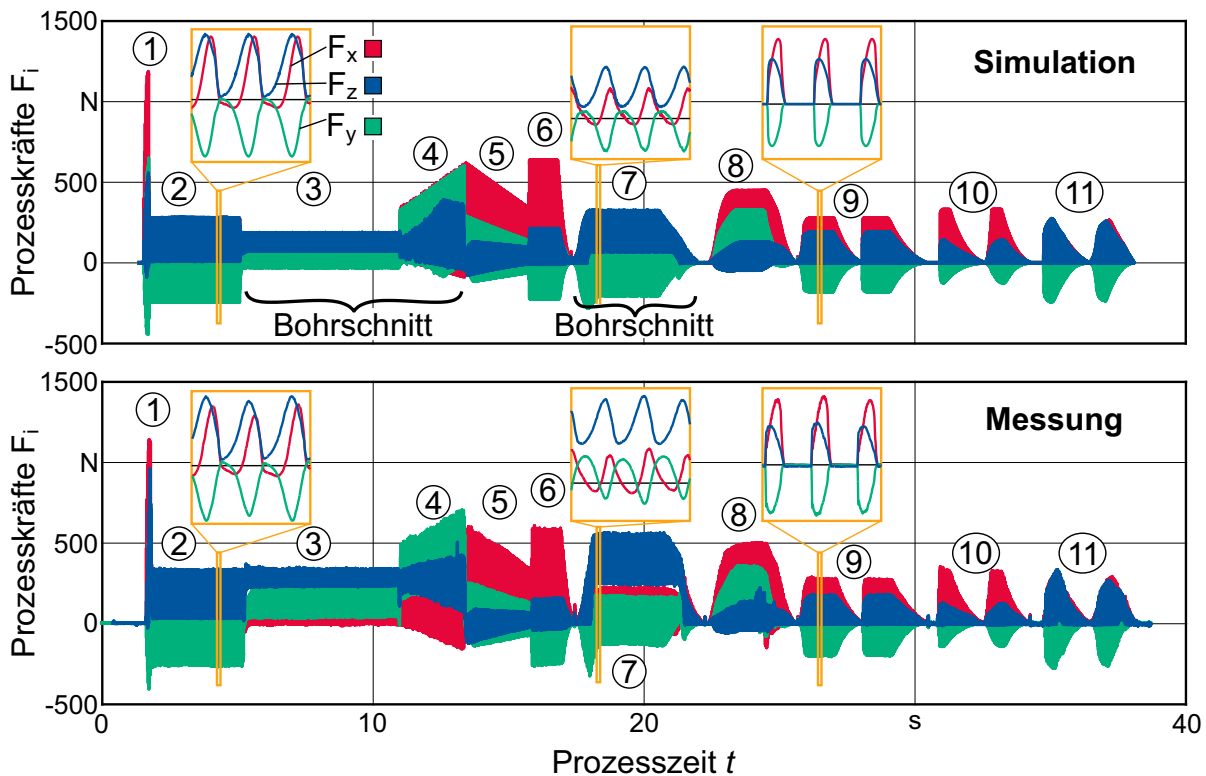
Kräfte dF_i festgelegt. Die Notwendigkeit dieses vektoriellen Ansatzes sind in der Berücksichtigung der Oberflächengeneration begründet. Aufgrund der werkstückseitigen Betrachtung mit dem vektoriellen Ansatz ist eine Berechnung der oberflächengenerierenden Kräfte einfach möglich. Dies wird am Ende dieses Kapitel erläutert. Im nächsten Schritt wird der vektorielle Ansatz zunächst validiert.

Simulation der Prozesskräfte und Validierung

Zur Validierung des vektoriellen Ansatzes, werden die Prozesskräfte mit dem Modell von Lee und Altintas prognostiziert, Gleichung 2.5, [Lee96, Alt01]. Die Gründe für diese Wahl sind die weite Verbreitung des Kraftmodells und dessen allgemeine Akzeptanz sowie der Aufbau des Modells mit der Addition des Scheranteils und des Reibanteils. Aufgrund dieser beiden Terme ist es möglich, die Effekte der primären und tertiären Scherzone (vgl. Bild 2.18) auf die Randzoneneigenschaften getrennt voneinander zu betrachten, was später in Kapitel 8 angewendet wird. Die Kraftkoeffizienten werden nach dem Verfahren in [Gra04] bestimmt. Zur Validierung des Ansatzes werden unterschiedliche Einstellgrößen verwendet, aufgelistet in Tabelle 7.3 und dargestellt in Bild 7.14.

**Bild 7.14:** Fräsgeometrie zur Validierung des vektoriellen Ansatzes

Ziel des Aufbaus ist die Nachbildung von komplexen Eingriffsverhältnissen, wie bei der Rekonturierung durch die sich mehrfach kreuzenden Werkzeugwege. Hierbei wird das Werkzeug um 30° gegenüber der X-Achse angestellt um unterschiedliche Anstellwinkel, incl. Bohr- ($\lambda > 0^\circ$) und Ziehschnitt ($\lambda < 0^\circ$), zu ermöglichen. Der Frässchnitt wird definiert als $\lambda = 0^\circ$. Die Prozesskraftverläufe der Simulation und der Messungen sind in Bild 7.15 gegenübergestellt.



Prozess Kugelkopffräsen

Schnittgeschw. $v_c = 40$ m/min

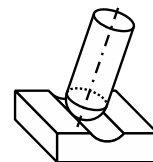
Zahnvorschub $f_z = \text{var.}$

Schnitttiefe $a_p = \text{var.}$

Anstellwinkel $\lambda, \tau = \text{var.}$

Werkzeug 1 ($D_{Wz} = 10$ mm)

Schnittart var.



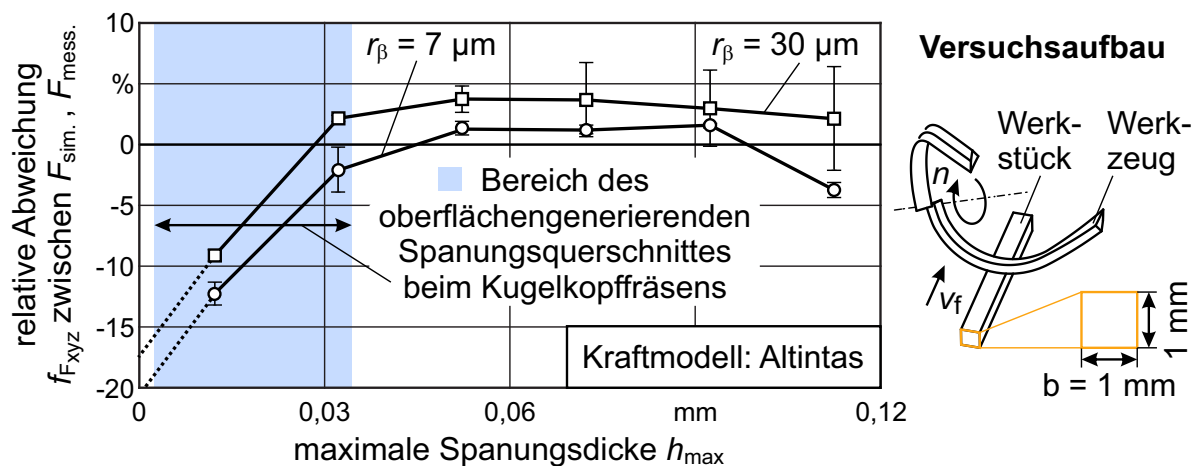
Ne/75939 © IFW

Bild 7.15: Messung und Simulation von Prozesskräften mit den Einstellgrößen aus Tabelle 7.3

Es zeigt sich, dass die Simulation qualitativ und quantitativ die Realität wiedergibt. Lediglich bei den Bahnnummern (2), (3) und (7) sind quantitative Abweichungen zu erkennen. Dies ist durch den Bohrschnitt zu erklären, wodurch erhöhte Reibung und Quetschungen resultieren und dies vom Kraftmodell nicht berücksichtigt wird. Wie zu Beginn dieses Kapitels erwähnt, wird der Bohrschnitt in der Regel vermieden. Die Abweichung der mittleren Prozesskräfte beim Bohr- und Frässchnitt liegt bei unter 5%. Es lässt sich festhalten, dass die entwickelte, vektorielle Methodik zur Erfassung der Spanungsgrößen und Simulation der Prozesskräfte geeignet ist.

Angepasstes Kraftmodell für die Simulation mit kleinen Spannungsdicken

Auf den ersten Blick sind die Ergebnisse aus Bild 7.15 vielversprechend für die Simulation der oberflächengenerierenden Prozesskräfte. Jedoch zeigt die kinematische Analyse aus Bild 4.6, dass insbesondere bei der Oberflächengeneration sehr kleine Spannungsdicken h resultieren. Somit ist es für die Simulation der oberflächengenerierenden Kräfte notwendig, ein Modell auszuwählen, das insbesondere für kleine Spannungsdicken h eine gute Prognosefähigkeit bietet. Die Kraftkoeffizienten für die Simulation aus Bild 7.15 wurden durch lineare Interpolation nach dem mechanistischen Ansatz von Gradišek [Gra04] ermittelt, bei dem ein Steg mit der Breite $b = 1$ mm durch Kugelkopffräsen zerspant wurde, mit Anstellwinkeln λ, τ , die einen orthogonalen Schnitt ermöglichten. Der Versuchsaufbau ist rechts in Bild 7.16 skizziert.



Prozess: orthogonales Kugelkopffräsen

Schnittgeschw.	$v_{c,m} = 40$ m/min	Anstellwinkel $\lambda, \tau = 58,6^\circ, -28,7^\circ$
Zahnvorschub	$f_z = \text{var.}$	Werkzeug 1 ($r_\beta = \text{var.}$)
Schnittbreite	$b = 1$ mm	Prozessstrategie Gleichlauf

Ne/75940a © IFW

Bild 7.16: Relative Abweichung zwischen Simulation und Messung mit dem Kraftmodell aus [Alt01]

Mit den ermittelten Koeffizienten durch die Variation des Zahnvorschubs f_z wurden die Prozesskräfte mit dem Modell von Altintas [Alt01] mit den gleichen Zahnvorschüben simuliert und die relativen Abweichungen der Mittelwerte in Bild 7.16 aufgetragen. Es zeigt sich, dass ab maximalen Spannungsdicken von $h > 30 \mu\text{m}$ die relativen Abweichungen bei ca. $\pm 5\%$ liegen, was innerhalb der Messungenauigkeiten der Kraftmessplattform liegt, vgl. Kapitel 5.2.1. Es sei erwähnt, dass in der Validierungssimulation der Geometrie aus Bild 7.14 der minimale Zahnvorschub im Ziehschnitt bei $f_z = 0,14$ mm liegt, woraus eine maximale Spannungsdicke von $h_{max} = 39 \mu\text{m}$ resultiert. Bei einer weiteren Reduktion der Spannungsdicken werden die prognostizierten Kräfte überschätzt, sodass der relative Fehler auf bis zu -13% ansteigt und bei Extrapolation zu noch kleineren Spannungsdicken ein Fehler von -20% zu erwarten ist.

Der Grund hierfür liegt im linearen Ansatz des Kraftmodells, schematisch dargestellt in Bild 7.17. Die drei sogenannten Scherkoeffizienten $k_{c,i}$ werden durch den Gradi-

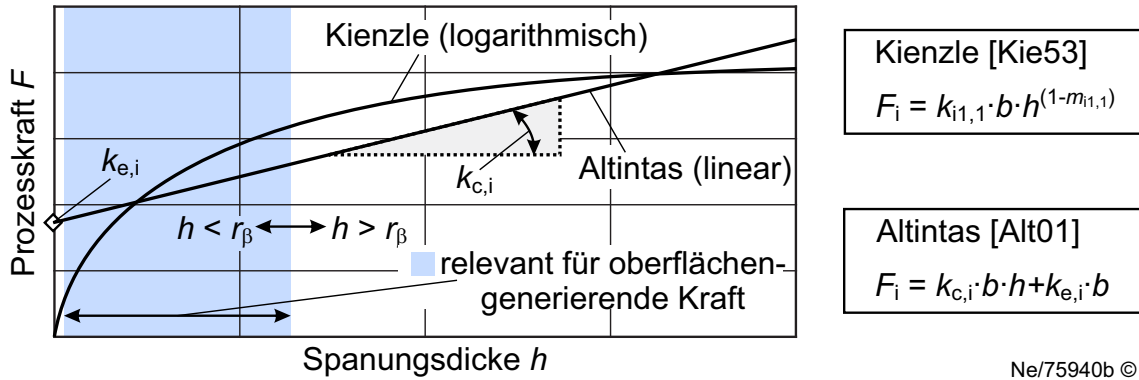


Bild 7.17: Schematische Darstellung der Kraftmodelle aus [Alt01] und [Kie52]

enten der Kraft, aufgetragen über die Spannungsdicke h bzw. den Zahnvorschub f_z , berechnet, während die drei Reibkoeffizienten $k_{e,i}$ den Y-Achsenabschnitt bei $h = 0$ mm repräsentieren. Jedoch ist aus der Literatur bekannt, dass die Kraft degressiv ansteigt, nachgewiesen von Kienzle [Kie52] und Albrecht [Alb60]. Somit lässt sich folgendes Zwischenfazit ziehen: **Das Kraftmodell von Altintas ist nicht geeignet für die Simulation der oberflächengenerierenden Kräfte aufgrund des hohen Fehlers bei kleinen Spannungsdicken.**

Für die Vorhersage der mechanischen Werkstückbelastung anhand der Oberflächengenerierung sind jedoch genau diese kleinen Spannungsdicken von hoher Relevanz und somit wird im Folgenden ein neuer, verbesserter Modellansatz hergeleitet. Das Modell von Kienzle ist prinzipiell geeigneter für die Vorhersage der oberflächengenerierenden Kräfte, jedoch nutzt dieses Kraftmodell keine getrennte Betrachtung der Scherung und Reibung, weshalb es nur bedingt für den Ansatz in Kapitel 8 geeignet ist. Der neue Ansatz orientiert sich an den experimentellen Erkenntnissen von Albrecht, der die Gesamtkraft in einen Scher- und einen Ploughinganteil aufgeteilt hat, dargestellt in 7.18(A). Albrecht hat experimentell nachgewiesen, dass die Schneidkantenverrundung r_β für

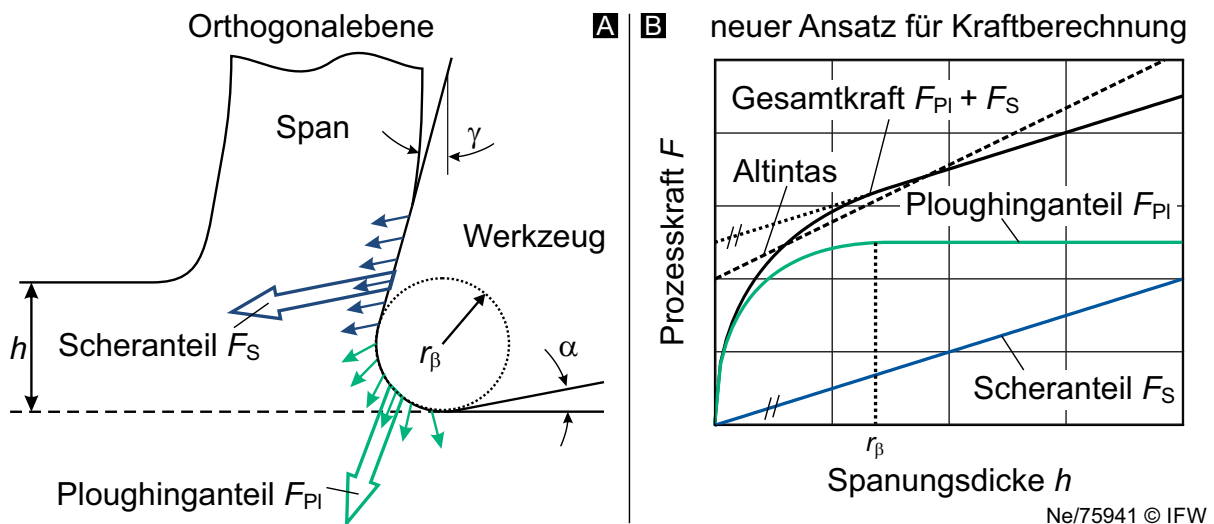


Bild 7.18: (A) Kraftanteile nach Albrecht [Alb60]. (B) neuer Modellansatz

den degressiven Kraftanstiegs verantwortlich ist und sich bei höheren Spannungsdicken h ein linearer Verlauf einstellt [Alb60]. Das Verhältnis, ab dem die Ploughingkraft voll ausgebildet ist, bezeichnet Albrecht mit $\lambda_{h,r_\beta} = r_\beta/h$.

Diese Erkenntnis wird für das neue Modell herangezogen, schematisch dargestellt in Bild 7.18. Analog zum Modellansatz von Altintas ist der Scheranteil proportional zur Spannungsdicke h , jedoch ist der Ploughinganteil bis zur Schneidkantenverrundung r_β steigend und ab $\lambda_{h,r_\beta} = r_\beta/h = 1$ konstant. Mathematisch wird dies durch eine stückweise definierte Funktion

$$f(h, r_\beta) = \begin{cases} g(h, r_\beta) & h < r_\beta \\ 1 & h \geq r_\beta \end{cases} \quad (7.13)$$

beschrieben. Für den Fall $h \geq r_\beta$ gilt $f(h, r_\beta) = 1$, was der voll ausgebildeten Ploughingkraft entspricht, ist das neue Kraftmodell mathematisch mit dem Ansatz von Altintas identisch. Bei $h < r_\beta$ wird die Funktion

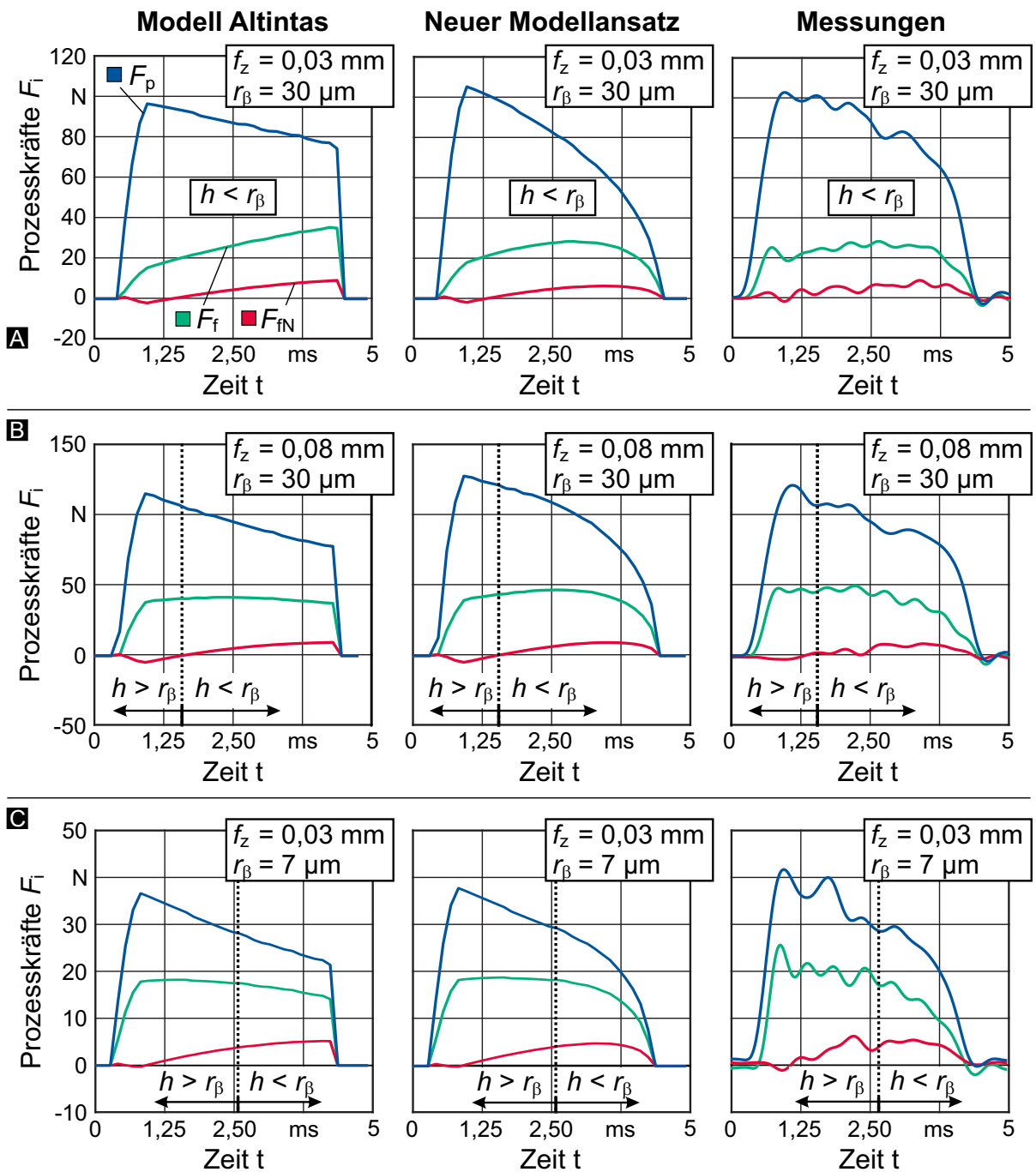
$$g(h, r_\beta) = \frac{1}{1-m} \left(\frac{h}{r_\beta} \right)^m - \frac{1}{1-m} \left(\frac{h}{r_\beta} \right) \quad \{m \in \mathbb{R} \mid m > 0 \wedge m \neq 0\} \quad (7.14)$$

verwendet. Die Wahl der Exponentialfunktion aus Gleichung 7.14 ist auf den stetigen und differenzierbaren Übergang zwischen dem nichtlinearen und dem linearen Bereich am Übergangspunkt $h = r_\beta$ zurückzuführen. Der Formparameter m beeinflusst maßgeblich den Anstieg der Kraft bei $h \approx 0$ mm, der auf $m = 0,5$ aufgrund der guten Übereinstimmung mit den Daten aus [Alb60] gesetzt wird. Somit ergibt sich das vollständige Kraftmodell zu

$$dF_i = k_{c,i} \cdot h \cdot db + k_{e,i} \cdot dS \cdot f(h, r_\beta). \quad (7.15)$$

Die Koeffizienten müssen analog mit diesem Kraftmodell ermittelt werden und weichen somit von den Koeffizienten des Kraftmodells von Altintas leicht ab. Zur Validierung des Ansatzes wurde das orthogonale Kugelkopffräsen aus Bild 7.16 verwendet, bei dem die Spannungsdicke b konstant bleibt. Aufgrund des Aufbaus mit hohen Anstellwinkeln λ und τ , wird das System Werkzeug-Werkstück-Kraftmessplattform stärker zum Schwingen angeregt, was sich in den Messwerten widerspiegelt (vgl. Kapitel 5.2.1). Die Simulationsergebnisse vom Kraftmodell nach Altintas, der neue Ansatz mit Gleichung 7.13 - 7.15 sowie die korrespondierenden Messdaten für drei verschiedene Verhältnisse zwischen Schneidkantenverrundung r_β und Zahnvorschub f_z sind in Bild 7.19 aufgetragen.

In allen Fällen wurde das Gleichlaufräsen verwendet, sodass im linken Bereich der Diagramme hohe und im rechten Bereich geringe Spannungsquerschnitte h resultieren. Für Bild 7.19(A) ist die Spannungsdicke über den Zahneingriff jederzeit unterhalb des Schneidkantenradius r_β , wodurch der Kraftverlauf am Schneidenaustritt beim Modell [Alt01] stark von der Messung abweicht. Mit dem neuen Ansatz wird hierbei die Realität besser abgebildet. In 7.19(B) wird ein höherer Zahnvorschub verwendet, womit es im Kraftsignal einen Bereich mit $h < r_\beta$ und $h \geq r_\beta$ gibt, analog zu Gleichung 7.13. Auch



Prozess: orthogonales Kugelkopffräsen

Schnittgeschw. $v_{c,m} = 40 \text{ m/min}$ Anstellwinkel $\lambda, \tau = 58,6^\circ, -28,7^\circ$
 Zahnvorschub $f_z = \text{var.}$ Werkzeug 1 ($r_\beta = \text{var.}$)
 Schnittbreite $b = 1 \text{ mm}$ Prozessstrategie Gleichlauf

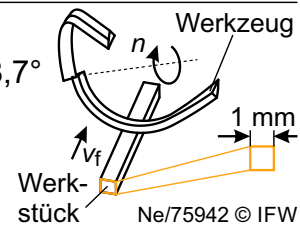


Bild 7.19: Vergleich des neuen Kraftmodells mit Kraftmodell aus [Alt01]

dieser Kraftverlauf wird durch das neue Modell aus Gleichung 7.15 besser abgebildet. Ebenfalls für geringe Schneidkantenverrundungen von $r_\beta = 7 \mu\text{m}$ bei geringen Zahnvorschüben f_z , dargestellt in Bild 7.19(C), zeigt das neue Modell eine Verbesserung gegenüber dem Modell von Altintas. Es lässt sich festhalten: **Mit dem angepassten Kraftmodell, das den Ploughingeffekt durch eine stückweise definierte Funktion unter Verwendung der Schneidkantenverrundung berücksichtigt, werden die Prozesskräfte bei sehr kleinen Spannungsdicken besser abgebildet als mit dem Ansatz nach Altintas.**

Simulation der oberflächengenerierenden Prozesskräfte

Mit dem neuen Kraftmodell aus Gleichung 7.15 werden die Prozesskräfte auch bei geringen Spannungsdicken korrekt wiedergegeben, sodass nun die oberflächengenerierenden Prozesskräfte berechnet werden können. Hierbei ist es wichtig zu erwähnen, dass die oberflächengenerierenden Kräfte beim Kugelkopffräsen nicht experimentell validiert werden können. Eine Validierung der gewöhnlichen Prozesskräfte wurde durchgeführt und ist in Bild 7.15 dargestellt. Bei einer Validierung der oberflächengenerierenden Kräfte müsste die eingestellte Schnitttiefe a_p exakt der Höhe der kinematischen Rauheit a^* betragen (vgl. Bild 4.6). Für kleine Werte von $f_z = b_r = 0,2 \text{ mm}$ würden sich kleine Werte von $a_p = a^* \approx 4 \mu\text{m}$ ergeben, vgl. Bild 9.4. Bei nur $1 \mu\text{m}$ Abweichung durch z. B. die Werkzeugmaschine, würde eine Maßabweichung von 25 % resultieren. Eine experimentelle Unterscheidung zwischen den oberflächengenerierenden Spannungsquerschnitten und den nicht oberflächengenerierenden Spannungsquerschnitten gestaltet sich somit schwierig. Insbesondere ist dies aufgrund der sich ändernden Eingriffsverhältnisse bei der Rekonturierung möglich, weil sich kontinuierlich die Schnitttiefe a_p durch die Schweißnaht ändert.

Aus diesem Grund wird die Methodik zur Ermittlung der oberflächengenerierenden Prozesskräfte anhand eines simulativen Beispiels beschrieben. Hierzu ist die Kenntnis der finalen Oberfläche nach der Rekonturierung erforderlich. Bild 7.20(A) stellt links einen Ausschnitt einer Schweißnaht und rechts die finale Oberfläche nach der Rekonturierung durch Kugelkopffräsen dar. Genau wie das geschnittene Volumen V_{ji} , liegen die Daten der finalen Oberfläche nach der Simulation mit CutS als Dixel vor. Das Werkstück rechts in Bild 7.20(A) wurde nicht vollständig rekonturiert, sondern nur teilweise durch die drei radialen Zustellungen (1. - 3. Bahn). Die Vorschubrichtung des Fräsprozesses ist in diesem Beispiel quer zur Schweißnaht (positive X-Richtung). Wie industriell bei der Rekonturierung üblich, wurde in diesem simulativen Beispiel die Schnitttiefe a_p so eingestellt, dass ebenfalls der Grundwerkstoff bearbeitet wurde und somit eine gleichmäßige Oberflächenqualität gewährleistet wird.

In Bild 7.20(B) ist schematisch die Methode zur Identifikation der Oberflächengeneration dargestellt. Zum Zeitpunkt i wird ein Volumen V_{ji} geschnitten, das in Bild 7.20(B) blau dargestellt ist und mathematisch aus Dixel beschrieben wird. Die X- und Y-Koordinaten der Dixel des aktuellen Volumens V_{ji} sind bekannt und werden mit der finalen Oberfläche, die in Bild 7.20(B) grau dargestellt ist, verglichen. Zur Identifikation der Oberflächengeneration werden anschließend nur die Dixel in Z-Richtung verwendet. Stimmt der

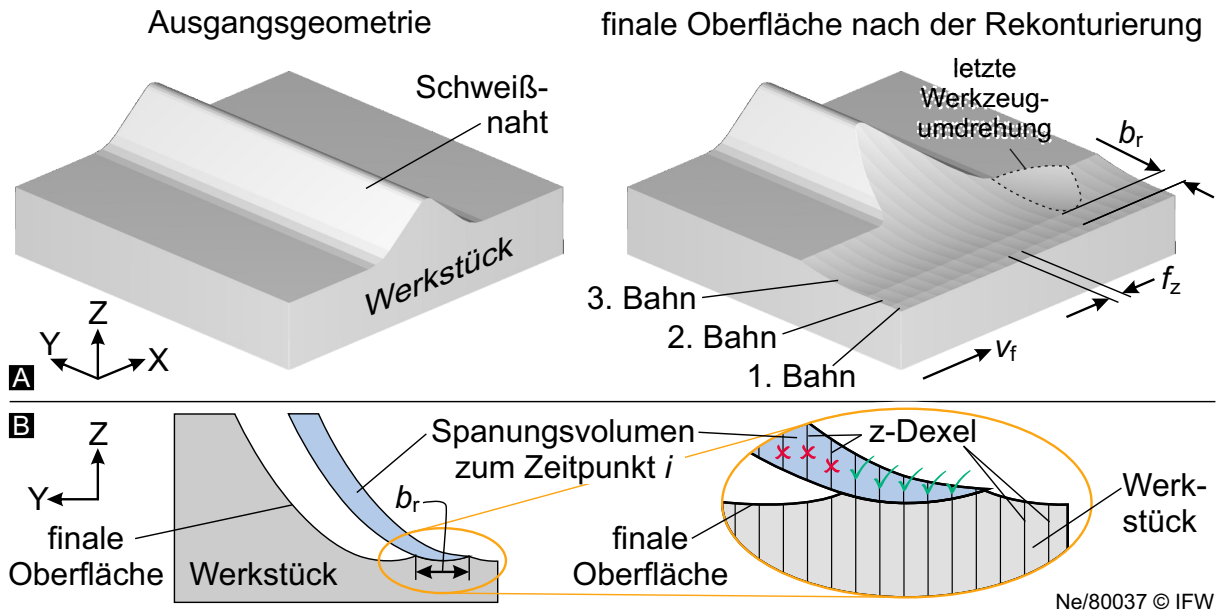
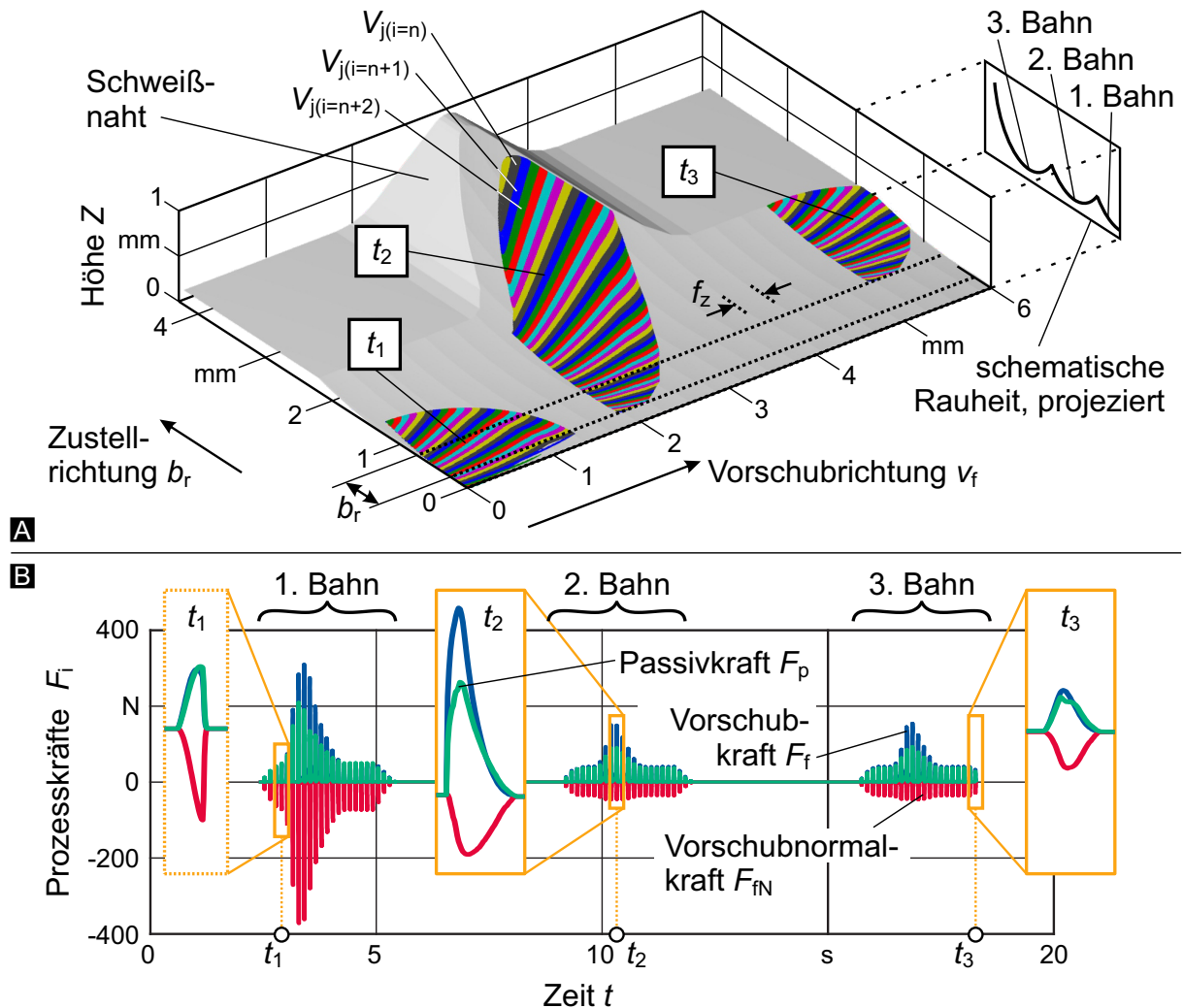


Bild 7.20: (A) Beispiel eines einfachen Rekonturierungsprozesses, (B) Methodik zur Bestimmung oberflächengenerierender Dexel

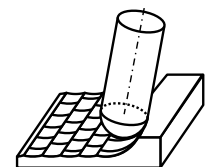
Endpunkt eines Z-Dexels der finalen Oberfläche mit dem Startpunkt eines Z-Dexels des aktuellen Volumens V_{ji} überein, so ist dieser Dexel oberflächengenerierend. Schematisch sind die oberflächengenerierenden Dexel in Bild 7.20(B) mit einem grünen Haken gekennzeichnet. Aufgrund der werkstückseitigen Betrachtung des Zerspanvorgangs mit dem vektoriellen Ansatzes, sind keine Änderungen am Algorithmus für die Betrachtung der Oberflächengeneration erforderlich, wodurch der Vorteil des gewählten Ansatzes deutlich wird.

Zwecks Vergleich werden zunächst die Prozesskräfte und nicht die oberflächengenerierenden Kräfte der Rekonturierung aus Bild 7.20 mit dem vektoriellen Ansatz berechnet. Bild 7.21(A) zeigt die finale, grau dargestellte Oberfläche nach dem Fräsvorgang, was der Oberfläche rechts aus Bild 7.20(A) entspricht. Die schematisch dargestellte Rauheit in Bild 7.21(A) zeigt die drei radialen Zustellungen der 1. bis 3. Bahn. Ebenfalls sind auf der Oberfläche die geschnittenen Volumina V_j von drei Werkzeugumdrehungen während der Zeitabschnitte t_1 bis t_3 hervorgehoben, wobei jede Farbe ein Zeitinkrement i darstellt.

Die simulierten Prozesskräfte sind in Bild 7.21(B) abgebildet. Es zeigt sich, dass während der 1. Bahn höhere Prozesskräfte resultieren als bei den Teilnuten der 2. und 3. Bahn, was auf den erhöhten Spannungsquerschnitt durch die Vollnut zurückzuführen ist. Aufgrund der konstanten Schweißnahtgeometrie in Y-Richtung, sind die simulierten Prozesskräfte bei der 2. und 3. Bahn identisch. In der Mitte der 1. bis 3. Bahn erhöhen sich die Prozesskräfte aufgrund der Schweißnaht und der damit einhergehenden Vergrößerung der Schnitttiefe a_p . Die Werkzeugumdrehung während des Zeitabschnitts t_1 befindet sich am Beginn der 1. Bahn. Bei genauerer Betrachtung der Verläufe in Bild 7.21(B) ist zu erkennen, dass der Zeitabschnitt t_1 der 4. Werkzeugumdrehung entspricht. Die Werkzeugumdrehung zum Zeitabschnitt t_2 findet in der Mitte der 2. Bahn statt, bei

**Prozess: Kugelkopffräsen**

Schnittgeschw. $v_{c,m} = 40 \text{ m/min}$ Anstellwinkel $\lambda, \tau = 15^\circ/0^\circ$
 Zahnvorschub $f_z = 0,3 \text{ mm}$ Schnitttiefe $a_p = \text{var.}$
 Zeilenbreite $b_r = 0,5 \text{ mm}$ Prozessstrategie Gegenlauf

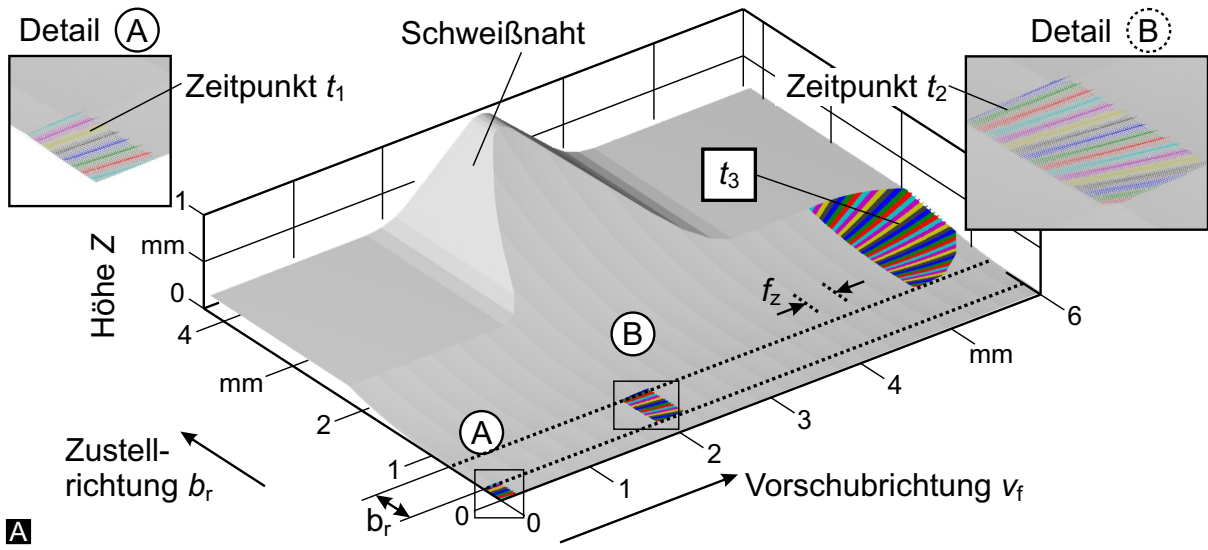


Ne/73368a © IFW

Bild 7.21: Simulation der Prozesskräfte bei einem Rekonturierungsprozess

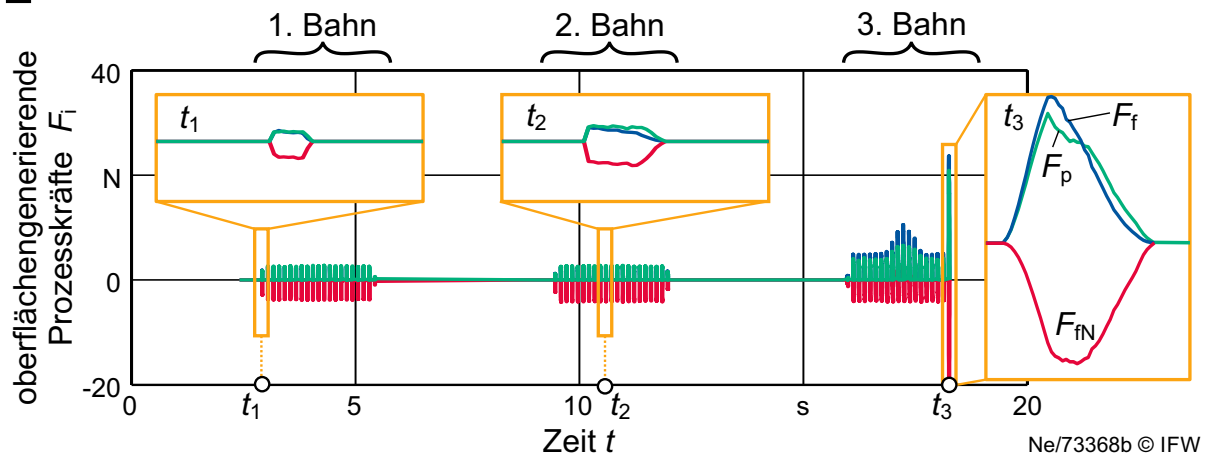
der die Kraft aufgrund der Schweißnaht maximal wird. Die Werkzeugumdrehung zum Zeitabschnitt t_3 ist die letzte Werkzeugumdrehung der 3. Bahn. Wichtig ist hierbei zu erwähnen, dass der Prozess noch vor Austritt des Werkzeugs aus dem Werkstück gestoppt wurde und somit die 3. Bahn unvollständig ist. Die Oberfläche zu diesem Zeitpunkt ist somit final, gekennzeichnet rechts in Bild 7.20(A).

Mit dem gleichen Algorithmus zur Kraftberechnung unter Berücksichtigung der Oberflächengeneration mit der oben erläuterten Methode, werden nun die oberflächengenerierenden Prozesskräfte berechnet. Das Simulationsergebnis ist in Bild 7.22 dargestellt, unter Verwendung der gleichen Schweißnahtgeometrie und den gleichen Einstellgrößen wie in Bild 7.21. Im Gegensatz zu Bild 7.21(A) sind nun jene Volumina V_j der drei Werkzeugumdrehungen während der Zeitabschnitte t_1 bis t_3 farblich hervorgehoben,



A

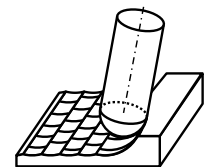
B



Ne/73368b © IFW

Prozess: Kugelkopffräsen

Schnittgeschw. $v_{c,m} = 40 \text{ m/min}$ Anstellwinkel $\lambda, \tau = 15^\circ/0^\circ$
 Zahnvorschub $f_z = 0,3 \text{ mm}$ Schnitttiefe $a_p = \text{var.}$
 Zeilenbreite $b_r = 0,5 \text{ mm}$ Prozessstrategie Gegenlauf



Ne/73368a © IFW

Bild 7.22: Simulation der oberflächengenerierenden Prozesskräfte bei einem Rekonturierungsprozess

die einen Kontakt zur finalen Oberfläche aufweisen. Aus diesen Volumina V_j wurden die oberflächengenerierenden Kräfte berechnet. Es zeigt sich, dass die Amplituden der 1. und 2. Bahn nahezu identisch sind und der Einfluss der Schweißnaht im Vergleich zu Bild 7.21(B) verschwindet.

Die Erklärung liefern die farblich hervorgehobenen Volumina V_j der Werkzeugumdrehung während des Zeitabschnitts t_2 in der Mitte der 2. Bahn. Während in Bild 7.21(B) die Prozesskräfte aufgrund der erhöhten Schnitttiefe durch die Schweißnaht steigen, ist der Kraftanteil der Schweißnaht nicht oberflächengenerierend und somit nicht sichtbar in Bild 7.22. Ferner zeigt sich, dass die oberflächengenerierenden Prozesskräfte während der 3. Bahn höher sind als bei der 1. und 2. Bahn und erneut der Einfluss

der Schweißnaht sichtbar wird. Der Grund hierfür ist, dass die finale Oberfläche der 3. Bahn größer ist und ebenfalls die bearbeitete Schweißnaht einen Teil dieser Oberfläche bildet. Bei einer vollständigen Rekonturierung des Werkstücks wäre kein Einfluss der Schweißnaht bei den oberflächengenerierenden Prozesskräften mehr erkennbar.

Während in Bild 7.21 der Zeitschritt t_1 der 4. Werkzeugumdrehung einem Kraftsignal entspricht, korrespondiert dies in Bild 7.22 mit der 1. Werkzeugumdrehung. In der Vergrößerung des Details (A) in Bild 7.22 ist ersichtlich, dass diese Werkzeugumdrehung erstmalig eine Oberfläche erzeugt und somit das oben genannte Ergebnis plausibel ist. Wie bereits erwähnt, ist die 3. Bahn unvollständig bearbeitet, sodass der in Bild 7.20(A) gekennzeichnete Bereich die finale Oberfläche darstellt. Aus diesem Grund stimmen die oberflächengenerierenden Prozesskräfte während des Zeitabschnitts t_3 mit der Prozesskraft des gleichen Zeitabschnitts aus Bild 7.21(B) überein.

Es kann festgehalten werden, dass die oberflächengenerierenden Prozesskräfte bei einer vollständigen Rekonturierung des Werkstücks quer oder längs zur Schweißnaht konstant sind. Analog verhält es sich mit den Eigenspannungen quer zur Schweißnaht (vgl. Bild 6.4). Bisher bestätigt dieses Ergebnis die auf Seite 97 aufgestellte Arbeitshypothese, die in Kapitel 8 weiter untersucht wird. Die oberflächengenerierenden Prozesskräfte bieten eine geeignete Möglichkeit zur Vorhersage der Werkstückbelastung, womit das dritte Teilziel dieser Arbeit erreicht ist.

8 Eigenspannungen

Nachdem die signifikanten Einflussgrößen (Kapitel 6) und die dazugehörige Werkstückbelastung (Kapitel 7) bekannt sind, gilt es nun diese Informationen in eine Methodik zu überführen, die eine Vorhersage der Eigenspannungen erlaubt. Jedoch reichen die experimentellen Daten aus Kapitel 6 nicht aus, weil hierbei nur zwei Stufen der jeweiligen Einflussgrößen untersucht wurden und somit nur lineare Einflüsse ableitbar sind. Insbesondere ist zu erwarten, dass beispielsweise die Schneidkantenverrundung r_β einen nichtlinearen Zusammenhang zu den Eigenspannungen aufweist. Aus diesem Grund wird zunächst eine Versuchsplanung durchgeführt, um die nichtlinearen Effekte zu erfassen und diese anschließend in Kapitel 8 abzubilden.

8.1 Versuchsplanung

Versuchsplanung für die oberflächennahen Haupteigenspannungen (D-Optimal)

Die signifikanten Einflussgrößen auf den Wert der Eigenspannungen aus Kapitel 6.3 sind der Zahnvorschub f_z , Zeilenbreite b_r , Vorschubrichtungswinkel λ und die Schneidkantenverrundung r_β . Wegen des sehr hohen Einflusses der Schneidkantenverrundung auf die Eigenspannung, wird dieser Faktor in 5 Stufen äquidistant variiert. Aus diesem Grund und durch die Notwendigkeit die Wechselwirkungen zu berücksichtigen, ist ein D-Optimaler Plan notwendig (vgl. Kapitel 5.3). Die Schneidkantenverrundung wird durch Schleppscheiben eingestellt und mittels eines Streifenlichtmikroskop vom Typ GFM MikroCAD charakterisiert. Als Basis wurde Werkzeugtyp 1 (vgl. Tabelle 5.3) wegen der geringeren Nachgiebigkeit, konstanter Makrogeometrie und leichter herstellbaren Schneidkantenmikrogeometrie ausgewählt. Die gewählten Faktorstufenkombinationen des D-Optimalen Versuchsplans sind in Tabelle 8.1 aufgelistet.

Tabelle 8.1: Faktorstufenkombinationen des D-Optimalen Versuchsplans für das Kugelkopffräsen (Werkzeug 1), Zielgröße: Haupteigenspannungen

Faktor	Kürzel	Variationen					Einheit
Zahnvorschub	f_z	0,10	0,25	0,40			mm
Zeilenbreite	b_r	0,20	0,40	0,60			mm
Vorschubrichtungswinkel	λ	15,0	37,5	60,0			°
Schneidkantenverrundung	r_β	4	15	30	45	60	µm

Hieraus resultieren insgesamt 45 Versuche, jeder Versuch wird einmal wiederholt. Wegen der Erfassung der Hauptspannungsrichtung resultieren somit 270 Eigenspannungsmessungen an der Oberfläche. Die konstanten Einstell- und Werkzeuggrößen sind $v_c = 40 \text{ m/min}$, $a_p = 0,40 \text{ mm}$, $\gamma = 8^\circ$, $\alpha = 12^\circ$, $\tau = 0^\circ$.

Versuchsplanung für die Hauptrichtung der Eigenspannungen (CCD)

Die Ergebnisse aus Kapitel 6.3 und Bild 6.7 zeigen deutlich, dass die Hauptrichtung der Eigenspannung nur durch den Vorschubrichtungswinkel λ und dem Kippwinkel τ bestimmt wird. Zwar weisen die Anstellwinkel λ und τ zueinander eine Wechselwirkung auf, jedoch nicht mit den anderen Faktoren aus Kapitel 6. Aus diesem Grund werden die nichtlinearen Effekte der Hauptrichtung der Eigenspannungen in einem separaten CCD-Versuchsplan untersucht. Die gewählten Faktorstufenkombinationen des CCD-Versuchsplans sind in Tabelle 8.2 aufgelistet.

Tabelle 8.2: Faktorstufenkombinationen des CCD Versuchsplans für das Kugelkopffräsen (Werkzeug 1), Zielgröße: Hauptspannungsrichtungen

Faktor	Kürzel	Variationen					Einheit
Vorschubrichtungswinkel	λ	0	8,8	30,0	51,2	60,0	°
Kippwinkel	τ	0	8,8	30,0	51,2	60,0	°
(normiert)	-	$-\sqrt{2}$	-1	0	1	$\sqrt{2}$	-

Für den Versuchsplan wird der Werkzeugtyp 1 in der Standardvariante ohne Schneidkantenverrundung ausgewählt, weil die diese keinen Einfluss auf die Hauptrichtung der Eigenspannungen besitzt. Aus dem Versuchsplan resultieren insgesamt 9 Versuche. Jeder Versuch wird aufgrund der starken Streuung der Hauptrichtung dreimal wiederholt. Daraus resultieren in der Summe 81 oberflächennahe Eigenspannungsmessungen. Die konstanten Einstell- und Werkzeuggrößen sind $v_c = 40$ m/min, $a_p = 0,40$ mm, $\gamma = 8^\circ$, $\alpha = 12^\circ$, $r_\beta = 4$ μ m, Gleichlauf, $f_z = 0,2$ μ m, $b_r = 0,3$ mm.

8.2 Auswertung der experimentellen Eigenspannungsergebnisse

Bewertungskriterien der Regression

Für die Auswertung der nichtlinearen Versuchspläne aus den Tabellen 8.1 und 8.2 werden nicht die Eigenspannungsmessungen selbst, sondern die Regressionen der Daten verwendet (vgl. Kapitel 5.3). Hierfür müssen die jeweiligen Regressionen die Verläufe der Messdaten in einer ausreichend guten Qualität wiedergeben. Zur Bewertung der Regression werden vier Parameter verwendet:

- korrigiertes Bestimmtheitsmaß R_{kor}^2 (engl. adjusted R^2 -value)
- Mittlere quadratische Abweichung RMS (engl. root mean squared error)
- interne Fehlerabschätzung P_{err} (engl. pure error)
- Fehlanpassung L_{err} (engl. lack of fit)

Das Bestimmtheitsmaß R^2 gibt die Varianz der Abweichungen vom Modell an und beschreibt in welchem Umfang die Messdaten durch die Regression erklärt wird. Bei $R^2 = 1$ verlaufen alle Datenpunkte durch das Regressionsmodell. Bei einer hohen

Anzahl von Modellkoeffizienten b_p ist es ratsam, das korrigierte Bestimmtheitsmaß R_{kor}^2 zu verwenden, bei dem nur jene Variablen in die Berechnung einfließen, die einen Beitrag zur Erklärung der Zusammenhänge liefern. Die mittlere quadratische Abweichung RMS ist die Standardabweichung der Residuen¹ vom Modell. Durch die Wiederholung der Experimente wird der interne Fehler P_{err} abgeschätzt, was der zufälligen Standardabweichung des Experiments entspricht. Ist die interne Fehlerabschätzung P_{err} deutlich geringer als die mittlere quadratische Abweichung RMS , ist dies ein Indiz für eine Fehlanpassung des Modells L_{err} (Signifikanzgrenze $p = 0,05$). Im Idealfall sollte die Standardabweichung der Residuen der Standardabweichung der experimentellen Streuung entsprechen.

Auswertung der Haupteigenspannungen, D-optimalen Versuchsplan

Als Basis der Regression dient ein kubisches Regressionsmodell mit Wechselwirkungen in der Form

$$\begin{aligned} \sigma_{1,2} = & b_1 + b_2 \cdot f_z + b_3 \cdot b_r + b_4 \cdot \lambda + b_5 \cdot r_\beta + b_6 \cdot b_r \cdot f_z \dots \\ & + b_{p-3} \cdot r_\beta^2 + f_z + b_{p-2} \cdot f_z^2 \cdot \lambda + b_{p-1} \cdot r_\beta^2 + b_r + b_p \cdot r_\beta^3. \end{aligned} \quad (8.1)$$

Hierbei sind die Anzahl der Koeffizienten b_p höher als die Anzahl der Faktorstufenkombinationen, wodurch Gleichung 5.5 nicht lösbar ist. Zur Verringerung der Koeffizienten b_p wird die Methodik der schrittweise Regression verwendet, bei dem eine gleichbleibende Prognosegenauigkeit resultiert. Bei der schrittweisen Regression wird der quadratische Gesamtfehler des Modells durch einen F-Test optimiert. Für eine detaillierte Erörterung der statistischen Kriterien sei auf [Beu07] verwiesen. Die verbliebenen Koeffizienten der Regression, die das Ergebnis aller 270 Eigenspannungsmessungen darstellen, sind für die Hauptspannungen σ_1 und σ_2 in Tabelle 8.3 aufgelistet.

Mit den Regressionsmodellen beträgt das korrigierte Bestimmtheitsmaß $R_{\text{kor}}^2 = 0,87$ für Haupteigenspannungen σ_1 bzw. $R_{\text{kor}}^2 = 0,88$ für die Haupteigenspannungen σ_2 . Aufgrund der hohen Varianz der Eigenspannungsmessungen sind diese Werte akzeptabel. Die mittlere quadratische Abweichung der Residuen beträgt 64,2 MPa für σ_1 bzw. 41,4 MPa für σ_2 , was etwa dem Wert der internen Fehlerabschätzung von $P_{\text{err}} = 66,9$ MPa für σ_1 und $P_{\text{err}} = 43,9$ MPa für σ_2 entspricht. Die Wahrscheinlichkeit einer Fehlanpassung durch das gewählte Modell ist bei σ_1 mit $L_{\text{err}} = 27\%$ und σ_2 mit $L_{\text{err}} = 31\%$ gering. Dies wird auch bei der Betrachtung der Residuen im Wahrscheinlichkeitsnetz² sichtbar, was in Bild 8.1 dargestellt ist. Folgen die Residuen der Geraden, so sind die Abweichungen zwischen Regressionsmodell und Messdaten maßgeblich auf normalverteilte Zufallsschwankungen zurückzuführen. Dies ist in Bild 8.1 der Fall und somit geben die Regressionen aus Tabelle 8.3 die Messdaten in ausreichender Qualität wieder. Daher werden im Folgenden die Ergebnisse der Regression erörtert.

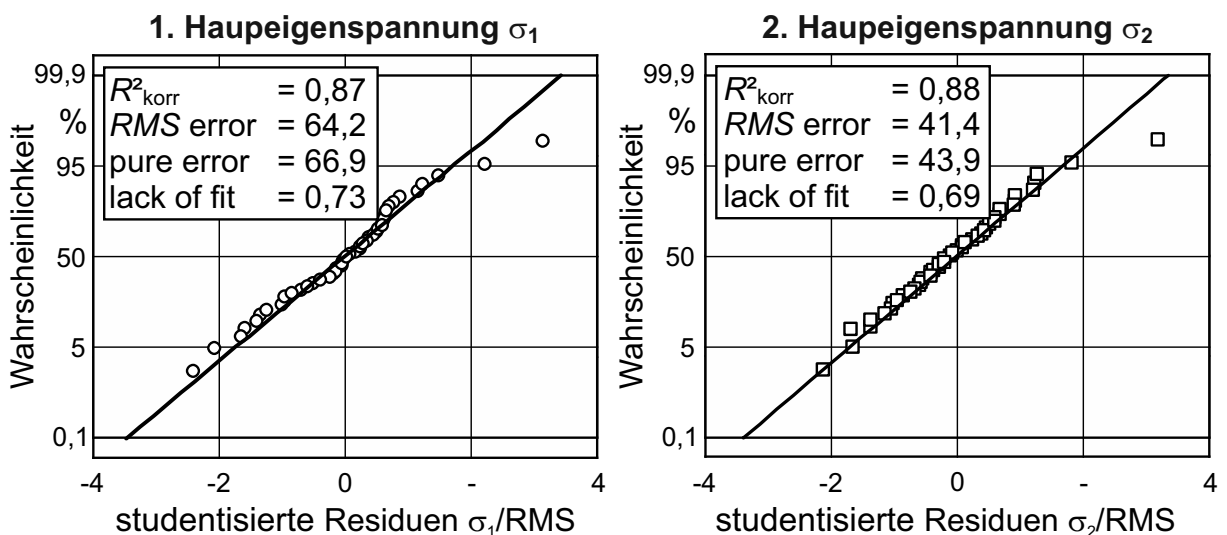
Mit den Regressionen aus Tabelle 8.3 sind die Zusammenhänge und Wechselwirkungen

¹Residuen sind die Subtraktion zwischen dem Regressionsmodell und den Messdaten.

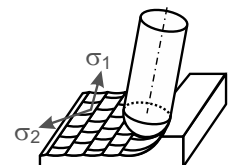
²Ein Wahrscheinlichkeitsnetz ist so konstruiert, dass die eingezeichneten Punkte bei einer Normalverteilung auf einer Geraden liegen.

Tabelle 8.3: Modellkoeffizienten der Regressionsmodelle „Haupteigenspannungen“

Koeffizient des Terms	Eigenspannungen σ_1	Eigenspannungen σ_2
Konstante	-773,1	53,8
f_z	5.643	228
b_r	1.463	-191,3
λ	19,32	1,358
r_β	-52,49	-46,18
$b_r \cdot f_z$	-6.307	0,0
$f_z \cdot \lambda$	-137,9	-4,142
$f_z \cdot r_\beta$	0,0	18,58
$b_r \cdot \lambda$	-34,77	0,0
$b_r \cdot r_\beta$	0,0	31,51
$\lambda \cdot r_\beta$	-0,061.30	0,0
r_β^2	1,177	1,011
f_z^3	-14.772	-28,79
$f_z^2 \cdot \lambda$	161,0	0,0
$b_r \cdot f_z \cdot \lambda$	157,7	0,0
$f_z \cdot r_\beta^2$	0,0	-0,328.9
$b_r \cdot r_\beta^2$	-0,124.4	-0,487.2
$\lambda \cdot r_\beta^2$	0,0	-0,000.60
r_β^3	-0,006.47	-0,005.59

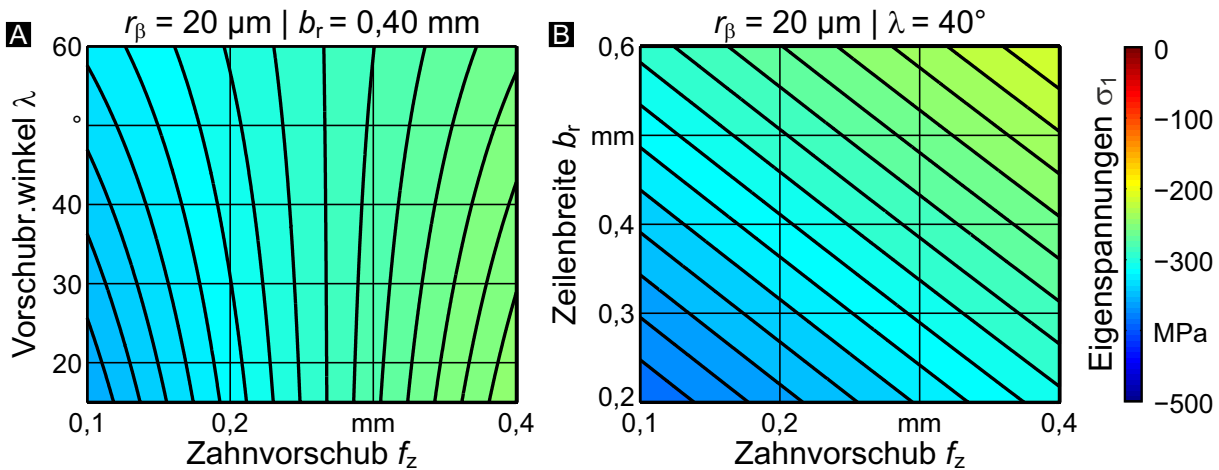
**Prozess: Kugelkopfräsen**

Schnittgeschw. $v_{c,m} = 40$ m/min Anstellwinkel $\lambda, \tau = \text{var.}$
 Zahnvorschub $f_z = \text{var.}$ Werkzeug 1 ($r_\beta = \text{var.}$)
 Zeilenbreite $b_r = \text{var.}$ Prozessstrategie var



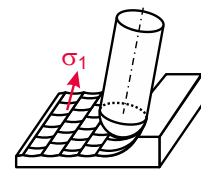
Ne/75944a © IFW

Bild 8.1: Residuen im Wahrscheinlichkeitsnetz, Regressionsmodell aus D-Optimalem Versuchsplan, Kugelkopfräser



Prozess: Kugelkopffräsen

Schnittgeschw.	$v_{c,m} = 40 \text{ m/min}$	Anstellwinkel	$\lambda, \tau = \text{var.}$
Zahnvorschub	$f_z = \text{var.}$	Werkzeug	1 ($r_\beta = 20 \mu\text{m}$)
Zeilenbreite	$b_r = \text{var.}$	Prozessstrategie	Gleichlauf



Ne/80040 © IFW

Bild 8.2: Nichtlineare Zusammenhänge aus dem Regressionsmodell, Zielgröße σ_1 , Variation λ, f_z, b_r

der signifikanten Einflussgrößen auf die Eigenspannungen mehrdimensional darstellbar. Wie bei der Signifikanzanalyse aus Kapitel 6.3 sind alle Eigenspannungen im Druckbereich. Die Haupteigenspannungen σ_1 sind in Bild 8.2(A) dargestellt, bei Variation des Vorschubrichtungswinkels λ über den Zahnvorschub f_z und konstanter Schneidkantenverrundung $r_\beta = 20 \mu\text{m}$ und Zeilenbreite $b_r = 0,4 \text{ mm}$. Bei diesen Einstellgrößen ist nur ein geringer Einfluss auf die Eigenspannungen feststellbar. Die oberflächennahen Eigenspannungen in Bild 8.2(A) variieren bei den genannten Einstellgrößen um etwa 150 MPa und sind somit nahe der Messgenauigkeit der röntgenografischen Eigenspannungsmessung unter Vergleichsbedingung (vgl. Bild 5.8). Zwar ändert sich das Eigenspannungsniveau aus Bild 8.2(A) z. B. bei Variation der Schneidkantenverrundung r_β , jedoch bleiben die tendenziellen Verläufe näherungsweise konstant. Aus Bild 8.2(A) ist ersichtlich, dass sowohl eine Erhöhung des Zahnvorschubs f_z , als auch eine Erhöhung des Vorschubrichtungswinkels λ tendenziell die oberflächennahen Eigenspannungen Richtung Zug verschieben.

Ein Erklärungsansatz für den Einfluss des Vorschubrichtungswinkels λ liefert die Kinematik des Fräsprozesses. In Kapitel 4.3 wurde eine kinematische Analyse des Kugelkopffräsens durchgeführt und es wurde gezeigt, dass bei geringem Vorschubrichtungswinkel λ das Verhältnis zwischen Vorschubgeschwindigkeit v_f und Schnittgeschwindigkeit v_c zunimmt. Dies gilt bei der Betrachtung der Oberflächengeneration. Bei kleinen Vorschubrichtungswinkeln λ fallen Wirk- und Werkzeugbezugssystem nicht mehr zusammen, sodass statt dem nominellen Freiwinkel α der Wirk-Freiwinkel α_{eff} verwendet werden muss. Bei der Betrachtung der Oberflächengeneration unter Verwendung der Einstellgrößen aus Bild 8.2 ist die maximale Differenz zwischen Freiwinkel α und Wirk-Freiwinkel $\Delta\alpha \approx 2^\circ$. Somit ist eine Berührung zwischen Freifläche und der generierten

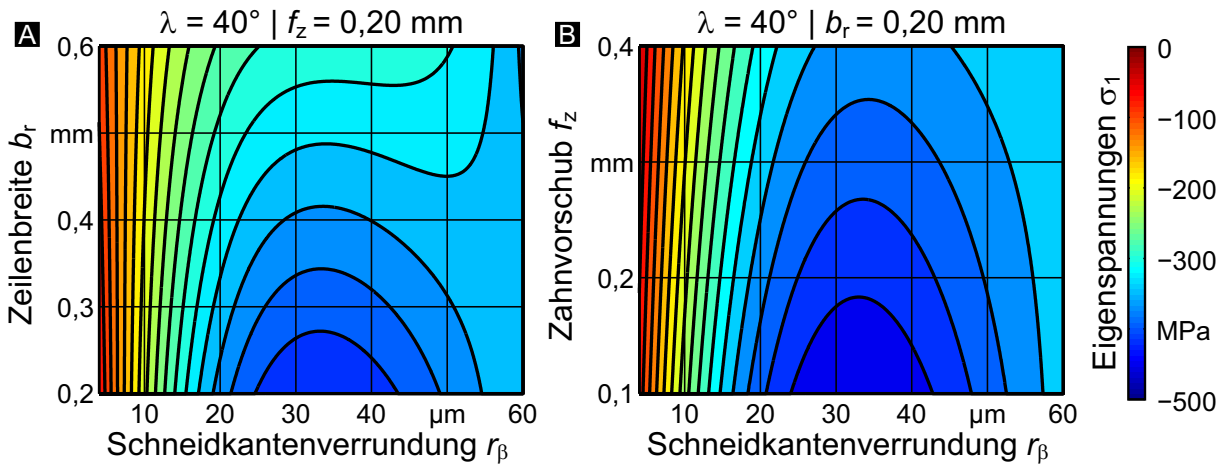
Werkstückoberfläche bei geringen Vorschubrichtungswinkel λ wahrscheinlicher, als bei hohen Vorschubrichtungswinkel λ . Diese Berührung führt zu einer Quetschung zwischen Werkstück und Werkzeug, wodurch bekanntermaßen Druckeigenspannungen induziert werden. Mit diesem Erklärungsansatz ist das Ergebnis aus Bild 8.2(A) plausibel.

Des Weiteren zeigt Bild 8.2(A), dass eine Erhöhung des Zahnvorschubs f_z zu einer tendenziellen Verschiebung der oberflächennahen Eigenspannungen Richtung Zug verursacht. Der Effekt ist mit der Modellvorstellung der oberflächengenerierenden Kräften aus Kapitel 7.3 zu erklären. Bei einer Verringerung des Zahnvorschubs f_z reduzieren sich zwar ebenfalls die oberflächengenerierenden Kräfte, jedoch reduziert sich gleichzeitig die Oberfläche, auf die diese Kräfte wirken. Ebenfalls stimmt das Ergebnis mit den Erkenntnissen von Plöger überein [Plö02]. Plöger weist beim Außenlängsdrehen von Ck45N nach, dass bei kleinen Vorschüben f der Werkstoff an der Oberfläche mehrfach deformiert wird, wodurch es vermehrt zu Quetschung kommt. Übertragen auf den Prozess des KugelkopffräSENS muss dieser Effekt ebenfalls bei geringeren Zeilenbreiten b_r auftreten. Dies zeigt Bild 8.2(B), bei dem die Haupteigenspannungen σ_1 bei Variation des Zahnvorschubs f_z über die Zeilenbreite b_r dargestellt sind. Kombinationen von geringen Zahnvorschüben f_z mit geringen Zeilenbreiten b_r führen somit zu leicht höheren Druckeigenspannungen, was mit dem beschriebenen Effekt von Plöger übereinstimmt. Es sei erwähnt, dass die Haupteigenspannungen σ_2 tendenziell die gleichen Verläufe zeigen wie σ_1 in Bild 8.2, nur bei einem höheren Druckeigenspannungsniveau. Ferner sind die Unterschiede zwischen σ_1 und σ_2 größer, wenn stark unterschiedliche Verhältnisse zwischen Zeilenbreite b_r und Zahnvorschübe f_z gewählt werden. Auch dieses Ergebnis ist plausibel, weil bei der Betrachtung der Oberflächengeneration je nach Verhältnis zwischen b_r und f_z mehr Werkstoff quer bzw. längs zur Schnitttrichtung deformiert wird.

Insbesondere der nichtlineare Effekt der Schneidkantenverrundung r_β wird im Folgenden thematisiert, dargestellt in Bild 8.3. In Bild 8.3(A) ist die Schneidkantenverrundung r_β über die Zeilenbreite b_r und in Bild 8.3(B) über den Zahnvorschub f_z aufgetragen. Die Verläufe der Haupteigenspannungen σ_1 unter Variation von f_z , b_r und r_β ähneln sich. Mit Erhöhung des Zahnvorschubs f_z bzw. der Zeilenbreite b_r verschieben sich die oberflächennahen Eigenspannungen leicht in Richtung Zug. Dies Ergebnis ist analog zu Bild 8.2.

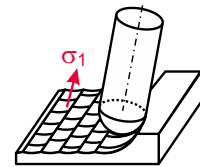
Bei einer Erhöhung der Schneidkantenverrundung r_β nehmen die Druckeigenspannungen zu und erreichen bei ca. $r_\beta \approx 30 \mu\text{m}$ ein Minimum. Durch eine weitere Erhöhung der Schneidkantenverrundung r_β nehmen die Druckeigenspannungen an der Oberfläche wieder ab. Dieser Zusammenhang gilt ebenfalls für die Haupteigenspannungen σ_2 sowie bei einer Variation des Vorschubrichtungswinkels λ und anderer Verhältnisse zwischen f_z und b_r . Hierbei ist zu beachten, dass diese Zusammenhänge für die oberflächennahen Eigenspannungen gelten. Zur Erklärung des Effekts der abnehmenden Druckeigenspannungen müssen ebenfalls die Eigenspannungstiefenverläufe berücksichtigt werden, dargestellt in Bild 8.4 für unterschiedliche Schneidkantenradien r_β .

Das Eigenspannungsminimum liegt für die arbeitsscharfe Schneiden und verrundeten Werkzeuge bis $r_\beta \approx 30 \mu\text{m}$ direkt an der Werkstückoberfläche. Für größere Schneid-



Prozess: Kugelkopffräsen

Schnittgeschw.	$v_{c,m} = 40$ m/min	Anstellwinkel	$\lambda, \tau = 40^\circ, 0^\circ$
Zahnvorschub	$f_z = \text{var.}$	Werkzeug	1 ($r_\beta = \text{var.}$)
Zeilenbreite	$b_r = \text{var.}$	Prozessstrategie	Gleichlauf



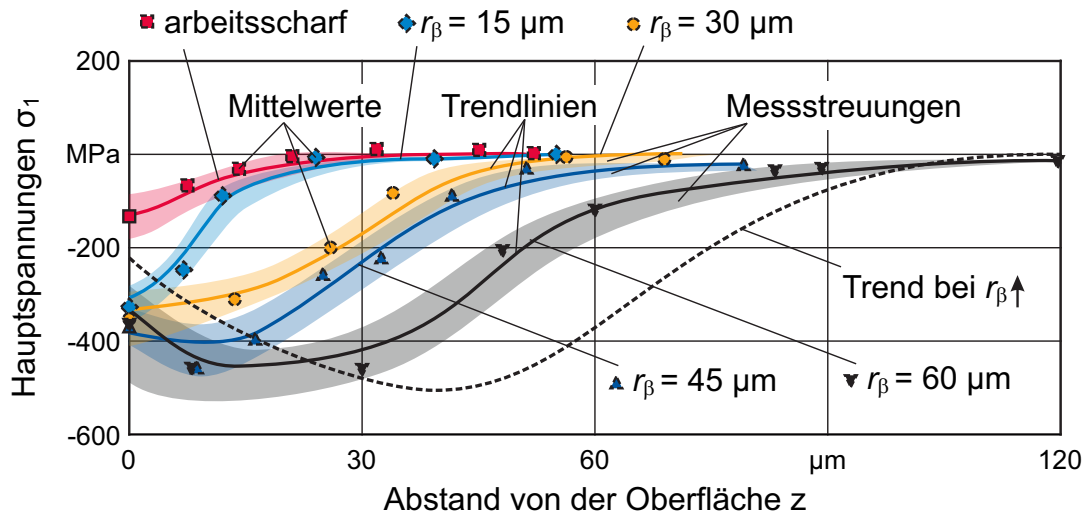
Ne/80039 © IFW

Bild 8.3: Nichtlineare Zusammenhänge aus dem Regressionsmodell, Zielgröße σ_1 , Variation r_β , f_z , b_r

kantenradien r_β bildet sich ein globales Eigenspannungsminimum unterhalb der Werkstückoberfläche aus. Wie in Kapitel 7.2.1 beschrieben ist hierbei ein direkter thermischer Effekt (Fall (2), Bild 7.1) auf die Eigenspannungsausprägung unwahrscheinlich. Wenn diese Vereinfachung zutrifft, so muss das globale Minimum maßgeblich durch dominante mechanische Effekte (Fall (4), Bild 7.1) resultieren, was mit dem Festwalzen vergleichbar ist [Sch90, S. 282]. Bei hohen Walzdrücken verschiebt sich das Eigenspannungsminimum in tiefere Randschichten und die Oberflächeneigenspannungen verschieben sich Richtung Zug, was tendenziell den Verläufen aus Bild 8.4 entspricht. Der Zusammenhang ist beim Festwalzen werkstoffübergreifend nachweisen worden, unter anderem bei Magnesium [Win00, S. 101ff], 100Cr6 [Röt03, S. 77ff] oder Ti-6Al-4V [Mad06, S. 75ff]. Begründet wird dies unter anderem durch eine steigende Oberflächenzerrüttung oder Rissbildung [Win00] bzw. durch die wirkende Hertzsche Pressung, dessen Vergleichsspannungsmaximum immer unterhalb der Werkstückoberfläche liegt [Röt03]. Der schematische Einfluss der Walzkraft F_w auf die Eigenspannungstiefenverläufe beim Festwalzen ist in Bild 8.5 dargestellt.

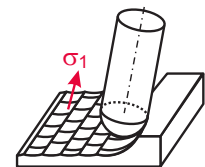
Die Druckeigenspannungen steigen mit zunehmender Festwalzkraft F_w in Betrag und Eindringtiefe³ und es resultiert ein globales Eigenspannungsminimum unterhalb der Oberfläche. Bei einer weiteren Steigerung der Walzkraft verschiebt sich das globale Minimum in die Bauteiltiefe und gleichzeitig fallen die Beträge der oberflächennahen Eigenspannungen. Unter ungünstigen Bedingungen können somit sogar Zugeigenspannungen an der Oberfläche resultieren, trotz rein mechanischer Belastung. Die

³Der korrekte Begriff lautet Informationstiefe. Für einen einfacheren Lesefluss wird im Folgenden von Eindringtiefe gesprochen.



Prozess: Kugelpkopfräsen

Schnittgeschw.	$v_{c,m} = 40 \text{ m/min}$	Anstellwinkel	$\lambda/\tau = 15^\circ/0^\circ$
Zahnvorschub	$f_z = 0,4 \text{ mm}$	Werkzeug	1 ($r_\beta = \text{var.}$)
Zeilenbreite	$b_r = 0,2 \text{ mm}$	Prozessstrategie	Gleichlauf

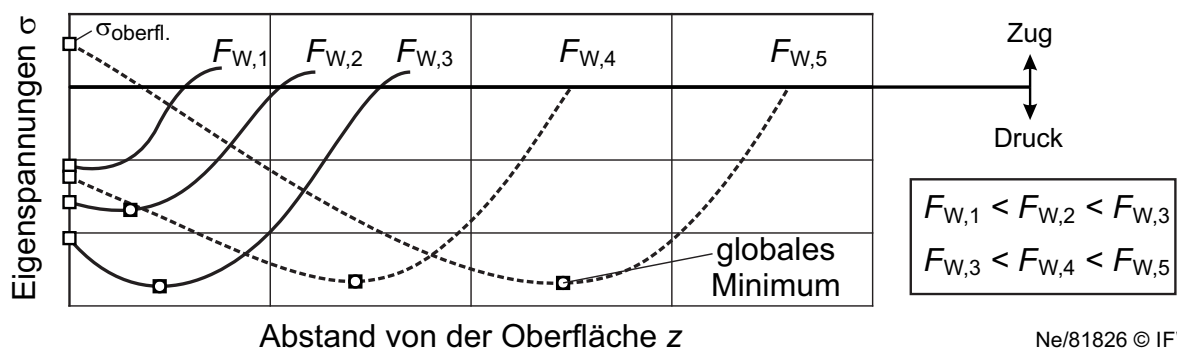


Ne/75946 © IFW

Bild 8.4: Lokales Minimum der Hauptspannungen in der Tiefe als Funktion der Schneidkantenverrundung

tendenziellen Verläufe aus Bild 8.5 stimmen mit den gemessenen Eigenspannungen aus Bild 8.4 überein. Hierbei sei angemerkt, dass sich diese Aussage lediglich auf die Verläufe und nicht auf die Beträge der Eigenspannungen bezieht. Nach dem Festwalzen liegen in der Regel erheblich höhere Druckeigenspannungen und ein größerer beeinflusster Bereich z_0 vor, als nach spanenden Prozessen.

Das Ergebnis aus Bild 8.4 wird in der Literatur beispielsweise von León beim Planfräsen von Aluminium bestätigt [LG09]. Ferner verwenden Lian und Su die Hertzsche Pressung zur Modellierung der Eigenspannungen durch den Einfluss der Schneidkantenverrundung beim Orthogonaleinstechdrehen [Lia07] und später beim Fräsprozess [Su12]. Somit wird eine Übertragbarkeit der Effekte des Festwalzprozesses auf die Effekte der



Ne/81826 © IFW

Bild 8.5: Schematischer Einfluss der Walzkraft F_w auf die Eigenspannungstiefenverläufe nach dem Festwalzen, [Sch90, S. 282]

Schneidkantenverrundung vorausgesetzt. Es lässt sich festhalten: **Bei geringer thermischer Werkstückbelastung während der Rekonturierung sind die Eigenspannungstiefenverläufe bei Variation der Schneidkantenverrundung tendenziell mit den Eigenspannungstiefenverläufen beim Festwalzprozess unter Variation der Walzkraft vergleichbar.** Diese Aussage ist auf den Verlauf der Eigenspannungen und nicht auf die Beträge bezogen.

Auswertung der Richtung der Haupteigenspannungen, CCD-Versuchsplan

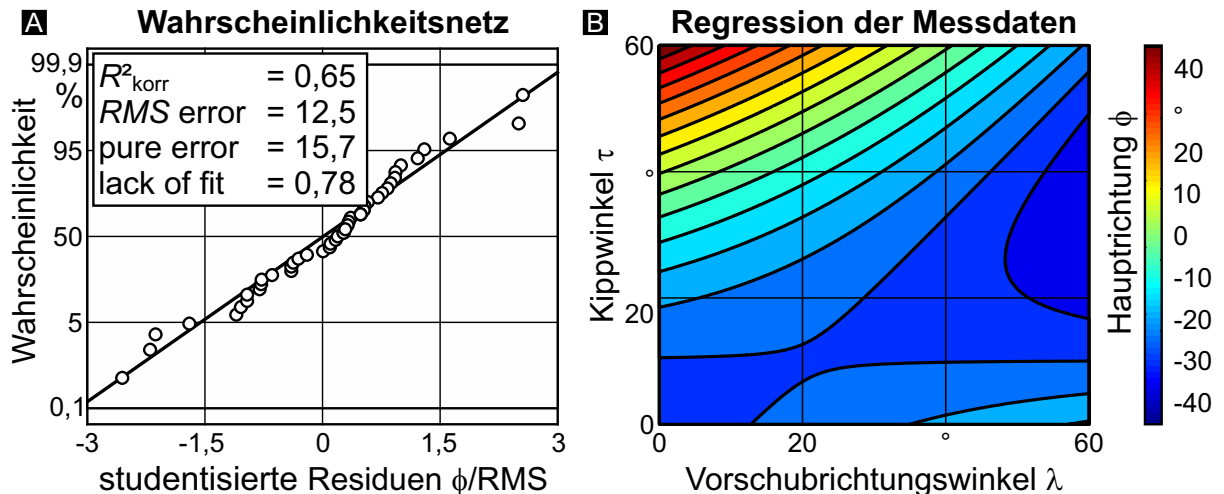
Als Basis der Regression für die Richtung der Haupteigenspannungen ϕ dient ein quadratisches Regressionsmodell mit Wechselwirkungen, das, im Gegensatz zu dem Modell aus Tabelle 8.3, vollständig lösbar ist. Zur Verringerung der Komplexität und zur Verbesserung der Modellgüte wurde der Term λ^2 entfernt. Die restlichen Koeffizienten der Regression sind in Tabelle 8.4 aufgelistet.

Tabelle 8.4: Modellkoeffizienten vom Regressionsmodell „Hauptrichtung der Eigenspannungen“

Koeffizient des Terms	Hauptrichtung der Eigenspannungen ϕ
Konstante	-27,85
λ	0,237.3
τ	0,077.11
$\lambda \cdot \tau$	-0,023.29
τ^2	0,020.04

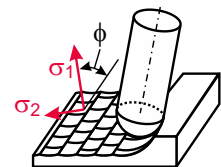
Das korrigierte Bestimmtheitsmaß beträgt $R_{\text{korrr}}^2 = 0,65$ und ist damit deutlich geringer als bei den Regressionsmodellen der Haupteigenspannungen aus Tabelle 8.3. Der Grund hierfür ist die hohe Varianz der Messdaten, die sich mit dem Gauß'schen Fehlerfortpflanzungsgesetz begründen lässt. Hierbei werden jeweils die quadrierten Beiträge der Messunsicherheiten aus Gleichung 6.3 bis 6.5 addiert, sodass die Schwankungen von ϕ relativ zum Messwert höher sind als bei den Eigenspannungen. Somit ist das korrigierte Bestimmtheitsmaß trotz des geringen Wertes von $R_{\text{korrr}}^2 = 0,65$ ausreichend. Dies zeigt sich ebenfalls in den anderen Bewertungskriterien der Regression. Die mittlere quadratische Abweichung der Residuen beträgt $RMS = 12,5^\circ$, was in etwa dem Wert der internen Fehlerabschätzung von $P_{\text{err}} = 15,7^\circ$ entspricht. Somit ist die Wahrscheinlichkeit einer Fehlanpassung durch das gewählte Regressionsmodell mit $L_{\text{err}} = 22\%$ ebenfalls gering. Bei der Betrachtung des Wahrscheinlichkeitsnetzes in Bild 8.6(A) wird deutlich, dass die Residuen normalverteilt sind und keine Ausreißer zu erkennen sind. Das Modell aus Tabelle 8.4 gibt somit die Messdaten in einer ausreichenden Güte wieder.

In Bild 8.6(B) sind die Hauptrichtungen der Eigenspannungen ϕ über den Vorschubrichtungswinkel λ und dem Kippwinkel τ aufgetragen. Es zeigt sich eine starke, nichtlineare Wechselwirkung zwischen diesen Größen, was dem Resultat des Signifikanztests aus Kapitel 6.3 entspricht. Bei kleinen Vorschubrichtungswinkeln λ verschieben sich die Winkel der Hauptrichtung ϕ zu positiven Werten, wenn gleichzeitig hohe Kippwinkel τ verwendet werden. Wird der Vorschubrichtungswinkel λ erhöht, so ergeben sich



Prozess: Kugelkopffräsen

Schnittgeschw.	$v_{c,m} = 40 \text{ m/min}$	Anstellwinkel	$\lambda, \tau = \text{var.}$
Zahnvorschub	$f_z = 0,2 \text{ mm}$	Werkzeug	1 ($r_\beta = 4 \mu\text{m}$)
Zeilenbreite	$b_r = 0,4 \text{ mm}$	Prozessstrategie	Gleichlauf



Ne/81827 © IFW

Bild 8.6: (A) Wahrscheinlichkeit der Residuen des gewählten Regressionsmodells.
(B) Nichtlinearer Zusammenhang zwischen λ und τ aus dem Regressionsmodell, Zielgröße ϕ

tendenziell negativere Winkel der Hauptrichtung ϕ . Der Trend kehrt sich bei geringen Kippwinkeln τ wieder um. Die Richtung der Haupteigenspannungen ϕ fällt mit der Bearbeitungsrichtung zusammen, wenn etwa $\tau = 35^\circ + 0,58 \cdot \lambda$ gilt. Der physikalische Grund für die starke Wechselwirkung zwischen den Anstellwinkeln und der Richtung der Haupteigenspannungen ist in der Schnittrichtung des Werkzeugs begründet. Die Anstellwinkel λ und τ beeinflussen die Schnittrichtung des Werkzeugs und somit die Oberflächengeneration. Dieser Effekt ist hochgradig nichtlinear und gleichzeitig abhängig von der Werkzeugmakrogeometrie. Die physikalische Begründung wird durch die Modellbildung in Kapitel 8.3 bestätigt.

Allgemeingültigkeit der Erkenntnisse zur Eigenspannungsentstehung aus diesem Kapitel

Es sei erwähnt, dass im Rahmen der Arbeiten im SFB 871 die Erkenntnisse der Eigenspannungsentstehung beim Kugelkopffräsen ebenfalls auf das Orthogonaleinstechdrehen übertragen wurden. Dazu wurde ebenfalls ein D-optimaler Versuchsplan aufgestellt, bei dem die Einstell- und Werkzeuggrößen variiert wurden. Die experimentellen Nebenbedingungen und der Versuchsplan sowie die Ergebnisse sind im Detail in [Nes15] beschrieben. Es zeigte sich, dass die Erkenntnisse der Eigenspannungsentstehung vom Kugelkopffräsen allgemeingültig sind und ebenfalls für einfachere Prozesse wie dem Orthogonaleinstechdrehen gelten, wenn folgende Bedingungen erfüllt sind

- Vergleichbarer Dehnungszustand
- Ähnliche Werkzeugkinematik

- Gleiche an der Oberfläche wirkenden Spannungsgrößen,

Der Dehnungszustand wird maßgeblich durch die Werkstückgeometrie und die sich einstellende Gefügemorphologie durch den Werkstofffluss quer zur Werkzeugschneide vorgegeben. Beim Orthogonaleinstechdrehen fließt bekanntermaßen ein Teil des Werkstoffs quer zum Schnittgeschwindigkeitsvektor, sodass ein Grat am Werkstück entsteht. Dieser Werkstofffluss, der beim Kugelkopffräsen durch die gefangenen Ränder teilweise unterbunden wird, beeinflusst maßgeblich die Eigenspannungen. Insbesondere konnte in [Nes15] nachgewiesen werden, dass der Begriff der Oberflächengeneration, welcher in Kapitel 4.3 definiert wurde, geeignet ist, um die Vorgänge in der Randzone zu beschreiben.

8.3 Vorhersage der Eigenspannungen

Vorhersage der Hauptrichtung der Eigenspannungen

Während beim Hobeln oder Planschleifen die Hauptrichtung der Eigenspannungen mit der Schnitttrichtung übereinstimmt [Bri82a, S. 20ff] [Den11b, S. 379ff], kann sich dies bei anderen Fertigungsprozessen mit komplexerer Kinematik unterscheiden. Fälschlicherweise wird in der Literatur häufig angenommen, dass die Hauptrichtung der Eigenspannungen mit der Vorschubrichtung eines Fräsprozesses übereinstimmt. Für den Fall der Rekonturierung mit Kugelkopffwerkzeugen wurde in Kapitel 6.3 und Bild 6.7 gezeigt, dass insbesondere die Anstellwinkel λ , τ einen hochsignifikanten Einfluss auf die Hauptrichtung der Eigenspannungen besitzen. Zur Erklärung dieses Zusammenhangs wird auf die Erkenntnisse von Jacobus et al. eingegangen, die in Bild 8.7(A) zusammengefasst sind [Jac00].

Jacobus et al. zeigte beim Orthogonaldrehen auf, dass der Neigungswinkel δ der Werkzeugschneide (schräger Schnitt) mit der Hauptrichtung der Eigenspannungen zusammenfällt und nicht der Vektor der Schnittgeschwindigkeit \vec{v}_c . In Bild 8.7(A) ist dies durch das gedrehte Koordinatensystem X' und Y' dargestellt, ausgerichtet in Richtung σ_1 und σ_2 . Diese Erkenntnisse werden im Folgenden für den Prozess Kugelkopffräsen übertragen. Dazu wird folgende Hypothese aufgestellt: **Es existiert ein funktionaler Zusammenhang zwischen der Richtung der Haupteigenspannungen und der Richtung der oberflächengenerierenden Prozesskräfte.**

Für die Erläuterung der Hypothese sei erneut auf Bild 8.7(A) verwiesen. Während im orthogonalen Schnitt die Hauptrichtung σ_1 mit der Richtung der Schnittkraft F_c zusammenfällt, zeigt der resultierende Vektor der Kräfte F_{cN} und F_c beim schrägen Schnitt etwa in Richtung σ_1 . Die Übertragung der genannten Zusammenhänge auf das Kugelkopffräsen ist in Bild 8.7(B) schematisch dargestellt. Es ist eine simulierte Oberfläche mit den dazugehörigen infinitesimalen, oberflächengenerierenden Kraftvektoren für eine Teilnut zu sehen. In der Vergrößerung ist das Vektorfeld der infinitesimalen Kraftvektoren erkennbar sowie deren Abstand zueinander, festgelegt durch die in der Simulation definierte Anzahl der Diskretisierungsebenen dz und in CutS eingestellte Winkelschritt

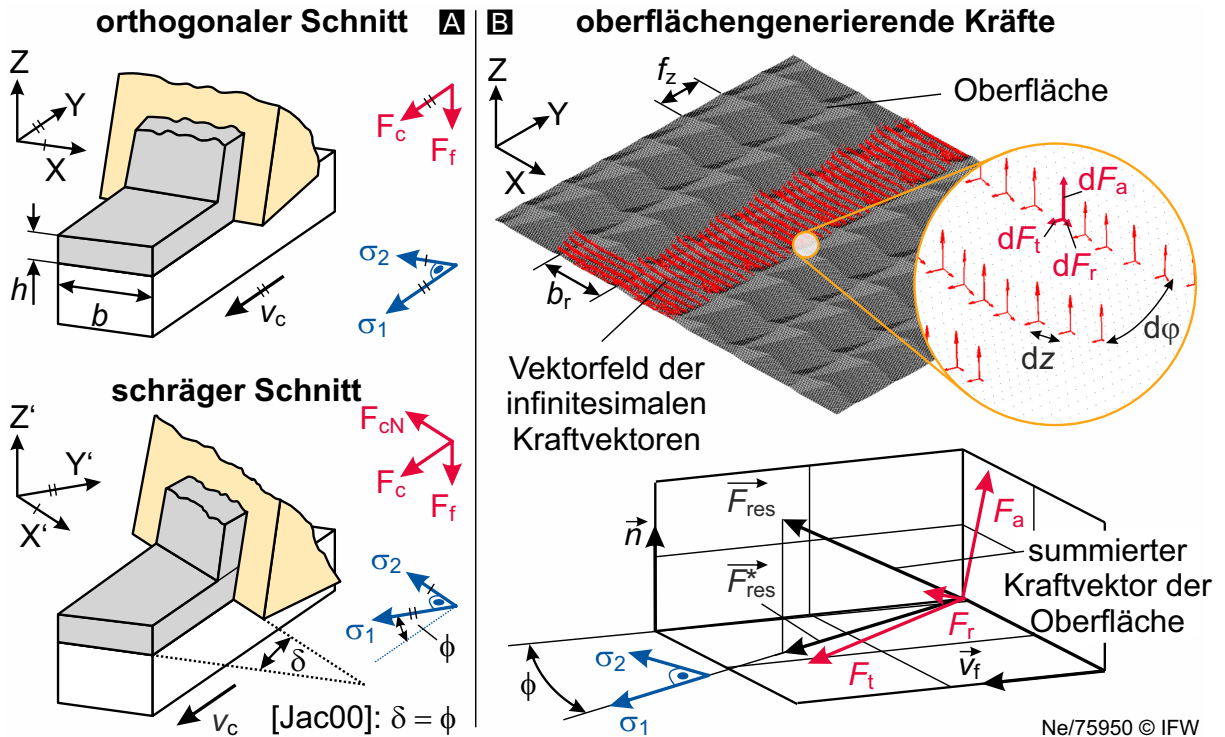


Bild 8.7: Zusammenhang zwischen Haupttrichtung der Eigenspannungen und Kräften, (A) aus [Jac00], (B) bezogen auf das Kugelkopffräsen

$d\phi$. Alle infinitesimalen, oberflächengenerierenden Kraftvektoren im Bereich der gewählten Oberfläche werden zum Kraftvektor \vec{F}_{res} aufsummiert. Diese Summation ist vergleichbar mit einer Eigenspannungsmessung, die ebenfalls je nach Kollimatorgröße und Probenkippwinkel ψ ein integrales Mittel auf einer Fläche darstellt. Ferner werden analog zu den Eigenspannungen ($\sigma_z = 0$) nur die Anteile vom Kraftvektor \vec{F}_{res} orthogonal zum Oberflächennormalenvektor \vec{n} betrachtet. Daher wird der Kraftvektor \vec{F}_{res} auf die gewählte Oberfläche projiziert. Der projizierte Kraftvektor \vec{F}_{res}^* berechnet sich zu

$$\vec{F}_{res}^* = \vec{F}_{res} - \langle \vec{F}_{res}, \vec{n} \rangle \cdot \vec{n} \quad (8.2)$$

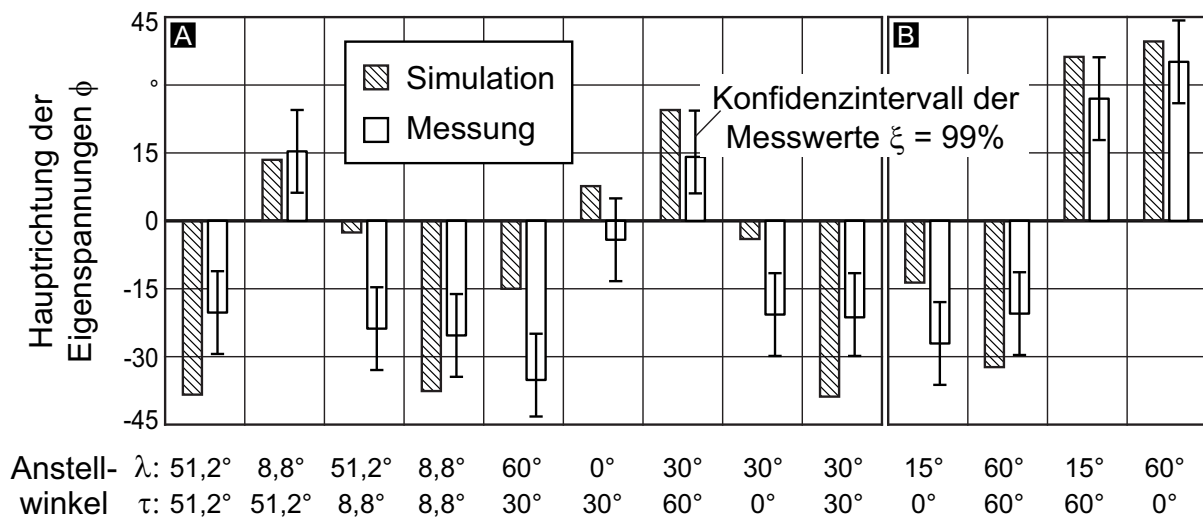
Der projizierte Kraftvektor \vec{F}_{res}^* , der Vorschubvektor \vec{v}_f und der Oberflächennormalenvektor \vec{n} sind ebenfalls in Bild 8.7(B) dargestellt. Mit der Kenntnis dieser Größen lautet der funktionale Zusammenhang zur Vorhersage der Haupttrichtung der Eigenspannung

$$\phi \approx \begin{cases} \arctan \left(\frac{\langle \vec{n}, \vec{v}_f, \vec{F}_{res}^* \rangle}{\langle \vec{v}_f, \vec{F}_{res}^* \rangle} \right) & -45^\circ \leq \arctan \left(\frac{\langle \vec{n}, \vec{v}_f, \vec{F}_{res}^* \rangle}{\langle \vec{v}_f, \vec{F}_{res}^* \rangle} \right) \leq 45^\circ, \\ -\arctan \left(\frac{\langle \vec{v}_f, \vec{F}_{res}^* \rangle}{\langle \vec{n}, \vec{v}_f, \vec{F}_{res}^* \rangle} \right) & -45^\circ > \arctan \left(\frac{\langle \vec{n}, \vec{v}_f, \vec{F}_{res}^* \rangle}{\langle \vec{v}_f, \vec{F}_{res}^* \rangle} \right) > 45^\circ. \end{cases} \quad (8.3)$$

Dabei stellt der Ausdruck $\langle \vec{n}, \vec{v}_f, \vec{F}_{res}^* \rangle$ das Spatprodukt und $\langle \vec{v}_f, \vec{F}_{res}^* \rangle$ das Skalarprodukt der jeweiligen Vektoren dar. Damit wird mathematisch ein rechtshändiges Koordinatensystem festgelegt, bei dem der Oberflächennormalenvektor \vec{n} als Drehachse dient. Somit sind die Winkel ϕ , die links vom Vorschubvektor \vec{v}_f liegen, positiv definiert. Zeigt der projizierte Kraftvektor \vec{F}_{res}^* in die gleiche Richtung wie der Vorschubvektor \vec{v}_f , wird das Skalarprodukt sowie das Spatprodukt Null, wodurch die Hauptrichtung der Eigenspannungen mit der Vorschubrichtung zusammenfällt und es gilt $\phi = 0^\circ$.

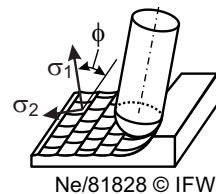
Die Gleichung 8.3 ist in zwei Wertebereiche aufgeteilt. Ist der Winkel zwischen dem projizierten Kraftvektor \vec{F}_{res}^* und dem Vorschubvektor \vec{v}_f zwischen -45° und 45° , gilt der obere Teil von Gleichung 8.3, andernfalls der untere. Damit wird gewährleistet, dass die Hauptrichtung der Eigenspannung ϕ minimal -45° und maximal 45° vom Vorschubvektor \vec{v}_f gedreht ist und somit Gleichung 8.3 den gleichen Wertebereich aufweist, wie die Gleichungen 6.3 bis 6.5 zur experimentellen Bestimmung der Hauptrichtung.

Es sei darauf hingewiesen, dass Gleichung 8.3 die Richtung des *betragsmäßig höheren Haupteigenspannungswertes* wiedergibt, was per Definition bei Druckeigenspannungen σ_2 ist und häufig quer zur Vorschubrichtung v_f liegt. Dies ist physikalisch begründet, weil die betragsmäßig größte Kraft meist in Schnittrichtung der generierten Oberfläche liegt und diese häufig quer zur Vorschubrichtung orientiert ist. Die Richtung der höchsten oberflächengenerierenden Kraft verursacht somit die höchsten Druckeigenspannungen in gleicher Richtung.



Prozess: Kugelkopffräsen

Schnittgeschw. $v_{c,m} = 40$ m/min Anstellwinkel $\lambda, \tau = \text{var.}$
 Zahnvorschub $f_z = 0,2$ mm Werkzeug 1 ($r_\beta = 4 \mu\text{m}$)
 Zeilenbreite $b_r = 0,4$ mm Prozessstrategie Gleichlauf

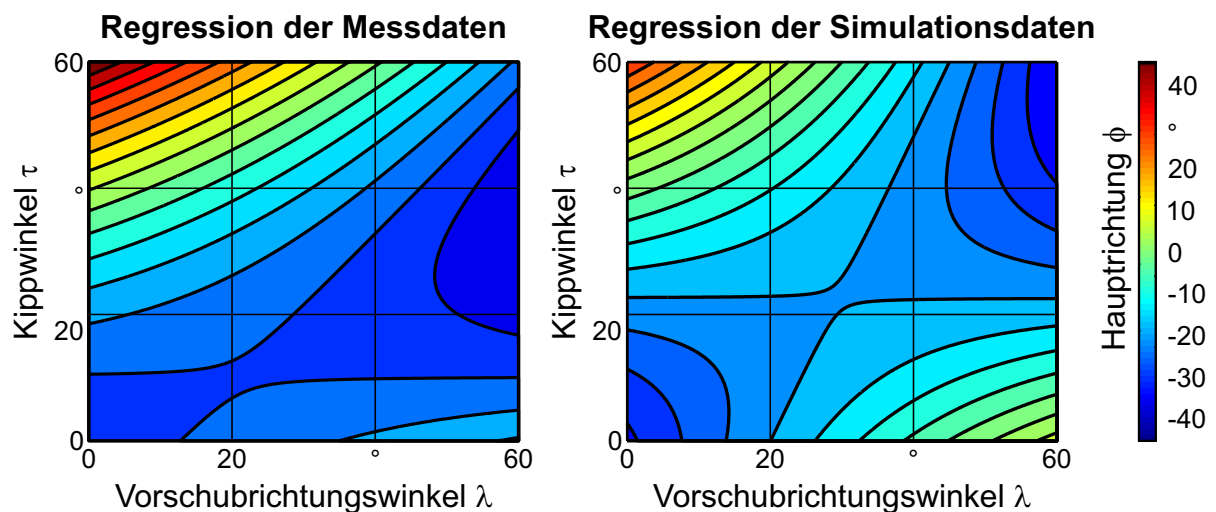


Ne/81828 © IFW

Bild 8.8: Vergleich der vorhergesagten und gemessenen Richtung der Haupteigenspannung. (A) Ergebnisse aus Tabelle 8.2, (B) aus Tabelle 6.1

Einen Vergleich der simulierten Hauptrichtung ϕ unter Anwendung von Gleichung 8.3 mit den experimentellen Ergebnissen des CCD-Versuchsplans (Tabelle 8.2) ist in Bild

8.8(A) dargestellt. Des Weiteren wurden die Daten der Signifikanzanalyse (Tabelle 6.1) mit dem Modell verglichen und im rechten Diagramm von Bild 8.8(B) zusammengefasst. Es zeigt sich, dass die Tendenzen der Messdaten durch Gleichung 8.3 wiedergegeben wird. Jedoch resultieren teilweise auch hohe Abweichungen von maximal $\Delta\phi_{\max} = 23,4^\circ$. Dies ist vereinzelt auf die hohen Varianzen der Messwerte zurückzuführen, was durch die Fehlerbalken (Konfidenzintervall $\xi = 99\%$) in Bild 8.8 dargestellt ist. Die mittlere quadratische Abweichung (RMS) zwischen dem Modell aus Gleichung 8.3 und den Messdaten beträgt im Schnitt $17,1^\circ$. Zwar ist auch dieser Wert hoch, liegt jedoch in einem ähnlichen Bereich wie die zufällige Standardabweichung der Messwerte (pure error) mit $15,7^\circ$. Somit besitzt das Modell eine ausreichende Prognosefähigkeit.



Prozess: Kugelpkopfräsen

Schnittgeschw.	$v_{c,m} = 40 \text{ m/min}$	Anstellwinkel	$\lambda, \tau = \text{var.}$
Zahnvorschub	$f_z = 0,2 \text{ mm}$	Werkzeug	1 ($r_\beta = 4 \mu\text{m}$)
Zeilenbreite	$b_r = 0,4 \text{ mm}$	Prozessstrategie	Gleichlauf

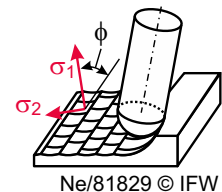


Bild 8.9: Regression der Mess- und Simulationsdaten von der Hauptrichtung der Eigenspannungen

Zur Darstellung der Wechselwirkungen wurden die simulierten Hauptrichtungen ϕ mit dem gleichen Regressionsmodell aus den Messdaten (Tabelle 8.4) interpoliert. Das Ergebnis ist in Bild 8.9 dargestellt. Es zeigt sich, dass ebenfalls die Wechselwirkungen durch das Modell korrekt wiedergegeben werden. Lediglich bei hohen Vorschubrichtungswinkeln λ werden die Hauptrichtungen leicht überschätzt. Es kann festgehalten werden: **Die Hauptrichtungen der Eigenspannungen werden durch die Richtung der aufsummierten, oberflächengenerierenden Kräfte unter Verwendung von Gleichung 8.3 in ausreichender Genauigkeit wiedergegeben.**

Methodik zur Vorhersage von Eigenspannungstiefenverläufen

Wie dem Stand der Technik zu entnehmen ist, sind Eigenspannungstiefenverläufe derzeit selbst bei einfachen Fertigungsprozessen wie dem Hobeln nur bedingt durch numerische Methoden, beispielsweise durch FE-Spannungssimulation, vorhersagbar.

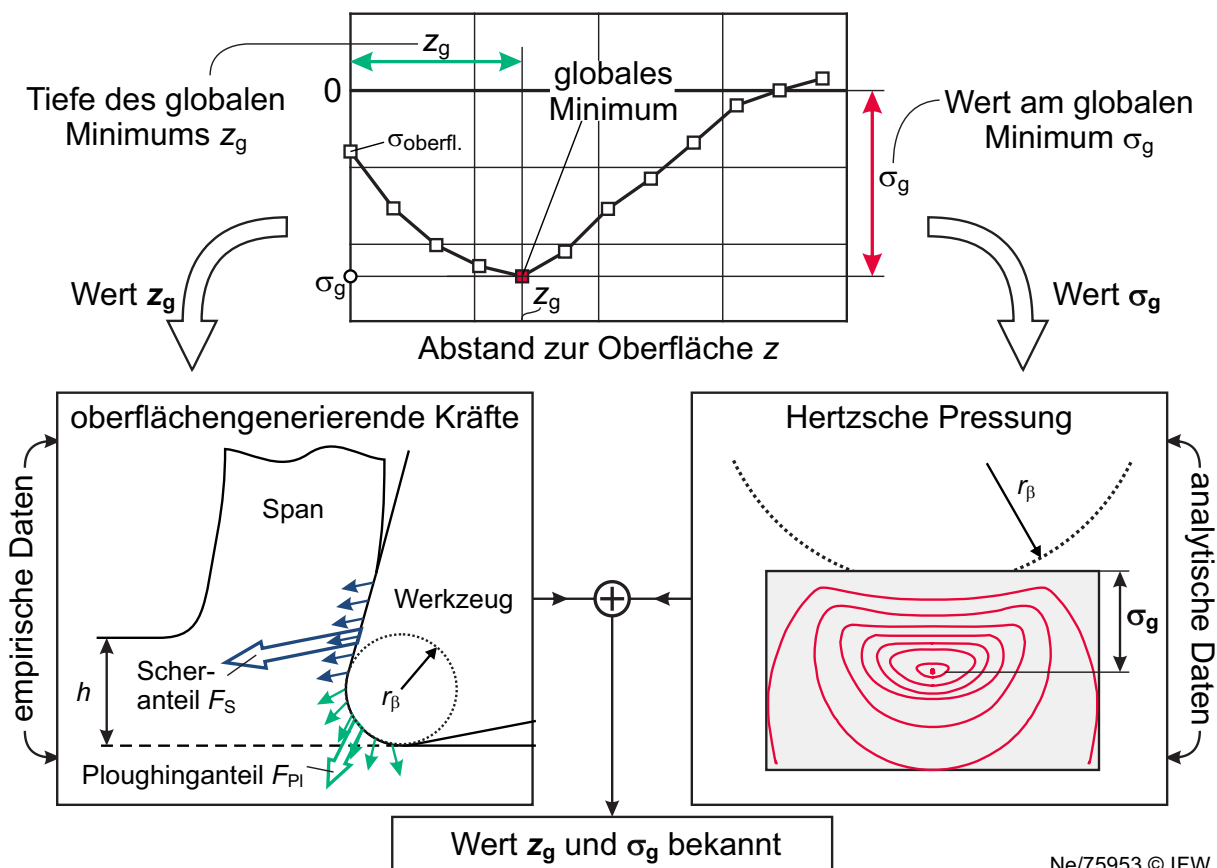


Bild 8.10: Methodik zur Vorhersage der Eigenspannungstiefenverläufe

Zuvor ist eine Kalibrierung der Reibungsverhältnisse und ein für den Werkstoff geeignetes Separations- und Spanbruchskriterium notwendig (vgl. Kapitel 2.3.1), was in der Praxis nur schwer umgesetzt werden kann. Für die Vorhersage von Eigenspannungstiefenverläufen bei einem komplexen Fertigungsprozess wie der Rekonturierung mit Kugelpfanzwerkzeugen, wird daher ein hybrider Ansatz gewählt (vgl. Bild 2.14), der analytische sowie empirische Gleichungen auf Basis der Erkenntnisse der Titanbearbeitung verbindet. Als Basis dient der wichtigste Punkt eines Eigenspannungstiefenverlaufs und zwar das globale Minimum, beschrieben durch die Tiefe des globalen Minimums z_g und dem dazugehörigen Eigenspannungswert σ_g am globalen Minimum, dargestellt in Bild 8.10.

Zur Vorhersage des Eigenspannungswerts σ_g am globalen Minimum wird ein empirischer, funktioneller Zusammenhang zwischen den oberflächengenerierenden Kräften und den gemessenen Eigenspannungen hergeleitet. Hierbei ist für eine physikalische Interpretation wichtig, die Anzahl der Eingangsgrößen und der empirischen Koeffizienten möglichst gering zu halten. Als Basis dient das entwickelte Kraftmodell aus Kapitel 7.3, das die oberflächengenerierende Kraft in Scher- und Ploughinganteil aufteilt. Diese Kraftanteile werden maßgeblich der primären bzw. tertiären Scherzone zugeordnet.

Zur Vorhersage der Tiefe des globalen Minimums z_g , werden die analytischen Gleichungen der Hertzischen Pressung [Her81, Joh85] verwendet. Es wurde in Kapitel 8.2 ge-

zeigt, dass bei geringer thermischer Werkstückbelastung die Effekte der Schneidkantenverrundung r_β auf die Eigenspannungen bei der Zerspanung mit dem Festwalzprozess vergleichbar sind. Somit wird angenommen, dass die analytischen Methoden für den Festwalzprozess (vgl. [Röt03, Mad06, Win00]) auch für das Kugelkopffräsen anwendbar sind. Die Autoren Röttger [Röt03] und Mader [Mad06] betonen zwar ausdrücklich, dass mit den analytischen Ansätzen eine quantitative Vorhersage nicht möglich ist, wobei diese Aussage auf den Gesamtverlauf eines Eigenspannungstiefenprofils bezieht und nicht auf einen einzelnen Wert, wie in diesem Fall die Tiefe des globalen Minimums z_g . Der Ansatz die Hertzsche Pressung als Eingangsgröße zur Modellierung eines Eigenspannungstiefenverlaufs nach der Zerspanung zu verwenden, wurde in der Literatur mehrfach umgesetzt [Val12, Su12, Mon12], jedoch bisher nicht für das Kugelkopffräsen von Ti-6Al-4V. Sind die Werte z_g und σ_g bekannt, können daraus weitere charakteristische Punkte eines Eigenspannungstiefenverlaufs abgeleitet werden, sodass eine mathematische Funktion durch diese Punkte den simulierten Eigenspannungstiefenverlauf ergibt.

Bestimmung der Tiefe des globalen Eigenspannungsminimums z_g durch Hertzsche Pressung

Bei der Verwendung der Hertzschen Gleichungen gelten folgende Nebenbedingungen [Röt03, S. 71ff], [Joh85, S. 90ff]:

- Ideal glatte Oberfläche der Kontaktpartner, sodass keine Reibung herrscht. Es wirken nur Normalkräfte zwischen den Kontaktpartnern.
- Homogenes und isotropes Material beider Kontaktpartner. Anwendung des linear-elastischen Hookschen Gesetzes möglich. Daraus folgt, dass keine plastische Deformation zwischen den Kontaktpartnern auftritt.
- Die sich ausbildende Kontaktfläche $\pi \cdot a^2$ muss deutlich kleiner sein als die makroskopische Dimension der Kontaktpartner. Dies gilt insbesondere für die relativen Radien r_1, r_2 beider Kontaktpartner.

Die meisten der oben genannten Bedingungen treffen für die Zerspanung nicht zu. Kritisch sind insbesondere die Begrenzung auf elastische Deformationen sowie die Vernachlässigung der Reibung im Bereich der Schneidkante. Das sind die Gründe, weshalb eine *quantitative Nutzung* (X- und Y-Achse aus Bild 8.10) der Hertzschen Spannungen beim Zerspanvorgang nicht möglich ist. Trotz dieser Einschränkungen ermöglichen die Gleichungen eine *relative Betrachtung* (Nur X-Achse aus Bild 8.10) der maximalen Vergleichsspannungen unterhalb der Oberfläche. Somit ist es das Ziel, die Gleichungen nur zur Vorhersage der Tiefe des globalen Eigenspannungsminimums z_g zu verwenden. Die genauen Werte der Spannungen durch die Hertzsche Pressung und die daraus resultierenden Eigenspannungen (Y-Achse aus Bild 8.10) sind somit sekundär. Diese Vorgehensweise basiert auf den Erkenntnissen aus der Literatur (Bild 8.5) beziehungsweise aus den Eigenspannungsmessungen (Bild 8.4) und ist aufgrund der vergleichbaren Pressvorgänge, jedoch unterschiedlichen Spannungen aufgrund Materialflusses im Bereich der tertiären Scherzone wissenschaftlich legitim. Auf den

Fall der Rekonturierung durch Kugelkopfwerkzeuge übertragen, sind die Kontaktpartner eine Kugel aus Hartmetall (Index Wz) mit dem Radius r_β und eine Ebene aus Ti-6Al-4V (Index Ws). Das Ersatz E-Modul E^* für beide Kontaktpartner berechnet sich zu [Joh85]

$$E^* = \left(\frac{1 - \nu_{Ws}^2}{E_{Ws}} + \frac{1 - \nu_{Wz}^2}{E_{Wz}} \right)^{-1} \quad (8.4)$$

mit ν als den jeweiligen Poissonzahlen der Werkstoffe bzw. ν^* als deren Mittelwert. Durch die sich elastisch ausbildende Kontaktfläche $\pi \cdot a^2$ resultiert ein Kontaktkreis mit dem Radius a . Dieser ist in Bild 8.11(A) dargestellt und berechnet sich zu

$$a = \left(\frac{3 \cdot F_{Htz} \cdot r_\beta}{4E^*} \right)^{\frac{1}{3}}. \quad (8.5)$$

Ebenfalls ist in Bild 8.11(A) die wirkende Kraft zwischen den Kontaktpartnern F_{Htz} eingezeichnet, die dem Integral des dazu resultierenden Spannungsprofil $p(x)$ über die Kontaktfläche entspricht. Das Spannungsprofil $p(x)$ berechnet sich zu

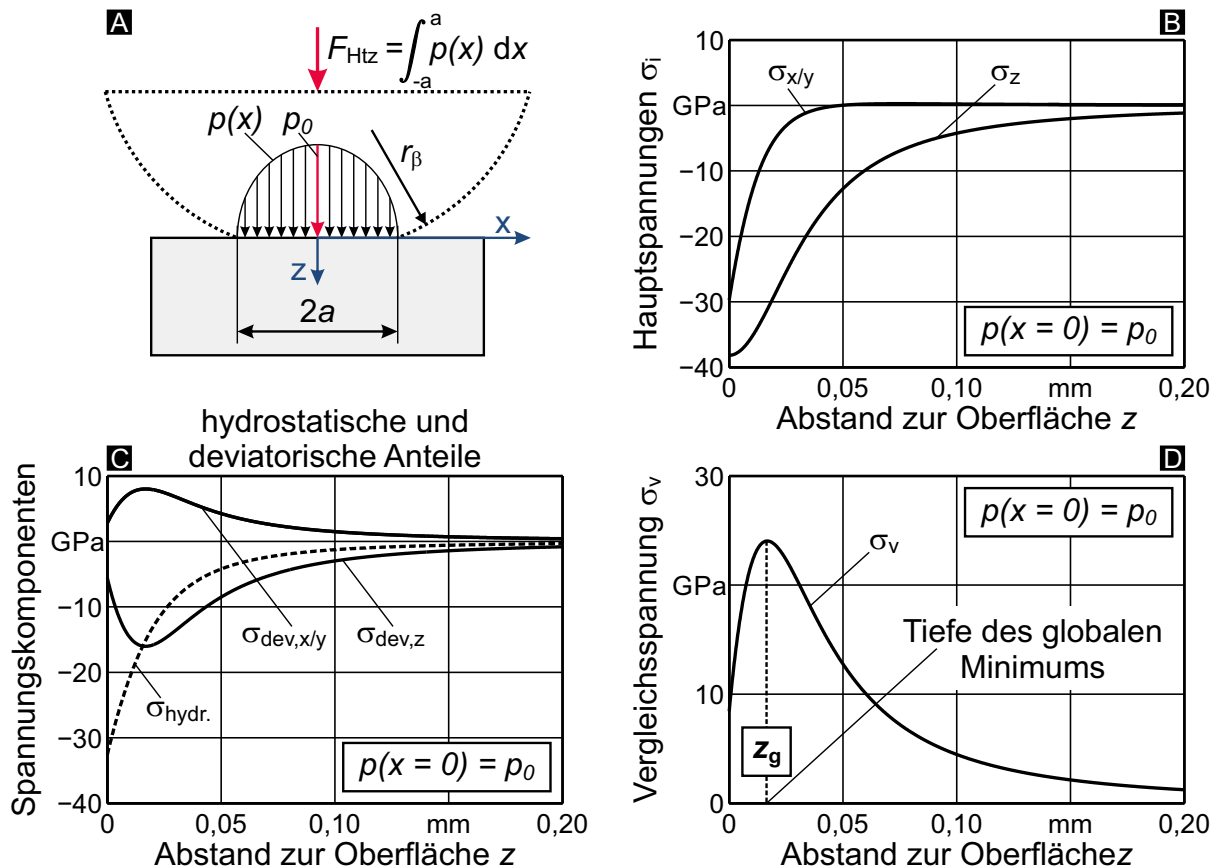
$$p(x) = \left(\frac{3 \cdot F_{Htz}}{2\pi a^2} \right) \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a} \right)^2}. \quad (8.6)$$

Der vordere Teil von Gleichung 8.6 entspricht der maximalen Pressung p_0 bei $x = 0$. Für die Hertzischen Gleichungen existieren analytische Lösungen zur vollständigen Beschreibung des mehrachsigen Spannungszustands in der Bauteiltiefe z . Sie lauten für die Hauptrichtungen [Joh85]

$$\begin{aligned} \sigma_{x/y} &= p_0 \cdot \left[- (1 + \nu^*) \cdot \left(1 - \frac{z}{a} \cdot \arctan \left(\frac{a}{z} \right) \right) + \frac{1}{2} \left(1 + \frac{z^2}{a^2} \right)^{-1} \right] \\ \sigma_z &= - \frac{p_0}{1 + \frac{z^2}{a^2}}. \end{aligned} \quad (8.7)$$

Es sei erwähnt, dass die Lösung dieser Gleichung einen Spezialfall darstellt und die Fundamentalgleichungen zur Berechnung der Bauteilspannungen in der Tiefe für jedes beliebige Spannungsprofil in [Joh85, Gleichung 2.23a - 2.23c] beschrieben sind. Für eine detaillierte Herleitung der Gleichungen 8.4 bis 8.7 sei ebenfalls auf das Buch von Johnson verwiesen [Joh85]. Die Verläufe der Bauteilspannungen als Funktion der Tiefe z unter Verwendung von Gleichung 8.7 an der Stelle $x = 0$ für eine Kraft von $F_{Htz} = 100 \text{ N}$ sind beispielhaft in Bild 8.11(B) dargestellt.

Es wird deutlich, dass alle drei Spannungskomponenten $\sigma_{x/y/z}$ negative Vorzeichen haben und somit ein infinitesimales Bauteilvolumen unterhalb von p_0 in alle drei Raumrichtungen durch Druck belastet wird. Dieser Zustand wird *hydrostatischer Spannungszustand* genannt, bei dem alle Hauptspannungen gleich groß sind. Bei diesem Spannungszustand fließt der Werkstoff nicht aufgrund der fehlenden Schubspannung [Kie09].



Hertzische Pressung Kugel - Ebene

Radius Kugel	$r_\beta = 60 \mu\text{m}$	Kraft	$F_{Pl} = 100 \text{ N}$
E-Modul Kugel	$E_1 = 600 \text{ GPa}$	E-Modul Ebene	$E_2 = 108 \text{ GPa}$
Poissonzahl Kugel	$\nu_1 = 0,228$	Poissonzahl Ebene	$\nu_2 = 0,330$

Ne/75954 © IFW

Bild 8.11: Spannungskomponenten der Hertzischen Pressung

Die Differenz zwischen resultierendem Spannungszustand und dem hydrostatischen Spannungszustand wird als *Spannungsdeviator* bezeichnet, es gilt für die Hauptspannungen

$$\sigma_{\text{hydr}} = \frac{1}{3} (2 \cdot \sigma_{x/y} + \sigma_z) \quad (8.8)$$

$$\sigma_{\text{dev},x/y} = \sigma_{x/y} - \sigma_{\text{hydr}}$$

$$\sigma_{\text{dev},z} = \sigma_z - \sigma_{\text{hydr}}$$

Der hydrostatische und deviatorische Spannungsanteil sind in Bild 8.11(C) dargestellt. Anschließend wird der mehrachsige Spannungszustand $\sigma_{\text{dev},x}$, $\sigma_{\text{dev},y}$, $\sigma_{\text{dev},z}$ in einen einachsigen Spannungszustand σ_v überführt, indem die Gestaltänderungsenergiehypothese nach von Mises

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_{\text{dev},z}^2 + \sigma_{\text{dev},x/y}^2 - 2 \cdot \sigma_{\text{dev},z} \cdot \sigma_{\text{dev},x/y}} \quad (8.9)$$

angewandt wird. Werden die Gleichungen 8.6 bis 8.8 in Gleichung 8.9 eingesetzt und

vereinfacht, ergibt sich an der Stelle $x = 0$

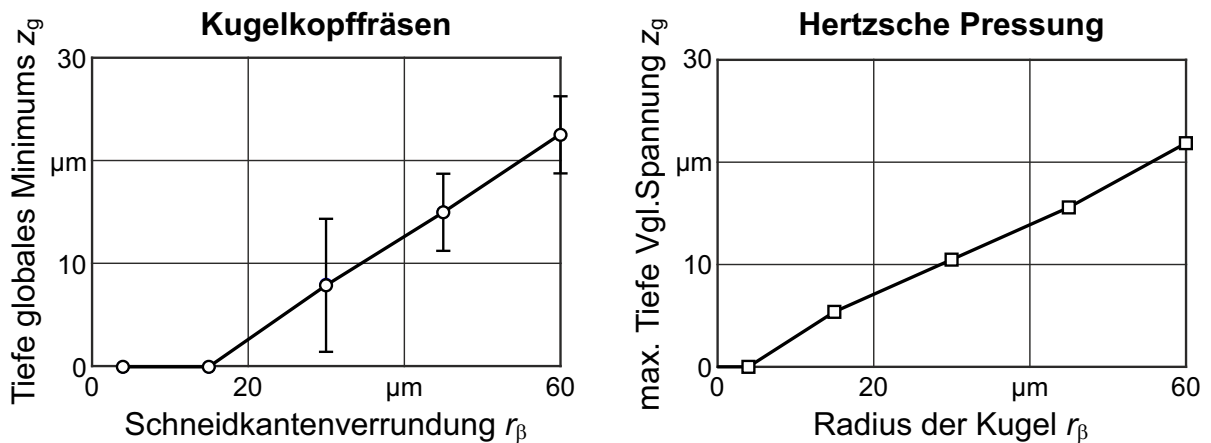
$$\sigma_v = \left[\frac{3 \cdot F_{\text{Htz}}}{2\pi a^2} \right] \cdot \left[(2\nu^* + 2) \arctan\left(\frac{a}{z}\right) z^3 + (-2a\nu^* - 2a) z^2 + (2a^2\nu^* + 2a^2) \arctan\left(\frac{a}{z}\right) z + (a^3 - 2a^3\nu^*) \right] \cdot [2az^2 + 2a^3]^{-1}. \quad (8.10)$$

Die Vergleichsspannung σ_v ist in Bild 8.11(D) dargestellt. Es zeigt sich eine maximale Vergleichsspannung unterhalb der Oberfläche. Aus dem Verlauf der Vergleichsspannung wird das Maximum berechnet. Die Tiefe dieses Maximums entspricht in dem Modell der Tiefe des globalen Eigenspannungsminimums z_g .

Auf das Kugelkopffräsen übertragen, entspricht die Kraft F_{Htz} dem Anteil der Ploughingkraft, die Normal zur Werkstückoberfläche wirkt. Es wird in dem Modell angenommen, dass dieser Anteil der Ploughingkraft unabhängig von den Einstellgrößen ist und sich nur mit variierenden Schneidkantenradien r_β ändert. Dies ist damit zu begründen, dass beim Zerspanvorgang der Werkstoff an der betrachteten Stelle schon getrennt ist und die restliche Arbeit in der primären bzw. sekundären Scherzone verrichtet wird. Daraus folgt, dass die Kraft F_{Htz} , die eine notwendige Eingangsgröße für die Gleichung 8.10 darstellt, maßgeblich vom Kraftkoeffizienten k_{re} (Gleichung 7.15) abhängig sein muss. Dieser Koeffizient beschreibt den Ploughinganteil (Index e für Edge), der Normal (Index r für Radial) zur Oberfläche wirkt (vgl. [Lee95, S. 32ff]). Sowohl die Koeffizienten k_{re} für die Schneidkantenverrundungen $r_\beta = 4 \mu\text{m} - 60 \mu\text{m}$ als auch die experimentell ermittelten Tiefen z_g der globalen Eigenspannungsminimas (siehe z. B. Bild 8.4), sind aus Kapitel 8.2 bekannt. Ferner wird angenommen, dass sich die Kraft F_{Htz} beim Zerspanprozess proportional zu den Kraftkoeffizienten k_{re} verhält, der sich nur mit der Schneidkantenverrundung r_β ändert.

Ein weiterer Aspekt der berücksichtigt werden muss, ist die Methodik der Eigenspannungsmessung, die sich immer auf ein Bauteilvolumen bezieht. Das betrachtete Bauteilvolumen bei der Eigenspannungsmessung ist vereinfacht die untere Hälfte eines Ellipsoids (gekippter Kollimator) mit einer maximalen Höhe, die der Informationstiefe z_0 des Röntgenstrahls entspricht. Somit ist der gemessene Eigenspannungswert immer ein integrales Mittel über dieses Volumen. Unter dieser Voraussetzung würde ein globales Eigenspannungsminimum, dessen Tiefe kleiner ist als die Eindringtiefe des Röntgenstrahls $z_g < z_0$, messtechnisch nicht zu detektieren sein. Der Grund ist, dass der Verlauf am globalen Eigenspannungsminimum gemittelt werden würde. Um diesen Aspekt der Eigenspannungsmessung zu berücksichtigen, wurde ebenfalls bei der Berechnung von z_g aus Gleichung 8.10 ein integrales Mittel über die Eindringtiefe z_0 gebildet. Diese Maßnahme führt dazu, dass für den Fall $z_g < z_0$ das berechnete, globale Minimum bei $z_g = 0 \mu\text{m}$ liegt, analog zu den Eigenspannungsmessungen.

Das Ergebnis der experimentell bestimmten Werte z_g des globalen Eigenspannungsminimums und der berechneten Werte aus dem Verlauf der Gleichung 8.10, sind in Bild 8.12 dargestellt. Es zeigt sich, dass bei der Berücksichtigung des integralen Mittels, sowohl bei der Hertzschen Pressung als auch im Experiment, kein globales Minimum für Schneidkantenverrundungen von $r_\beta = 4 \mu\text{m}$ resultiert. Zwar zeigt sich bei $r_\beta = 15 \mu\text{m}$

**Prozess: Kugelkopffräsen**Schneidkantenver. $r_\beta = 4 - 60 \mu\text{m}$ Anstellwinkel $\lambda/\tau = 15^\circ/0^\circ$

Werkzeug 1

Hertzische PressungRadien Kugel $r_\beta = 4 - 60 \mu\text{m}$ E-Moduln $E_1/E_2 = 600/108 \text{ GPa}$ Kraft $F_{PI} \sim k_{re} = 18,9 - 226,2 \text{ N}$

Ne/75955 © IFW

Bild 8.12: Korrelation der Eigenspannungsminima mit dem Spannungsmaximum der Hertzchen Pressung

bei der Hertzchen Pressung ein globales Minimum bei $z_g \approx 5 \mu\text{m}$, jedoch ist dies sehr nahe im Bereich der Eindringtiefe z_0 . Die restlichen vorhergesagten Werte für z_g liegen innerhalb der Messunsicherheit der Eigenspannungsbestimmung. Es kann festgehalten werden: **Die Gleichungen der Hertzchen Pressung eignen sich in erster Näherung für die Vorhersage der Tiefe des globalen Eigenspannungsminimums.**

Bestimmung des Eigenspannungswertes beim globalen Minimum σ_g durch oberflächengenerierende Kräfte

In Kapitel 7.3 wurde eine Methodik zur Berechnung der oberflächengenerierenden Kräfte hergeleitet, die maßgeblich die Werkstückbelastung während der Rekonturierung beschreibt. Des Weiteren wurde die Hypothese aufgestellt, dass die oberflächengenerierenden Kräfte als Kennwert für die Eigenspannungsentstehung verwendet werden können. Jedoch reichen die oberflächengenerierenden Kräfte alleine nicht aus, um Spannung bzw. Eigenspannungen zu beschreiben. Hierzu ist die Fläche notwendig, auf die die oberflächengenerierenden Kräfte wirkt. Somit wird die Arbeitshypothese wie folgt erweitert: **Es existiert ein funktioneller Zusammenhang zwischen dem Wert des globalen Eigenspannungsminimums σ_g , den oberflächengenerierenden Kräften sowie einem Kennwert, der eine Fläche repräsentiert.**

Um diese These zu belegen, wurden alle experimentellen Untersuchungen in dieser Arbeit zur Eigenspannungsentstehung in CutS nachgestellt. Dies entspricht der Variation von Einstellgrößen und Werkzeuggeometrien, die in Tabelle 6.1 und 8.1 aufgelistet sind. In der Summe sind dies 109 Kombinationen, bei denen 11 verschiedene Werkzeuggeometrien eingesetzt und die dazugehörigen Kraftkoeffizienten ermittelt wurden. Weil die Schweißnaht keinen Einfluss auf die Eigenspannungsausprägung besitzt, wur-

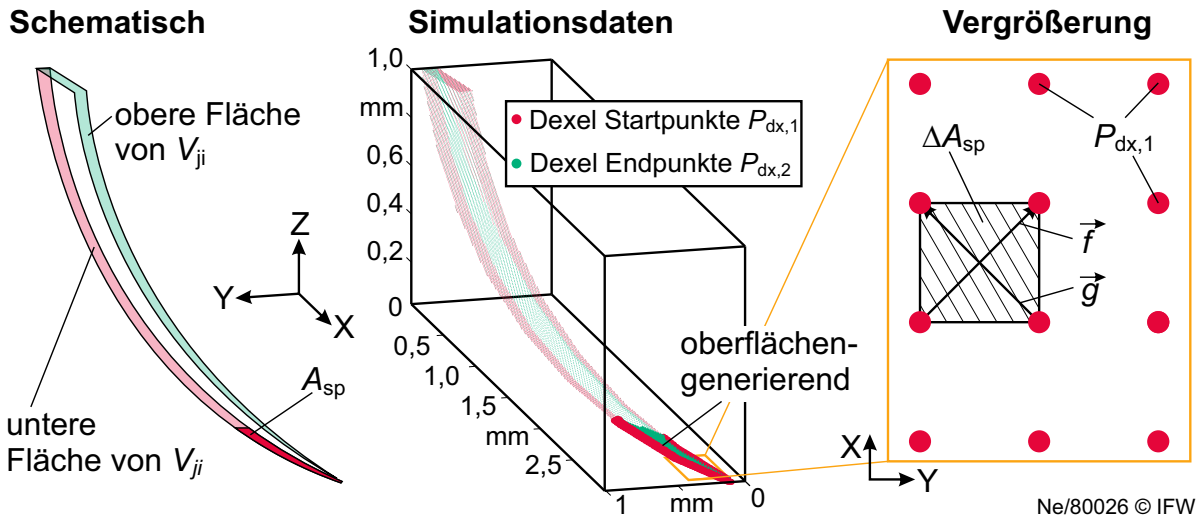


Bild 8.13: Beschreibung und Berechnung des Kennwert der Fläche A_{sp}

den in der Simulation lediglich Teilnutenschnitte an einem 3×3 mm großen, digitalen Werkstückblock durchgeführt, dessen Fläche etwa der Fläche einer Ellipse des gekippten Kollimators bei der experimentellen Eigenspannungsbestimmung entspricht. Die simulierten Prozesskräfte wurden stichpunktartig überprüft und zeigen eine gute Übereinstimmung mit den gemessenen Prozesskräften (vgl. Bild 7.15). Anschließend wurden bei allen Kombinationen die oberflächengenerierenden Prozesskräfte berechnet, die experimentell nicht validierbar sind. Die oberflächengenerierenden Kräfte als auch die Prozesskräfte setzen sich aus dem Scheranteil F_S und dem Ploughinganteil F_{PI} zusammen. Für jedes diskrete Schneideninkrement gilt (vgl. Kapitel 7.3 und [Alt01])

$$\begin{aligned}
 dF_i &= dF_{S,i} + dF_{PI,i} \\
 dF_{S,i} &= k_{c,i} \cdot h \cdot db \\
 dF_{PI,i} &= k_{e,i} \cdot dS \cdot f(h, r_\beta)
 \end{aligned}
 \tag{8.11}$$

mit dem Index i für die tangentielle, radiale und axiale Richtung. In der Simulation zeigte sich durch die sehr geringen Spannungsdicken h im Bereich der Oberflächengeneration, dass der Ploughinganteil F_{PI} deutlich größer ist als der Scheranteil F_S . Bei den Prozesskräften ist dies bekanntermaßen umgekehrt der Fall. Dies bestätigt die Aussage aus Kapitel 7.2.2, dass für die Eigenspannungen die Quetschvorgänge (F_{PI}) relevanter sind als die Trennvorgänge (F_S). Insbesondere gilt dies für den Kugelkopfräsprozess, weil die Spannungsdicken bei der Oberflächengeneration kleiner als z. B. beim Drehen sind. Damit lässt sich ebenfalls erklären, weshalb z. B. die Einstellgrößen Zahnvorschub f_z oder Zeilenbreite b_r (F_S) zwar die Eigenspannungen beim Kugelkopfräsen beeinflussen, jedoch dies bei anderen Fertigungsverfahren signifikant ist. Im Gegensatz dazu verändert die Schneidkantenverrundung r_β (F_{PI}) deutlich signifikanter die Eigenspannungen, vgl. Kapitel 6.3.

Im Folgenden wird der oben erwähnte Kennwert der Fläche, A_{sp} genannt, in Bild 8.13 erläutert. Die gesamte Simulation basiert ausschließlich auf der Betrachtung des aktuell geschnittenen Volumens V_{ji} zum Zeitpunkt i für Schneide j . Das Volumen wird mit Dixel

beschrieben und setzt sich aus Start- $P_{dx,1}$ und Endpunkten $P_{dx,2}$ der Dixel zusammen. Dies ist schematisch links in Bild 8.13 durch die rote und grüne Fläche dargestellt. In der Mitte ist eine Simulation mit einem beispielhaften Volumen V_{ji} gezeigt, bei dem alle Dixel durch rote Start- bzw. grüne Endpunkte gekennzeichnet sind. Die fett dargestellten Punkte repräsentieren die Dixel, die in Kontakt zur finalen Oberfläche stehen und somit für die Berechnung der oberflächengenerierenden Kräfte berücksichtigt werden. Der Kennwert A_{sp} ist die Fläche, die durch die Startpunkte aller Dixel gebildet wird, die in Kontakt zur finalen Oberfläche stehen. Bei einer vergrößerten Betrachtung der Dixel Startpunkte von oben, rechts in Bild 8.13, ist die Anordnung der z-Dixel als Array sichtbar. Zu beachten ist, dass die Startpunkte der Dixel unterschiedliche Höhenwerte aufweisen und somit eine unregelmäßige Fläche im dreidimensionalen Raum bilden. Es wird vereinfacht angenommen, dass es sich hierbei um ein im Raum befindliches Viereck handelt, bei dem die Fläche berechnet wird zu

$$\Delta A_{sp} = \frac{1}{2} \sqrt{|\vec{g}|^2 |\vec{f}|^2 - (\langle \vec{g}, \vec{f} \rangle)^2}. \quad (8.12)$$

Diese Vereinfachung kann getroffen werden, wenn die Fläche im Raum nicht stark verdreht ist. Es zeigte sich, dass die Vektoren \vec{f} und \vec{g} (Bild 8.13) sich in den meisten Fällen schneiden, wodurch die oben genannte Vereinfachung gültig ist und somit Gleichung 8.12 verwendet werden kann. Die Summation aller Flächen ΔA_{sp} zum Zeitpunkt i führt zum Kennwert A_{sp} .

Bei der Korrelation der Eigenspannungsmesswerte und dem gesuchten funktionalen Zusammenhang muss berücksichtigt werden, dass bei einem Großteil der 654 Eigenspannungsmessungen (109 Variationen, jede einmal wiederholt, je drei Messrichtungen) aus den Versuchsplänen der Tabellen 6.1 und 8.1 keine Eigenspannungstiefenverläufe vorliegen, sondern lediglich die oberflächennahen Eigenspannungen $\sigma_{oberfl.}$. Das globale Eigenspannungsminimum mit der Tiefe z_g und dem Wert σ_g ist somit unbekannt. Jedoch konnte gezeigt werden, dass die Entstehung eines globalen Eigenspannungsminimums maßgeblich von der Schneidkantenverrundung r_β beeinflusst wird und weniger von den Einstellgrößen. Um von dem gemessenen Eigenspannungswert an der Oberfläche $\sigma_{oberfl.}$ auf die Eigenspannungen am globalen Minimum σ_g zu schließen, ohne Eigenspannungstiefenverläufe zu erstellen, wird der gemessene Wert $\sigma_{oberfl.}$ mit dem Faktor $G = \sigma_{1,2}(z = 0) / \sigma_{1,2}(z = z_g)$ multipliziert. Der funktionale Zusammenhang zwischen der Schneidkantenverrundung r_β und G ist durch die Messdaten aus Bild 8.12 und 8.4 bekannt. Wird hierbei die Streckgrenze von Ti-6Al-4V überschritten, so wird dieser Messwert nicht weiter für die Korrelation berücksichtigt.

Zur Bestimmung des empirischen Zusammenhangs zwischen den Eigenspannungen am globalen Minimum $\sigma_g = \sigma_{oberfl.} \cdot G^{-1}$ in der Tiefe $z = z_g$ sowie der oberflächengenerierenden Kräfte und dem Flächenkennwert A_{sp} , wurde die Software Eureqa[®] verwendet. Diese ermittelt funktionale Zusammenhänge zwischen den Eingangs- (simuliert: A_{sp} , oberflächengenerierenden Kräfte F_{pi}) und Ausgangsgrößen (gemessen: $\sigma_{1,2} \cdot G$) und teilt die resultierenden Gleichungen nach Komplexität und Genauigkeit auf. Die Software ermittelt eine Vielzahl an möglichen Korrelationen. Folgende Gleichung wurde aufgrund

der geringen Anzahl an Koeffizienten ausgewählt

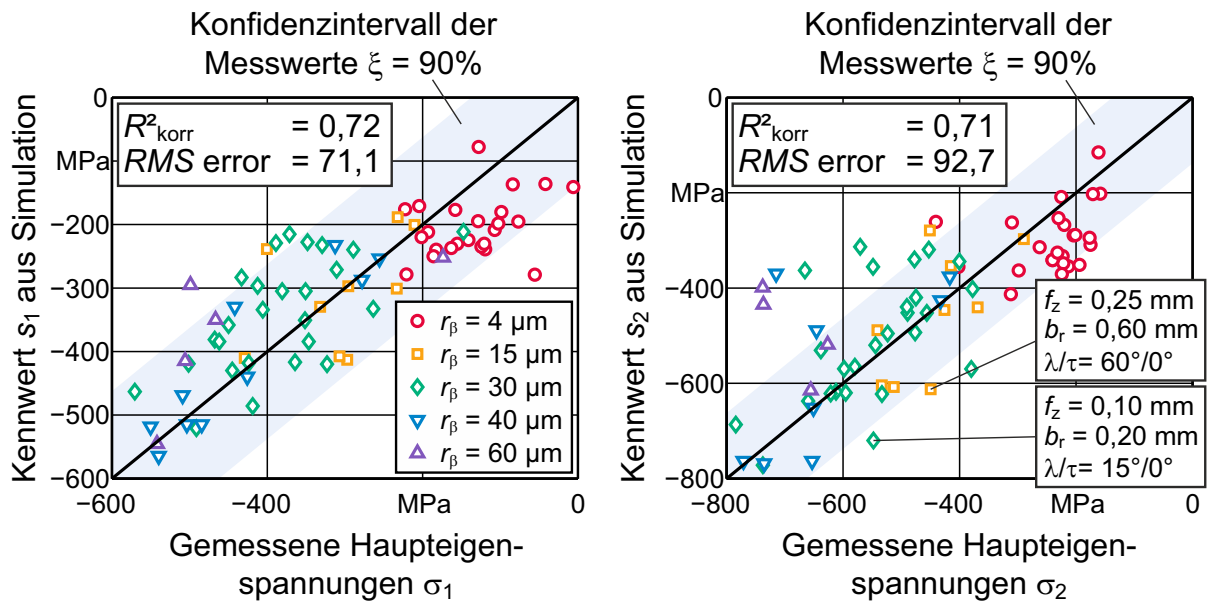
$$\begin{aligned}
 s_1 &= K_1 \cdot \log \left(\frac{\overline{F_{Pl,x}} + \overline{F_{Pl,y}}}{2} \right) \cdot \sqrt{\frac{\overline{A_{sp}}}{\delta\varphi}} \\
 s_2 &= K_2 \cdot \log \left(\frac{\overline{F_{Pl,x}} + \overline{F_{Pl,y}}}{2} \right) \cdot \sqrt{\frac{\overline{A_{sp}}}{\delta\varphi}}
 \end{aligned} \tag{8.13}$$

mit den empirischen Koeffizienten $K_1 = -27,961 \text{ mm}^{-3}$ bzw. $K_2 = -41,454 \text{ mm}^{-3}$. Der Ploughinganteil der oberflächengenerierenden Kräfte, die parallel zur Oberfläche wirken, wurde auf der $3 \times 3 \text{ mm}$ großen Fläche gemittelt zu $\overline{F_{Pl,x}}$ bzw. $\overline{F_{Pl,y}}$. Der gemittelte Flächenkennwert $\overline{A_{sp}}$ entspricht der mittleren Fläche, auf der diese Kräfte wirken. Die Fläche $\overline{A_{sp}}$ ist abhängig vom dem eingestellten Winkelschritt $\delta\varphi$, der im Simulationssystem eingestellt und berechnet wird mit

$$\delta\varphi = \frac{n \cdot 360^\circ}{60 \cdot \Delta t} \tag{8.14}$$

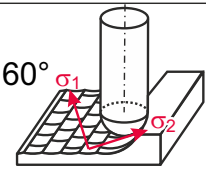
In Gleichung 8.13 ist auffällig, dass die Kraft nicht durch die Fläche dividiert wird, sondern mit deren Wurzel multipliziert. Der Grund für diesen Zusammenhang wird in der Deformationsmorphologie vermutet, die im Detail in [Nes15] erörtert ist. Gerade bei kleinen Zahnvorschüben f_z und Zeilenbreiten b_r werden die Spanzypfel mehrfach umgeformt, wodurch keine höheren, sondern geringere Druckeigenspannungen resultieren können [Plö02], obwohl die Kräfte auf einer kleineren Fläche wirken. Dieser Effekt wird nicht in der Abtragssimulation, jedoch in der Empirie der Gleichung 8.13 berücksichtigt. Die Korrelation zwischen Gleichung 8.13 und den Messwerten bei $z = z_g$ ist für die Hauptrichtung σ_1 und σ_2 in Bild 8.14 dargestellt.

Jeder Datenpunkt repräsentiert eine geänderte Einstell- bzw. Werkzeuggröße. Zur besseren Übersicht wurden alle Datenpunkte mit einer variierenden Schneidkantenverrundung r_β hervorgehoben. Es ist zu erkennen, dass tendenziell höhere Schneidkantenverrundungen r_β zu höheren Druckeigenspannungen führen, was bei den Kennwerten aus Gleichung 8.13 durch die erhöhten Ploughingkräfte abgebildet wird. Die Definition $\sigma_1 > \sigma_2$ wird durch den betragsmäßig größeren Koeffizienten K_2 berücksichtigt. Des Weiteren sind in Bild 8.14 die Konfidenzintervalle der Messungenauigkeit der Eigenspannungsbestimmung unter Vergleichsbedingung (vgl. Bild 5.8) mit dem Vertrauensbereich von $\xi = 90\%$ eingezeichnet. Ein Großteil der simulierten Kennwerte S_1 und S_2 aus Gleichung 8.13 liegen in dem Konfidenzintervall. Dies wird auch durch die mittlere quadratische Abweichung (RMS) deutlich, die bei S_1 $71,1 \text{ MPa}$ beträgt und somit im Bereich der Messunsicherheit liegt. Bei S_2 ist der Wert mit $92,7 \text{ MPa}$ höher, jedoch noch innerhalb des Konfidenzintervall von $\xi = 99\%$. Die korrigierten Bestimmtheitsmaße zwischen den Messdaten und Gleichung 8.13 betragen $R_{\text{korr}}^2 = 0,72$ bzw. $R_{\text{korr}}^2 = 0,71$. Aufgrund der hohen Varianz der Eigenspannungsmessungen und der Berücksichtigung von allen möglichen Einstell- und Werkzeuggrößen eines Rekonturierungsprozesses mit Kugelkopffwerkzeugen ist dieses Ergebnis akzeptabel und liegt nur leicht unterhalb einer direkten Regression der Messwerte (vgl. Bild 8.1). Es sei erwähnt, dass mit der



Prozess: Kugelkopffräsen

Schnittgeschw. $v_{c,m} = 15 - 60 \text{ m/min}$ Anstellwinkel $\lambda/\tau = 15 - 60^\circ/0 - 60^\circ$
 Zahnvorschub $f_z = 0,1 - 0,4 \text{ mm}$ Werkzeugtyp: 1 ($r_\beta = 4 - 60 \mu\text{m}$)
 Zeilenbreite $b_r = 0,2 - 0,6 \text{ mm}$ Prozessstr.: Gleich/Gegenlauf

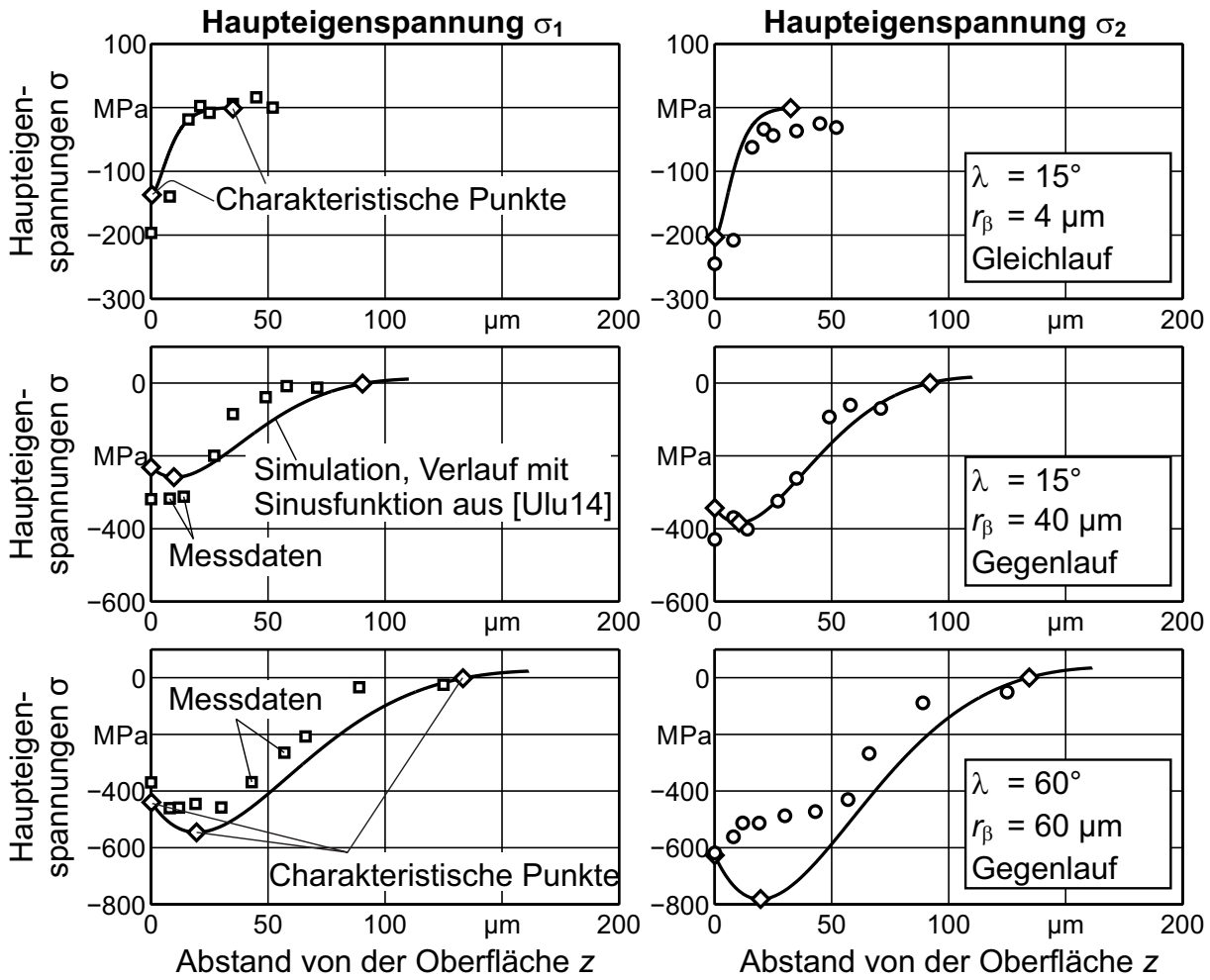


Ne/75956 © IFW

Bild 8.14: Korrelation des simulierten Kennwerts $s_{1,2}$ mit dem experimentell bestimmten Eigenstressungen $\sigma_{1,2}$

Software Eureqa[®] weitere empirische Gleichungen berechnet wurden, die eine bessere Prognosefähigkeit als Gleichung 8.13 besitzen. Jedoch ist dies nur möglich durch eine höhere Anzahl an Koeffizienten und somit einer steigenden Modellkomplexität, die physikalisch nur schwer begründbar ist. Mit Gleichung 8.13 ist es gelungen eine annehmbare Vorhersage der Eigenstressungen bei 109 verschiedenen Kombinationen an Einstell- und Werkzeuggrößen in einem Modell zu realisieren, das lediglich zwei Eingangsgrößen (F_{PI} , A_{sp}) und einen empirischen Koeffizient benötigt.

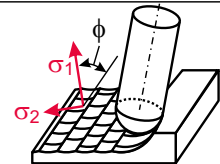
Mit der Korrelation aus Bild 8.14 und der Hertzschen Pressung, ist der Eigenstresswert σ_g sowie die Tiefe z_g am globalen Minimum bekannt. Somit ist ein charakteristischer Punkt des Eigenstressungstiefenverlaufs vorhanden. Durch die Kenntnis von σ_g ist ein zweiter charakteristischer Punkt eines Eigenstressungstiefenverlaufs bekannt und zwar der Eigenstressungswert an der Oberfläche $\sigma_{\text{oberfl.}}$. Dieser lässt sich mit dem Faktor G als Funktion der Schneidkantenverrundung r_β zu $\sigma_{\text{oberfl.}} = G \cdot \sigma_g$ berechnen. Der dritte charakteristische Punkt eines Eigenstressungstiefenverlaufs ist die Tiefe des beeinflussten Bereichs z_0 (vgl. Bild 7.2). Vereinfacht wird hier analog zum Faktor G angenommen, dass dieser Punkt auch maßgeblich von der Schneidkantenverrundung r_β festgelegt wird. Somit kann ebenfalls aus den Messdaten ein empirischer Zusammenhang zwischen r_β und z_0 hergestellt werden, der im Folgenden verwendet wird. Anschließend wird ein Eigenstressungstiefenverlauf durch die drei berechneten, charakteristischen Punkte gelegt. Der Verlauf wird mathematisch mit Hilfe einer gedämpften Sinusfunktion beschrieben. Für eine genaue Beschreibung des mathematischen Ansatzes sei auf Ulltan



Prozess: Kugelkopffräsen

Schnittgeschw. $v_{c,m} = 40 \text{ m/min}$
 Zahnvorschub $f_z = 0,4 \text{ mm}$
 Zeilenbreite $b_r = 0,2 \text{ mm}$

Anstellwinkel $\lambda/\tau = \text{var.}/0^\circ$
 Werkzeugtyp: 1 ($r_\beta = \text{var.}$)
 Prozessstr.: var.



Ne/75957 © IFW

Bild 8.15: Simulation der Eigenspannungstiefenverläufe

et al. verwiesen [Ulu14]. Das Ergebnis ist in Bild 8.15 dargestellt. Es zeigt sich, dass der tendenzielle Verlauf der Eigenspannungen mit der beschriebenen Methode gut wiedergegeben wird. Die Simulationen mit kleiner Schneidkantenverrundung $r_\beta = 4 \mu\text{m}$ zeigen wie die Messdaten kein globales Eigenspannungsminimum und somit gilt $\sigma_{\text{oberfl.}} = \sigma_g$ mit $z_g = 0$. Die Modellabweichungen liegen im Bereich der Messgenauigkeit.

Das vierte Teilziel dieser Arbeit, die Vorhersage der Eigenspannungen auf Basis der mechanischen Bauteilbelastung, ist durch einen hybriden Modellansatz erreicht.

9 Topographie

In diesem Kapitel wird die Topographie und deren Vorhersage bei der Rekonturierung zur Erreichung des vierten Teilziels der Arbeit behandelt. Anders als im letzten Kapitel, wird die Response-Surface-Methode durch Regression der Eingangs- und Ausgangsparameter aufgrund der hohen Anzahl an möglichen Zielgrößen (R_a , R_z , R_{\max} , S_a , S_z , etc.) nicht angewendet. Im Gegensatz zu den Eigenspannungen sind die grundsätzlichen Zusammenhänge bei der Entstehung der Oberflächentopographie besser bekannt. Wichtiger für die Vorhersage der Oberfläche ist die Erfassung der wichtigsten und noch unbekanntesten Wirkzusammenhänge. Aus diesem Grund werden überwiegend die simulierten und gemessenen Topographien direkt miteinander verglichen und die auftretenden Effekte hinsichtlich der Gestaltabweichungen in 1. bis 4. Ordnung eingeteilt.

9.1 Versuchsplanung

Wie in Kapitel 6.2 beschrieben, stimmen die Ergebnisse der Signifikanzanalyse der Oberflächentopographie mit den Erkenntnissen der Literatur überein und können eindeutig auf kinematische und materielle Einflüsse zurückgeführt werden. Ferner zeigte sich in Kapitel 6.2, dass die Konturabweichungen nach der Rekonturierungen nur bei labilen Fräswerkzeugen relevant sind und bei Werkzeugtyp 1 vernachlässigt werden können. Aus diesem Grund reichen die Variationen von Werkzeugtyp 1 aus den Versuchsplänen der Tabellen 6.1, 8.1 und 8.2 aus, um die Effekte der Oberflächentopographie im Detail zu erläutern. Statt der Eigenspannungen wird die Oberfläche mit der in Kapitel 5.2.2 beschriebenen Methodik gemessen.

Für eine detailliertere Analyse der Konturabweichungen wird ein weiterer Versuchsplan unter Verwendung des Werkzeugtyps 2 realisiert. Es wurde in Kapitel 6.2 gezeigt, dass die Konturabweichungen maßgeblich auf die Werkzeugabdrängungen zurückzuführen sind, sodass bei labilen Werkzeugen die Prozesskräfte entscheidend die Oberflächentopographie beeinflussen. Aufgrund der bekannten Wirkbeziehungen ist eine Regression durch einen statistischen Versuchsplan nicht notwendig und daher wird ein klassischer Versuchsplan analog zu Kapitel 7.1 gewählt. Der Versuchsplan, mit den gewählten Stufenwerten unter Verwendung von Werkzeugtyp 2, ist in Tabelle 9.1 zusammengefasst, wobei der Standardwert jeweils unterstrichen ist. Der experimentelle Aufbau der Versuchspläne aus den Tabellen 8.1 bis 9.1 ist in Kapitel 5.1 beschrieben.

¹Der Wert bezieht sich relativ zum Grundwerkstoff. Der Wert $a_p = -0,5$ mm bedeutet, dass die Schweißnaht in mehreren axialen Zustellungen entfernt wird.

Tabelle 9.1: Faktorstufenkombinationen eines klassischen Versuchsplans für das Kugelkopffräsen (Werkzeug 2), Zielgröße: Oberflächentopographie

Faktor	Kürzel	Variationen			Einheit
Zahnvorschub	f_z	0,20	<u>0,40</u>	0,60	mm
Schnitttiefe ¹	a_p	-0,50	<u>0,05</u>	0,50	mm
Zeilenbreite	b_r	0,20	<u>0,50</u>	0,80	mm
Vorschubrichtungswinkel	λ	0	<u>30</u>	60	°
Kippwinkel	τ		<u>0</u>	30	°
Vorschubrichtung	-	Quer bzw. <u>Längs</u> zur Schweißnaht			-

9.2 Vorhersage der kinematischen Topographie

Für die Vorhersage der Topographie wird die reale Kinematik des Fräsprozesses analog zu Kapitel 7.3 mit der am IFW entwickelten, dexelbasierten Materialabtragssimulation CutS abgebildet. Die resultierende, sogenannte kinematische Topographie (vgl. Kapitel 2.3.2) bildet bei der Rekonturierung, je nach gewählten Einstellgrößen, die Gestaltabweichungen 2. bis 3. Ordnung ab, siehe Bild 9.1.

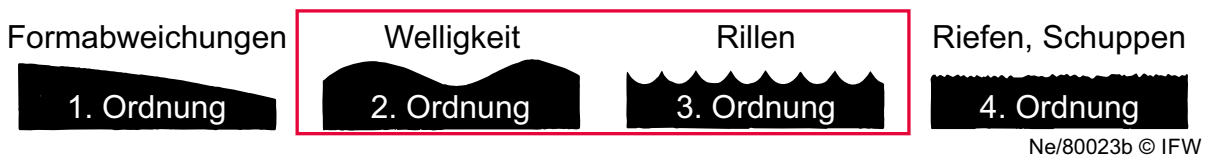


Bild 9.1: Gestaltabweichungen nach DIN 4760. Fokus: 2. und 3. Ordnung, kinematischen Topographie

Neben der trochoidalen Kinematik ist ebenfalls ein möglichst exaktes CAD-Werkzeugmodell notwendig, das in CutS importiert wird. Derzeit existieren jedoch seitens der Werkzeughersteller selten exakte CAD-Modelle bzw. werden diese nicht zur Verfügung gestellt. Daher ist der erste Schritt für die Vorhersage der kinematischen Topographie die Modellierung der eingesetzten Fräswerkzeuge.

Modellierung der Werkzeuge

Mit der 4-Achs-CNC-Messmaschine vom Typ Walter HeliCheck wurden mehrfach der Spanwinkel γ , der Freiwinkel α , die Gestalt der Freiflächenfase und der Drallwinkel δ entlang des Radius von Werkzeug 1 erfasst. Der Freiwinkel mit $\alpha = 12^\circ$ und der Spanwinkel $\gamma = 8^\circ$ sind bei diesem Werkzeug nahezu konstant über den gesamten Werkzeugradius. Lediglich nahe der Werkzeugspitze ist der Spanwinkel negativ ausgeführt, was zur Vorbeugung von Schneidkantenausbrüchen dient. Das Werkzeug besitzt im Schaft- und Kugelbereich je zwei konstante Drallwinkel von $\delta_K = 30^\circ$ bzw. $\delta_S = 25^\circ$. Diese Daten werden in ein Matlabskript eingelesen und die Schneidenpositionen in X, Y und Z berechnet, jeweils separat für Kugel- und Schaftbereich. Anschließend erfolgt durch eine geeignete Koordinatentransformation die Bestimmung der Begrenzungen der Span-

und Freifläche, wodurch die Schneidkeilgeometrie in jeder Achsposition des Werkzeug anhand von je 3 (X, Y, Z) Punkten bekannt ist. Die Vorgehensweise ist schematisch in Bild 9.2(A) dargestellt.

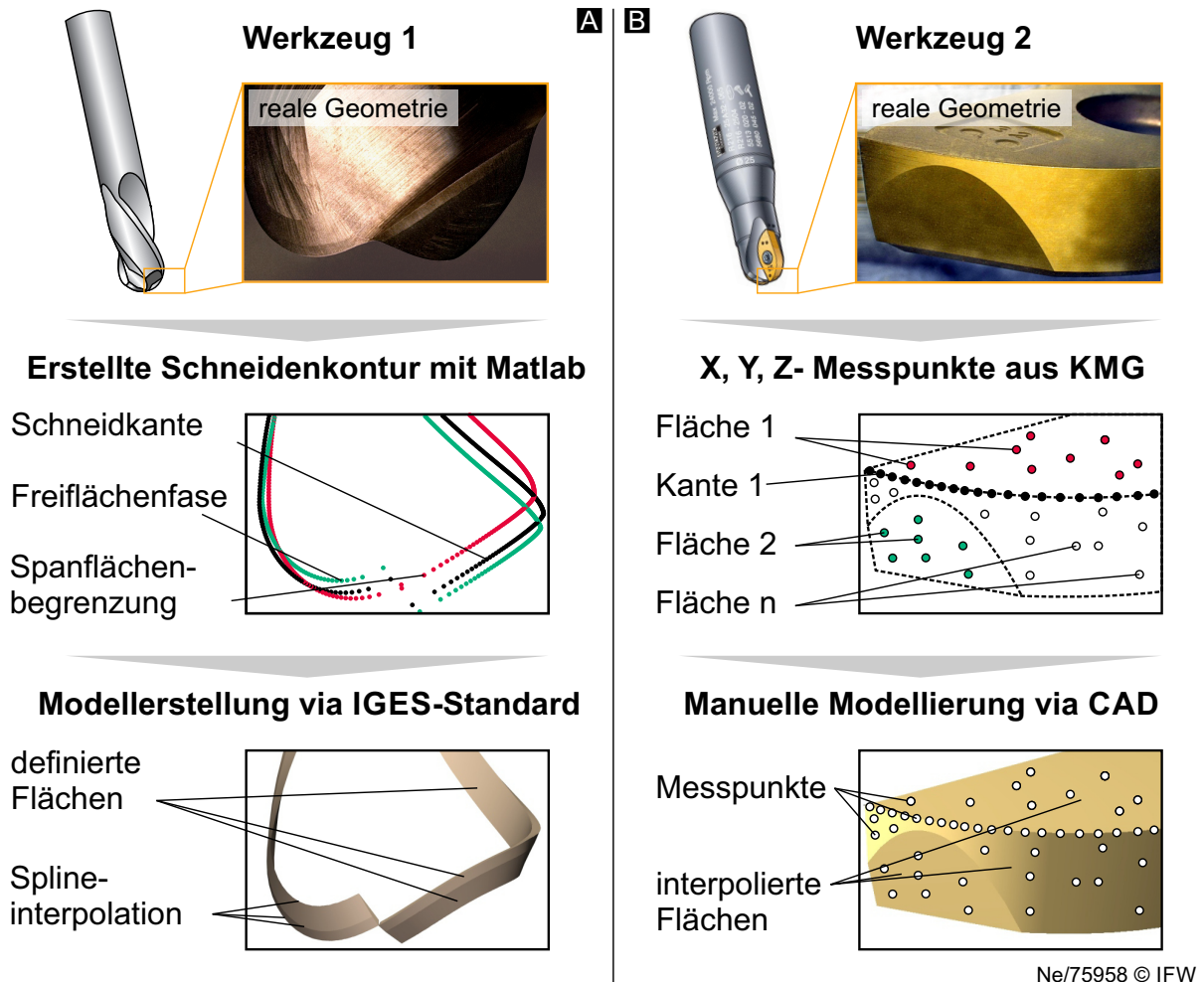


Bild 9.2: Digitalisierung der verwendeten Werkzeuge

Die vorhandenen Punkte der Schneiden und Begrenzungskanten mit den jeweiligen Koordinaten in X, Y und Z werden mit der Berechnungsvorschrift des Initial Graphics Exchange Specification (IGES) [AST96] in eine Text-Datei konvertiert, die von CAD-Programmen interpretiert und in ein CAD-Volumenmodell umgewandelt wird. Die Schneide sowie die Begrenzungskanten von Span- und Freifläche sind als Splines ausgeführt, die durch definierte Ebenen miteinander verbunden sind. Dies ist unten in Bild 9.2(A) dargestellt. Der Vorteil dieser Methode ist die schnelle und einfache Erstellung von CAD-Werkzeuggeometrien für die Materialabtragssimulation. Jedoch wird hierbei der Rundlauffehler nicht berücksichtigt.

Bei Werkzeug 2 variieren Span-, Frei- und Drallwinkel leicht aufgrund der flach ausgeführten und schräg im Raum positionierten Wendeschneidplatte (vgl. Tabelle 5.3). Des Weiteren ist die Orientierung aller Flächen und Kanten der Wendeschneidplatte windschief zur Werkzeugachse, wodurch die oben beschriebene IGES Berechnungsvorschrift nicht angewendet werden kann. Jedoch besitzt die Wendeschneidplatte flach

geschliffene Flächen, die als Referenz dienen und mit einem Koordinatenmessgerät angetastet wurden. Der Koordinatenursprung der Messung ist die Werkzeugachse und eine geschliffene Fläche der HSK-Aufnahme. Die X, Y und Z-Punkte der angetasteten Flächen und Kanten wurden in eine CAD-Umgebung eingeladen. Anschließend wurden Flächen durch die Messpunkte manuell extrudiert. Die Methodik und das Ergebnis ist Bild 9.2(B) dargestellt. Der Vorteil dieser Methode ist die klare Definition einer Werkzeugachse und somit die Berücksichtigung des Werkzeuggrundlaufs. Jedoch ist diese Art Modellierung manuell und somit zeitaufwendig.

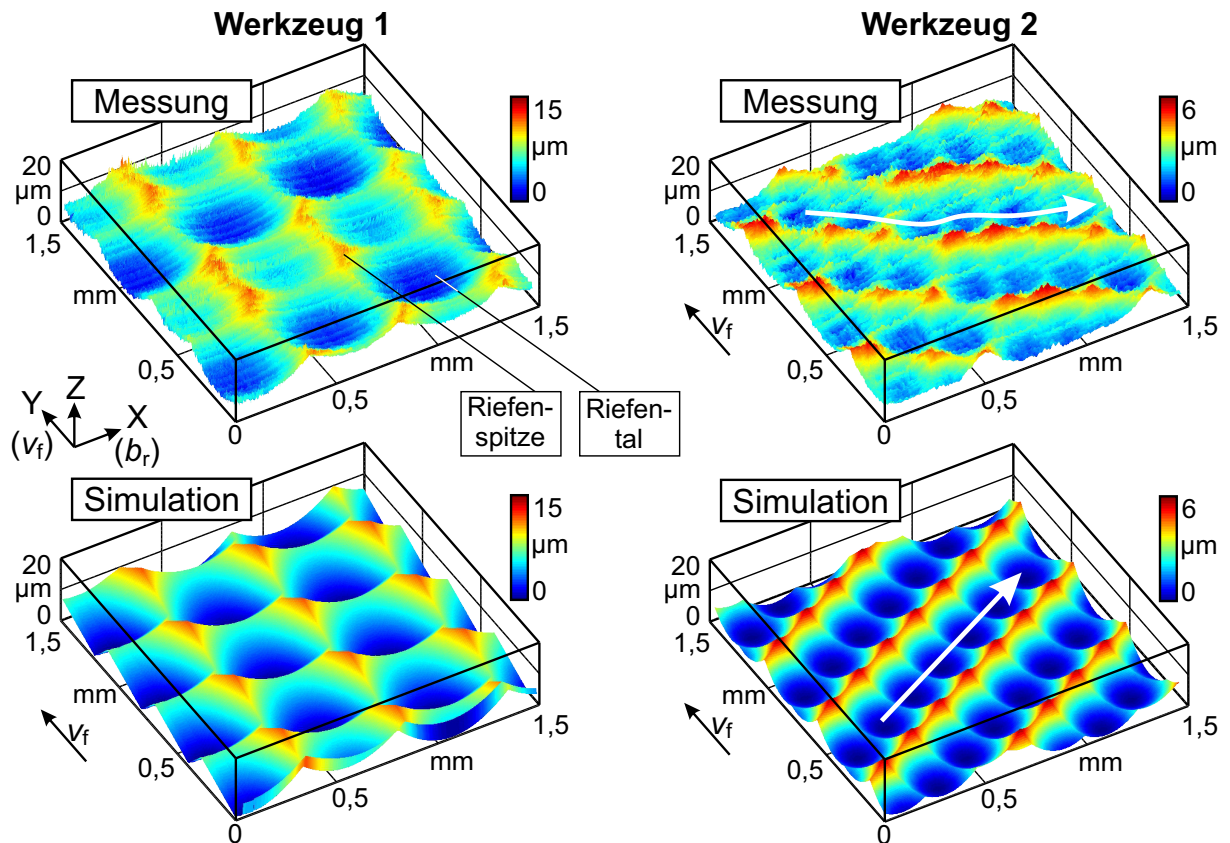
Es sei an dieser Stelle auf die essentielle Notwendigkeit einer exakten, digitalen Abbildung für die Werkzeuge 1 und 2 hingewiesen, was den hohen Aufwand zur Modellierung rechtfertigt. Kleine Abweichungen von wenigen Mikrometern zwischen der digitalen und realen Werkzeuggestalt führen zu einer signifikanten Abweichung zwischen der kinematischen sowie gemessenen Topographie.

Simulation der kinematischen Oberflächentopographie

In diesem Abschnitt werden die Gemeinsamkeiten und Unterschiede zwischen den Messdaten und der Simulation der kinematischen Topographie beschrieben und erläutert. Als experimentelle Datengrundlage dienen die erzeugten Oberflächen der Eigenspannungsuntersuchungen aus Kapitel 6 und 8, die mit dem konfokalen Weißlichtmikroskop (vgl. Kapitel 5.2.2) digitalisiert wurden. Analog zu den Experimenten wurden simulativ alle Oberflächen mit einem 3x3 mm großem Werkstück erzeugt, sodass die Dexeldichte etwa der Auflösung des Weißlichtmikroskops entspricht. Für die resultierende Oberfläche ist insbesondere die Zeitdiskretisierung der Fräserbewegung von Relevanz, genannt Simulationszykluszeit. Zur Gewährleistung einer hohen Simulationsgüte wurde die Simulationszykluszeit Δt je nach Schnittgeschwindigkeit so eingestellt, dass der Fräser pro Zeitschritt um ein halbes Grad rotiert, $\delta\varphi = 0,5^\circ$, siehe Gleichung 8.14. Ein Simulationsergebnis der Werkzeuge 1 und 2 bei unterschiedlichen Einstellgrößen und der Vergleich zur Messung mit gleich skaliertes Z-Achse ist in Bild 9.3 dargestellt. Im Folgenden werden die Effekte der Oberflächenentstehung anhand von Bild 9.3 erläutert.

Durch die jeweilige Werkzeuggestalt und die gewählten Einstellgrößen bilden sich Riefen in Vorschubrichtung (v_f) und in Abzeilrichtung/Vorschubnormalenrichtung (b_r) ab, dessen Oberflächencharakteristik in der Simulation wiedergegeben wird. Insbesondere sei hier auf die Riefenspitzen und -täler hingewiesen, gekennzeichnet in Bild 9.3. Auffällig bei den Messdaten von Werkzeug 1 ist die variierende Tiefe der Riefentäler in der Vorschubrichtung (Y-Richtung, v_f), was maßgeblich auf den Werkzeuggrundlauf oder unterschiedlich geschliffene Schneiden zurückzuführen ist und noch durch die Werkzeugmodellierung nicht berücksichtigt wird. Durch die Verwendung von nur einer Wendeschneidplatte (Werkzeug 2) tritt dieser Effekt folglich nicht auf. Im Allgemeinen existieren weitere Unterschiede zwischen der Simulation und Messung, maßgeblich zufällige, stochastische Einflüsse, die bei kleinen Zahnvorschüben f_z und Zeilenbreiten b_r an Relevanz zunehmen und in Kapitel 9.4 behandelt werden.

Ein weiterer Unterschied zwischen Simulation und Messung ist die relative Orientierung



Prozess: Kugelkopffräsen (Gleichlauf)

Schnittgeschw. $v_{c,m} = 15 \text{ m/min}$

Zahnvorschub $f_z = 0,4 \text{ mm}$

Schnittbreite $b_r = 0,5 \text{ mm}$

Schnittgeschw. $v_{c,m} = 40 \text{ m/min}$

Zahnvorschub $f_z = 0,45 \text{ mm}$

Schnittbreite $b_r = 0,2 \text{ mm}$

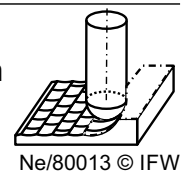


Bild 9.3: Vergleich der kinematischen Simulation mit Messdaten beider eingesetzten Werkzeuge

der Riefenspitzen und -täler zueinander. Werden die Riefentäler in Vorschubnormalenrichtung (X-Richtung, b_r) miteinander verbunden, so ist im Experiment bei Werkzeug 1 ein positiver Versatz in Y-Richtung zwischen der ersten und zweiten Zeile erkennbar, während der Versatz bei der Simulation negativ ist. Dieser Effekt, jedoch in umgekehrter Richtung, ist beim Werkzeug 2 deutlicher zu erkennen und rechts in Bild 9.3 durch einen weißen Pfeil gekennzeichnet. Intuitiv könnte angenommen werden, die Fräsrichtung sei in Richtung der Riefentäler, also in Richtung der weißen Pfeile und nicht in Richtung der Y-Achse. Dieses Phänomen tritt zufällig auf und ist auf die Nebenzeit des Fräsprozesses zurückzuführen wie im Folgenden erläutert. Während der Rückfahrbewegung nach der ersten Zeile dreht die Spindel weiter, sodass die relative Winkelstellung des Fräswerkzeugs zu Beginn der zweiten Zeile rein zufällig ist. Diese zufällige Winkelstellung zwischen der ersten und zweiten Zeile wird im Folgenden *Winkelversatz* $\Delta\varphi_E$ genannt. Bei gleicher Rückfahrbewegung und somit gleicher Nebenzeit während jeder Zeile bei konstanter Drehzahl bleibt der Winkelversatz zwischen Zeile n und $n + 1$ konstant. Jedoch schwankt bei realen Prozessen die Drehzahl leicht und wird maschinenseitig geregelt, sodass der Winkelversatz variieren kann. Dies ist rechts oben in Bild 9.3 durch

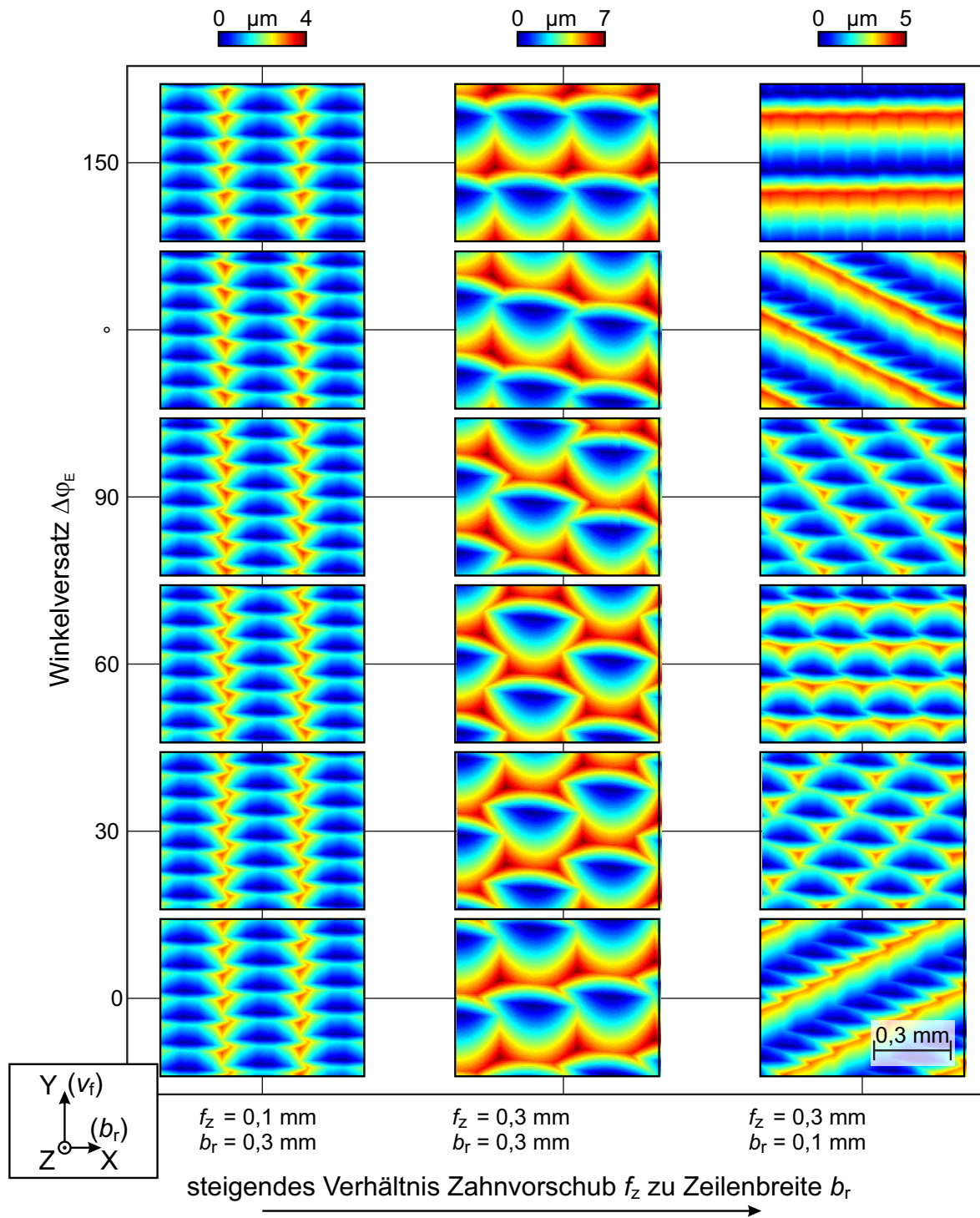
den leicht geschwungenen weißen Pfeil angedeutet.

Daraus folgt, dass auch die Simulationsergebnisse je nach Winkelversatz $\Delta\varphi_E$, variieren können, was durch die Drehzahl n und die Rückfahrbewegung beeinflusst wird. Zwar ist der Winkelversatz innerhalb einer Simulation aufgrund der konstanten Drehzahl n ebenfalls konstant, angedeutet durch den geraden weißen Pfeil in Bild 9.3, jedoch gibt der Wert des Winkelversatzes $\Delta\varphi_E$ die Richtung des Pfeils an. Die Position der Riefentäler zueinander bestimmen die Einstellgrößen Zahnvorschub f_z und Zeilenbreite b_r , wodurch ersichtlich wird, dass die Varianz der Topographie durch den Winkelversatz $\Delta\varphi_E$ maßgeblich von diesen Einstellgrößen abhängig sein muss. Für eine genauere Untersuchung wurde im Folgenden der Winkelversatz simulativ angepasst, indem bei konstanter Drehzahl die Zeit des Rückfahrwegs von Zeile n zu $n + 1$ gezielt eingestellt wurde. Die Simulationsergebnisse für unterschiedliche Verhältnisse zwischen Zeilenbreite b_r und Zahnvorschub f_z bei sonst konstanten Einstellgrößen sind in Bild 9.4 dargestellt.

Es ist zu beachten, dass verschiedene Verhältnisse von b_r zu f_z ebenfalls die Rauheit deutlich beeinflussen. Zur besseren Sichtbarkeit der Riefenspitzen und somit des Effekts des Winkelversatzes, sind die Z-Achsen in Bild 9.4 farblich unterschiedlich skaliert. Es zeigt sich, dass für kleine Verhältnisse zwischen Zeilenbreite b_r und Zahnvorschub f_z der Winkelversatz vernachlässigbar ist und die kinematische Topographie annähernd konstant bleibt. Für große Verhältnisse f_z/b_r ist dies nicht mehr gültig, deutlich zu sehen in der rechten Spalte von Bild 9.4 bei $f_z/b_r = 3$. Je nach zufälligem Winkelversatz $\Delta\varphi_E$ können stark unterschiedliche Topographien resultieren. Für die Rekonturierung von strömungstechnisch relevanten Bauteilen wie Verdichterschaufeln sind für eine gleichmäßige und reproduzierbare Topographie kleine Verhältnisse zwischen Zahnvorschub f_z und Zeilenbreite b_r zu wählen. Es lässt sich festhalten: **Bei hohen Verhältnissen zwischen Zahnvorschub f_z und Zeilenbreite b_r erhöht sich ein in der Realität und Simulation zufällig auftretender Winkelversatz zwischen den Fräseilen, der einen hohen Einfluss auf die resultierende Topographie besitzt und somit die Varianz der Oberflächentopographie erhöht.**

Vergleich der Signifikanzanalyse von Simulation und Experiment

Während im letzten Abschnitt die Gemeinsamkeiten und Unterschiede zwischen den Messdaten und der Simulation der kinematischen Topographie anhand des Beispiels aus Bild 9.3 erläutert wurden, wird im Folgenden die Signifikanzanalyse aus Kapitel 6 verwendet, um weitere Erkenntnisse zu gewinnen. Eine Gegenüberstellung der Signifikanzanalyse zwischen Mess- und Simulationsdaten ermöglicht beim Auftreten von Unterschieden eine genauere Analyse der Effekte. Allgemein ist es das Ziel einer Signifikanzanalyse, die Effekte einer Mess- oder Zielgröße, trotz zufälliger Streuung der Mess- oder Zielgröße, statistisch nachzuweisen. Generell sind Simulationsergebnisse bei mehrfacher Wiederholung identisch. Wird jedoch bei der Simulation der kinematischen Oberflächentopographie der Winkelversatz $\Delta\varphi_E$ durch z. B. Variation der Rückfahrbewegung verändert, so ergibt sich, wie im Experiment, eine Varianz der Ergebnisse. Damit ist es möglich, eine Signifikanzanalyse der Simulation zu erstellen, analog zu den



Prozess: Kugelkopffräsen (Simulation)

Zahnvorschub $f_z = \text{var.}$
 Zeilenbreite $b_r = \text{var.}$
 Vorschubr. Winkel $\lambda = 15^\circ$

Kippwinkel $\tau = 0^\circ$
 Werkzeugtyp: 1 ($z = 2$)
 Prozessstrategie: Gleichlauf

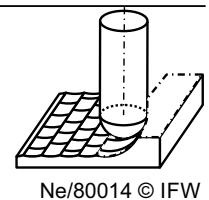


Bild 9.4: Einfluss des Verhältnisses f_z zu b_r in Abhängigkeit des Winkelversatz $\Delta\varphi_E$

experimentellen Daten aus Kapitel 6.2. Somit wurden je zwei Simulationen aller 128 Faktorstufenkombinationen aus dem Versuchsplan aus Tabelle 6.1 durchgeführt, bei deren der Winkelversatz jeweils um $\Delta\varphi_E = 90^\circ$ versetzt wurde. Für die Berechnung der Oberflächenkennwerte aus der Simulation wurde die gleiche Software wie im Experiment verwendet. Die Vorgehensweise bei der Bestimmung der Signifikanzen ist in Bild 9.5 unter Verwendung von Werkzeug 1 dargestellt.

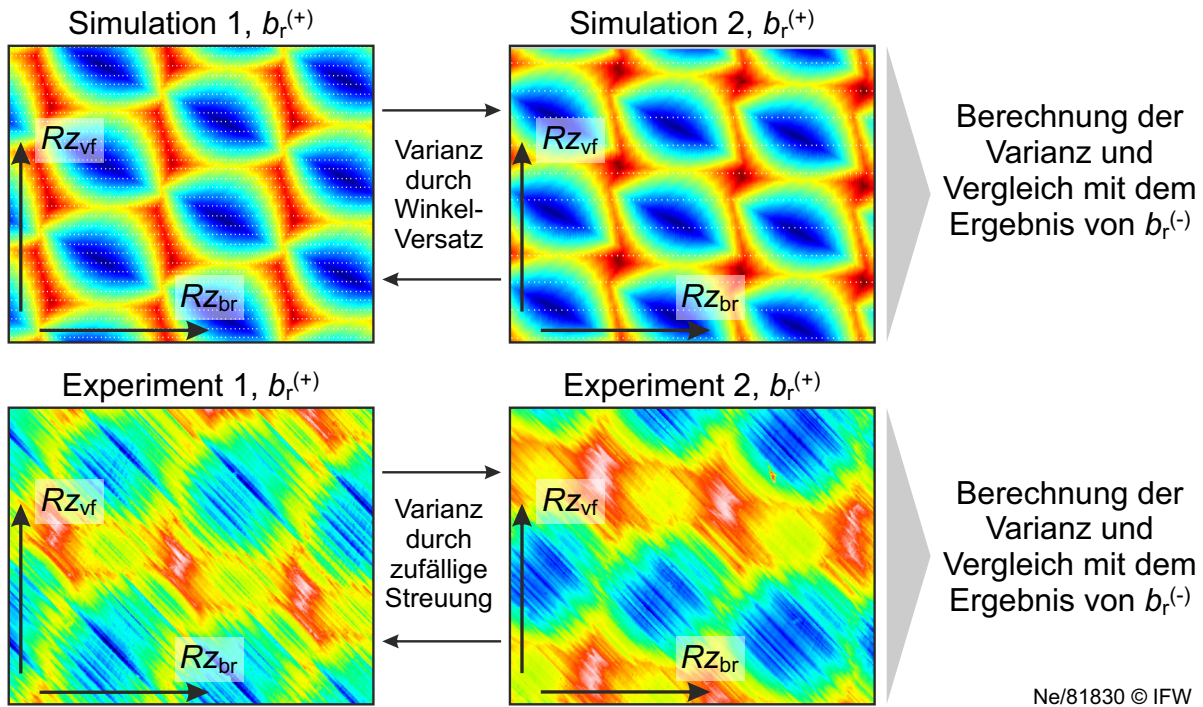


Bild 9.5: Vorgehensweise bei der Auswertung der Signifikanzanalyse der Simulationen und der Messdaten

Links in Bild 9.5 sind die Oberflächen von zwei Simulationen unter Verwendung der gleichen Einstellgrößen abgebildet. Nur der Winkelversatz $\Delta\varphi_E$ der beiden Simulationen unterscheidet sich. Die Oberflächen gehören zu einer der Faktorstufenkombinationen, bei denen die Zeilenbreite b_r auf dem hohen Niveau (+) gesetzt wurde. Rechts in Bild 9.5 sind die zwei korrespondierenden, experimentell bestimmten Oberflächen dargestellt. Auch die Oberflächen wurden unter Verwendung der gleichen Einstellgrößen gefertigt. Analog zu Bild 9.3 gibt es Unterschiede zwischen der Messung und der Simulation sowie Unterschiede bei der Betrachtung der Wiederholungen. Die Zielgröße im Experiment sowie in der Simulation ist die gemittelte Rautiefe Rz in Vorschub- und Vorschubnormalenrichtung, angedeutet durch die Pfeile in Bild 9.5. Durch Differenzbildung aller Zielgrößen mit der Zeilenbreite b_r auf dem hohen Niveau (+) mit der Zeilenbreite b_r auf dem niedrigem Niveau (-), wird der Effekt q sowohl für die Messdaten als auch die Simulation berechnet (vgl. Gleichung 6.2). Dieser Effekt wird mit Varianz der Zielgröße verglichen. Die Ergebnisse der Signifikanzanalyse nach Auswertung aller 256 Simulationen und den dazugehörigen Messdaten ist in Bild 9.6 dargestellt.

In Bild 9.6 sind für jeden Faktor ($v_{c,m}$, f_z , a_p , etc.) vier Balken dargestellt. Jeder Balken ist ein berechneter Effekt für die Zielgrößen Rautiefe in Vorschubrichtung Rz_{vf} und Rautiefe

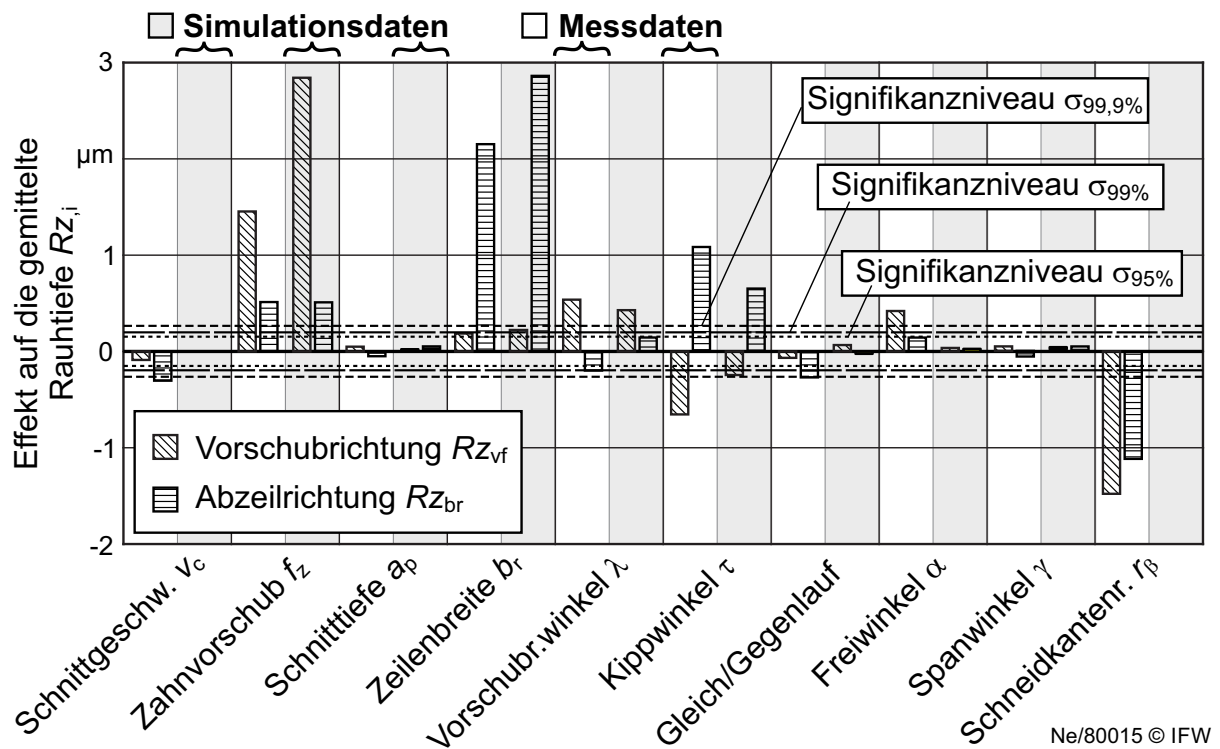


Bild 9.6: Ergebnis der Signifikanzanalyse der Simulation auf die Zielgröße Rz in Vorschub- und Vorschubnormalenrichtung und Vergleich mit Messdaten

in Vorschubnormalenrichtung Rz_{br} , jeweils für die Mess- (weißer Hintergrund) und Simulationsdaten (blauer Hintergrund). Hierbei ist zu beachten, dass für eine bessere Übersichtlichkeit nur die Signifikanzniveaus der Simulation in Bild 9.6 eingezeichnet sind und für die Signifikanzniveaus der experimentellen Ergebnisse auf Bild 6.3 verwiesen wird. Im Vergleich zum Experiment sind die Signifikanzniveaus der Simulation um ca. 30 % geringer. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Signifikanzniveaus der Simulation vollständig auf den zufälligen Winkelversatz $\Delta\varphi_E$ zurückzuführen sind, während im Experiment weitere, statistisch zufällige Effekte resultieren können. Daraus folgt, dass ein Großteil der Varianz im Experiment durch den zufälligen Winkelversatz $\Delta\varphi_E$ resultiert. Die restlichen Differenzen sind stochastische Effekte, die z. B. in Bild 9.3 erkennbar sind.

Die Faktoren Schnittgeschwindigkeit $v_{c,m}$, Schnitttiefe a_p , Gegen- bzw. Gleichlauf und die Werkzeuggeometrie α , γ , r_β zeigen in der Simulation keine Signifikanz aufgrund der gleichbleibenden Schneidenkinematik. Im Vergleich zum Experiment gilt dies nicht für eine Variation des Freiwinkels α bzw. der Schneidkantenverrundung r_β . Der Grund ist die mikroskopische Ausprägung der Schneidkante, die durch den Herstellungsprozess des Werkzeugs festgelegt wird. Diese sogenannte Schartigkeit wird durch den Präparationsprozess zur Einstellung einer gezielten Schneidkantenverrundung verringert. Der Effekt des Freiwinkels α ist ebenfalls auf die Schleifkineamtik und die sich damit einstellende Schartigkeit der Schneidkante zu begründen. Bisher wird die Schartigkeit des Werkzeugs in der kinematischen Simulation nicht berücksichtigt und wird in Kapitel 9.4 separat behandelt. Ein weiterer Effekt, der durch die kinematische

Simulation nicht abgebildet wird, sind mikroplastische Deformationen an der Oberfläche. Diese Deformationen treten maßgeblich bei großen Schneidkantenverrundungen auf und sind somit auf den Ploughingeffekt zurückzuführen, was in der Literatur mehrfach beschrieben ist [Ben03, Toh04].

In der Simulation wie auch im Experiment sind die Faktoren Zahnvorschub f_z , Zeilenbreite b_r und Anstellwinkel λ bzw. τ höchstsignifikant. Dies ist auf die veränderte Schneidenkinematik zurückzuführen, die durch diese Faktoren maßgeblich beeinflusst wird. Auffällig ist ein höheres Niveau des Effekts beim Zahnvorschub f_z in Vorschubrichtung bzw. Zeilenbreite b_r in Vorschubnormalenrichtung bei der Simulation. Der Grund für die Abweichung ist der Rundlauffehler des Werkzeugs. Dies wird bei der Betrachtung von Bild 9.3 ersichtlich, bei dem die Tiefe der Riefentäler und somit die Gestalt der Oberflächentopographie variieren. Durch die Varianz der Riefentäler ist die durchschnittliche Oberflächenhöhe bei der Messung geringer als bei der Simulation und somit ist auch der Effekt von Zeilenbreite und Zahnvorschub geringer.

Der Effekt der Anstellwinkel λ , τ ist bei der Messung höher als bei der Simulation. Auch dies lässt sich mit dem Rundlauffehler begründen. Bei hohen Anstellwinkeln wirkt sich ein Rundlauffehler stärker auf die Topographie aus, sodass teilweise nur ein Zahn die Oberfläche generiert und die Rauheit in der Realität größer ist. Der Rundlauffehler im Prozess ist eine Überlagerung der Rundlauffehler des Werkzeugs durch z. B. Fertigungstoleranzen, der Rundlauffehler der Maschinenspindel und der Werkzeugaufnahme. Daher ist eine Addition der einzelnen Rundlauffehler, als auch eine Subtraktion möglich. Des Weiteren verändert die relative Schneidenposition des Werkzeugs innerhalb der Werkzeugaufnahme den gesamten Rundlauffehler. Somit ist der Rundlauffehler und deren Auswirkungen zufälliger Natur und wird als stochastischer Einfluss auf die Oberflächentopographie definiert, was separat in Kapitel 9.4 betrachtet wird. Neben des Kennwerts Rz wurden ebenfalls die Zielgrößen Ra in Vorschub- und Vorschubnormalenrichtung, Sa und Sz ausgewertet und alle Kennwerte zeigen die selben Effekte und Signifikanzen wie Bild 9.6.

9.3 Berücksichtigung der Werkzeugabdrängung

Mit den Ergebnissen aus dem letzten Teilkapitel kann die kinematische Topographie simuliert werden. Jedoch werden mit diesen Ergebnissen nicht alle Effekte abgebildet, die einen Einfluss auf die resultierende Topographie besitzen. In Kapitel 6.2 wurde gezeigt, dass es bei der Rekonturierung von hohen Materialaufträgen mit nachgiebigen Werkzeugen zu Werkzeugabdrängungen kommen kann. Bei der Rekonturierung ist dieser Aspekt nicht zu vernachlässigen, weil häufig lang auskragende Werkzeuge wegen der eingeschränkten Werkzeugwegkinematik verwendet werden müssen, was insbesondere bei großen Schaufelgeometrien auftritt [Yil05]. Das Ziel dieses Abschnittes ist es daher, die Werkzeugabdrängung durch ein geeignetes Modell vorherzusagen. Dies soll unabhängig von der kinematischen Topographie aus dem letzten Teilkapitel geschehen,

damit die Effekte getrennt voneinander betrachtet werden können. Vereinfacht wird angenommen, dass Werkzeugabdrängung maßgeblich zu Gestaltabweichung 1. bis 2. Ordnung führen, wie in Bild 9.7 dargestellt.



Bild 9.7: Gestaltabweichungen nach DIN 4760. Fokus: 1-2. Ordnung, Werkzeugabdrängung

Zur Erreichung des Ziels dieses Abschnittes werden im Folgenden die Erkenntnisse aus der Literatur kurz erörtert. Es ist bekannt, dass Formabweichungen maßgeblich durch die Prozesskraftanteile quer zur Werkzeugachse verursacht werden, während die Kräfte längs zur Werkzeugachse durch die höhere Systemsteifigkeit in dieser Richtung nur unwesentlich zur Werkzeugabdrängung beitragen [Deg11, Kim03]. Ferner wird in der Literatur beschrieben, dass die Nachgiebigkeit im Prozess nicht alleine durch das Werkzeug resultiert, sodass ein Biegebalkenmodell nur für das Werkzeug nicht für die Vorhersage der Werkzeugabdrängung ausreicht. Insbesondere bei steifen Werkstücken darf die Nachgiebigkeit der Werkzeugmaschine nicht vernachlässigt werden. Der Anteil der Abdrängung aufgrund der Werkzeugmaschine kann nach Salgado et al. je nach Werkzeugnachgiebigkeit zwischen 30 % und 50 % betragen [Sal05]. Diese Erkenntnisse wurden auch in dieser Arbeit bestätigt, bei dem Biegebalken- und FE-Modelle zur Abdrängungsmodellierung verwendet wurden. In beiden Fällen wird die Nachgiebigkeit der Spindel und der Werkzeugaufnahme vernachlässigt, wodurch die rechnerisch ermittelten Abdrängungen deutlich geringer sind als in der Realität. Auf die Ergebnisse wird nicht explizit eingegangen, weil diese lediglich die Erkenntnisse aus der Literatur bestätigen. Gültig und in der Literatur häufig verwendet, ist die lineare Beschreibung der Nachgiebigkeit des *Gesamtsystem*, bestehend aus Maschinenstruktur, Spindel, Werkzeug bzw. Werkzeughalter, sodass die Abdrängung durch das Hookesche Gesetz berechnet werden kann [Sal05, Kim03]. Ebenfalls ist bekannt, dass die Nachgiebigkeit von Fräswerkzeugen abhängig ist vom Kraftangriffspunkt und der Winkelstellung zur Werkzeugachse. Dies ist auf die Spannuten zurückzuführen [Klo07].

Bezogen auf die Rekonturierung mit Kugelkopffräsern und der vorgestellten Methodik zur Berechnung der Prozesskräfte, wird der ursächliche Kraftvektor für die Werkzeugabdrängung \vec{F}_D analog zur Literatur quer zur Werkzeugachse definiert, links in Bild 9.8(A) dargestellt. Es gilt zu beachten, dass die hier dargestellten Kräfte F_x, F_y, F_z mit dem Werkzeug rotieren, jedoch nicht die werkzeugbezogenen Kräfte F_t, F_r, F_a darstellen. Diese sind nach Definition um den Einstellwinkel κ gedreht, vgl. Kapitel 7.2.2. Für die Berechnung von \vec{F}_D wird der Zerspankraftvektor \vec{F}_{ges} in die X-Y Ebene, orthogonal zur Werkzeugachse, projiziert. Der Verschiebungsvektor berechnet sich zu

$$\vec{w} = \frac{\vec{F}_D}{c}. \quad (9.1)$$

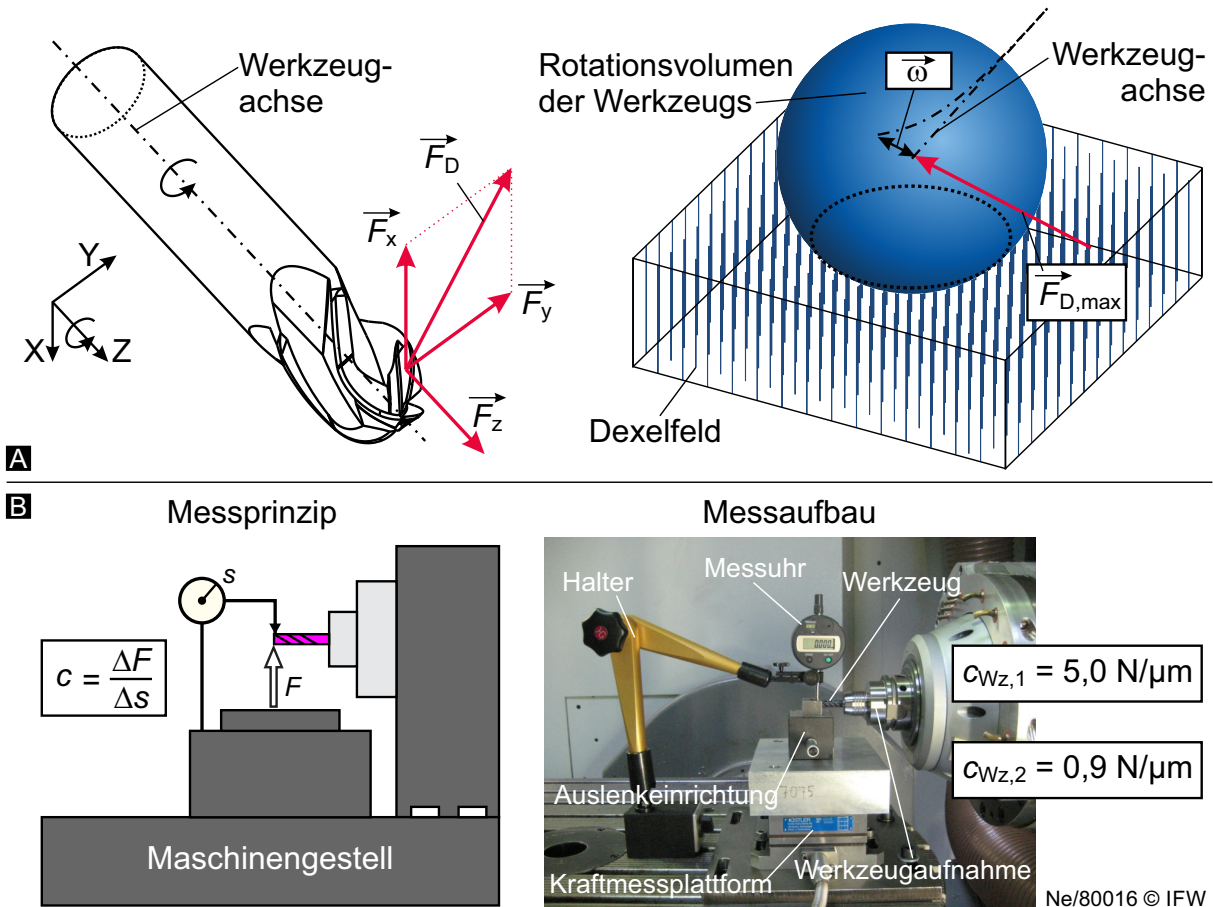
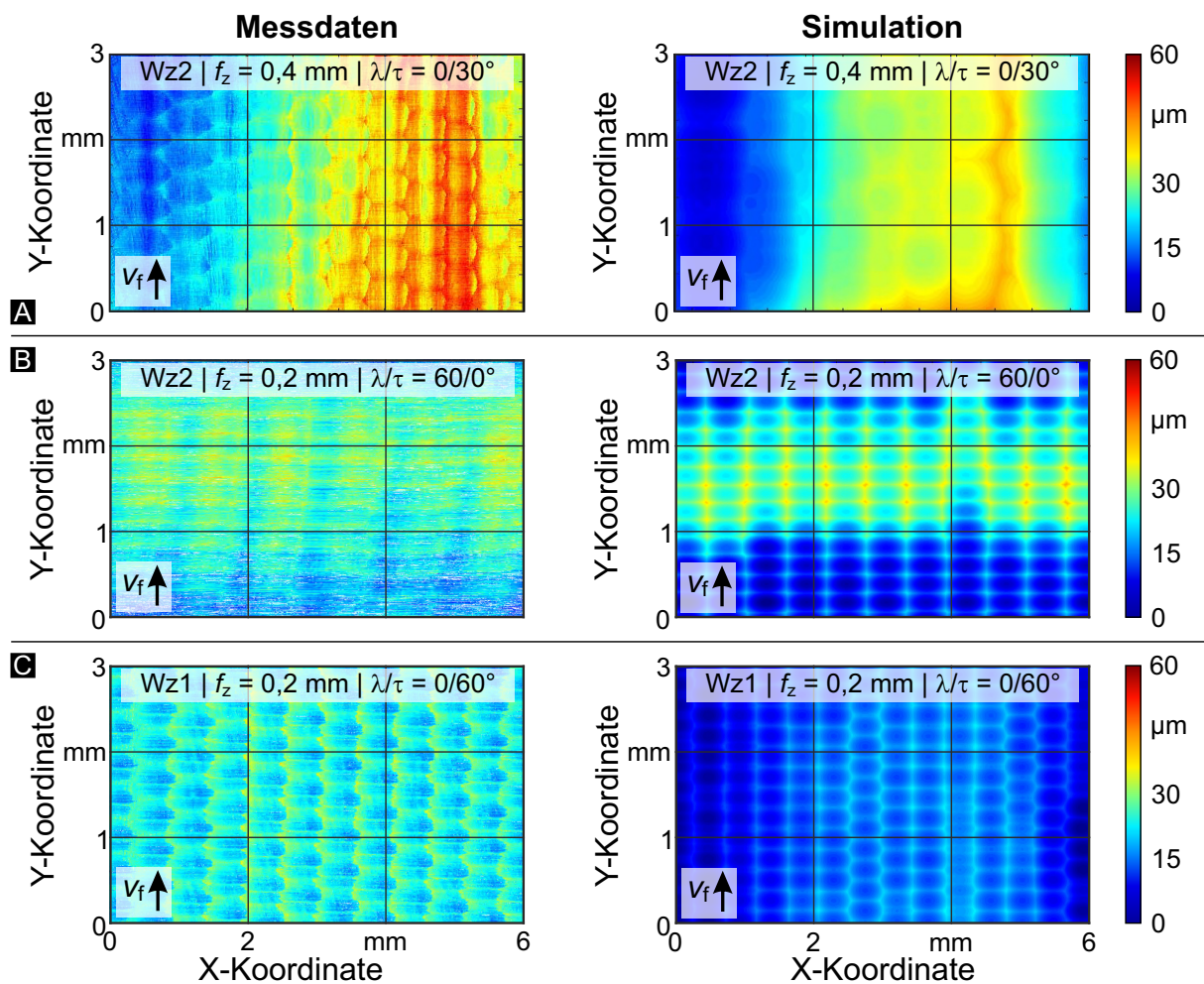


Bild 9.8: (A) Berechnungsansatz der Werkzeugabdrängung. (B) Messprinzip der Werkzeugabdrängung nach Dege, [Deg11, S. 42]

In Gleichung 9.1 ist die Nachgiebigkeit des Systems c^{-1} als Skalar angegeben und nicht als Funktion der Zeit. Dementsprechend wird der Einfluss der Spanuten auf die Nachgiebigkeit vernachlässigt. Dies ist gültig, weil die finale Werkstückoberfläche beim Kugelkopffräsen in nur einem kurzen Anteil des gesamten Eingriffsbogens generiert wird und derweil die Nachgiebigkeit nahezu konstant bleibt. Analog zu der Arbeit von Kim et al., bei der ebenfalls Kugelkopffwerkzeuge verwendet wurden, ist die Abdrängungsbe-rechnung somit quasistatisch [Kim03]. Zur experimentellen Ermittlung der statischen Nachgiebigkeit des Gesamtsystems c^{-1} , wird das Werkzeug mit einem Verschiebetisch definiert ausgelenkt und die Kraft mit einem Dynamometer sowie die Auslenkung mit einem Feinzeiger ermittelt. Mit diesem Messprinzip wird die Nachgiebigkeit von Spindel und Werkzeugaufnahme berücksichtigt. Der Messaufbau wurde von Dege übernommen und ist in Bild 9.8(B) dargestellt [Deg11].

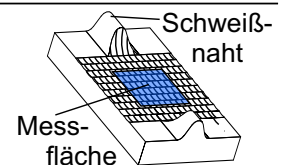
Mit der Kenntnis der Nachgiebigkeit des Systems c^{-1} und der Abdrängungskraft \vec{F}_D , wird der Verschiebungsvektor \vec{w} nach Gleichung 9.1 für eine Werkzeugumdrehung berechnet. Das Rotationsvolumen eines Kugelkopffräasers im Bereich des Radius ist eine Kugel, schematisch dargestellt in Bild 9.8(B), die mit der maximal wirkenden Kraft während einer Umdrehung $\vec{F}_{D,max}$ ausgelenkt wird. Jeder oberflächengenerierende Dixel während einer Werkzeugumdrehung wird um den Verschiebungsvektor \vec{w} ver-

setzt. Durch diese Methodik wird nicht die kinematische Topographie abgebildet (2. bis 3. Ordnung), sondern lediglich die Werkzeugabdrängung (1. bis 2. Ordnung). Ferner können als Eingangsgröße sowohl simulierte Kräfte als auch experimentell ermittelte Kräfte verwendet werden. Für die folgende Validierung wurden experimentelle Kräfte herangezogen, weil hierbei ebenfalls zufällige Kraftschwankungen durch Spanabfuhr etc. berücksichtigt werden und somit eine genauere Bewertung der o.g. Modellierung möglich ist. Ein Vergleich zwischen der gemessenen Topographie nach der Rekonturierung mit unterschiedlichen Werkzeugen und Einstellgrößen mit der Abdrängungssimulation ist in Bild 9.9 dargestellt.



Prozess: Rekonturierung mit Kugelkopffräser

Schnittgeschw.	$v_{c,m} = 40 \text{ m/min}$	Anstellwinkel	$\lambda, \tau = \text{var.}$
Zahnvorschub	$f_z = \text{var.}$	Werkzeuge	1, 2
Zeilenbreite	$b_r = 0,5 \text{ mm}$	Prozessstrategie	Gleichlauf

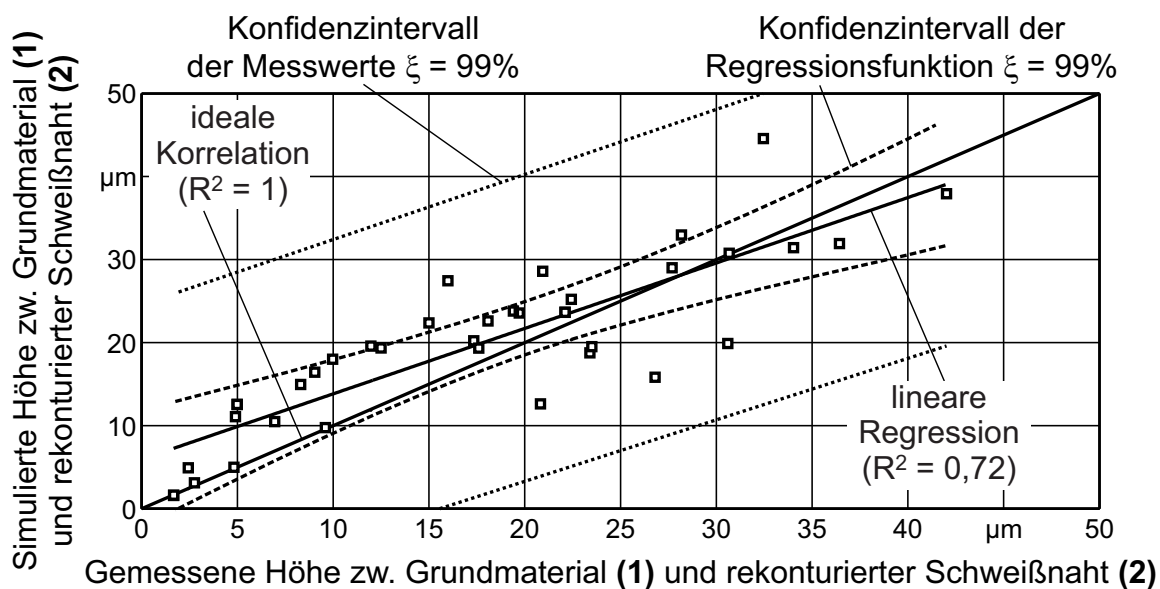


Ne/80017 © IFW

Bild 9.9: Vergleich von gemessener und simulierter Topographie unter Berücksichtigung von Werkzeugabdrängungen im Model

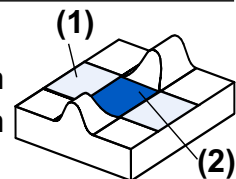
Hierbei ist zu beachten, dass aufgrund des notwendigen Abstandes zur Oberfläche und des größeren Messbereiches das 10x Objektiv verwendet wurde. Dies ermöglicht eine Darstellung der Einflüsse durch die Werkzeugabdrängung mit dem Nachteil, dass

die kinematischen Oberflächenstrukturen weniger deutlich sind. Bild 9.9(A) stellt die experimentellen und simulativen Ergebnisse mit dem labileren Werkzeug 2 und hohem Zahnvorschub f_z und hoher Zeilenbreite b_r dar, bei dem die Vorschubrichtung des Werkzeugs die der Schweißrichtung entspricht. Es zeigt sich, dass der Einfluss der Werkzeugabdrängung (1. bis 2. Ordnung) durch die Schweißnaht bei ca. $X = 5$ mm um den Faktor 4 höher ist, als die kinematische Topographie (2. bis 3. Ordnung). Ebenfalls ist bei $Y = 0$ mm eine leicht höhere Abdrängung aufgrund des Randbereichs der rekonturierten Störkontur erkennbar, die ebenfalls durch die simulierte Werkzeugabdrängung wiedergegeben wird. Tendenziell sind die Formabweichungen 1. bis 2. Ordnung bei hohen Anstellwinkeln λ , τ größer, was durch die Orientierung des Verschiebungsvektors \vec{w} in Richtung des Normalenvektors \vec{n} der Oberfläche zurückzuführen ist. Somit ist eine Verringerung der Abdrängung durch geringe Anstellwinkel λ , τ möglich. Eine weitere Reduktion der Formabweichungen lässt sich durch die Verringerung der Abdrängungskraft \vec{F}_D bewirken, z. B. durch Reduktion des Zahnvorschubs f_z , dargestellt in Bild 9.9(B). Neben dem verringerten Vorschub und geänderten Anstellwinkel ist in Bild 9.9(B) ebenfalls die Vorschubrichtung quer zur Schweißnaht orientiert, wodurch sich die Formabweichungen maßgeblich in Richtung der X-Achse zeigen und einen maximalen Wert bei $Y = 2$ mm aufweisen. Die Mess- und Simulationsdaten lassen darauf schließen, dass die Variation der Rekonturierungsstrategie, mit dem Vorschub quer oder längs zur Schweißnaht, keinen Einfluss auf die Werkzeugabdrängung besitzt und lediglich der Verschiebungsvektors \vec{w} relativ zur Oberfläche \vec{n} von Relevanz ist.



Prozessnebenbedingungen der Rekonturierung:

Werkzeug:	Typ 2	Zahnvorschub	$f_z = 0,2 - 0,6$ mm
Störgeometrie:	EBW, Ti64	Zeilenbreite	$b_r = 0,2 - 0,8$ mm
Vorschubr. Winkel	$\lambda = 0 - 60^\circ$	Kippwinkel	$\tau = 0 - 30^\circ$



Ne/80024 © IFW

Bild 9.10: Korrelation zwischen der gemessener und simulierter Höhendifferenz beim Grundwerkstoff (1) und im Bereich der rekonturierten Schweißnaht (2)

Wird das steifere Werkzeug 1 eingesetzt, Bild 9.9(C), ist die maximale Abdrängung mit ca. 12 μm geringer als die Einflüsse der kinematischen Topographie. Bei verringerten Anstellwinkeln mit diesem Werkzeug ist eine Formabweichungen 1. bis 2. Ordnung nicht mehr nachzuweisen. Neben den in Bild 9.9 dargestellten Beispielen wurden weitere Störgeometrien mit dem nachgiebigen Werkzeug 2 unter Variation der Einstellgrößen, insbesondere hoher Anstellwinkel, rekonturiert. Die Daten stammen aus dem Versuchsplan aus Tabelle 9.1. Der Abdrängungswert wurde quer zur Schweißnaht gemittelt und über den errechneten Simulationswert in Bild 9.10 aufgetragen. Es lässt sich festhalten: **Die Werkzeugabdrängungen bei der Rekonturierung lassen sich durch ein quasistatisches Modell mit konstanter Nachgiebigkeit gut abbilden.** Jedoch können lokal variierende Maschinensteifigkeiten und dynamische Effekte mit dieser Methode nicht berücksichtigt werden.

9.4 Berücksichtigung stochastischer Einflüsse

Im Kapitel 9.2 wurden die Effekte der kinematischen Topographie und in Kapitel 9.3 der Einfluss der Werkzeugabdrängung vorhergesagt. Dabei wurden die Effekte zu den Gestaltabweichungen 1. bis 3. Ordnung eingeteilt. Es zeigte sich, dass eine strikte Einteilung aufgrund variierender Nebenbedingungen, z. B. von der Werkzeugnachgiebigkeit oder gewählte Einstellgrößen, nicht immer möglich ist und somit die Einteilung qualitativ zu verstehen ist. Aus diesem Grund werden im Folgenden alle Effekte, die zur Gestaltabweichung 3. bis 4. Ordnung führen, stochastischen Einflüssen zugeordnet, auch wenn diese streng genommen aus z. B. der Werkzeugkinematik resultieren. Unter stochastischen Einflüssen wird verstanden, dass in der Realität nach der Rekonturierung jede Topographie trotz konstanter Einstellgrößen variiert kann. Dies soll in der Simulation berücksichtigt werden.

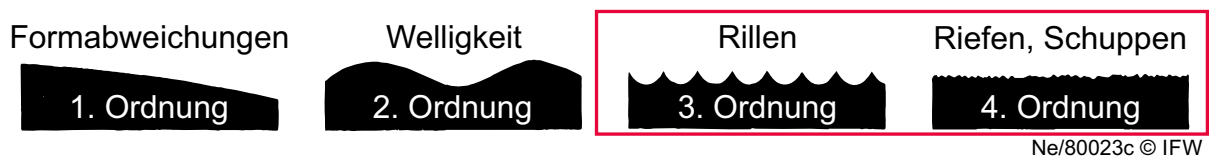


Bild 9.11: Gestaltabweichungen nach DIN 4760. Fokus: 3-4. Ordnung, stochastische Einflüsse

Berücksichtigung des Werkzeuggrundlauffehlers

Der erste stochastische Einfluss auf die Topographie ist der Werkzeuggrundlauffehler, dessen Effekt auf die Topographie z. B. links oben in Bild 9.3 ersichtlich ist. Zwar überrascht diese Einteilung zunächst, weil der Werkzeuggrundlauffehler während des Prozesses konstant bleibt. Wird jedoch das Werkzeug, die Werkzeugaufnahme oder die Werkzeugmaschine gewechselt, so sind trotz gleicher Einstellgrößen unterschiedliche Prozessergebnisse aufgrund des variierenden Werkzeuggrundlauffehlers möglich. Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit der Einfluss des Werkzeuggrundlauffehlers zu

einem stochastischen Effekt gezählt. Das Ziel ist es, im Folgenden den Werkzeuggrundlauffehler simulativ abzubilden. Dies geschieht durch einen parallelen Versatz der Werkzeugachse, wenn das Werkzeug nicht angestellt ist ($\lambda = \tau = 0^\circ$), dargestellt in Bild 9.12. Die Parameter zur mathematischen Beschreibung des Werkzeuggrundlauffehlers sind der Wert e und die Richtung χ der Werkzeugachsenexzentrizität [Krü14] relativ zur Vorschubrichtung v_f . Aus Darstellungsgründen sind in Bild 9.12 die Größen χ und e stark überhöht gewählt. Eine experimentelle Bestimmung des Rundlauffehlers ist z. B. nach der Methode von Krüger möglich [Krü14]. Ist der Wert des Rundlauffehlers und das dazugehörige Konfidenzintervall bekannt, so kann durch Generierung von Zufallszahlen ein stochastischer Werkzeuggrundlauffehler für jede Simulation zugeordnet werden.

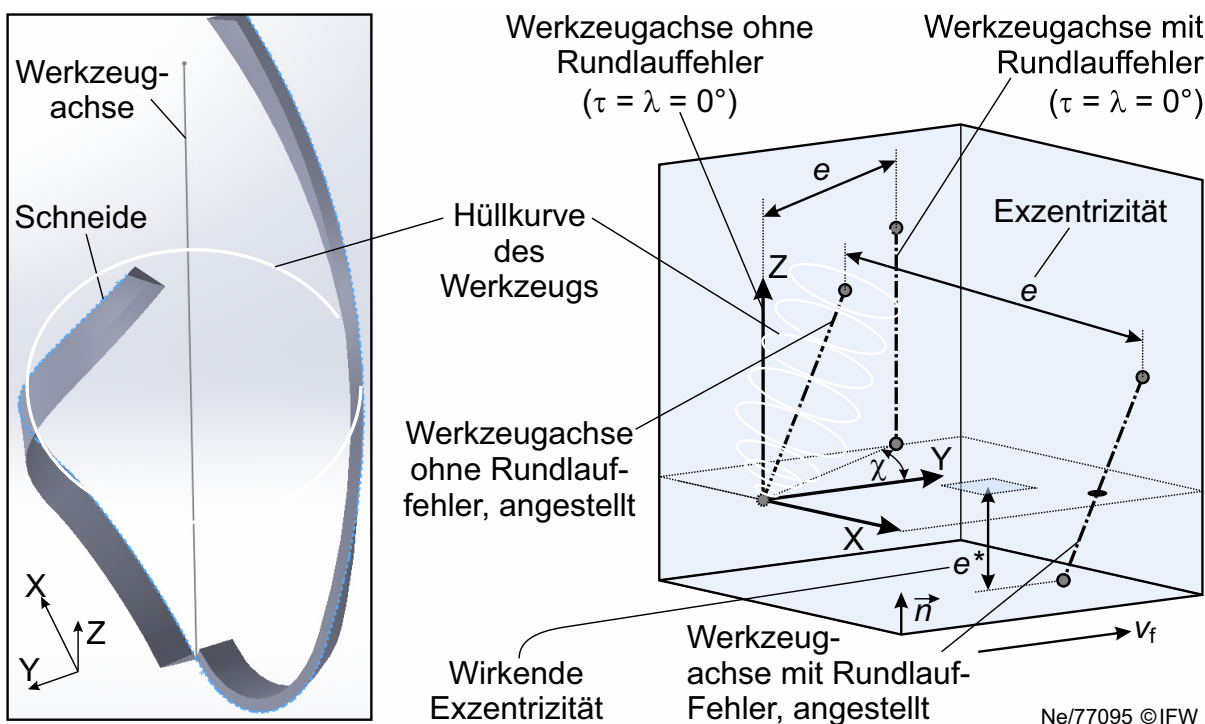


Bild 9.12: Modellierung des Rundlauffehlers durch die wirkende Exzentrizität e^*

In der Simulation und im Experiment hat sich gezeigt, dass die Anstellwinkel λ und τ maßgeblich die Wirkung des Rundlauffehlers auf die Topographie beeinflussen. Dies wurde in Kapitel 9.2 erläutert. Das Ergebnis ist mit der oben beschriebenen Modellvorstellung durch Verwendung von e und χ plausibel. Werden steigende Anstellwinkel λ , τ verwendet, steigt ebenfalls der Winkel zwischen der exzentrischen Werkzeugachse und des Oberflächennormalenvektors \vec{n} , sodass ebenfalls der Einfluss der Exzentrizität auf die Topographie steigen muss. Jedoch ist es auch möglich, dass trotz hoher Exzentrizität e die Topographie nicht beeinflusst wird. Dies geschieht beispielsweise bei $\tau \neq 0$ und $\lambda = 0$ und wenn die Richtung der Exzentrizität genau in Vorschubrichtung bei $\chi = 0^\circ$ liegt. Dieser Effekt ist mit der Orientierung der Exzentrizität e relativ zum Oberflächennormalenvektor \vec{n} zu begründen, die in diesem Fall orthogonal zueinander angeordnet sind. Somit ist für die Oberflächenausprägung die *Richtung der Exzentrizität* die wichtigste Kenngröße. Für die Topographie sind nur jene Anteile der Exzentrizität von

Bedeutung, die in Richtung des Oberflächennormalenvektor zeigen. Diese Kenngröße sei *wirkenden Exzentrizität* e^* genannt und ist in Bild 9.12 dargestellt. Das Werkzeug, angedeutet durch die Hüllkurve, bewegt sich exzentrisch bei angestellter Werkzeugachse in das Werkstück hinein und verursacht dadurch unterschiedliche Höhen der Riefentäler mit einer Differenz von e^* zueinander. Die wirkenden Exzentrizität wird durch die Multiplikation der parallelen verschobenen Werkzeugachse bei $\lambda = \tau = 0^\circ$ und der Transformationsmatrix aus Gleichung 4.3 berechnet und lautet für $\vec{n} = [0 \ 0 \ 1]$

$$e^* = - \sqrt{\frac{\sin(\lambda)^2}{(1 + \tan(-\tau)^2 \cdot \cos(\lambda)^2)} + \frac{\sin(-\tau)^2}{(1 + \tan(\lambda)^2 \cdot \cos(-\tau)^2)}} \cdot \cos \chi \cdot e. \quad (9.2)$$

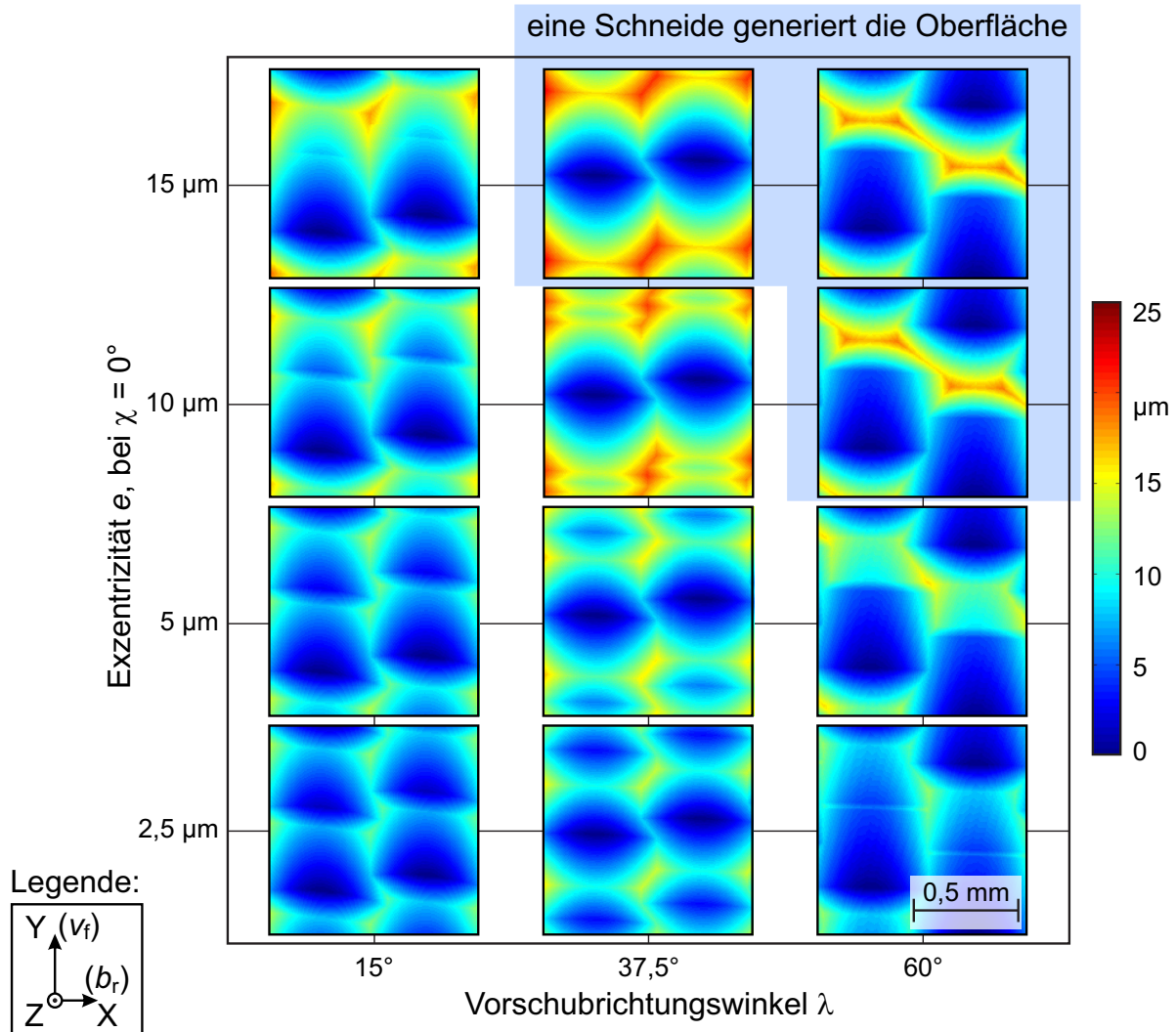
Auf eine detaillierte Herleitung sei an dieser Stelle verzichtet. Die Gleichung vereinfacht sich für $\chi = 0^\circ$, $\tau = 0^\circ$ zu $e^* = -\sin \lambda \cdot e$. Dieser Fall ist für unterschiedliche Werte der Exzentrizität e und unterschiedliche Werte des Vorschubrichtungswinkel grafisch in Bild 9.13 dargestellt. Übersteigt die wirkenden Exzentrizität e^* die Höhe der kinematischen Topographie, dann generiert nur noch ein Zahn die finale Oberfläche. Dies ist oben rechts in Bild 9.13 zu sehen. Eine weitere Erhöhung der Exzentrizität e^* oberhalb der kinematischen Rauheit würde zwar zu einem höheren Lastunterschied der Werkzeugschneiden führen, jedoch beeinflusst dies nicht die Oberflächentopographie.

Berücksichtigung der Werkzeugschartigkeit

Neben dem Werkzeuggrundlauffehler existieren noch weitere, stochastisch bedingte Abweichungen zwischen Simulation und Messungen. Die in Bild 9.3 dargestellten Messdaten zeigen kleine Unregelmäßigkeiten innerhalb eines Riefentals. Dadurch entsteht optisch der Eindruck, dass die reale Topographie im Durchschnitt höher liegt als die kinematische Simulation. Auch die Ausprägung der Riefenspitzen ist ungleichmäßiger als in der Simulation, was nicht nur auf den Winkelversatz $\Delta\varphi_E$ zurückzuführen ist. Dabei ist zu beachten, dass es sich nicht um Messartefakte handelt, wie in Kapitel 5.2.2 gezeigt. Insbesondere bei feinen kinematischen Topographien durch geringe Zahnvorschübe f_z und Zeilenbreiten b_r nimmt die Bedeutung dieser Unregelmäßigkeiten an der Gesamtausprägung der Oberfläche zu.

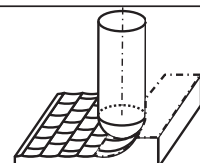
Zur Isolierung dieser Unregelmäßigkeiten, im folgenden *stochastische Topographie* genannt, wurden die simulierte, kinematische Topographie und die Messdaten voneinander abgezogen. Dazu wurden beide Topographien, die als Punktwolken im Raum vorliegen, mittels des Iterative Closest Point (ICP) Algorithmus von Rusinkiewicz und Levoy zueinander ausgerichtet [Rus01]. Unter der Annahme der Richtungsunabhängigkeit² von stochastischen Topographien in Vorschub- und Vorschubnormalenrichtung wurden die extrahierten, stochastischen Topographien für unterschiedliche Einstellgrößen durch eine Verteilungsfunktion beschrieben. Anschließend wurde ein empirisches Regressionsmodell aufgestellt, das die Kennwerte der Verteilungsfunktion anhand der Einstellgrößen beschreibt. Aus der Verteilungsfunktion werden Zufallszahlen generiert,

²Hinweis: Später wird gezeigt, dass dieser Annahme nicht korrekt ist.



Prozess: Kugelpkopfräsen (Simulation)

Zahnvorschub	$f_z = 0,5 \text{ mm}$	Kippwinkel	$\tau = 0^\circ$
Zeilenbreite	$b_r = 0,5 \text{ mm}$	Werkzeugtyp:	1 ($z = 2$)
Vorschubr. Winkel	$\lambda = \text{var.}$	Prozessstrategie:	Gleichlauf

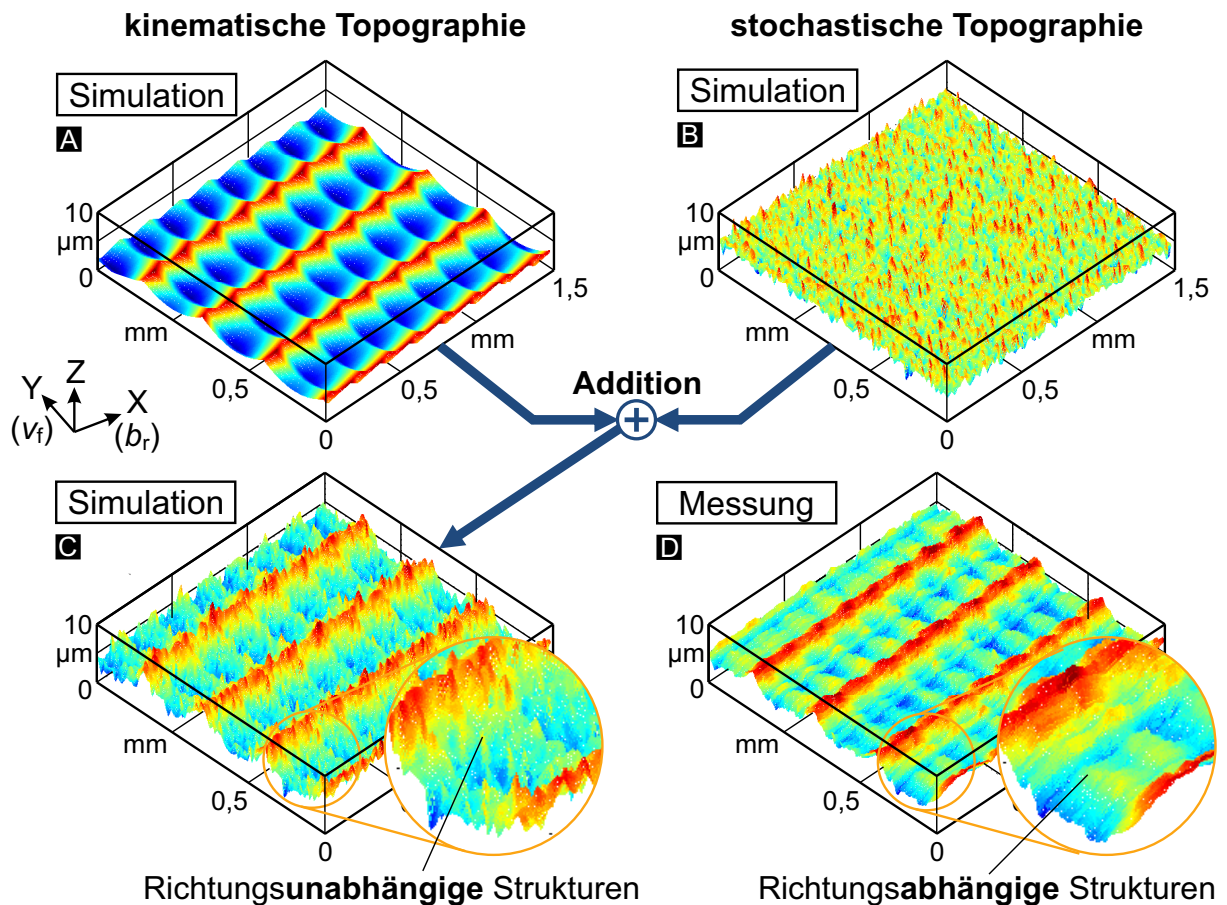


Ne/80018 © IFW

Bild 9.13: Auswirkung der Exzentrizität e in Abhängigkeit des Vorschubrichtungswinkels λ auf die Oberflächentopographie

die eine zufällige Abweichung zur kinematischen Topographie darstellen. Für eine detaillierte Beschreibung dieser Methodik zur Simulation der stochastische Topographie sei auf [Den11a] und [Den15b] verwiesen.

Ein Ergebnis der Methodik ist in Bild 9.14 für das Werkzeug 2 dargestellt. Bild 9.14(A) zeigt die kinematische Topographie. Auf Basis der empirischen Gleichungen werden Zufallszahlen generiert, die zufällige Spitzen und Täler darstellen, woraus die stochastische Topographie resultiert, Bild 9.14(B). Die Addition der kinematischen und stochastischen Topographie zeigt Bild 9.14(C). Werden die Messdaten, Bild 9.14(D), als Vergleichsgröße herangezogen, so zeigt sich optisch eine deutliche Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit im Vergleich zur reinen kinematischen Simulation. Ebenfalls



Prozess: Kugelpkopfräsen

Schnittgeschw.	$v_{c,m} = 40 \text{ m/min}$	Anstellwinkel	$\lambda, \tau = 15^\circ, 45^\circ$
Zahnvorschub	$f_z = 0,18 \text{ mm}$	Werkzeugtyp:	2 ($z = 1$)
Zeilenbreite	$b_r = 0,4 \text{ mm}$	Prozessstrategie	Gleichlauf

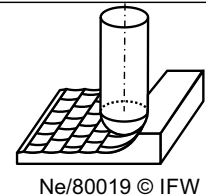


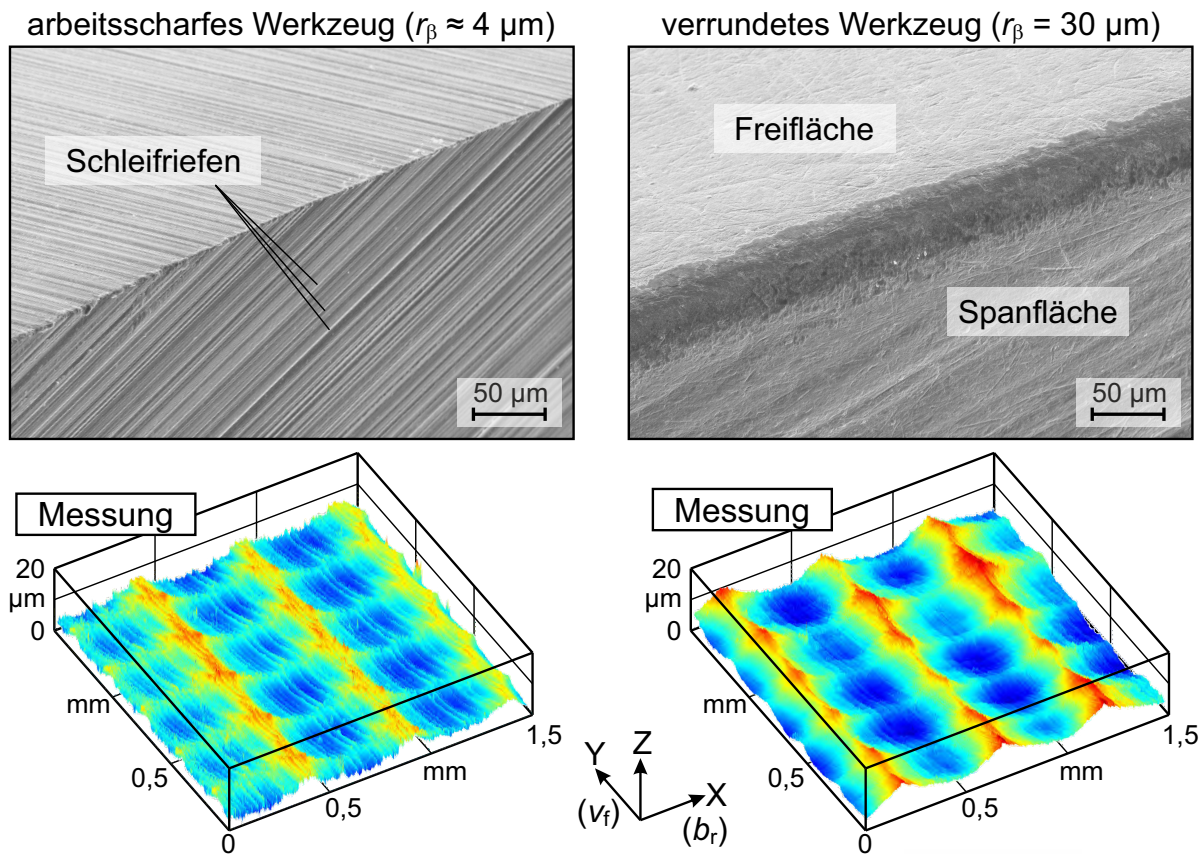
Bild 9.14: (A) Kinematische Simulation, (B) stochastische Simulation anhand empirischer Daten, (C) Addition der kinematischen stochastischen Topographie, (D) Messdaten

werden Oberflächenkennwerte wie z. B. R_a und R_z mit der kombinierten Simulation besser vorhergesagt, wie in [Den15b] beschrieben.

Bei einem genaueren Vergleich von kombinierter Simulation und den Messungen zeigt sich ein essentieller Unterschied, nämlich die Richtungsabhängigkeit der stochastischen Strukturen, vergrößert dargestellt in Bild 9.14(C,D). Während bei der Simulation der stochastischen Topographie keine Unterscheidung zwischen Vorschub- und Vorschubnormalenrichtung vorgenommen wird und somit richtungsunabhängige Strukturen resultieren, zeigen alle Messdaten, unabhängig von Einstellgrößen und Werkzeugtyp, eine Richtungsabhängigkeit. Dies ist insbesondere bei strömungsbehafteten Werkstücken, beispielsweise Verdichterschaufeln, von Interesse, bei denen die Strömungsrichtung relativ zur Oberfläche die Strömungsverluste bestimmen. Ein weiterer Nachteil der Methodik ist die begrenzte Übertragbarkeit der empirischen Gleichungen auf andere Werkzeuge. Wird das Werkzeug 1 verwendet, so zeigen sich große Unterschiede

zu den Messdaten, selbst bei Berücksichtigung des Rundlauffehlers. Es lässt sich festhalten: **Die Verwendung von empirisch ermittelten Zufallszahlen zur direkten Erzeugung einer stochastischen Topographie verbessert die Güte der Simulation. Richtungsabhängigkeiten können mit dieser Methodik jedoch nicht berücksichtigt werden.** Des Weiteren sind die empirischen Gleichungen nicht auf andere Werkzeuge übertragbar, wodurch die Methodik praxisuntauglich ist.

Ferner können fremderregte Werkzeugschwingungen als Ursache der richtungsabhängigen, stochastischen Strukturen ausgeschlossen werden. Die notwendige Frequenz für die Strukturen ist etwa um den Faktor 8-12 höher als die experimentell bestimmte 1. Eigenfrequenz des Systems Spindel-Aufnahme-Werkzeug. Der maßgebliche Grund für die stochastischen Strukturen ist die Mikrogestalt der Schneidkante, dargestellt anhand eines arbeitsscharfen und verrundeten Werkzeugs in Bild 9.15.



Prozess: Kugelkopffräsen

Schnittgeschw.	$v_{c,m} = 60 \text{ m/min}$	Anstellwinkel	$\lambda, \tau = 15^\circ, 60^\circ$
Zahnvorschub	$f_z = 0,15 \text{ mm}$	Werkzeugtyp:	1 ($z = 2$)
Zeilenbreite	$b_r = 0,5 \text{ mm}$	Prozessstrategie:	Gegenlauf

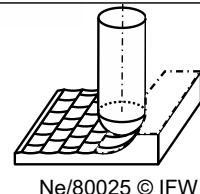


Bild 9.15: Einfluss der Werkzeugschartigkeit auf die Oberflächentopographie

Es ist zu erkennen, dass Werkzeuge ohne Schneidkantenverrundung stochastische Unregelmäßigkeiten an der Schneidkante aufweisen, die durch den Schleifprozess während der Herstellung entstehen und nicht verhindert werden können. Die Unregelmäßigkeit der Schneidkante wird *Schartigkeit* genannt und wird anhand von lokal

unterschiedlichen Schneidkantenverrundungen r_β quantifiziert. Verrundete Werkzeuge weisen durch den Präparationsprozess geringere Schartigkeiten auf. Dies wird rechts in Bild 9.15 gezeigt. Ebenfalls sind die dazugehörigen Topographien bei gleichen Einstellgrößen dargestellt. Die Ergebnisse zeigen deutlich den in Kapitel 9.2 bzw. Bild 9.6 nachgewiesenen, signifikanten Einfluss der Schneidkantenverrundung auf die Topographie, der erstmals von Lavernhe et al. abgebildet wurde [Lav14]. Ebenfalls wird dadurch die Richtungsabhängigkeit der stochastischen Strukturen erklärt, die senkrecht zum Vektor der Wirkrichtung \vec{v}_e stehen.

Unter der Annahme eines reinen Trennprozesses ohne Quetschung während der Rekonturierung kann die Schartigkeit mit der bisher verwendeten Simulation berücksichtigt werden. Die Methodik hierzu ist analog zu [Den11a], jedoch wird nicht die Topographie selber durch Zufallszahlen beschrieben, sondern in diesem Fall die Werkzeugschartigkeit. Dies wird im Folgenden anhand von Bild 9.16(A) erläutert.

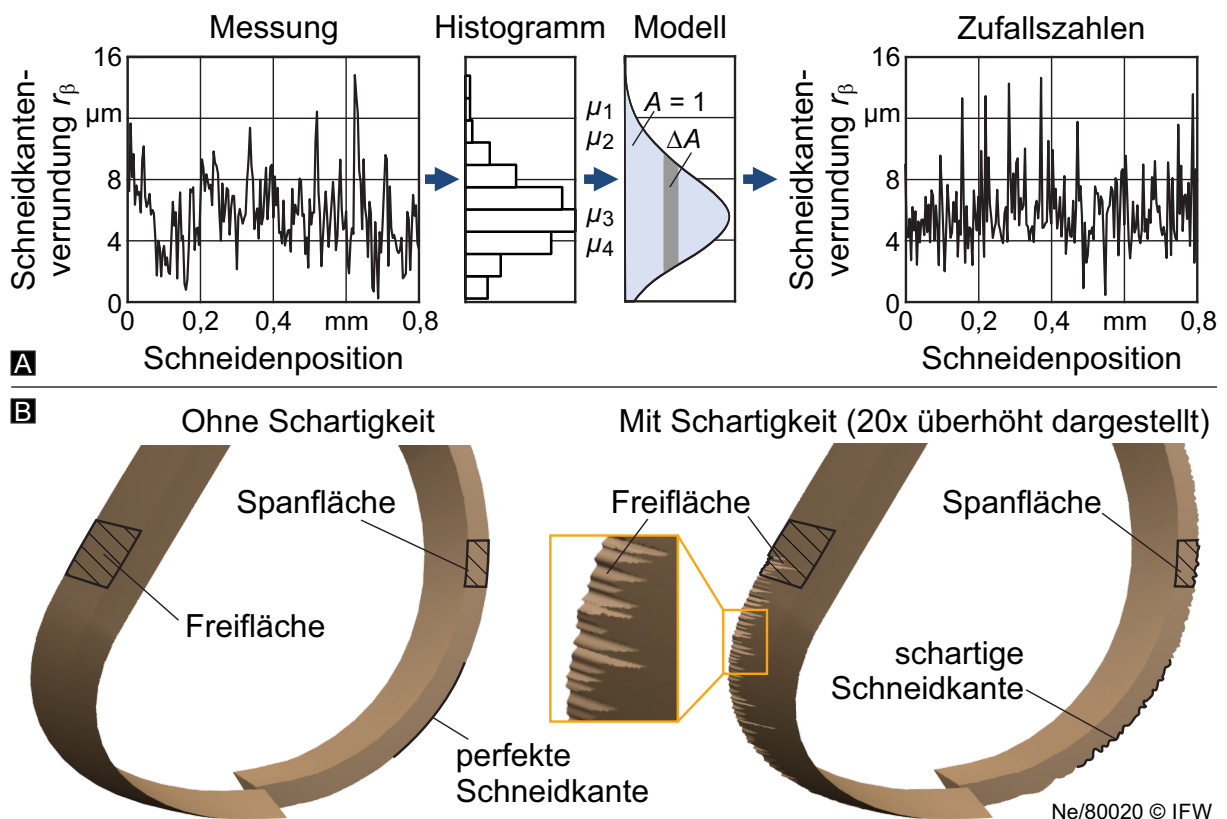


Bild 9.16: Methodik zur mathematischen Beschreibung der Schartigkeit und CAD-Modellierung der Schartigkeit

Zur Modellierung der stochastisch-verteilten Werkzeugschartigkeit ist ein einzelner Wert nicht ausreichend, weil ein Skalar alleine nicht stochastische Varianzen beschreiben kann. Eine mathematische Beschreibung muss daher durch eine Verteilungsfunktion erfolgen. Beispielsweise könnte eine symmetrischen Gaußverteilung verwendet werden. Jedoch hat diese Verteilungsfunktion den Nachteil, dass diese symmetrisch ist. Eine ungleiche Verteilung zwischen tiefen Riefen und niedrigen Riefen an der Schneidkante ist bei der Verwendung der Gaußverteilung als mathematischen Ansatz

zur Beschreibung der Schartigkeit somit nicht möglich. Daher wird eine allgemeine Verteilungsfunktion als mathematischen Ansatz gewählt, die anhand von vier *Zentralen Momenten* charakterisiert wird [Hah94]. Der Erwartungswert μ_1 ist per Definition Null. Die Standardabweichung

$$\mu_2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \mu_1)^2 \quad (9.3)$$

beschreibt die Varianz der Daten. Ein weiterer Kennwert ist die Schiefe

$$\mu_3 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \mu_1)^3, \quad (9.4)$$

und beschreibt die Abweichung zur Symmetrie. Die Wölbung

$$\mu_4 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \mu_1)^4 \quad (9.5)$$

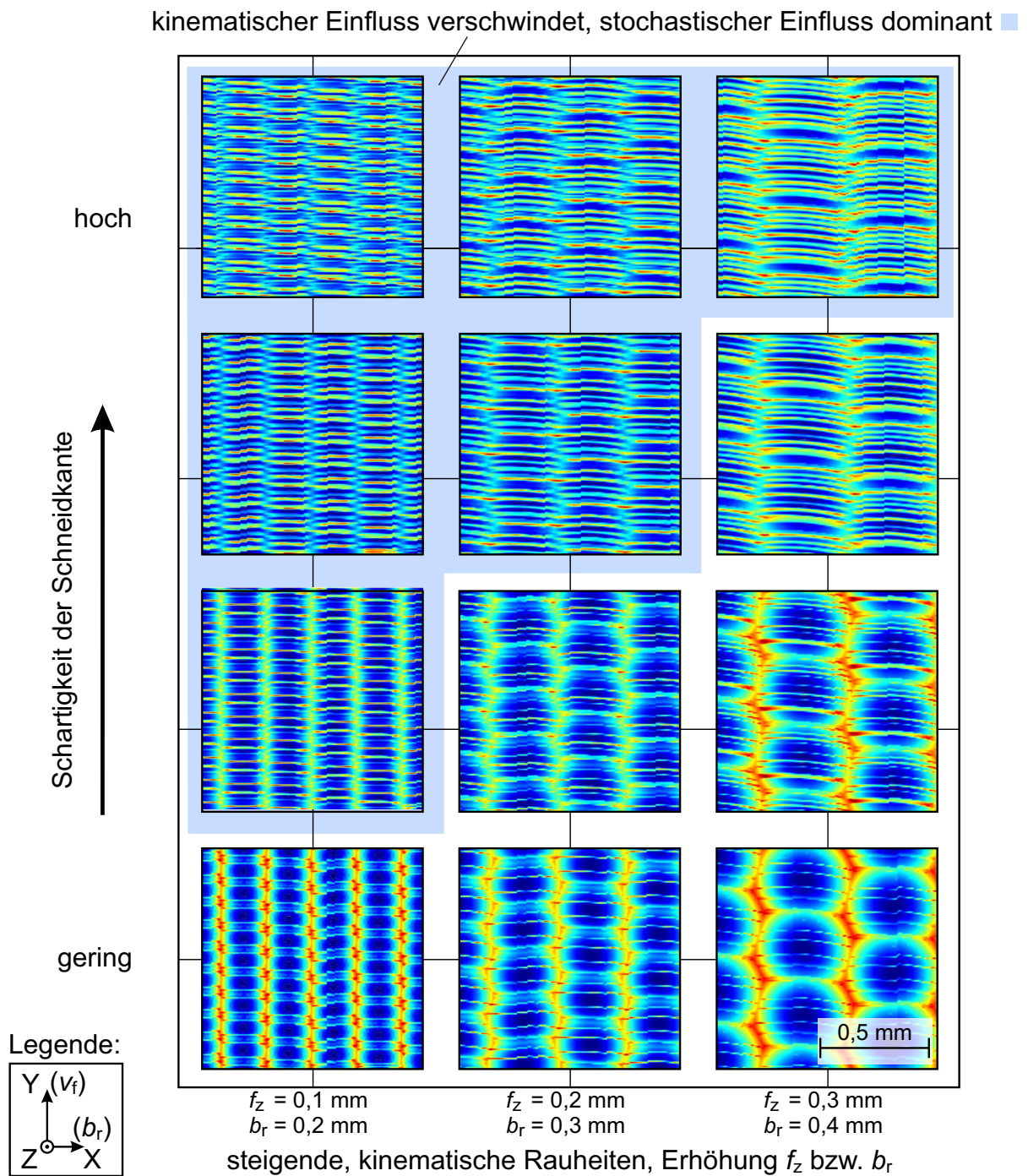
ist ein Maß für die Steilheit der Verteilungsfunktion. Mit Gleichungen 9.3 bis 9.5 und unter der Verwendung der Algorithmen aus [Dev86] ist es möglich, eine allgemeingültige, asymmetrische und kontinuierliche Verteilungsfunktion zu berechnen. Dieser Schritt ist in der Mitte von Bild 9.16(A) angedeutet, bei dem aus einem diskreten Histogramm eine asymmetrische und kontinuierliche Verteilungsfunktion mit den Gleichungen 9.3 bis 9.5 berechnet wird. Im nächsten Schritt werden aus der Verteilungsfunktion Zufallszahlen generiert. Dies geschieht durch eine horizontale Diskretisierung der Verteilungsfunktion ΔA . Das Ergebnis ist rechts in Bild 9.16(A) dargestellt. Für eine genaue mathematische Beschreibung der Methode sei auf [Den11a] verwiesen. Die statistische Verteilung der Schartigkeit über die Schneidenposition ist mit der Diskretisierung der Verteilungsfunktion nun bekannt. Anschließend wird der lokale Versatz ΔR in Richtung des Normalenvektors einer Schneidkante³ berechnet zu

$$\Delta R = r_\beta \cdot \left(\tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{2} \right) \cdot \cos \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\alpha}{2} - \frac{\gamma}{2} \right) + \sin \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\alpha}{2} - \frac{\gamma}{2} \right) - 1 \right) \quad (9.6)$$

Die daraus resultierenden Koordinaten im kartesischen Koordinatensystem für jeden Schneidenpunkt werden durch ein Matlab-Skript in die CAD-Umgebung übertragen. Anschließend erfolgt in der CAD-Umgebung eine manuelle Extrusion über alle X-Y-Z Werte in Richtung der Schneidkante die vom ursprünglichen CAD-Modell abgezogen wird. Ein Beispiel der Modellierung ist in Bild 9.16(B) zu sehen, bei dem die Schartigkeit zur Anschauungszwecken überhöht dargestellt ist.

Zur Verifikation dieses Verfahren wurden die Oberflächentopographien von unterschiedlich schartigen Werkzeugmodellen unter Variation des Zahnvorschubs f_z und der Zeilenbreiten b_f simuliert. Die Schartigkeiten sind mit variierenden Verteilungsfunktionen

³Gleichung 9.6 ist nur für eine symmetrische Schneidkantenverrundung mit $S_\alpha = S_\gamma$ gültig.



Prozess: Kugelkopffräsen (Simulation)

Zahnvorschub	$f_z = \text{var.}$	Kippwinkel	$\tau = 0^\circ$
Zeilenbreite	$b_r = \text{var.}$	Werkzeugtyp:	1 ($z = 2$)
Vorschubr. Winkel	$\lambda = 15^\circ$	Prozessstrategie:	Gegenlauf

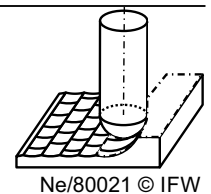


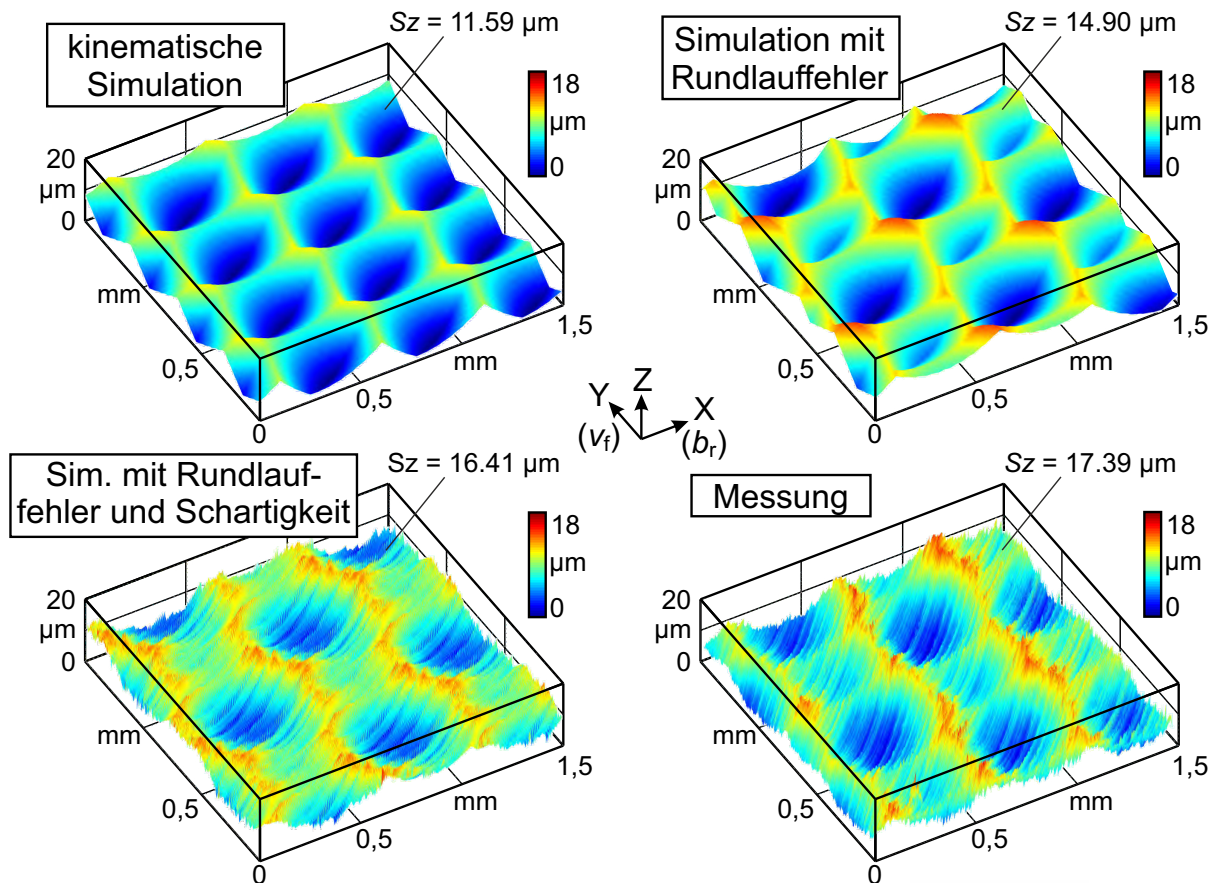
Bild 9.17: Einfluss der stochastischen Werkzeugschartigkeit auf die kinematische Topographie

erstellt, sodass in Bild 9.17 die Schartigkeit rein qualitativ vergleichbar ist. Zur besseren Sichtbarkeit der Riefenspitzen und somit des Effekts der Schartigkeit sind die Z-Achsen in Bild 9.17 unterschiedlich skaliert. Die in Bild 9.17 dargestellten Topographien zeigen ebenfalls richtungsabhängige, stochastische Strukturen wie in Bild 9.15. Während bei sehr geringen Schartigkeiten die kinematische Topographie noch gut zu erkennen ist, nimmt der Einfluss der stochastischen Topographie bei erhöhten Schartigkeiten zu. Der Effekt der stochastischen Topographie auf die Gesamtausprägung der Oberfläche erhöht sich mit geringen Zahnvorschüben f_z und Zeilenbreiten b_r , bis die kinematische Struktur gänzlich verschwindet. Es lässt sich festhalten: **Der Einfluss der Werkzeug-schartigkeit auf die Oberflächentopographie kann durch Anpassung des Werkzeugmodells in der Abtragssimulation berücksichtigt werden.** Weitere Effekte der Werkzeugmikrogeometrie auf die Oberfläche, wie z. B. Schuppenbildung aufgrund der Plastizität des Werkstoffmaterials, insbesondere bei hohen Schneidkantenverrundungen und hohen Werkzeugabdrängungen, kann mit dieser Methode nicht vorhergesagt werden.

Summation der dargestellten Effekte auf die Oberflächentopographie

In diesem Kapitel wurden bisher die Einflüsse der Schneidenkinematik, des Rundlauffehlers, der Werkzeugabdrängung sowie der Werkzeugschartigkeit gezeigt und Methoden zur simulativen Abbildung vorgestellt. Es muss beachtet werden, dass die finale Topographie durch Wechselwirkungen zwischen Einstellgrößen, Prozesskräften und stochastischen Effekten entsteht. Eine strikte Einteilung der Effekte in die Gestaltabweichungen ist nicht möglich. Zweckmäßig wurden die Effekte gruppiert, stochastischen Effekte in die 3.-4. Ordnung, kinematische Effekte in 2.-3. Ordnung und die Werkzeugabdrängung maßgeblich in 1.-2. Ordnung. Erneut sei darauf hingewiesen, dass die Einteilung qualitativ zu verstehen ist und die genannten Effekte unterschiedlich stark ausgeprägt sein können. Dies wird in diesem Teilkapitel durch die Summation der Effekte gezeigt. Bei der Rekonturierung mit kurzen, steifen Werkzeugen bei geringen Zahnvorschüben f_z , Zeilenbreiten b_r und niedrigen Störgeometrien, ist die Werkzeugabdrängung vernachlässigbar. Dies ist maßgeblich für das Werkzeug 1 der Fall. Jedoch besitzt das Werkzeug zwei Zähne, wodurch der Einfluss des Werkzeuggrundlaufs nicht vernachlässigt werden kann. Die Summation der maßgeblichen Effekte für Werkzeug 1 ist in Bild 9.18 für einen 1,5 x 1,5 mm großen Oberflächenausschnitt dargestellt.

Für eine bessere Vergleichbarkeit wurde der Winkelversatz $\Delta\varphi_E$ in der Simulation der Messung angepasst sowie die Z-Achse aller Diagramme farblich gleich skaliert. Durch den Werkzeuggrundlauf verschlechtert sich die Oberflächenqualität und die Riefenspitzen sind höher, was auch in der Messung sichtbar wird. In der Praxis sollten bei der Rekonturierung hochpräzise Spindeln und Werkzeugaufnahmen mit hoher Rundlaufgüte verwendet werden, damit der Einfluss von Rundlauf Fehlern auf die Oberflächentopographie reduziert wird. Ferner sind geringe Anstellwinkel λ , τ für eine kleinere Ausprägung des Rundlauffehlers zu empfehlen. Die Simulation kann ferner verbessert werden, wenn die Mikrostruktur des Fräswerkzeugs im CAD-Werkzeugmodell berücksichtigt wird. Diese Art der Simulation benötigt deutlich mehr Rechenkapazitäten aufgrund der Komplexitätssteigerung des Werkzeugs und der häufigeren Auftrennung von Dixel. Die



Prozess: Kugelkopffräsen

Schnittgeschw.	$v_{c,m} = 60 \text{ m/min}$	Anstellwinkel	$\lambda, \tau = 60^\circ, 60^\circ$
Zahnvorschub	$f_z = 0,4 \text{ mm}$	Werkzeugtyp:	1 (z = 2)
Zeilenbreite	$b_r = 0,5 \text{ mm}$	Prozessstrategie:	Gegenlauf

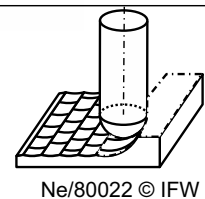
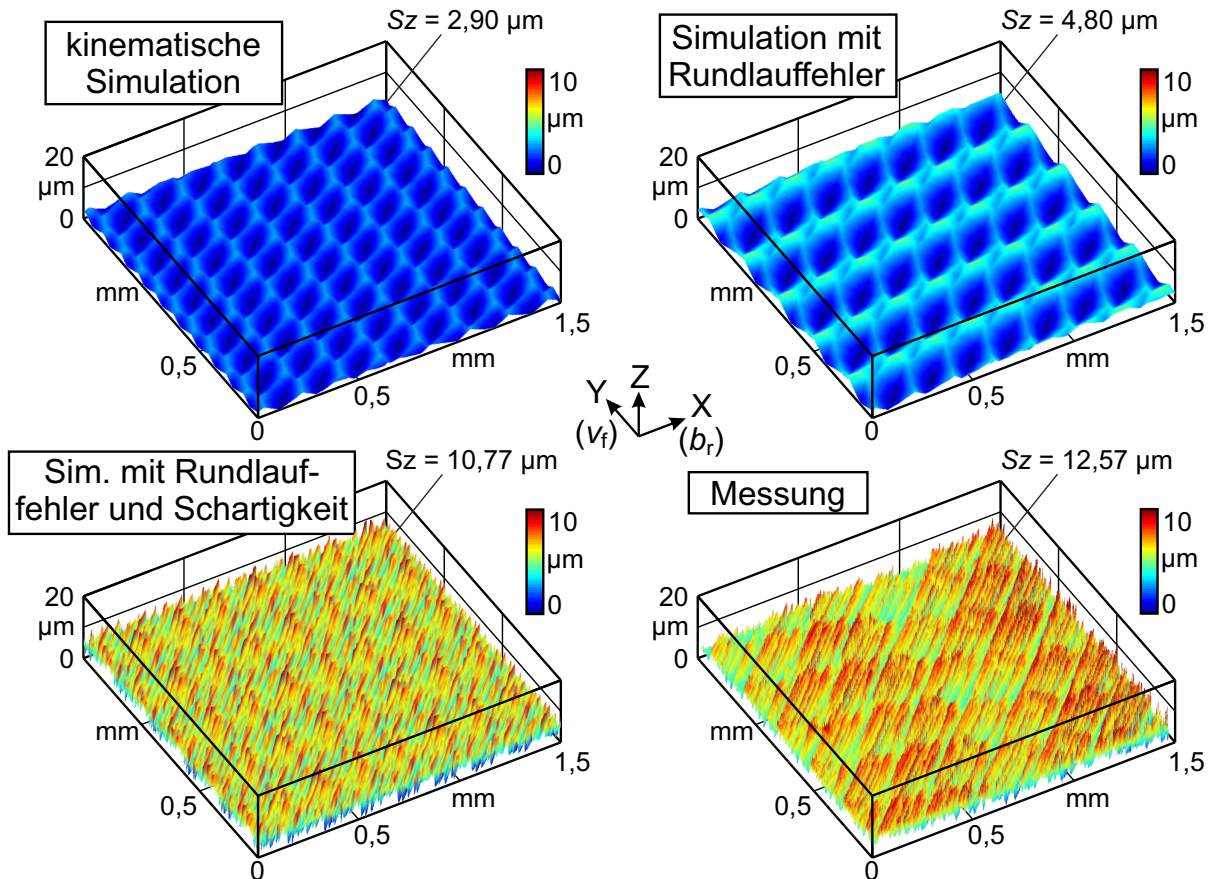


Bild 9.18: Summation der wichtigsten Effekte auf die Topographie für das steife Werkzeug 1 bei Verwendung hoher Einstellgrößen

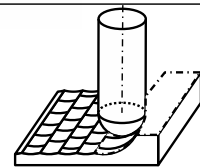
oben angesprochene Wechselwirkung ist z. B. bei näherer Betrachtung der Rundlaufs simulation und der Schartigkeitssimulation sichtbar. Obwohl der gleiche Rundlauffehler eingestellt wurde, ist der Einfluss des Rundlauffehlers durch die Schartigkeit höher, was auf die geänderte Geometrie zurückzuführen ist. Insgesamt ist ersichtlich, dass die wichtigsten Effekte bei der Entstehung der Oberflächentopographie bei Vernachlässigung von Schuppenbildung vorhergesagt werden können.

Ein weiteres Beispiel einer Oberflächensimulation mit Werkzeug 1, unter Berücksichtigung der oben genannten Effekte, ist in Bild 9.19 dargestellt. Im Unterschied zu Bild 9.18 wurden deutlich kleinere Zahnvorschübe f_z und Zeilenbreiten b_r gewählt, sodass theoretisch eine deutlich bessere Oberflächenqualität resultieren müsste. Die kinematische Topographie ist links oben in Bild 9.19 dargestellt und hat eine mittlere kinematische Oberflächenrauheit von $Sz = 2,90 \mu\text{m}$, was einer Schleifqualität entsprechen würde. Der Rundlauffehler ist zwar geringer als in Bild 9.18, jedoch generiert trotzdem nur eine der beiden Schneiden die Oberfläche. Dies ist auf die hohe wirkende Exzentrizität e^* durch



Prozess: Kugelkopfräsen

Schnittgeschw. $v_{c,m} = 15 \text{ m/min}$ Anstellwinkel $\lambda, \tau = 60^\circ, 60^\circ$
 Zahnvorschub $f_z = 0,15 \text{ mm}$ Werkzeugtyp: 1 ($z = 2$)
 Zeilenbreite $b_r = 0,20 \text{ mm}$ Prozessstrategie: Gegenlauf

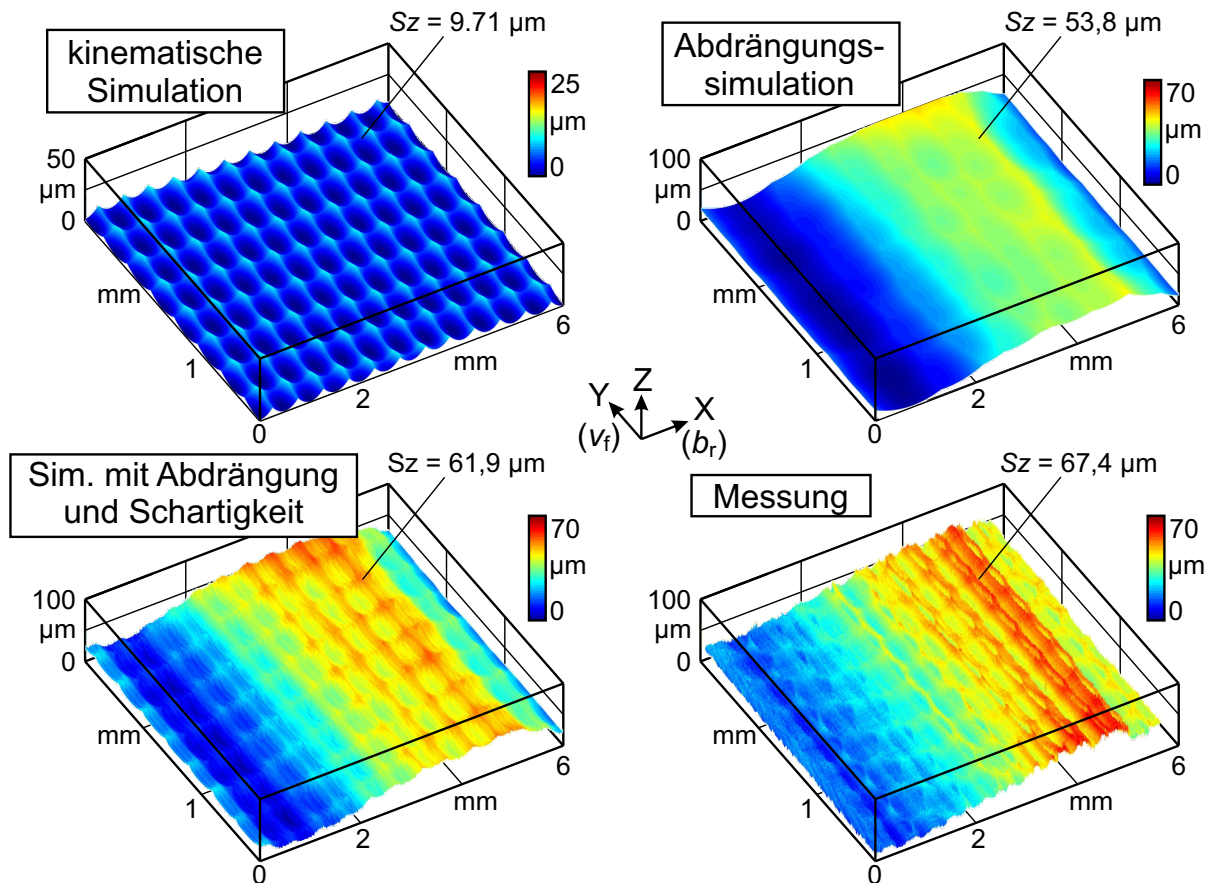


Ne/81837 © IFW

Bild 9.19: Summation der wichtigsten Effekte auf die Topographie für das steife Werkzeug 1 bei Verwendung geringer Einstellgrößen

die hoch gewählten Anstellwinkel zurückzuführen sowie den geringen Werten von f_z und b_r . Die Rauheit wird durch den Werkzeugrundlauffehler nahezu verdoppelt. Dennoch zeigt die Oberflächentopographie aus dem Experiment, dargestellt rechts unten in Bild 9.19, eine deutlich höhere Oberflächenrauheit S_z im Vergleich zur kinematischen Simulation. Die Oberflächenrauheit S_z in Bild 9.19 wurde mit den verringerten Einstellgrößen nur um ca. 27% gegenüber Bild 9.18 verbessert, bei einer gleichzeitig gestiegenen Prozesszeit um 1.272,0%.

Der Grund für die hohe Differenz zwischen der kinematischen Simulation und den Messdaten ist erneut in der Schartigkeit zu finden. Die Schartigkeit ist in diesem Fall höher als die eingestellte kinematische Rauheit, sodass der kinematische Einfluss verschwindet und der stochastische Einfluss durch die Schartigkeit dominant die Oberflächentopographie bestimmt. Dieser Fall wurde bereits theoretisch in Bild 9.17 beschrieben. Die Werkzeugmikrogeometrie ist somit maßgeblich für den hohen Unterschied zwischen bisherigen, rein kinematischen Simulationen aus der Literatur (vgl. Kapitel 2.3.2)



Prozess: Rekonturierung durch Kugelkopffräsen

Schnittgeschw.	$v_{c,m} = 40 \text{ m/min}$	Anstellwinkel	$\lambda, \tau = 0^\circ, 30^\circ$
Zahnvorschub	$f_z = 0,4 \text{ mm}$	Werkzeugtyp:	2 ($z = 1$)
Zeilenbreite	$b_r = 0,5 \text{ mm}$	Prozessstrategie:	Gleichlauf

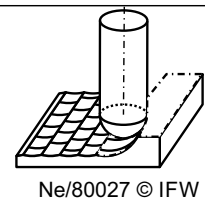


Bild 9.20: Summation der wichtigsten Effekte auf die Topographie für das labile Werkzeug 2

und den gemessenen Oberflächentopographien, insbesondere bei Schlichtprozessen, verantwortlich.

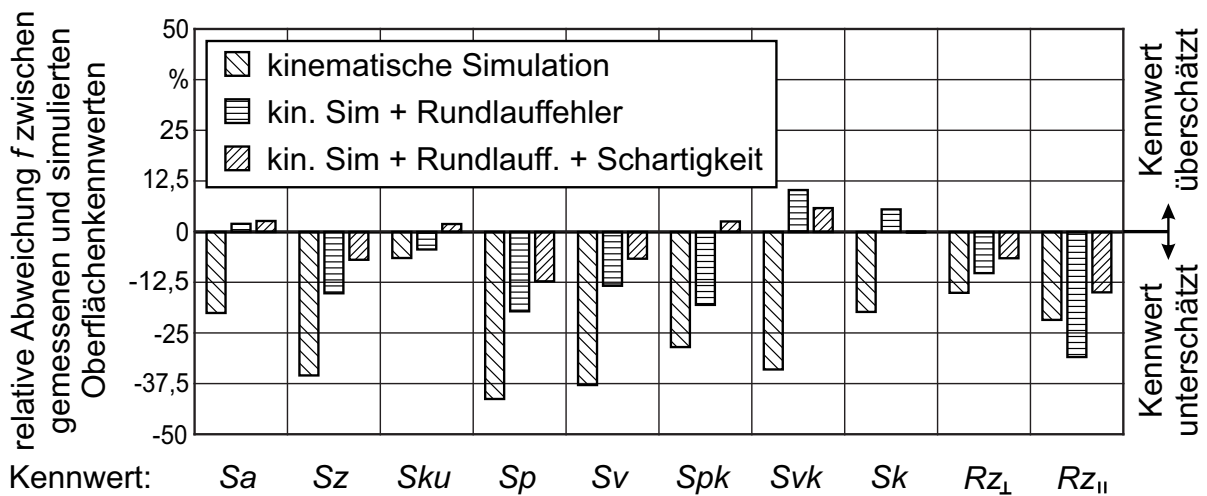
Das eingesetzte Werkzeug 2 ist durch die Gestalt und die verwendete Schrupfaufnahme deutlich nachgiebiger, sodass die Werkzeugabdrängung nicht vernachlässigt werden kann. Der Zusammenhang wird in Bild 9.20 deutlich, bei dem zur Illustration ein vergrößerter, 3x6 mm großer Oberflächenausschnitt bei hoher Werkzeugabdrängung während der Rekonturierung gewählt wurde. Die Formabweichung 1. bis 2. Ordnung ist hier dominant und müsste in der Realität durch eine Schrupp-Schlichtstrategie kompensiert werden. Durch die höhere Schneidkantenverrundung von Werkzeug 2 ist die Schartigkeit geringer als beim Werkzeug 1 und trägt nur unwesentlich zur finalen Topographie bei. Dies ist links unten in Bild 9.20 dargestellt.

Abschließend sei auf Bild 9.21 verwiesen. Es wurden 23 Oberflächen aus den Versuchsplänen der Tabellen 6.1 und 8.1 zufällig ausgewählt. Die dazugehörigen Oberflächensimulationen wurden analog zu den Bildern 9.18 bis 9.20 durchgeführt. Anschließend wur-

den die 2D und 3D Oberflächenkennwerte nach ISO 4287 bzw. EUR 15178N bestimmt. Mit der kinematischen Simulation, der Berücksichtigung des Werkzeuggrundlauffehlers und der zusätzlichen Berücksichtigung der Werkzeugschartigkeit, stehen somit drei Simulationen je gemessener Topographie zur Verfügung. Die relativen Differenzen

$$f = \left(\frac{\text{Kennwert}_{\text{sim}}}{\text{Kennwert}_{\text{mess}}} - 1 \right) \cdot 100 \% \quad (9.7)$$

zwischen den Messungen und den drei Simulationen, unter Verwendung der wichtigsten Oberflächenkennwerte, sind auf der Ordinate in Bild 9.21 aufgetragen. Ein negativer Wert bedeutet, dass die Simulation geringere Kennwerte als das Experiment liefert. Dies ist bei der reinen kinematischen Simulation für alle Oberflächenkennwerte der Fall. Im Durchschnitt werden alle Oberflächenkennwerte durch die reine kinematische Simulation um $\approx -26,2\%$ unterschätzt. Eine Verbesserung der Prognose wird durch die Berücksichtigung des Werkzeuggrundlauffehlers ermöglicht. Die durchschnittliche Abweichung alle Oberflächenkennwerte zwischen Simulation und Messung beträgt in diesem Fall $\approx -9,8\%$. Schließlich zeigt die Simulation unter gemeinsamer Berücksichtigung des Werkzeuggrundlauffehlers und der Werkzeugschartigkeit das beste Ergebnis. Die mittlere Abweichung beträgt in diesem Fall $\approx -3,3\%$.



Prozess: Kugelkopffräsen

Schnittgeschw. $v_{c,m}$	= 15 - 60 m/min	Anstellwinkel	$\lambda, \tau = 15 - 60^\circ / 0 - 60^\circ$
Zahnvorschub f_z	= 0,15 - 0,40 mm	Werkzeug	1 ($r_\beta = 4 \mu\text{m}/30 \mu\text{m}$)
Zeilenbreite b_r	= 0,20 - 0,50 mm	Prozessstrategie	Gegenlauf/Gleichlauf

Ne/81831 © IFW

Bild 9.21: Differenz unterschiedlicher Oberflächenkennwerte zwischen simulierter und gemessene Oberflächentopographie

Es gilt zu beachten, dass alle dargestellten simulativen Methoden auch für das 5-achsige Simultanfräsen anwendbar sind, jedoch diese Steuerungsmöglichkeit zum Zeitpunkt der Fertigstellung der Arbeit noch nicht in CutS implementiert war. Dies wurde später durch die Verwendung eines neuartigen NC-Achsencontroller ermöglicht. Die Ergebnisse hierzu sind in [Den15c] publiziert.

10 Folgerungen für die Praxis

Mit den aufgestellten Methoden zur Oberflächensimulation und Eigenspannungsvorhersage sowie den experimentellen Erkenntnissen wird eine zielgerichtete Prozessauslegung der Rekonturierung komplexer Investitionsgüter aus Ti-6Al-4V ermöglicht und stellt somit einen ersten Schritt zur Virtualisierung der Prozesskette der Produktregeneration dar. Die wichtigsten Erkenntnisse aus Experiment und Simulation werden im Folgenden für eine praxisnahe, maschinelle Rekonturierung zusammengefasst. Von den Erkenntnissen profitieren Regenerationsdienstleister, Lohnfertiger und Werkzeughersteller.

Es zeigte sich, dass die Inhomogenität des Werkstoffgefüges durch einen modernen Schweißprozess mit artgleichem Zusatzwerkstoff die Randzoneneigenschaften nach der Rekonturierung nicht negativ beeinflusst. Zugeigenspannungen durch den Schweißprozess werden durch die Gefügedeformation des Rekonturierungsprozesses in Druckeigenspannungen umgewandelt. Somit ist für die Praxis lediglich die Gestalt der Schweißnaht von Interesse. Bei großen Schweißnähten erhöht sich der Spannungsquerschnitt und somit die Prozesskräfte, was Abdrängungseffekte und Formfehler begünstigt. Durch eine geeignete Schrupp-Schlicht-Strategie, beispielsweise mit einem Schafffräser und anschließendem Kugelkopffräsen, wird der Formfehler verringert.

Die Oberflächentopographie lässt sich durch die Wahl der Einstellgrößen, insbesondere mit einer geeigneten Kombination von Zahnvorschub f_z und Zeilenbreite b_r , gezielt einstellen. Jedoch ist zu beachten, dass bei einem Verhältnis ab ca. $f_z/b_r > 1$ der zufällige Winkelversatz $\Delta\varphi_E$ größer wird, wodurch sich die Oberfläche lokal unterscheiden kann und somit keine homogene Qualität mehr gewährleistet ist. Für eine möglichst hohe Produktivität bei einer gewünschten Oberflächenqualität wird ein Verhältnis von $f_z/b_r \approx 0,7$ empfohlen. Die Schnitttiefe a_p beeinflusst nicht das Rauheitsprofil, jedoch können sich bei hohen Schnitttiefen die Werkzeugabdrängungen erhöhen und somit zu einer negativen Beeinflussung des Welligkeitsprofil führen.

Mit der geeigneten Wahl der Anstellwinkel λ, τ lässt sich die Werkzeugabdrängung in einem gewissen Rahmen steuern. Bei geringen Anstellwinkeln zeigen die Kraftvektoren maßgeblich in Richtung der Werkzeugachse, wodurch Abdrängungseffekte verringert werden. Des Weiteren verändert die Wahl der Anstellwinkel das Verhältnis der Oberflächenrauheit zwischen der gewählten Vorschub- und Vorschubnormalrichtung, nicht aber deren Mittelwert zueinander. Ebenfalls muss berücksichtigt werden, dass sich der Effekt des Rundlauffehlers vom System Werkzeug-Aufnahme-Spindel auf die Oberflächentopographie bei großen Anstellwinkeln erhöht. Dies kann dazu führen, dass nur noch ein Zahn die Oberfläche generiert und sich somit die Oberflächenrauheit verschlechtert. Bei der Kenntnis des Rundlauffehlers e lässt sich der Effekt auf die Topographie in Abhängigkeit von λ, τ überschlägig mit Gleichung 9.2 berechnen. Für die Rekonturierung wird empfohlen die Anstellwinkel gering zu halten, ohne dass sich die Werkzeugspitze im Eingriff befindet, sodass Quetscheffekte und Werkzeugbeschädigungen vermieden werden. Dies führt ebenfalls dazu, dass die Hauptrichtung der Eigenspannungen etwa

mit der Vorschubrichtung zusammenfällt.

Der Einfluss der Prozessstrategie Gleich- bzw. Gegenlauf auf die Randzoneneigenschaften ist bei der Verwendung von Kugelpkopfwerkzeugen vernachlässigbar. Dies ist mit der Oberflächengeneration beim Kugelpkopfräsen begründet. In den meisten Fällen wird die Oberfläche unabhängig von den Einstellgrößen durch einen Vollschnitt generiert, (vgl. Bild 4.6). Zur Reduktion des Werkzeugverschleißes wird das Gleichlaufräsen empfohlen. Bei der Rekonturierung mit labilen Werkzeugen und Werkstücken wird das Gegenlaufräsen empfohlen, wodurch sich Prozessschwingungen bekanntermaßen reduzieren.

Während die Makrogeometrie mit Span- und Freiwinkel keinen bzw. nur einen geringen Einfluss auf die Topographie und die Eigenspannungen besitzt, ist die Werkzeugmikrogeometrie und insbesondere die Schneidkantenverrundung r_β die wichtigste Größe zur Beeinflussung der Randzoneneigenschaften. Für eine hohe Oberflächenqualität werden leicht verrundete Schneidkanten von ca. $r_\beta = 15 \mu\text{m}$ empfohlen. Dadurch reduziert sich die Schneidkantenschartigkeit, die sich sonst als Negativ auf der Oberfläche abbildet. Schneidkantenverrundungen ab $r_\beta \approx 45 \mu\text{m}$, insbesondere bei hohen Anstellwinkeln λ , τ , können zu einer Schuppenbildung führen, wodurch die Oberflächenqualität wieder sinkt. Auch die Eigenspannungen werden maßgeblich durch die Wahl des Schneidkantenradius r_β beeinflusst, dessen Effekte durch die geringe Werkstücktemperatur mit dem Festwalzprozess vergleichbar sind. Für das Einbringen von hohen Druckeigenspannungen nahe der Werkstückoberfläche wird ein Schneidkantenradius von $r_\beta = 30 \mu\text{m}$ empfohlen. Span- und Freiwinkel sollten entsprechend einer hohen Standzeit gewählt werden.

Ein wichtiger, in Kapitel 2.1 behandelte Aspekt, ist die Maschinenteknologie für die Rekonturierung. Für eine prozesssichere Rekonturierung mit konstanter Randzonenqualität ist eine vibrationsarme Bearbeitung mit steifer Aufspannung bzw. kurzen Werkzeugen zu empfehlen. Anschließend kann die Produktivität durch die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit gesteigert werden, wodurch die Randzoneneigenschaften nur wenig beeinflusst werden. Je nach geforderter Standzeit sind Werte von bis zu $v_c = 300 \text{ m/min}$ möglich. Dabei ist zwischen der an der Werkzeugmaschine eingestellten Schnittgeschwindigkeit v_c und an der am Werkzeugradius wirkenden, effektiven Schnittgeschwindigkeit $v_{c,eff}$ sowie an der Oberfläche wirkenden, integrale Schnittgeschwindigkeit $v_{c,m}$, berechnet mit Gleichung 4.8, zu unterscheiden. Eine weitere Produktivitätserhöhung ist durch die Verwendung von Torusfräsern statt Kugelpkopfwerkzeugen möglich, bei denen z. B. gleiche Einstellgrößen zu geringen kinematischen Rauheiten führt. Die in dieser Arbeit entwickelten, simulativen Methoden und Erkenntnisse zur Oberflächengeneration können ebenfalls auf Toruswerkzeuge angewandt werden. Ebenfalls ist die Anwendung der Methoden dieser Arbeit auf Neubauteile anwendbar, sodass unter anderem Prozess- und Werkzeugauslegung auch z. B. für den Werkzeug- und Formenbau sowie für die Herstellung von Integralbauteilen möglich sind.

11 Zusammenfassung, kritische Reflexion und Ausblick

Die Produktregeneration ermöglicht die Wert- und Leistungserhaltung sowie die Sicherstellung der Betriebssicherheit komplexer Investitionsgüter während ihrer gesamten Produktlebenszeit. Ein geeignetes Beispiel der Produktregeneration ist das Flugzeugtriebwerk, weil es ein technisch anspruchsvolles Produkt darstellt, bei dem komplexe und teure Werkstücke Verwendung finden und die angewandten Regenerationstechnologien ebenfalls für andere Investitionsgüter anwendbar sind. Der Anteil am Gesamtumsatz bei Triebwerksherstellern ist heute bei der Produktregeneration im Durchschnitt höher als bei der Neuteilproduktion. Die Tendenz ist dabei steigend.

Ein wichtiger Prozessschritt in der Regeneration ist die Wiederherstellung der ursprünglichen Werkstückgestalt, bei der Störkonturen, wie z. B. Schweiß- oder Löt Nähte, durch spanende Verfahren entfernt werden. Dieser Schritt wird *Rekonturierung* genannt. Wie bei anderen Prozessschritten der Regeneration, ist auch die Prozessentwicklung und Auslegung der Rekonturierung derzeit erfahrungsbasiert und geschieht maßgeblich durch heuristische Methoden. Mit der Kenntnis des Prozessergebnisses vor der Durchführung der Rekonturierung wäre eine bauteilindividuelle, effektive Auslegung und Prozessumsetzung bei gleichbleibender hoher Bauteilqualität möglich.

Ziel dieser Arbeit ist daher die Vorhersage der Randzoneneigenschaften nach der Rekonturierung. Damit soll die Arbeit einen Mehrwert für die Rekonturierung mit Fräs Werkzeugen im Allgemeinen und für die Rekonturierung mit Kugelkopfwerkzeugen von der im Flugzeugbau häufig verwendeten Titanlegierung Ti-6Al-4V im Speziellen leisten. Die wichtigsten Randzoneneigenschaften sind die *Oberflächenqualität* und die *Eigen spannung*, weil diese die Leistungsfähigkeit durch z. B. Strömungsverluste bzw. die Lebensdauer des Investitionsguts festlegen. Die Zusammenfassung des Wissensstands zeigte, dass die Randzoneneigenschaften nach der Rekonturierung noch gar nicht und bei der Fertigung von Neubauteilen nicht hinreichend genug erforscht sind. Aus diesem Grund wurden zunächst die wichtigsten Einflussgrößen der Rekonturierung identifiziert, welche die Randzoneneigenschaften beeinflussten. Es zeigte sich, dass eine Schweißnaht keinen Einfluss auf die resultierenden Eigenspannungen nach der Rekonturierung besitzt, jedoch die Oberflächentopographie durch Werkzeugabdrängung beeinflusst werden kann. Der maßgebliche Einfluss auf die Eigenspannungen ist der Schneidkantenradius r_β des Fräs Werkzeuges. Die Oberflächentopographie wird durch die Prozesskinematik des Werkzeugs und ebenfalls vom Schneidkantenradius festgelegt.

Ferner zeigt sich, dass die thermische Werkstückbelastung im Fall der Titanlegierung Ti-6Al-4V in Kombination mit Kugelkopffräsern keinen Einfluss auf die Randzoneneigenschaften besitzt und diese maßgebend durch mechanische Einflüsse festgelegt wird. Anschließend wurde mit der Betrachtung der *oberflächengenerierenden Kräfte* eine Methode geschaffen, die eine Vorhersage der Werkstückbelastung durch den Rekonturierungsprozess anhand eines Kraftmodells erlaubt. Als Basis dient hierzu

die am IFW entwickelte Materialabtragssimulation CutS, die für jeden zeitdiskreten Schritt das zerspannte Volumen in Form von Dixeln bereitstellt. Mit einer entwickelten Berechnungsvorschrift werden auf Basis dieses Volumens alle notwendigen Kenngrößen berechnet, die für eine Kraftsimulation notwendig sind. Die Berechnungsvorschrift ist somit für komplexe Prozesskinematiken und Werkstückgestalten einer 5-achsigen Rekonturierung anwendbar.

Die Vorhersage der Eigenspannungen basiert auf der Nutzung eines hybriden Modellansatzes, der empirisch die oberflächengenerierenden Kräfte nutzt und analytisch die Gleichungen der Hertzschen Pressung verwendet. Mit diesem empirisch-analytischen Ansatz können Eigenspannungstiefenverläufe in den Hauptrichtungen für beliebige Einstell- und Werkzeuggrößen beim Kugelkopffräsen für den Werkstoff Ti-6Al-4V vorhergesagt werden.

Für die Vorhersage der Oberflächentopographie wurden die Effekte, die zu den Gestaltabweichungen 1. bis 4. Ordnung führen, identifiziert und separat abgebildet. Durch das entwickelte Kraftmodell ist es möglich, die Werkzeugabdrängungen vorherzusagen und somit den Einfluss der Schweißnaht Rechnung zu tragen. Dies sind größtenteils die Gestaltabweichungen von 1. bis 2. Ordnung. Mit einem geeigneten Werkzeugmodell ist die kinematisch-bedingte Topographie, die zur Gestaltabweichungen 2. bis 3. Ordnung führen, abbildbar. Es konnte ferner gezeigt werden, dass die Werkzeugschartigkeit und der Werkzeuggrundlauffehler die Oberflächentopographie stark beeinflussen, welche eingeteilt wurden in stochastisch bedingte Gestaltabweichungen 3. bis 4. Ordnung. Werden Zufallszahlen generiert, so können die stochastischen Einflüsse ebenfalls simuliert und bewertet werden.

Mit den entwickelten Modellen ist eine Vorhersage der Randzoneneigenschaften nach der Rekonturierung von Ti-6Al-4V möglich, was den ersten Schritt in Richtung einer virtualisierten Produktregeneration erlaubt. Die folgende, kritische Reflexion der Ergebnisse dieser Arbeit zeigt Verbesserungspotenziale für die Forschung auf, um letztendlich die Grundlagenerkenntnisse in die Praxis zu überführen. Eine wichtige Vereinfachung in dieser Arbeit ist die Vernachlässigung der thermischen Effekte bei der Vorhersage der Eigenspannungen. Diese Vereinfachung konnte aufgrund der Wechselwirkung zwischen den Werkstoffeigenschaften von Ti-6Al-4V und den prozessspezifischen Größen des KugelkopffräSENS getroffen werden. Bisher ist unbekannt, inwiefern diese Vereinfachungen bei anderen Werkstoffen und Fräsprozessen getroffen werden kann. Es ist anzunehmen, dass z. B. beim Hochgeschwindigkeitsfräsen von Nickel-Basis-Legierungen mit Keramikwerkzeugen diese Vereinfachung nicht zutrifft, wodurch das hier entwickelte, hybride Eigenspannungsmodell nicht mehr anwendbar wäre und durch thermische Einflüsse erweitert werden müsste. Zu empfehlen wäre für die Zukunft ein numerisch/analytischer Ansatz, der die thermisch-mechanischen Werkstückbelastung in ein FE-Modell überführt und somit die Eigenspannungen allgemeingültiger vorhersagbar wären. Die Wirkzusammenhänge der Werkstückbelastung und Deformationsmorphologie müssen hierfür tiefgründiger und werkstoff- bzw. prozessunabhängiger für die Zerspannung erforscht werden. Eine FE-Spannbildungssimulation wird für diese Aufgabe nicht als sinnvoll erachtet aufgrund der in Kapitel 2.3.1 genannten Nachteile.

Ein weiterer kritische Aspekt ist die Modellierung der Fräswerkzeuge in dieser Arbeit, die einen großen Einfluss auf die Prognosefähigkeit der Randzoneneigenschaften besitzt. Zwar wurden in dieser Arbeit die Berechnungsvorschriften des Initial Graphics Exchange Specification (IGES) verwendet, um beliebige Fräsergeometrien in ein CAD-Modell zu überführen, jedoch gilt dies nur für die tangentialen Werkzeugschneiden und nicht für das vollständige Volumenmodell. Für die Praxis wäre es mühsam, für jede virtuelle Prozessauslegung zunächst alle Werkzeuge einzeln zu modellieren. Außerdem ist die entwickelte Berechnungsvorschrift auf einfache Werkzeuggeometrien begrenzt und kann bspw. nicht für Fräswerkzeuge mit Kordelverzahnung oder Axialschneiden angewandt werden. Für die Akzeptanz einer virtuellen Prozessauslegung in der Praxis wäre eine Implementierung der Abtragssimulation in eine vorhandene CAD/CAM Software notwendig. Daraus folgt, dass andere mathematische Beschreibungen für das zerspannte Volumen vorliegen und dies entsprechend berücksichtigt werden muss. Des Weiteren ist es für eine hohe Prognosefähigkeit notwendig, die genaue Gestalt der Werkzeugschneiden zu berücksichtigen und nicht, wie derzeit in CAM-Systemen, das Rotationsvolumen des Werkzeugs. Mit geeigneten Algorithmen müssten die dadurch steigenden Rechenzeiten entsprechend kompensiert werden.

Ein weiterer kritischer Aspekt ist die Simulation der stochastischen Einflüsse durch Zufallszahlen. Diese ist nur möglich, wenn die Verteilungsfunktionen aus Messdaten vorliegen. Eine geeignete Schnittstelle zwischen der Qualitäts- oder Wareneingangskontrolle und der virtuellen Rekonturierung könnte die notwendigen Daten bereitstellen. Dies ist derzeit jedoch noch nicht Stand der Technik und wäre ein mögliches Ergebnis aus der Entwicklung zur Industrie 4.0. Für die Zukunft wäre ein vollständiges, digitales CAD-Abbild des realen Werkzeugs denkbar, das neben der makroskopischen Gestalt auch die Mikrogeometrie berücksichtigt. Dazu könnten einerseits die Methoden des Re-Engineering verfeinert werden, andererseits wäre es denkbar die CAD-Modelle der Werkzeughersteller zu verwenden, idealerweise das fertige Werkzeugmodell nach der Schleifsimulation. Um die Deformationsmorphologie des Werkstückgefüges besser zu erforschen und abzubilden wäre es denkbar, deformierbare Dixel mathematisch als Funktion der Schneidkantenmikrogeometrie zu beschreiben. Damit wären auch Schuppenbildung auf der Oberfläche bei großen Schneidkantenverrundungen abbildbar.

Eine weitere Vereinfachung in dieser Arbeit ist die Nebenbedingungen eines starren Werkstücks, was gerade bei dünnen Verdichterschaulfeln oder Blisken nicht mehr gegeben ist. In der Praxis gibt es zwar Aufspannsysteme, die Werkstücknachgiebigkeiten und -schwingungen durch angepasste Aufnahmen minimieren sollen, jedoch sind diese nicht immer mit einem starren Werkstück vergleichbar. Aus diesem Grund ist es für die Zukunft notwendig, Werkstücknachgiebigkeit, Werkzeug- und Werkstückschwingungen sowie deren Wechselwirkungen zueinander für eine virtuelle Rekonturierung zu berücksichtigen. Dies ist eines der Ziele der 2. Förderperiode des Sonderforschungsbereiches 871.

Literaturverzeichnis

- [Abb13] Abboud, E.; Shi, B.; Attia, H.; Thomson, V.; Mebrahtu, Y.: Finite element-based modeling of machining-induced residual stresses in Ti-6Al-4V under finish turning conditions. In: 14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations (CIRP CMMO), Bd. 8, S. 63–68. 2013.
- [Abd09] Zain-ul Abdeina, M.; Neliasa, D.; Jullien, D., J.F. and Deloisonb: Prediction of laser beam welding-induced distortions and residual stresses by numerical simulation for aeronautic application. *Journal of Materials Processing Technology* 209(2009), Nr. 6, S. 2907–2917. DOI: doi:10.1016/j.jmatprotec.2008.06.051. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013608005542>.
- [Ack10] Acker, W.: Adaptive Formerfassung und Inline-Bewertung komplexer technischer Bauteile. Dr.-Ing.-Dissertation, Leibniz Universität Hannover. 2010.
- [Ade55] Adenstedt, H. K.; Whitmore, M. R.: Handbook on titanium. Wright Air Development Center (Project No. 7351). 1955.
- [Alb60] Albrecht, P.: New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process - Part I. The Ploughing Process in Metal Cutting. *ASME Transactions Journal of Engineering for Industry* B/82(1960), S. 348–358.
- [Alt00] Altmüller, S.: Simultanes fünfschneidiges Fräsen von Freiformflächen aus Titan. Dr.-Ing.-Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen (RWTH). 2000.
- [Alt01] Altintas, Y.; Engin, S.: Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I: helical end mills. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 41(2001), S. 2195–2212. DOI: doi:10.1016/S0890-6955(01)00045-1. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695501000451>.
- [Ari08] Arizmendi, M.; Fernández, J.; de Lacalle, L. L.; Lamikiz, A.; Gil, A.; Sánchez, J.; Campa, F.; Veiga, F.: Model development for the prediction of surface topography generated by ball-end mills taking into account the tool parallel axis offset. Experimental validation. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 57(2008), Nr. 1, S. 101–104. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2008.03.045>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850608001236>.
- [Arm10] Armendia, M.; Garay, A.; Villar, A.; Davies, M.; Arrazola, P.: High bandwidth temperature measurement in interrupted cutting of difficult to machine materials. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 59(2010), Nr. 1, S. 97–100. ISSN 0007-8506. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2010.03.059>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850610000600>.
- [Arr13] Arrazola, P. J.; Özel, T.; Umbrello, D.; Davies, M.; Jawahir, I. S.: Recent advances in modelling of metal machining processes. *CIRP An-*

- nals - Manufacturing Technology 62(2013), Nr. 2, S. 695–718. ISSN 0007-8506. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2013.05.006>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850613001960>.
- [Asp07] Aspinwall, D.; Dewes, R.; Ng, E.-G.; Sage, C.; Soo, S.: The influence of cutter orientation and workpiece angle on machinability when high-speed milling Inconel 718 under finishing conditions. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 47(2007), S. 1839–1846. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2007.04.007>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695507000934>.
- [Asp13] Aspinwall, D. K.; Mantle, A. L.; Chan, W. K.; Hood, R.; Soo, S. L.: Cutting temperatures when ball nose end milling gamma-TiAl intermetallic alloys. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 62(2013), Nr. 1, S. 75–78. ISSN 0007-8506. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2013.03.007>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850613000085>.
- [AST96] ASTM; American Society for Testing and Materials: Initial Graphics Exchange Specification. 1996.
- [Axi02] Axinte, D.; Dewes, R.: Surface integrity of hot work tool steel after high speed milling-experimental data and empirical models. *Journal of Materials Processing Technology* 127(2002), Nr. 3, S. 325–335. ISSN 0924-0136. DOI: 10.1016/S0924-0136(02)00282-0. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013602002820>.
- [Bac13] Baccar, M.-H.; Bayraktar, E.; Rickert, T.; Boujelbene, M.; Katundi, D.: Experimental Study of High Speed Ball End Milling of Titanium Alloy (Ti-6Al-4V). In: C. E. Ventura; W. C. Crone; C. Furlong (Hg.), *Experimental and Applied Mechanics, Volume 4, Conference Proceedings of the Society for Experimental Mechanics Series*, S. 191–201. Springer New York. ISBN 978-1-4614-4225-7. DOI: 10.1007/978-1-4614-4226-4-23. URL <http://dx.doi.org/10.1007/978-1-4614-4226-4-23>. 2013.
- [Bag09] Bagci, E.: Reverse engineering applications for recovery of broken or worn parts and re-manufacturing: Three case studies. *Advances in Engineering Software* 40(2009), Nr. 6, S. 407 – 418. ISSN 0965-9978. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.advengsoft.2008.07.003>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0965997808001312>.
- [BC12] Buj-Corral, I.; Vivancos-Calvet, J.; Domínguez-Fernández, A.: Surface topography in ball-end milling processes as a function of feed per tooth and radial depth of cut. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 53(2012), Nr. 0, S. 151–159. ISSN 0890-6955. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2011.10.006. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695511002124>.
- [Ben03] Benardos, P. G.; Vosniakos, G. C.: Predicting surface roughness in machining: a review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43(2003), Nr. 8, S. 833–844. ISSN 0890-6955. DOI: 16/S0890-

- 6955(03)00059-2. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695503000592>.
- [Ber12] Berger, U.; Halbauer, M.; Lehmann, C.; Euhus, D.; Städter, J. P.: Präzisionsfräsen mit Industrierobotern. *Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb (ZWF)* 07-08(2012), S. 533–536. URL <http://www.zwf-online.de/ZW110793>.
- [Beu07] Beucher, O.: *Wahrscheinlichkeitsrechnung und Statistik mit MATLAB: Anwendungsorientierte Einführung für Ingenieure und Naturwissenschaftler*. Springer DE, 2. bearbeitete Aufl. 2007.
- [Bic05] Bichmann, S.; Emonts, M.; Glasmacher, L.; Groll, K.; Kordt, M.: Automatisierte Reparaturzelle OptoRep. *wt Werkstattstechnik online Jahrgang 95* (2005) H. 11/12(2005), S. 831–838.
- [Bie97] Bieler, H.: Einkristalle reparieren. *Techn. Ber., Sulzer AG, technical review*. 1997.
- [Bie10] Biermann, D.; Kersting, P.; Surmann, T.: A general approach to simulating workpiece vibrations during five-axis milling of turbine blades. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 59(2010), Nr. 1, S. 125–128. DOI: doi:10.1016/j.cirp.2010.03.057. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850610000582>.
- [Bon06] Bonacorso, N. G.; Goncalves, A. A.; Dutra, J. C.: Automation of the processes of surface measurement and of deposition by welding for the recovery of rotors of large-scale hydraulic turbines. *Journal of Materials Processing Technology* 179(2006), Nr. 1-3, S. 231–238. DOI: doi:10.1016/j.jmatprotec.2006.03.081. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013606002275>.
- [Bor07] Borrego, L.; Pires, J.; Costa, J.; Ferreira, J.: Fatigue behaviour of laser repairing welded joints. *Engineering Failure Analysis* 14(2007), S. 1586–1593. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2006.11.054.
- [Bor09] Borrego, L.; Pires, J.; Costa, J.; Ferreira, J.: Mould steels repaired by laser welding. *Engineering Failure Analysis* 16(2009), S. 596–607.
- [BöB13] BöB, V.; Nespör, D.; Samp, A.; Denkena, B.: Numerical simulation of process forces during re-contouring of welded parts considering different material properties. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 6(2013), Nr. 3, S. 167–174. ISSN 1755-5817. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirpj.2013.05.001>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1755581713000357>.
- [Bou03] Bouzakis, K.-D.; Aichouh, P.; Efstathiou, K.: Determination of the chip geometry, cutting force and roughness in free form surfaces finishing milling, with ball end tools. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 43(2003), Nr. 5, S. 499–514. DOI: doi:10.1016/S0890-6955(02)00265-1. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695502002651>.

- [Bra85] Brauny, P.; Hammerschmidt, M.; Malik, M.: Repair of air-cooled turbine vanes of high-performance aircraft engines. In: Refurbishing of superalloy components for gas turbines. 1985.
- [Bra08] Brandão, L. C.; Coelho, R. T.; Rodrigues, A. R.: Experimental and theoretical study of workpiece temperature when end milling hardened steels using (TiAl)N-coated and PcBN-tipped tools. *Journal of Materials Processing Technology* 199(2008), Nr. 1-3, S. 234–244. ISSN 0924-0136. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.07.049>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013607007522>.
- [Brä09] Bräunling, W. J.: Flugzeugtriebwerke: Grundlagen, Aero-Thermodynamik, Kreisprozesse, Thermische Turbomaschinen, Komponenten- und Emissionen. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 3. vollständig überarbeitete und erweiterte Aufl. 2009.
- [Bre96] Bremer, C.: Kompressor- und Turbinenschaufeln automatisch reparieren. *Werkstatt + Betrieb* 129(1996), S. 7–8.
- [Bre00] Bremer, C.: Adaptive strategies for manufacturing and repair of blades and blisks. In: *Proceedings of the ASME Turbo Expo 2000: 45th ASME International Gas Turbine & Aeroengine Technical Congress*. 2000.
- [Bre06a] Bremer, C.: AROSATEC: Automated Repair and Overhaul System for Aero Turbine Engine Components. Techn. Ber., Konsortium: BCT, Alround, ISQ, Metris, MTU, Sifco, Skytek. 2006.
- [Bre06b] Bremer, C.: Research on Adaptive Manufacturing and Automated Repair of Turbine Components. In: *International Conference Cooperation with the New EU Member States*. 2006.
- [Bre07] Bremer, C.: Adaptive machining technology and data management for automated repair of complex turbine components with focus on blisk repair. In: *18th International Symposium on Airbreathing Engines (ISABE)*, Beijing. 2007.
- [Bre11a] Brecher, C.; Klocke, F.; Breitbach, T.; Do-Khac, D.; Heinen, D.; Karlberger, A.; Rosen, C.-J.: A hybrid machining center for enabling new die manufacturing and repair concepts. *Production Engineering* 5(2011), Nr. 4, S. 405–413. ISSN 0944-6524. DOI: 10.1007/s11740-011-0323-0. URL <http://dx.doi.org/10.1007/s11740-011-0323-0>.
- [Bre11b] Breidenstein, B.: Oberflächen und Randzonen hoch belasteter Bauteile. Habilitation, Leibniz Universität Hannover. 2011.
- [Bri82a] Brinksmeier, E.: Randzonenanalyse geschliffener Werkstücke. Dr.-Ing.-Dissertation, Universität Hannover. 1982.
- [Bri82b] Brinksmeier, E.; Cammett, J.; König, W.: Residual Stresses - Measurement and Causes in Machining Processes. *Annals of the CIRP* 31(1982), S. 491–510.

- [Bri91] Brinksmeier, E.: Prozess- und Werkstückqualität in der Feinbearbeitung. Habilitation, Universität Hannover. 1991.
- [Bri98] Brinksmeier, E.; Berger, U.; Janssen, R.: Advanced Mechatronic Technology for Turbine Blades Maintenance. In: Power Station Maintenance: Profitability Through Reliability, 30 March - 1 April 1998. 1998.
- [Bud96] Budak, E.; Altintas, Y.: Prediction of Milling Force Coefficients From Orthogonal Cutting Data. *Journal of Manufacturing Science Engineering* 118(1996), S. 216–224. DOI: doi:10.1115/1.2831014.
- [Büh33] Bühler, H.; Buchholtz, H.: Die Wirkungen von Eigenspannungen auf die Biegeschwingfestigkeit. *Stahl und Eisen* 53. Jahrg. Nr. 51(1933), S. 1330–1332.
- [But97] Butler, J.: Rough nozzle surfaces hurt turbine performance. *Power Engineering (Barrington)* 101(1997), S. 31–38.
- [Cam91] Camacho, J. H.: Frästechnologie für Funktionsflächen im Formenbau. Dr.-Ing.-Dissertation, Universität Hannover. 1991.
- [Cap05] Capello, E.: Residual stresses in turning, Part I: Influence of process parameters. *Journal of Materials Processing Technology* 160(2005), Nr. 2, S. 221–228. ISSN 0924-0136. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2004.06.012. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013604008520>.
- [Car05] Carter, T.: Common failures in gas turbine blades. *Engineering Failure Analysis* 12(2005), S. 237–247.
- [Che03] Chevrier, P.; Tidu, A.; Bolle, B.; Cezard, P.; Tinnes, J.: Investigation of surface integrity in high speed end milling of a low alloyed steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43(2003), Nr. 11, S. 1135 – 1142. ISSN 0890-6955. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0890-6955\(03\)00122-6](http://dx.doi.org/10.1016/S0890-6955(03)00122-6). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695503001226>.
- [Che04] Chen, L.; El-Wardany, T.; Harris, W.: Modelling the Effects of Flank Wear Land and Chip Formation on Residual Stresses. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 53(2004), Nr. 1, S. 95–98. ISSN 0007-8506. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60653-2](http://dx.doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60653-2). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607606532>.
- [Che05] Chen, J.; Huang, Y.; Chen, M.: A study of the surface scallop generating mechanism in the ball-end milling process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45(2005), Nr. 9, S. 1077–1084. ISSN 0890-6955. DOI: 16/j.ijmachtools.2004.11.019. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695504003050>.
- [Cla05] Clausen, M.: Zerspankraftprognose und -simulation für Dreh- und Fräsprozesse. Dr.-Ing.-Dissertation, Universität Hannover. 2005.
- [Czi99] Czitrom, V.: One-Factor-at-a-Time Versus Designed Experiments. *The American Statistician* 53(1999), S. 126–131.

- [Dat06] Dattoma, V.; De Giorgi, M.; Nobile, R.: On the evolution of welding residual stress after milling and cutting machining. *Computers and Structures* 84(2006), Nr. 29-30, S. 1965–1976. DOI: doi:10.1016/j.compstruc.2006.08.008. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0045794906002355>.
- [Deg11] Dege, J. H.: Kompensation von Durchmesserabweichungen beim Zirkularfräsen von seriellen Verbunden aus CFK und Titan. Dr.-Ing.-Dissertation, Leibniz Universität Hannover. 2011.
- [Den09] Denkena, B.; Böß, V.: Technological NC Simulation for Grinding and Cutting Processes Using CutS. In: *Proceedings of the 12th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations*, Donostia-San Sebastián, Spain, S. 563–566. May 2009.
- [Den11a] Denkena, B.; Böß, V.; Nespör, D.; Samp, A.: Kinematic and Stochastic Surface Topography of Machined TiAl6V4-Parts by means of Ball Nose End Milling. *Procedia Engineering* 19(2011), Nr. 0, S. 81–87. ISSN 1877-7058. DOI: 10.1016/j.proeng.2011.11.083. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705811028852>. 1st CIRP Conference on Surface Integrity (CSI).
- [Den11b] Denkena, B.; Tönshoff, H. K.: *Spanen - Grundlagen*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 3. bearbeitete und erweiterte Aufl. ISBN 978-3-642-19771-0. URL <http://www.springerlink.com/content/978-3-642-19771-0#section=938900&page=1>. 2011.
- [Den12] Denkena, B.; Köhler, J.; Rehe, M.: Influence of the Honed Cutting Edge on Tool Wear and Surface Integrity in Slot Milling of 42CrMo4 Steel. *Procedia CIRP* 1(2012), Nr. 0, S. 190–195. ISSN 2212-8271. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.procir.2012.04.033>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827112000340>. Fifth CIRP Conference on High Performance Cutting 2012.
- [Den14a] Denguir, L.; Outeiro, J.; Fromentin, G.; Vignal, V.; Besnard, R.: Influence of Cutting Process Mechanics on Surface Integrity and Electrochemical Behavior of OFHC Copper. *Procedia CIRP* 13(2014), Nr. 0, S. 186 – 191. ISSN 2212-8271. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.procir.2014.04.032>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S221282711400033X>. 2nd CIRP Conference on Surface Integrity (CSI).
- [Den14b] Denkena, B.; Nespör, D.; Böß, V.; Köhler, J.: Residual stresses formation after re-contouring of welded Ti-6Al-4V parts by means of 5-axis ball nose end milling. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 7(2014), Nr. 4, S. 347 – 360. ISSN 1755-5817. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirpj.2014.07.001>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1755581714000315>.
- [Den14c] Denkena, B.; Vehmeyer, J.; Niederwestberg, D.; Maaß, P.: Identification of the specific cutting force for geometrically defined cutting edges and varying

- cutting conditions. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 82(2014), S. 42–49.
- [Den15a] Denkena, B.; Böß, V.; Nesor, D.; Floeter, F.; Rust, F.: Engine blade regeneration: a literature review on common technologies in terms of machining. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* published online(2015), S. 1–8. ISSN 1433-3015. DOI: 10.1007/s00170-015-7256-2. URL <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-015-7256-2>.
- [Den15b] Denkena, B.; Böß, V.; Nesor, D.; Gilge, P.; Hohenstein, S.; Seume, J.: Prediction of the 3D Surface Topography after Ball End Milling and its Influence on Aerodynamics. *Procedia Engineering CIRP* 31(2015), Nr. 0, S. 221 – 227. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.procir.2015.03.049>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827115002474>. 15th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations.
- [Den15c] Denkena, B.; Böß, V.; Nesor, D.; Rust, F.: Simulation and evaluation of different process strategies in a 5-axis re-contouring process. *Procedia CIRP* 35(2015), S. 31–37. DOI: 10.1016/j.procir.2015.08.059.
- [Dev86] Devroye, L.: *Non- Uni form Random Variate Generation*. Springer-Verlag New York, Berlin, Tokyo. 1986.
- [DeW08] DeWeze, A.; Oppert, A.; Reich, G.: First Class Refurbishment für Gasturbinschaufeln. In: *Neue Fertigungstechnologien in der Luft- und Raumfahrt*. 2008.
- [DIN82] DIN; Deutsches Institut für Normung: DIN 4760 Gestaltabweichungen. 1982.
- [DIN85] DIN; Deutsches Institut für Normung: DIN 6581: Bezugssysteme und Winkel am Schneidkeil des Werkzeugs. Oktober 1985.
- [DIN95] DIN; Deutsches Institut für Normung: DIN 1319-1: Grundlagen der Messtechnik - Teil 1: Grundbegriffe. 1995.
- [DIN09] DIN; Deutsches Institut für Normung: DIN 50125: Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben. 2009.
- [DIN10] DIN; Deutsches Institut für Normung: DIN EN ISO 4287: Geometrische Produktspezifikation (GPS): Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren. 2010.
- [Dix01] Dix, B.: Easier five-axis machining for TTL. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology* 73(2001), Nr. 2, S. null. DOI: 10.1108/ae-at.2001.12773bab.009.
- [Don00] Donachie, M. J.: *Titanium: A Technical Guide*. ASM International, 2. Aufl. 2000.
- [EA02] El-Axir, M.: A method of modeling residual stress distribution in turning for different materials. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42(2002), Nr. 9, S. 1055–1063. ISSN 0890-6955. DOI: 10.1016/S0890-6955(02)00031-7. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695502000317>.

- [Ebe07] Eberlein, A.: Phases of High-Tech Repair Implementation. In: 18th International Symposium on Airbreathing Engines (ISABE), Beijing. 2007.
- [Ee05] Ee, K.; Jr., O. D.; Jawahir, I.: Finite element modeling of residual stresses in machining induced by cutting using a tool with finite edge radius. *International Journal of Mechanical Sciences* 47(2005), Nr. 10, S. 1611 – 1628. ISSN 0020-7403. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2005.06.001>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020740305001621>.
- [Eig95] Eigenmann, B.; Macherauch, E.: Röntgenographische Untersuchung von Spannungszuständen in Werkstoffen, Teil 2. *Mat.-wiss. u. Werkstofftechn.* 26(1995), S. 199–216.
- [EK89] El-Khabeery, M.; Fattouh, M.: Residual stress distribution caused by milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 29(1989), Nr. 3, S. 391–401. ISSN 0890-6955. DOI: 10.1016/0890-6955(89)90008-4. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0890695589900084>.
- [Elb94] Elbestawi, M.; Ismail, F.; Yuen, K.: Surface topography characterization in finish milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 34(1994), Nr. 2, S. 245–255. ISSN 0890-6955. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/0890-6955\(94\)90104-X](http://dx.doi.org/10.1016/0890-6955(94)90104-X). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/089069559490104X>.
- [Ern41] Ernst, H.; Merchant, M.: Chip formation, Friction and High Quality Machined Surfaces. *ASM Symposium, The Surface Treatment of Metals* 29(1941), S. 298–337.
- [Ezu97] Ezugwu, E.; Wang, Z.: Titanium alloys and their machinability-a review. *Journal of Materials Processing Technology* 68(1997), Nr. 3, S. 262–274. ISSN 0924-0136. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136\(96\)00030-1](http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136(96)00030-1). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013696000301>. Superplasticity and Superplastic Technology in Japan.
- [Fan03a] Fang, N.: Slip-line modeling of machining with a rounded-edge tool-Part I: new model and theory. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 51(2003), Nr. 4, S. 715 – 742. ISSN 0022-5096. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0022-5096\(02\)00060-1](http://dx.doi.org/10.1016/S0022-5096(02)00060-1). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022509602000601>.
- [Fan03b] Fang, N.: Slip-line modeling of machining with a rounded-edge tool-Part II: analysis of the size effect and the shear strain-rate. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 51(2003), Nr. 4, S. 743 – 762. ISSN 0022-5096. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0022-5096\(02\)00061-3](http://dx.doi.org/10.1016/S0022-5096(02)00061-3). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022509602000613>.
- [Fil07] Filice, L.; Umbrello, D.; Micari, F.; Settineri, L.: On the finite element simulation of thermal phenomena in machining processes. In: *Advanced Methods in Material Forming*, S. 263–278. Springer. 2007.
- [Fin01] Finzer, T.: Verschleißprognose bei der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung

- mit Kugelkopfwerkzeugen. Dr.-Ing.-Dissertation, Technische Universität Darmstadt. 2001.
- [Fle06] Fleischer, J.; Denkena, B.; Winfough, B.; Mori, M.: Workpiece and Tool Handling in Metal Cutting Machines. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 55(2006), Nr. 2, S. 817–839. ISSN 0007-8506. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2006.10.009>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1660277306000107>.
- [Fra79] Franz, H.: Bestimmung der Eigenspannung an definiert bearbeiteten Oberflächen der Werkstoffe TiAl6V4. *HTM* 34-1(1979), S. 24–37.
- [Fri09] Friedrich, H.: Ueber den Schnittwiderstand bei der Bearbeitung der Metalle durch Abheben von Spänen. *Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure* 53(1909), S. 860–866.
- [Gao05] Gao, J.; Folkes, J.; Yilmaz, O.; Gindy, N.: Investigation of a 3D non-contact measurement based blade repair integration system. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology* 77(2005), S. 34–41. DOI: 10.1108/00022660510576028.
- [Gao06] Gao, J.; Chen, X.; Zheng, D.; Yilmaz, O.; Gindy, N.: Adaptive restoration of complex geometry parts through reverse engineering application. *Advances in Engineering Software* 37(2006), Nr. 9, S. 592 – 600. ISSN 0965-9978. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.advengsoft.2006.01.007>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0965997806000172>.
- [Gao08] Gao, J.; Chen, X.; Yilmaz, O.; Gindy, N.: An integrated adaptive repair solution for complex aerospace components through geometry reconstruction. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 36(2008), Nr. 11-12, S. 1170–1179. ISSN 0268-3768. DOI: 10.1007/s00170-006-0923-6. URL <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-006-0923-6>. Ball End Mill Machining of Turbine tips.
- [Gey02] Gey, C.: Prozessauslegung für das Flankenfräsen von Titan. Dr.-Ing.-Dissertation, Universität Hannover. 2002.
- [Goe13] Goeke, S.; Rausch, S.; Schumann, S.; Biermann, D.: Charakterisierung funktionaler Oberflächen durch die konfokale Weißlichtmikroskopie. *Forum Schneidwerkzeug- und Schleiftechnik* 2013(2013), S. 88–95.
- [Gra04] Gradišek, J.; Kalveram, M.; Weinert, K.: Mechanistic identification of specific force coefficients for a general endmill. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 44(2004), Nr. 4, S. 401–414. DOI: [doi:10.1016/j.ijmachtools.2003.10.001](http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2003.10.001). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695503002682>.
- [Gri57] Griest, A. J.; Frost, P. D.: Principles and application of heat treatment for titanium alloys, Bd. 87. Columbus, Ohio : Titanium Metallurgical Laboratory. 1957.
- [Gro15] Grove, T.: Hochleistungszerspanung von Titan. Dr.-Ing.-Dissertation, Leibniz Universität Hannover. 2015.

- [Grz96] Grzesik, W.: A revised model for predicting surface roughness in turning. *Wear* 194(1996), Nr. 1-2, S. 143–148. ISSN 0043-1648. DOI: 16/0043-1648(95)06825-2. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164895068252>.
- [Gui11] Guillemot, N.; Winter, M.; Souto-Label, A.; Lartigue, C.; Billardon, R.: 3D Heat Transfer Analysis for a Hybrid Approach to Predict Residual Stresses After Ball-End Milling. *Procedia Engineering* 19(2011), S. 125–131. ISSN 1877-7058. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2011.11.090>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705811028992>. 1st CIRP Conference on Surface Integrity (CSI).
- [Guo11] Guo, Y.; M'Saoubi, R.; Chandrasekar, S.: Control of deformation levels on machined surfaces. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 60(2011), Nr. 1, S. 137–140. ISSN 0007-8506. DOI: 10.1016/j.cirp.2011.03.138. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850611001399>.
- [Haa96] Haase, B.: Bauteilreinigung - Alternativen zum Einsatz von Halogenkohlenwasserstoffen: Reinigungsmittel, Reinigungsmechanismen und Reinigungsanlagen. Expert Verlag. 1996.
- [Hah94] Hahn, G. J.; Shapiro, S. S.: *Statistical Models in Engineering*. Wiley-Interscience. 1994.
- [Han10] Hana, S.; Zhaob, J.: Effect of Tool Inclination Angle on Surface Quality in 5-axis Ball-end Milling. *Advanced Materials Research* 97-101(2010), S. 2080–2084.
- [Hei91] Heinrich, M.: Beitrag zur Verbesserung der Spanntechnik komplexer Werkstücke am Beispiel von Turbinenschaufel. Dr.-Ing.-Dissertation, TU Hamburg-Harburg. 1991.
- [Hen51] Henriksen, E.: Residual Stress in Machined Surfaces. *Transactions of the ASME* 73(1951), S. 69–76.
- [Hen10] Henhoeffler, T.; Huang, X.; Yandt, S.; Au, P.: Fatigue Properties of narrow and wide gap braze repaired joints. In: *Proceedings of ASME Turbo Expo: Power for Land, Sea and Air*. 2010.
- [Hen11] Henhoeffler, T.; Huang, X.; Yandt, S.; Au, P.: Fatigue Properties of Narrow and Wide Gap Braze Repaired Joints. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power* 133(2011), S. 7. DOI: [doi:10.1115/1.4002824](https://doi.org/10.1115/1.4002824).
- [Her81] Hertz, H.: Über die Berührung fester elastischer Körper. *Journal für die reine und angewandte Mathematik* 92(1881), S. 156–171.
- [Hie07] Hieu, N. T.: Modellierung des Hochgeschwindigkeitsfräsens mit Kugelkopf-fräsern unter besonderer Berücksichtigung der Oberflächengüte. Dr.-Ing.-Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen (RWTH). 2007.
- [Hir03] Hirsch, T.: Entwicklung von Eigenspannungszuständen in Fertigungsprozessen. *HTM - Härtereitechnische Mitteilungen* 58(2003), Nr. 3, S. 110–126.

- [Hoc95] Hock, S.: Hochgeschwindigkeitsfräsen im Werkzeug- und Großformenbau. Dr.-Ing.-Dissertation, Technische Universität Darmstadt. 1995.
- [Hua02] Huang, H.; Gong, Z.; Chen, X.; L., Z.: Robotic grinding and polishing for turbine-vane overhaul. *Journal of Materials Processing Technology* 127(2002), Nr. 2, S. 140–145. DOI: doi:10.1016/S0924-0136(02)00114-0. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013602001140>.
- [Hua03] Huang, H.; Gong, Z.; Chen, X.; Zhou, L.: SMART Robotic System for 3D Profile Turbine Vane Airfoil Repair. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 21(2003), S. 275–283. DOI: 10.1007/s001700300032. URL <http://link.springer.com/article/10.1007%2Fs001700300032>.
- [Huk10] Huke, P.: 3D Inspektionssystem für die Qualitätsprüfung großflächiger Karosseriebauteile. Dr.-Ing.-Dissertation, Leibniz Universität Hannover. 2010.
- [Jac00] Jacobus, K.; DeVor, R. E.; Kapoor, S. G.: Machining-Induced Residual Stress: Experimentation and Modeling. *Transactions of the ASME* 122(2000), S. 20–31.
- [Jae42] Jaeger, J. C.: Moving source of heat and the temperature at sliding contacts. *Proceedings of the Royal Society of NSW* 76(1942), S. 203–224.
- [Jam10] James, M.: Residual Stress Influences in Mechanical Engineering. In: XVIII Congreso Nacional de Ingeniería Mecánica. 2010.
- [Jan98] Janssen, R.; Heidenreich, B.: Optische Meßtechnik in der industriellen Fertigung, Kap. Reparatur von Turbinenschaufeln - Optische 3D-Digitalisierung ermöglicht die Automatisierung, S. 48–55. Shaker Verlag. 1998.
- [Jaw11] Jawahir, I.; Brinksmeier, E.; M'Saoubi, R.; Aspinwall, D.; Outeiro, J.; Meyer, D.; Umbrello, D.; Jayal, A.: Surface integrity in material removal processes: Recent advances. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 60(2011), S. 603–626. ISSN 0007-8506. DOI: 16/j.cirp.2011.05.002. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850611002046>.
- [Joh83] Johnson, G.; Cook, W.: A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures. In: *Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics*, S. 541–547. Hague, Netherlands. April 1983.
- [Joh85] Johnson, K. L.: *Contact Mechanics*. Cambridge University Press. 1985.
- [Kac66] Kaczmarek, J.: Untersuchung des Einflusses der Schneidenabrundung auf die Verfestigung der Oberflächenschicht. *Annals of the CIRP* XIII(1966), S. 139–145.
- [Kal09] Kalvoda, T.; Hwang, Y.-R.: Impact of various ball cutter tool positions on the surface integrity of low carbon steel. *Materials and Design* 30(2009), Nr. 9, S. 3360–3366. DOI: doi:10.1016/j.matdes.2009.03.039. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0261306909001447>.
- [Kar13] Karas, A.; Bouzit, M.; Belarbi, M.: Development of a thermal model in the metal cutting process for prediction of temperature distributions at the tool-

- chip-workpiece interface. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics* 51(2013), Nr. 3, S. 553–567. ISSN 1429-2955.
- [Kel02] Kelbassa, I.; Gasser, A.; Backes, G.; Keutgen, S.; Kreutz, E.-W.; Pirch, N.: Repair and (re)conditioning of compressor and turbine blades by CO₂ and Nd:YAG laser radiation. *Schriften des Forschungszentrums Jülich, Reihe Energietechnik/Energy Technology* 21(2002), S. 751–758.
- [Kel06] Kelbassa, I.: Qualifizieren des Laserstrahl-Auftragschweißens von BLISKs aus Nickel- und Titanbasislegierungen. Dr.-Ing.-Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen (RWTH). 2006.
- [Kie52] Kienzle, O.; Victor, H.: Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugmaschinen. *Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure (VDI-Z)* 94/11(1952), S. 299–305.
- [Kie09] Kienzle, R.; Schröder, R.: Einführung in die Höhere Festigkeitslehre. Springer-Verlag Berlin Heidelberg. DOI: 10.1007/978-3-540-89325-7. 2009.
- [Kim03] Kim, G.; Kim, B.; Chu, C.: Estimation of cutter deflection and form error in ball-end milling processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43(2003), Nr. 9, S. 917 – 924. ISSN 0890-6955. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0890-6955\(03\)00056-7](http://dx.doi.org/10.1016/S0890-6955(03)00056-7). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695503000567>.
- [Kle11] Kleppmann, W.: *Versuchsplanung Produkte und Prozesse optimieren*. Hanser Verlag, 7., aktualisierte und erweiterte Aufl. 2011.
- [Klo07] Klobasa, I.: Analytische Berechnung der Flankengestalt beim Nutenfräsen. Dr.-Ing.-Dissertation, Leibniz Universität Hannover. 2007.
- [Klo08] Klocke, F.; König, W.: *Fertigungsverfahren Band 1 - Drehen, Fräsen, Bohren*, Bd. 1. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 8. Aufl. 2008.
- [Kno00] Knobel, P.: Fräsen von Freiformflächen mit Schleifqualität. Dr.-Ing.-Dissertation, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich. 2000.
- [Köh10] Köhler, J.: Berechnung der Zerspankräfte bei variierenden Spanungsquerschnittsformen. Dr.-Ing.-Dissertation, Leibniz Universität Hannover. 2010.
- [Kom82] Komanduri, R.: Some clarifications on the mechanics of chip formation when machining titanium alloys. *Wear* 76(1982), Nr. 1, S. 15–34. ISSN 0043-1648. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/0043-1648\(82\)90113-2](http://dx.doi.org/10.1016/0043-1648(82)90113-2). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0043164882901132>.
- [Kom00] Komanduri, R.; Hou, Z.: Thermal modeling of the metal cutting process: Part I - Temperature rise distribution due to shear plane heat source. *International Journal of Mechanical Sciences* 42(2000), Nr. 9, S. 1715–1752. ISSN 0020-7403. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0020-7403\(99\)00070-3](http://dx.doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00070-3). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020740399000703>.
- [Kom01a] Komanduri, R.; Hou, Z. B.: A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology. *Tribology International* 34(2001), Nr. 10,

- S. 653–682. ISSN 0301-679X. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0301-679X\(01\)00068-8](http://dx.doi.org/10.1016/S0301-679X(01)00068-8). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0301679X01000688>.
- [Kom01b] Komanduri, R.; Hou, Z. B.: Thermal modeling of the metal cutting process - Part II: temperature rise distribution due to frictional heat source at the tool-chip interface. *International Journal of Mechanical Sciences* 43(2001), Nr. 1, S. 57–88. ISSN 0020-7403. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0020-7403\(99\)00104-6](http://dx.doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00104-6). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020740399001046>.
- [Kom01c] Komanduri, R.; Hou, Z. B.: Thermal modeling of the metal cutting process - Part III: temperature rise distribution due to the combined effects of shear plane heat source and the tool-chip interface frictional heat source. *International Journal of Mechanical Sciences* 43(2001), Nr. 1, S. 89–107. ISSN 0020-7403. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0020-7403\(99\)00105-8](http://dx.doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00105-8). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020740399001058>.
- [Kor65] Kornilov, I. I.; Borsikina, N.: *Mechanical and engineering Properties of titanium alloy*. Research & microfilm Publications. CCM Information Corp, New York. 1965.
- [Kre73] Kreis, W.: *Verschleißursachen beim Drehen von Titanwerkstoffen*. Dr.-Ing.-Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen (RWTH). 1973.
- [Krü14] Krüger, M.: *Modellbasierte Online-Bewertung von Fräprozessen*. Dr.-Ing.-Dissertation, Leibniz Universität Hannover. 2014.
- [Kum12] Kumar, L. D.; Ajay, V.: *Modelling of Temperature Profile in Metal Cutting Process*. *International Journal of Innovative Research and Development* 1(2012), Nr. 8, S. 216–227.
- [Lav14] Lavernhe, S.; Quinsat, Y.; Lartique, C.; Bown, C.: *Realistic simulation of surface defects in five-axis milling using the measured geometry of the tool*. *International Journal of Manufacturing Technology* 74(2014), S. 393–401. DOI: DOI 10.1007/s00170-014-5689-7.
- [Laz08] Lazoglu, I.; Ulutan, D.; Alaca, B.; Engin, S.; Kaftanoglu, B.: *An enhanced analytical model for residual stress prediction in machining*. *CIRP Annals-Manufacturing Technology* 57(2008), Nr. 1, S. 81–84.
- [Lee95] Lee, P. P. W.: *Mechanics and dynamics of ballend milling*. Diplomarbeit, University of British Columbia. 1995.
- [Lee96] Lee, P.; Altintas, Y.: *Prediction of Ball-End Milling Forces from Orthogonal Cutting Data*. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 36(1996), Nr. 9, S. 1059–1072.
- [Lee07] Lee, J. C.; Kang, H. J.; Chu, W. S.; Ahn, S. H.: *Repair of Damaged Mold Surface by Cold-Spray Method*. *Annals of the CIRP* 56,1(2007), S. 577–582.

- [Leh12] Lehmann, C.; Halbauer, M.; Euhus, D.; Overbeck, D.: Milling with industrial robots: Strategies to reduce and compensate process force induced accuracy influences. In: Proceedings of the 17th IEEE International Conference on Emerging Technologies and Factory Automation, Bd. 17. Kraków, Poland. 2012.
- [Lem92] Lemke, E.: Fertigungsmeßtechnik. Friedr. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig/Wiesbaden, 2., verbesserte Aufl. 1992.
- [LG09] de León García, L. R.: Residual stress and part distortion in milled aerospace aluminium. Dr.-Ing.-Dissertation, Leibniz Universität Hannover. 2009.
- [Li11] Li, X.; Hu, S.; Xiao, J.; Ji, L.: Effects of the heterogeneity in the electron beam welded joint on fatigue crack growth in Ti-6Al-4V alloy. *Materials Science and Engineering: A* 529(2011), S. 170–176. ISSN 0921-5093. DOI: 10.1016/j.msea.2011.09.014. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921509311009749>.
- [Lia07] Liang, S.; Su, J.-C.: Residual Stress Modeling in Orthogonal Machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 56(2007), Nr. 1, S. 65–68. ISSN 0007-8506. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2007.05.018>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607000182>.
- [Lim02] Lim, T.-S.; Lee, C.-M.; Kim, S.-W.; Lee, D.-W.: Evaluation of cutter orientations in 5-axis high speed milling of turbine blade. *Journal of Materials Processing Technology* 130-131(2002), S. 401–406.
- [Liu00] Liu, C.; Guo, Y.: Finite element analysis of the effect of sequential cuts and tool-chip friction on residual stresses in a machined layer. *International Journal of Mechanical Sciences* 42(2000), Nr. 6, S. 1069–1086. ISSN 0020-7403. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0020-7403\(99\)00042-9](http://dx.doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00042-9). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020740399000429>.
- [Liu05] Liu, N.; Loftus, M.; Whitten, A.: Surface finish visualisation in high speed, ball nose milling applications. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45(2005), Nr. 10, S. 1152–1161. ISSN 0890-6955. DOI: 16/j.ijmachtools.2004.12.007. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695504003220>.
- [Loe54] Loewen, E.; Shaw, M.: On the analysis of cutting tool temperature. *ASME Transactions Journal of Engineering for Industry* 76(1954), S. 217–231.
- [Lüb11] Lübke, A.: Herausforderung an den Regenerationprozess als Optimum zwischen Wirtschaftlichkeit und Technologieführerschaft. In: 1. Kolloquium des SFB 871: Zukünftige Regenerationstechnologien, S. 1–32. 2011.
- [Lüt07] Lütjering, G.: Titanium. Springer Berlin Heidelberg, 2. Aufl. 2007.
- [Maa12] Maawad, E.; Sano, Y.; Wagner, L.; Brokmeier, H.-G.; Genzel, C.: Investigation of laser shock peening effects on residual stress state and fatigue performance of titanium alloys. *Materials Science*

- and Engineering: A 536(2012), S. 82 – 91. ISSN 0921-5093. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.msea.2011.12.072>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921509311014535>.
- [Mac61] Macherauch, E.; Müller, P.: Das $\sin^2\psi$ -Verfahren der röntgenografischen Spannungsmessung. Zeitschrift für angewandte Physik 7(1961), S. 305–312.
- [Mac73] Macherauch, E.; Wohlfahrt, H.; Wolfstieg, U.: Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen. HTM - Härterei-Technische-Mitteilungen 28(1973), Nr. 3, S. 201–211.
- [Mac90] Machado, A. R.; Wallbank, J.: Machining of titanium and its alloys - a review. In: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture. DOI: <http://dx.doi.org/10.1243/pime-proc-1990-204-047-02>. 1990.
- [Mad06] Mader, S.: Festwalzen von Fan- und Verdichterschaufeln. Dr.-Ing.-Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen (RWTH). 2006.
- [Man01] Mantle, A.; Aspinwall, D.: Surface integrity of a high speed milled gamma titanium aluminide. Journal of Materials Processing Technology 118(2001), Nr. 1-3, S. 143–150. ISSN 0924-0136. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00914-1](http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00914-1). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013601009141>.
- [Mar41] Martellotti, M. E.: An Analysis of the Milling Process. Transactions of the ASME 63(1941), S. 667–695.
- [Mar05] Markworth, L.: Fünffachsige Schlichtfräsbearbeitung von Strömungsflächen aus Nickelbasislegierungen. Dr.-Ing.-Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen (RWTH). 2005.
- [Mar13] Markopoulos, A. P.; Davim, J. P.: Finite Element Method in Machining Processes. Springer London Heidelberg New York Dordrecht. DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/978-1-4471-4330-7>. 2013.
- [Mat86] Matsumoto, Y.; Barash, M.; Liu, C.: Effect of Hardness on the Surface Integrity of AISI 4340 Steel. Journal of Engineering for Industry 108(1986), Nr. 3, S. 169–175. DOI: 10.1115/1.3187060.
- [Mat99] Matsumoto, Y.; Hashimoto, F.; Lahoti, G.: Surface Integrity Generated by Precision Hard Turning. CIRP Annals - Manufacturing Technology 48(1999), Nr. 1, S. 59–62. ISSN 0007-8506. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63131-X](http://dx.doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63131-X). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S000785060763131X>.
- [McQ56] McQuillan, A. D.; McQuillan, M. K.; Green, R. B.: Titanium, Metallurgy of the Rarer Metal, No. 4. Academic Press Inc., New York. 1956.
- [Mha12] Mhamdi, M.-B.; Boujelbene, M.; Bayraktar, E.; Zghal, A.: Surface Integrity of Titanium Alloy Ti-6Al-4V in Ball end Milling. Phy-

- sics Procedia 25(2012), Nr. 0, S. 355 – 362. ISSN 1875-3892. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.phpro.2012.03.096>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1875389212005123>. International Conference on Solid State Devices and Materials Science, April 1-2, 2012, Macao.
- [Mig10] Miglietti, W.; Summerside, I.: Repair Process Technology development and experience for W501F Row 1 Hot Gas Path Blades. In: Proceedings of ASME Turbo Expo: Power for Land, Sea and Air. 2010.
- [Möh08] Möhring, H.: Reaktionsschnelle Instandsetzung von Formen mit einer transportablen hybridkinematischen Bearbeitungseinheit. Dr.-Ing.-Dissertation, Leibniz Universität Hannover. 2008.
- [Möh12] Möhring, H.-C.; Flöter, F.; Denkena, B.: Messtechnische Analyse formflexibler Spannmethoden. wt-online 11/12(2012), S. 795–800.
- [Mon12] Mondelin, A.; Valiorgue, F.; Rech, J.; Coret, M.; Feulvarch, E.: Hybrid model for the prediction of residual stresses induced by 15-5PH steel turning. International Journal of Mechanical Sciences 58(2012), Nr. 1, S. 69–85. ISSN 0020-7403. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2012.03.003>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020740312000598>.
- [M'S99] M'Saoubi, R.; Outeiro, J.; Changeux, B.; Lebrun, J.; Morão Dias, A.: Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized AISI 316L steels. Journal of Materials Processing Technology 96(1999), Nr. 1-3, S. 225–233. ISSN 0924-0136. DOI: 10.1016/S0924-0136(99)00359-3. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013699003593>.
- [M'S08] M'Saoubi, R.; Outeiro, J.; Chandrasekaran, H.; Jr, O. D.; Jawahir, I.: A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products. International Journal of Sustainable Manufacturing 1(2008), Nr. 1/2, S. 203–236. DOI: 10.1504/IJSM.2008.019234. URL http://www.inderscience.com/search/index.php?action=record&rec_id=19234.
- [M'S15] M'Saoubi, R.; Axinte, D.; Soo, S. L.; Nobel, C.; Attia, H.; Kappmeyer, G.; Engin, S.; Sim, W.-M.: High performance cutting of advanced aerospace alloys and composite materials. CIRP Annals - Manufacturing Technology 64(2015), Nr. 2, S. 557 – 580. ISSN 0007-8506. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2015.05.002>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850615001419>.
- [MTU07] MTU: Report - Die nächste Generation. Techn. Ber., MTU Aero Engines Holding AG. 2007.
- [Mul01] Mullins, P.: Adaptive machining to improve blade repair. Diesel & Gas Turbine Worldwide September(2001), S. 78–79.
- [Nar83] Narutaki, N.; Murakoshi, A.; Motonishi, S.; Takeyama, H.: Study on Machining of Titanium Alloys. CIRP Annals - Manufacturing Technology 32(1983),

- Nr. 1, S. 65–69. ISSN 0007-8506. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63362-9](http://dx.doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63362-9). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607633629>.
- [Nav12] Navas, G. N.; Gonzalo, O.; Bengoetxea, I.: Effect of cutting parameters in the surface residual stresses generated by turning in AISI 4340 steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 61(2012), S. 48–57. DOI: doi:10.1016/j.ijmactools.2012.05.008. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695512000995>.
- [Nes15] Nespor, D.; Denkena, B.; Grove, T.; Böß, V.: Differences and common grounds of machining induced residual stresses comparing ball end milling and orthogonal cutting of Ti-6Al-4V. *Journal of Materials Processing Technology* 226(2015), S. 15–24. DOI: doi:10.1016/j.jmatprotec.2015.06.033.
- [Oku72] Okushima, K.; Kakino: A Study of Residual Stress Produced by Metal Cutting. *Mem. Fac. Eng., Kyoto Univ., Jpn.* 34(1972), S. 234–248.
- [O’N01] O’Neill, W.: Braze Repair of Gas Turbine Components: Retrospective, Perspective, Prospective. In: *Proceedings of the 20th Conference (ASM International), HeatTreating 2000*, S. 1040–1045. DOI: 10.1361/cp2000ht1040.2001.
- [Out02] Outeiro, J. C.; Dias, A. M.; Lebrun, J. L.; Astakhov, V. P.: Machining residual stresses in AISI 316L steel and their correlation with the cutting parameters. *Machining Science and Technology* 6(2002), Nr. 2, S. 251–270. DOI: 10.1081/MST-120005959. URL <http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1081/MST-120005959>.
- [Out06a] Outeiro, J.; Dias, A.; Jawahir, I.: On the effects of residual stresses induced by coated and uncoated cutting tools with finite edge radii in turning operations. *CIRP Annals-Manufacturing Technology* 55(2006), Nr. 1, S. 111–116. DOI: doi:10.1016/S0007-8506(07)60378-3. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607603783>.
- [Out06b] Outeiro, J.; Umbrello, D.; M’Saoubi, R.: Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46(2006), Nr. 14, S. 1786–1794. ISSN 0890-6955. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmactools.2005.11.013>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695505003081>.
- [Out13] Outeiro, J.; Costes, J.-P.; Kornmeier, J. R.: Cyclic Variation of Residual Stress Induced by Tool Vibration in Machining Operations. In: *14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations (CIRP CMMO)*, Bd. 8, S. 493–497. 2013.
- [Oxl89] Oxley, P. L. B.: *The Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability*. Ellis Horwood Limited, Chinchester, England. 1989.

- [Öze12] Özel, T.; Ulutan, D.: Prediction of machining induced residual stresses in turning of titanium and nickel based alloys with experiments and finite element simulations. *CIRP Annals-Manufacturing Technology* 61(2012), Nr. 1, S. 547–550. DOI: doi:10.1016/j.cirp.2012.03.100. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850612001023>.
- [Ozt09] Ozturk, E.; Tunc, L.; Budak, E.: Investigation of lead and tilt angle effects in 5-axis ball-end milling processes. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 49(2009), Nr. 14, S. 1053–1062. DOI: doi:10.1016/j.ijmachtools.2009.07.013. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695509001497>.
- [Pab08] Pabst, R.: Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung. Book, Universität Karlsruhe. 2008.
- [Pet02] Peters, M.; Leyens, C.: Titan und Titanlegierungen. WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA Weinheim, 1. Aufl. 2002.
- [Pet10] Peters, M.; Clemens, H.: Titan, Titanlegierungen und Titanaluminide–Basis für innovative Anwendungen. *BHM Berg-und Hüttenmännische Monatshefte* 155(2010), Nr. 9, S. 402–408.
- [Pfe06] Pfeifer, T.; Schmitt, R. (Hg.): Autonome Produktionszellen. Springer-Verlag Berlin Heidelberg. 2006.
- [Pit11] Pittalá, G.; Monno, M.: A new approach to the prediction of temperature of the workpiece of face milling operations of Ti-6Al-4V. *Applied Thermal Engineering* 31(2011), Nr. 2-3, S. 173–180. ISSN 1359-4311. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2010.08.027>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359431110003704>.
- [Plö02] Plöger, J. M.: Randzonenbeeinflussung durch Hochgeschwindigkeitsdrehen. Dr.-Ing.-Dissertation, Universität Hannover. 2002.
- [Pri08] Price, J. W.; Ziara-Paradowska, A.; Joshi, S.; Finlayson, T.; Semetay, C.; Nied, H.: Comparison of experimental and theoretical residual stresses in welds: The issue of gauge volume. *International Journal of Mechanical Sciences* 50(2008), Nr. 3, S. 513–521. ISSN 0020-7403. DOI: doi:10.1016/j.ijmecsci.2007.08.008. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020740307001361>.
- [Qui10] Quintana, G.; de Ciurana, J.; Ribatallada, J.: Surface Roughness Generation and Material Removal Rate in Ball End Milling Operations. *Materials and Manufacturing Processes* 25/6(2010), S. 386–398. DOI: 10.1080/15394450902996601. URL <http://dx.doi.org/10.1080/15394450902996601>.
- [Rah11] Rahim, E.; Sasahara, H.: A study of the effect of palm oil as MQL lubricant on high speed drilling of titanium alloys. *Tribology International* 44(2011), Nr. 3, S. 309–317. ISSN 0301-679X.

- DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.triboint.2010.10.032>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0301679X10002756>.
- [Raj00] Raj, B.; Subramanian, C. V.; Jayakumar, T.: Non Destructive Testing of Welds. Alpha Science International Ltd. 2000.
- [Rao11] Rao, B.; Dandekar, C. R.; Shin, Y. C.: An experimental and numerical study on the face milling of Ti-6Al-4V alloy: Tool performance and surface integrity. *Journal of Materials Processing Technology* 211(2011), Nr. 2, S. 294–304. ISSN 0924-0136. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2010.10.002. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013610003031>.
- [Rei31] Reißner, H.: Eigenspannungen und Eigenspannungsquellen. *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik* 11/1(1931), S. 1–8.
- [Ric04] Richter, K.-H.; Orban, S.; S., N.: Laser Cladding of the Titanium Alloy Ti6242 to restore damaged blades. In: *Proceedings of the 23rd International Congress on Applications of Lasers and Electro-Optics 2004*. MTU Aero Engines, Fraunhofer Institute for Material and Beam Technology, D-80995 Munich, Germany, D-01277 Dresden, Germany. 2004.
- [Ric06] Richardson, D.; Keavey, M.; Dailami, F.: Modelling of cutting induced workpiece temperatures for dry milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46(2006), Nr. 10, S. 1139–1145. ISSN 0890-6955. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.08.008>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695505002178>.
- [Ric08] Richter, K.-H.: Reparatur von Bliskschaufeln mittels Laserstrahlgenerieren. *Techn. Ber., MTU Aero Engines GmbH*. 2008.
- [Roo11] Roos, E.; Maile, K.: *Werkstoffkunde für Ingenieure: Grundlagen, Anwendung, Prüfung*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 4., bearbeitete Aufl. 2011.
- [Röt03] Röttger, K.: Walzen hartgedrehter Oberflächen. Dr.-Ing.-Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen (RWTH). 2003.
- [Rus01] Rusinkiewicz, S.; Levoy, M.: Efficient Variants of the ICP Algorithm. In: *Proceedings of the Third Intl. Conf. on 3D Digital Imaging and Modeling*, S. 145–152. URL <http://citeseerx.ist.psu.edu/viewdoc/summary?doi=10.1.1.23.9388>. 2001.
- [Sal05] Salgado, M. A.; López, L. N.; Lamikiz, A.; Muñoa, J.; Sánchez, J. A.: Evaluation of the stiffness chain on the deflection of end-mills under cutting forces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45(2005), Nr. 6, S. 727–739. ISSN 0890-6955. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.08.023>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695504002603>.
- [Sas04] Sasahara, H.; Obikawa, T.; Shirakashi, T.: Prediction model of surface residual stress within a machined surface by combining two orthogonal plane models. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44(2004), Nr.

- 7-8, S. 815–822. ISSN 0890-6955. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2004.01.002. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695504000033>.
- [Sch49] Schmidt, A.: Heat in metal cutting. ASM International. 1949.
- [Sch90] Scholtes, B.: Eigenspannungen in mechanisch randschichtverformten Werkstoffzuständen. DMG Informationsgesellschaft mbH. 1990.
- [Sch11] Schulze, V.; Zanger, F.: Numerical Analysis of the Influence of Johnson-Cook-Material Parameters on the Surface Integrity of Ti-6Al-4V. *Procedia Engineering* 19(2011), Nr. 0, S. 306–311. ISSN 1877-7058. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2011.11.117>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705811029262>. 1st CIRP Conference on Surface Integrity (CSI).
- [Sel12] Sellmeier, V.: Über den Einfluss der Werkzeuggestalt auf die dynamische Stabilität des Fräsprozesses. Dr.-Ing.-Dissertation, Leibniz Universität Hannover. 2012.
- [Sha96] Shaw, M. C.: Energy Conversion in Cutting and Grinding. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 45(1996), Nr. 1, S. 101–104. ISSN 0007-8506. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63025-X](http://dx.doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63025-X). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S000785060763025X>.
- [Sil99] Bacci da Silva, M.; Wallbank, J.: Cutting temperature: prediction and measurement methods - a review. *Journal of Materials Processing Technology* 88(1999), Nr. 1-3, S. 195–202. ISSN 0924-0136. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136\(98\)00395-1](http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00395-1). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013698003951>.
- [Spi09] Spieß, L.; Teichert, G.; Schwarzer, R.; Behnken, H.; Genzel, C.: *Moderne Röntgenbeugung: Röntgendiffraktometrie für Materialwissenschaftler, Physiker und Chemiker*. Vieweg+Teubner Verlag, 2., überarbeitete und erweiterte Aufl. 2009.
- [Su06] Su, J.-C.: Residual Stress Modeling in Maching Processes. Dr.-Ing.-Dissertation, George W. Woodruff School of Mechanical Engineering, Georgia Institute of Technology. 2006.
- [Su12] Su, J.-C.; Young, K. A.; Ma, K.; Srivatsa, S.; Morehouse, J. B.; Liang, S. Y.: Modeling of residual stresses in milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 65(2012), Nr. 5-8, S. 717–733. ISSN 0268-3768. DOI: 10.1007/s00170-012-4211-3. URL <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-012-4211-3>.
- [Sun09] Sun, J.; Guo, Y.: A comprehensive experimental study on surface integrity by end milling Ti-6Al-4V. *Journal of Materials Processing Technology* 209(2009), S. 4036–4042. DOI: doi:10.1016/j.jmatprotec.2008.09.022. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013608007061>.
- [Sur05] Surmann, T.; Kalveram, M.; Weinert, K.: Simulation of Cutting Tool Vibrations for the Milling of Free Formed Surfaces. In: *Proceedings of the 8th CIRP*

- International Workshop on Modeling of Machining Operations, 2005, S. 175–182. Chemnitz, Deutschland. 2005.
- [Syr77a] Syren, B.: Der Einfluß spanender Bearbeitung auf das Biegewechselverformungsverhalten von Ck 45 in verschiedenen Wärmebehandlungszuständen. Dr.-Ing.-Dissertation, Universität Karlsruhe. 1977.
- [Syr77b] Syren, B.; Wohlfahrt, H.; Macherauch, E.: Zur Entstehung von Bearbeitungseigenspannungen. Archiv für Eisenhüttenwesen 48(1977), Nr. 8, S. 421–426.
- [Toh04] Toh, C.: Surface topography analysis in high speed finish milling inclined hardened steel. Precision Engineering 28(2004), Nr. 4, S. 386–398. ISSN 0141-6359. DOI: 10.1016/j.precisioneng.2004.01.001. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0141635904000066>.
- [Tön66] Tönshoff, H. K.: Eigenspannung und plastische Verformungen im Werkstück durch spanende Bearbeitung. Dr.-Ing.-Dissertation, Technische Hochschule Hannover. URL <http://books.google.de/books?id=58-mXwAACAAJ>. 1966.
- [Tön04] Tönshoff, H.; Denkena, B.: Spanen - Grundlagen. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2. Aufl. 2004.
- [Tön05] Tönshoff, H. K.; Hollmann, F.: Hochgeschwindigkeitsspanen. WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA Weinheim. 2005.
- [Uga12] Ugarte, A.; M'Saoubi, R.; Garay, A.; Arrazola, P.: Machining Behaviour of Ti-6Al-4V and Ti-5553 Alloys in Interrupted Cutting with PVD Coated Cemented carbide. Procedia CIRP 1(2012), Nr. 0, S. 202 – 207. ISSN 2212-8271. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.procir.2012.04.035>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827112000364>. Fifth {CIRP} Conference on High Performance Cutting 2012.
- [Uhl12] Uhlmann, E.; Lypovka, P.: Innovative Ansätze zur Schienenwartung aus der Feinbearbeitung IWF der TU Berlin. dihw Hochleistungswerkzeuge 4(2012), Nr. 1, S. 26–27.
- [Uhl13a] Uhlmann, E.; Heitmüller, F.; Manthei, M.; Reinkober, S.: Applicability of Industrial Robots for Machining and Repair Processes. Procedia CIRP 11(2013), Nr. 0, S. 234–238. ISSN 2212-8271. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.procir.2013.07.042>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827113005155>.
- [Uhl13b] Uhlmann, E.; Lypovka, P.: Steigerung der Werkzeugstandzeit und Prozesssicherheit: Bei der Schweißnahtnachbearbeitung durch angepasste Fräswerkzeuge. ZWF 108(2013), Nr. 7-8, S. 504–508.
- [Ulu11] Ulutan, D.; Özel, T.: Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review. International Journal of Machine Tools & Manufacture 51(2011), S. 250–280. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2010.11.003. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695510001926>.

- [Ulu14] Ulutan, D.; Arisoy, Y.; Özel, T.; Mears, L.: Empirical Modeling of Residual Stress Profile in Machining Nickel-based Superalloys Using the Sinusoidal Decay Function. *Procedia CIRP* 13(2014), S. 365–370. ISSN 2212-8271. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.procir.2014.04.062>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827114000638>. 2nd CIRP Conference on Surface Integrity (CSI).
- [Umb07a] Umbrello, D.; Filice, L.; Rizzuti, S.; Micari, F.; Settineri, L.: On the effectiveness of Finite Element simulation of orthogonal cutting with particular reference to temperature prediction. *Journal of Materials Processing Technology* 189(2007), Nr. 1-3, S. 284–291. ISSN 0924-0136. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.01.038>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013607000866>.
- [Umb07b] Umbrello, D.; M'Saoubi, R.; Outeiro, J.: The influence of Johnson-Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47(2007), Nr. 3-4, S. 462–470. ISSN 0890-6955. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.06.006>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695506001507>.
- [Umb10] Umbrello, D.; Outeiro, J.; M'Saoubi, R.; Jayal, A.; Jawahir, I.: A numerical model incorporating the microstructure alteration for predicting residual stresses in hard machining of AISI 52100 steel. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 59(2010), Nr. 1, S. 113–116. ISSN 0007-8506. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2010.03.061>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850610000624>.
- [Urb09] Urban, B.: Kinematische und mechanische Wirkungen des Kugelkopffräsens. Dr.-Ing.-Dissertation, Leibniz Universität Hannover. 2009.
- [Vak12] Vakondios, D.; Kyratsis, P.; Yaldiz, S.; Antoniadis, A.: Influence of milling strategy on the surface roughness in ball end milling of the aluminum alloy Al7075-T6. *Measurement* 45(2012), S. 1480–1488. DOI: [doi:10.1016/j.proeng.2015.01.443](http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2015.01.443). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705815004701>.
- [Val07] Valiorgue, F.; Rech, J.; Hamdi, H.; Gilles, P.; Bergheau, J.: A new approach for the modelling of residual stresses induced by turning of 316L. *Journal of Materials Processing Technology* 191(2007), Nr. 1-3, S. 270–273. ISSN 0924-0136. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.03.021>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013607002427>. Advances in Materials and Processing Technologies, July 30th - August 3rd 2006, Las Vegas, Nevada.
- [Val12] Valiorgue, F.; Rech, J.; Hamdi, H.; Gilles, P.; Bergheau, J.: 3D modeling of residual stresses induced in finish turning of an AISI304L stainless steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 53(2012), Nr. 1, S.

- 77–90. ISSN 0890-6955. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2011.09.011. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695511001957>.
- [Ved07] Vedani, M.; Previtali, B.; Vimercati, G.; Sanvito, A.: Problems in laser repair-welding a surface-treated tool steel. *Surface & Coatings Technology* 201(2007), S. 4518–4525. DOI: doi:10.1016/j.surfcoat.2006.09.051. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0257897206010462>.
- [Vel10] Velásquez, J. P.; Tidu, A.; Bolle, B.; Chevrier, P.; Fundenberger, J.-J.: Sub-surface and surface analysis of high speed machined Ti-6Al-4V alloy. *Materials Science and Engineering: A* 527(2010), Nr. 10-11, S. 2572–2578. ISSN 0921-5093. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.msea.2009.12.018>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921509309013215>.
- [Vie53] Vieregge, G.: Die Energieverteilung und die Temperatur bei der Zerspanung. *Werkstatt und Betrieb* 86(1953), Nr. 11, S. 691–703.
- [Wag94] Wagner, L.; Gregory, J. K.: Thermomechanical surface treatment of titanium alloys. *Materials Science Forum* 163-165(1994), S. 159–172. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.
- [Wal10] Walton, P.: Turbine Technology Link - Issue 1. 2010.
- [Wan14] Wang, M.-H.; Sun, Y.: Error prediction and compensation based on interference-free tool paths in blade milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 71(2014), Nr. 5-8, S. 1309–1318. ISSN 1433-3015. DOI: 10.1007/s00170-013-5535-3. URL <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-013-5535-3>.
- [War74] Warnecke, G.: Spanbildung bei metallischen Werkstoffen. Dr.-Ing.-Dissertation, Technische Universität Hannover. 1974.
- [Wei05] Weinert, K.: Spanende Fertigung: Prozesse, Innovationen, Werkstoffe, Band 10. Vulkan-Verlag GmbH, 2005 - 565 Seiten, 4. Aufl. 2005.
- [Wei11] Wei, Z.; Wang, M.; Zhu, J.; L.Y., G.: Cutting force prediction in ball end milling of sculptured surface with Z-level contouring tool path. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 51(2011), S. 428–432. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2011.01.011>.
- [Wie92] Wiesner, C.: Residual stresses after orthogonal machining of AISI 304. *Metallurgical Transactions A* 23(1992), S. 989–996.
- [Win00] Winkler, J.: Herstellung rotationssymmetrischer Funktionsflächen aus Magnesiumwerkstoffen durch Drehen und Festwalzen. Dr.-Ing.-Dissertation, Universität Hannover. 2000.
- [Wit13] Wittel, H.; Muhs, D.; Jannasch, D.; Voßiek, J.: Roloff/Matek Maschinenelemente, Normung - Berechnung - Gestaltung. Springer Vieweg, 21., vollständig überarbeitete Aufl. 2013.
- [Wu13] Wu, H.; Gao, J.; Li, S.; Zhang, Y.; Zheng, D.: A Review of Geometric Reconstruction Algorithm and Repairing Methodologies for Gas Turbine

- Components. TELKOMNIKA Indonesian Journal of Electrical Engineering 11(2013), Nr. 3, S. 1609–1618. URL <http://iaesjournal.com/online/index.php/TELKOMNIKA/article/view/2311>.
- [Xu96] Xu, G.: Einfluss der Schneidkantenform auf die Oberfläche beim Hochgeschwindigkeitsfräsen mit Feinkornhartmetall. Dr.-Ing.-Dissertation, Technische Universität Darmstadt. 1996.
- [Yan91] Yang, M.; Park, H.: The prediction of cutting force in ball-end milling. International Journal of Machine Tools and Manufacture 31(1991), Nr. 1, S. 45–54. DOI: 10.1016/0890-6955(91)90050-D. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/089069559190050D>.
- [Yil05] Yilmaz, O.; Noble, D.; Gindy, N. N. Z.; Gao, J.: A study of turbomachinery components machining and repairing methodologies. Aircraft Engineering and Aerospace Technology 77(2005), Nr. 6, S. 455–466. ISSN 00022667 (ISSN). DOI: 10.1108/00022660510628444. URL <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-28144442932&partnerID=40&md5=38b0c0ae07b5c1b0661188862b42ec06>.
- [Yil10] Yilmaz, O.; Gindy, N.; Gao, J.: A repair and overhaul methodology for aeroengine components. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing 26(2010), S. 190–201. DOI: 10.1016/j.rcim.2009.07.001.
- [Yua10] Yuan, R.; J., S.; Li, J.; Song, L.; Zhang, Y.: Experimental study on surface roughness and residual stress by end milling 69111-stainless steel. Advanced Materials Research 97-101(2010), S. 1257–1260. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.97-101.1257. URL <http://www.scientific.net/AMR.97-101.1257>.
- [Zab10] Zabel, A.: Prozesssimulation in der Zerspanung - Modellierung von Dreh- und Fräsprozessen. Habilitation, Technische Universität Dortmund. 2010.
- [Zan13] Zanger, F.: Segmentspanbildung, Werkzeugverschleiß, Randschichtzustand und Bauteileigenschaften: Numerische Analysen zur Optimierung des Zerspanungsprozesses am Beispiel von Ti-6Al-4V. Dr.-Ing.-Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT). 2013.
- [Zan14] Zanger, E.; Röger, M.: Geschäftsbericht MTU Aero Engine AG. 2014.
- [Zhu08] Zhu, L.: Reparatur von Triebwerkskomponenten. In: Neue Fertigungstechnologien in der Luft- und Raumfahrt. 2008.

Lebenslauf



Persönliches

Name Dennis Nesor
Geboren 20. September 1983, Zürich
Staatsangehörigkeit Deutsch
Familienstand verheiratet, eine Tochter

Schule

07/2000 Erweiterter Realschulabschluss,
Realschule Burgdorf
06/2003 Abitur,
Fachgymnasium Technik, BBS Burgdorf-Lehrte

Wehrdienst

07/2003 – 04/2004 Panzeraufklärungslehrkompanie 90, Munster

Studium

10/2004 – 03/2010 Studium des Maschinenbaus an der Leibniz Universität Hannover
10/2008 – 03/2009 Teilnahme am Projekt Formular Student Hannover
04/2009 – 10/2009 Praktikum bei Airbus UK, Filton
2010 Abschluss: Diplom-Ingenieur

Beruf

04/2010 – 09/2015 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Fertigungstechnik
und Werkzeugmaschinen der Leibniz Universität Hannover
10/2011 – 10/2013 Stellvertretender Leiter der Abteilung Zerspanung
11/2013 – 09/2015 Leiter der Abteilung Zerspanung

Sonstiges

01/2009 Stipendium vom ERASMUS-Projekt des DAAD
02/2009 Stipendium der Siemens Energy
04/2011 Dr.-Jürgen-Ulderup-Preis 2011
12/2014 IFW-Kooperationspreis 2014