BERICHTE AUS DEM PRODUKTIONSTECHNISCHEN ZENTRUM BERLIN



Constantin Männel

Hochleistungswasserabrasivstrahlen zur Vorkonturierung von Titanaluminid



INSTITUT PRODUKTIONSANLAGEN UND KONSTRUKTIONSTECHNIK



INSTITUT WERKZEUGMASCHINEN UND FABRIKBETRIEB TECHNISCHE UNIVERSITÄT BERLIN

BERICHTE AUS DEM PRODUKTIONSTECHNISCHEN ZENTRUM BERLIN

Constantin Männel Hochleistungswasserabrasivstrahlen zur Vorkonturierung von Titanaluminid

Herausgeber:

Prof. Dr. h. c. Dr.-Ing. E. Uhlmann Prof. Dr.-Ing. R. Jochem Prof. Dr.-Ing. J. Krüger Prof. Dr.-Ing. R. Stark Prof. Dr.-Ing. M. Rethmeier Prof. Dr.-Ing. H. Kohl Prof. Dr.-Ing. C. Rupprecht Prof. Dr.-Ing. D. Oberschmidt Prof. Dr.-Ing. F. Dietrich







INSTITUT WERKZEUGMASCHINEN UND FABRIKBETRIEB TECHNISCHE UNIVERSITÄT BERLIN

Kontaktadresse:

Fraunhofer-Institut für Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik IPK Pascalstraße 8-9 10587 Berlin Telefon 030 39006-0 info@ipk.fraunhofer.de www.ipk.fraunhofer.de

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

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

ISBN (Printausgabe): 978-3-8396-1976-6 DOI (kostenlose PDF-Version): https://doi.org/10.24406/publica-2115

D 83

Zugl.: Berlin, TU, Diss., 2023

Druck und Weiterverarbeitung: Fraunhofer-Druckerei, Stuttgart

Für den Druck des Buches wurde chlor- und säurefreies Papier verwendet.

© Fraunhofer Verlag, 2023 Nobelstraße 12 70569 Stuttgart verlag@fraunhofer.de www.verlag.fraunhofer.de

als rechtlich nicht selbständige Einheit der

Fraunhofer-Gesellschaft zur Förderung der angewandten Forschung e.V. Hansastraße 27 c 80686 München www.fraunhofer.de

Alle Rechte vorbehalten

Dieses Werk ist einschließlich aller seiner Teile urheberrechtlich geschützt. Jede Verwertung, die über die engen Grenzen des Urheberrechtsgesetzes hinausgeht, ist ohne schriftliche Zustimmung des Verlages unzulässig und strafbar. Dies gilt insbesondere für Vervielfältigungen, Übersetzungen, Mikroverfilmungen sowie die Speicherung in elektronischen Systemen. Die Wiedergabe von Warenbezeichnungen und Handelsnamen in diesem Buch berechtigt nicht zu der Annahme, dass solche Bezeichnungen im Sinne der Warenzeichen- und Markenschutz-Gesetzgebung als frei zu betrachten wären und deshalb von jedermann benutzt werden dürften. Soweit in diesem Werk direkt oder indirekt auf Gesetze, Vorschriften oder Richtlinien (z.B. DIN, VDI) Bezug genommen oder aus ihnen zitiert worden ist, kann der Verlag keine Gewähr für Richtigkeit, Vollständigkeit oder Aktualität übernehmen.

Hochleistungswasserabrasivstrahlen zur Vorkonturierung von Titanaluminid

vorgelegt von M. Sc. Constantin Männel

an der Fakultät V – Verkehrs- und Maschinensysteme der Technischen Universität Berlin zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften

– Dr.-Ing. –

genehmigte Dissertation

Promotionsausschuss:

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Henning Meyer Gutachter: Prof. Dr. h. c. Dr.-Ing. Eckart Uhlmann Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Eckhard Weidner

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 16. Juni 2023

Berlin 2023

Vorwort des Herausgebers

Wasserstrahlen ist ein unkonventionelles Fertigungsverfahren, das sich über die letzten Jahrzehnte zu einem beliebten Universalwerkzeug entwickelt hat. Das Verfahren zeichnet sich dabei insbesondere durch Flexibilität bei den bearbeitbaren Werkstoffen und geringen Werkzeugverschleiß aus. Die Technologie, die vorwiegend zum Trennen von Blechen eingesetzt wird, lässt sich somit beispielsweise auch bei schwer zerspanbaren Werkstoffen anwenden, ohne dass dadurch ein höherer Verschleiß eintritt. Diese vorteilhaften Bedingungen werden in den Bereichen der Luft- und Raumfahrt, der Automobilindustrie und im Maschinenbau sowie der Medizintechnik nachgefragt. Jedoch wird der Einsatz der Technologie durch die begrenzten erreichbaren geometrischen Strukturen und die geringere Wirtschaftlichkeit beim Einsatz in der Massenproduktion eingeschränkt.

Vor diesem Hintergrund besteht ein Bedarf zur Erweiterung der technologischen Grundlagen des Verfahrens, um die vorteilhaften Eigenschaften der Technologie auszunutzen und die einschränkenden Herausforderungen aufzulösen. Dieser Entwicklungsbedarf wurde in der vorliegenden Arbeit adressiert und einer ganzheitlichen Betrachtung unterzogen. Dabei wurde das Ziel der dreidimensionalen Vorkonturierung verfolgt, wobei eine möglichst geringe Nachbearbeitung angestrebt wurde. Dreidimensionale Bearbeitung mittels Wasserstrahltechnologie wird durch das Erzeugen von Kerben mit definierter Kerbtiefe ermöglicht. Wirtschaftliche Verbesserungen können durch das Überlagern dieser Kerben erzielt werden. Die Umsetzung dieser Strategien für beliebige Geometrien, die Übertragbarkeit auf verschiedene Werkstoffe sowie die praxisnahe Auslegung der Operationen wurden in dieser Arbeit adressiert und erarbeitet.

Die Untersuchungen dieser Arbeit umfassen neben den technologischen Untersuchungen zur Ausbildung der Kerbform und Oberflächeneigenschaften eine detaillierte Analyse und Quantifizierung des Sekundärstrahls. Für eine analytisch-empirische Modellbildung zur Kerbformentstehung wurden die Untersuchungsergebnisse in allgemeingültige Wirkzusammenhänge überführt und Erkenntnisse zur Auslegung und Anwendung der untersuchten Operationen abgeleitet. Vervollständigt werden die Untersuchungen durch eine erste analytisch-numerische Modellbildung der Werkstoffvolumenabtrennung, die die wesentlichen Effekte des Wasserstrahls abbildet und zur Auslegung von komplexen Strukturen angewendet werden kann. Ein Algorithmus, aufbauend auf den gewonnenen Ergebnissen und Erkenntnissen, ermöglicht zudem eine Bewertungsoption zur Bestimmung der Wirtschaftlichkeit bei der Anwendung der Technologie.

Berlin, im September 2023

Eckart Uhlmann

Vorwort des Autors

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Technischen Universität Berlin am Institut für Werkzeugmaschinen und Fabrikbetrieb (IWF) im Fachgebiet Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik. An dieser Stelle möchte ich mich bei allen bedanken, die mir bei der Anfertigung dieser Arbeit behilflich waren.

Dabei gilt mein besonderer Dank Herrn Professor Dr. h. c. Dr.-Ing. Eckart Uhlmann, Leiter des Fachgebiets Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik am IWF und Leiter des Fraunhofer-Institutes für Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik (IPK). Als Förderer und Unterstützer hat er diese Arbeit ermöglicht, wissenschaftliche Entwicklungsmöglichkeiten geboten und durch hilfreiche Anregungen diese Arbeit geprägt. Herrn Professor Dr.-Ing. Eckhard Weidner, Leiter des Lehrstuhls für Verfahrenstechnische Transportprozesse der Ruhr-Universität Bochum, danke ich für die Übernahme des Korreferates und das fachliche Interesse an der Arbeit. Mein Dank gilt zudem Herrn Professor Dr.-Ing. Henning Meyer, Leiter des Fachgebiets Konstruktion von Maschinensystemen an der Technischen Universität Berlin, für die Übernahme des Vorsitzes im Promotionsausschuss.

Mein Dank gilt darüber hinaus der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG), die durch die Förderung der Projekte 251876593 und 317070629 die Voraussetzungen für diese Arbeit geschaffen hat.

Bei allen aktuellen und ehemaligen Kolleginnen und Kollegen möchte ich mich für die sehr gute kollegiale Zusammenarbeit, den bereichernden Austausch und die motivierenden Arbeitsbedingungen bedanken. In diesem Zusammenhang gilt mein besonderer Dank den Kolleginnen und Kollegen, die meine wissenschaftliche Tätigkeit gefördert und mich bei der Anfertigung dieser Dissertation unterstützt und motiviert haben. Für die inhaltlichen Anmerkungen und den Austausch zur Arbeit bedanke ich mich bei Fabian Faltin, Simon Roßkamp und Janis Thalau. Für redaktionelle Anmerkungen und Korrekturen bedanke ich mich bei Johanna Raue und Benedikt Männel. Karsten Flögel gilt mein Dank für die Einführung in die Welt des Wasserstrahlens. Auch allen Mitarbeitenden der Verwaltungen und der Werkstätten sowohl im IWF als auch im IPK gilt mein Dank für die gute Zusammenarbeit.

Bei meinen langjährigen studentischen Mitarbeitern Imtiaz Yousuf, Martin Heper, Christian Vehmann und Nicolas Karrenbauer möchte ich mich für den stets engagierten und motivierten Einsatz an der Wasserstrahlanlage bedanken. Zudem gilt mein Dank all jenen, die durch ihre Abschlussarbeit zu der Entstehung des Dokumentes beigetragen haben. Ohne sie wäre der experimentelle Teil der Arbeit nicht in diesem Umfang möglich gewesen.

Meinen Eltern danke ich von Herzen dafür, dass sie alle meine Entscheidungen immer unterstützt und meine Aktivitäten stets gefördert haben sowie für die Unterstützung während meines gesamten beruflichen Werdegangs. Meiner ganzen Familie gilt mein besonderer Dank für den Rückhalt und das aufgebrachte Verständnis für den Austausch und die Anmerkungen zur Arbeit.

Inhaltsverzeichnis

0	Form	nel- und Kurzzeichen III						
1	Einle	eitung						
2	Stan	nd der Erkenntnisse						
	2.1	Wasse	erstrahlen	3				
		2.1.1	Entwicklung und Überblick	3				
		2.1.2	Einordnung und Grundlagen	4				
		2.1.3	Verfahrensvarianten	5				
		2.1.4	Prozessvarianten	6				
		2.1.5	Prozessstellgrößen	8				
		2.1.6	Prozesseigenschaften und Wirkmechanismen	. 12				
		2.1.7	Schnittfugenbewertung und Kenngrößen	. 14				
		2.1.8	Randzoneneigenschaften	. 16				
		2.1.9	Prozessabbildung und Prozessmodelle	. 17				
	2.2	Titana	luminid	. 22				
	2.3	Statist	tische Versuchsplanung und Modellbildung	. 24				
		2.3.1	Grundlagen der Versuchsplanung	24				
		2.3.2	Metamodelle	. 26				
		2.3.3	Simulation und Modellbildung	27				
	2.4	Kostei	nrechnung	. 27				
3	Ziels	etzung	und Vorgehensweise	. 29				
4	Vers	rsuchsbedingungen und Messmethoden						
	4.1	Versuchsanlage						
	4.2	Versuchswerkzeug und Strahlmittel						
	4.3	Werkstoffe und Werkstücke						
	4.4	Mess- und Analyseeinrichtungen						
	4.5	5 Versuchsplanung						
		4.5.1	Untersuchungen zum Einfluss der maßgebenden Prozessstellgrößen					
			auf die Kerbkenngrößen	. 40				
		4.5.2	Transferuntersuchungen zum Einfluss weiterer und variierender					
			Prozessstellgrößen auf die Kerbkenngrößen	42				
	4.6	Versu	chsdurchführung und Ergebnisqualifizierung	. 44				
5	Einfl	Einfluss der WAIS-Prozessstellgrößen auf die Kerbkenngrößen 4						
	5.1	Unters	suchung der Prozessvarianten und Hauptprozessstellgrößen	. 46				
		5.1.1	Einleitung	. 46				
		5.1.2	Axiales WAIS-Einstechdrehen	. 46				
		5.1.3	Radiales WAIS-Einstechdrehen	. 54				
		5.1.4	WAIS-Einstechfräsen mit konstanten Strahlwinkeln	. 60				
		5.1.5	Statistische Prozessabbildung	. 69				
	5.2	Untersuchung weiterer Prozessstellgrößen, variierender Prozessstellgrößen						
		und Werkstoffe						
		5.2.1	Prozess- und Werkzeugparameter	. 72				
		5.2.2	Axiales- und radiales WAIS-Einstechdrehen mit konstanten					
			Strahlwinkeln	. 74				
		5.2.3	Strahlwinkeländerung	. 76				

	5.2.4	Kerbtiefenvariation	78	
	5.2.5	Werkstückwerkstoffe	81	
Mode	ellbildun	g zur konturnahen Vorbearbeitung mittels Wasserstrahlen	84	
6.1	Analyti	isches Anwendungsmodell	84	
	6.1.1	Modellgrundlagen und Motivation	84	
	6.1.2	Modellaufbau und Modellparameter	86	
	6.1.3	Modellerweiterung um Anwendungsfaktoren	89	
	6.1.4	Kerbgrundwelligkeit und Formabweichungen	96	
	6.1.5	Anwendung des Anwendungsmodelles	98	
6.2	Analyti	tisches Simulationsmodell		
	6.2.1	Modellgrundlagen und Motivation	102	
	6.2.2	Modellaufbau und Simulationsablauf	103	
	6.2.3	Bestimmung der Simulationseingangsgrößen	108	
	6.2.4	Anwendung des Simulationsmodelles	110	
Einsa	atzempf	ehlungen und Hinweise zur Prozessgestaltung	115	
7.1	Wirtsc	haftlichkeit der Vorkonturierung durch Einstechoperationen mit dem		
	Wasse	erstrahl	115	
7.2	Voraus	ssetzungen für den industriellen Einsatz	125	
7.3	Einsat	zempfehlungen für die Industrie	126	
Zusa	ammenfassung und Ausblick			
Litera	iteraturverzeichnis			
	Mode 6.1 6.2 Einsa 7.1 7.2 7.3 Zusa Litera	5.2.4 5.2.5 Modellbildur 6.1 Analyti 6.1.1 6.1.2 6.1.3 6.1.4 6.1.5 6.2 Analyti 6.2.1 6.2.2 6.2.3 6.2.4 Einsatzempf 7.1 Wirtsch Wasse 7.2 Voraus 7.3 Einsatz	 5.2.4 Kerbtiefenvariation	

0 Formel- und Kurzzeichen

Lateinische Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Bezeichnung
А	mm ²	Querschnittsfläche
A _M	mm ²	Flächeninhalt einer Mantelfläche
A _{KR}	mm ²	Flächeninhalt eines Kreisringes
A _{KS}	mm ²	Flächeninhalt des Kegelstumpfes
a _p	mm	Schnitttiefe
b ₀	mm	Breite der strahlbeeinflussten Zone
b _G	mm	Gratbreite
b _{K2}	mm	Kerbbreite der zweiten Kerbe
b _{K,20}	mm	Kerbbreite bei 20 % der Kerbtiefe
b _{K,80}	mm	Kerbbreite bei 80 % der Kerbtiefe
bs	mm	Bahnabstand
b _{ws}	mm	Werkstückbreite
С	m ^{1/2} s ^{5/2} /kg	Konstante zur Elastizitätsgrenze nach BITTER [BIT63b]
C _k	mm/s	Charakteristische Geschwindigkeit nach HASHISH [HAS84]
Cs	-	Werkstoffabtrennkoeffizient nach BLICKWEDEL [BLI90]
C _f	-	Reibungskoeffizient
C ₁₃	-	Koeffizienten der Überfahrten
Cp	kg/mm²/s	Powerkoeffizient
d _D	mm	Düsendurchmesser
d _F	mm	Fokusrohrdurchmesser
d _{rS}	mm	Strahlradius als Integrationsvariable
ds	mm	Strahldurchmesser
d _{ws}	mm	Werkstückdurchmesser
e _{tK}	mm	Kerbtiefenfehler
e _{tK,ein}	mm	Kerbtiefenfehler im Bereich des Ein- und Austritts der Kerben
e _{tK,max}	mm	Maximaler Kerbtiefenfehler
e _{βK}	o	Winkelfehler
e _{βK2}	o	Winkelfehler der zweiten Kerbe
e _{βK2,max}	mm	Maximaler Fehler aufgrund eines Winkelfehlers der zweiten Kerbe

F	-	Kerbgrundform
F ₀	m ²	Flächenbedarf
f	mm	Vorschub je Umdrehung
f _{ra}	-	Radiusfaktor axial WAISE
f _{rr}	-	Radiusfaktor radial WAISE
f _{wK}	-	Kerbgrundwelligkeitsfaktor
$f_{\alpha K}$	-	Kontaktwinkelfaktor
$f_{\alpha' K}$	-	Kontaktwinkeländerungsfaktor
$f_{\beta S}$	-	Strahlwinkelfaktor
$f_{\beta S}$	-	Strahlwinkeländerungsfaktor
$\mathbf{f}_{\beta Sa}$	-	Strahlwinkelfaktor axial WAISE
$\mathbf{f}_{\beta Sr}$	-	Strahlwinkelfaktor radial WAISE
G	-	G-Code Befehl
g	m/s ²	Erdbeschleunigung
HV	-	Vickershärte
h	mm	Höhe
h _G	mm	Grathöhe
h _{KG}	mm	Kerbgrundhöhe
h _S	mm	Glattschnitthöhe
h _R	mm	Restschnitthöhe
h _{WS}	mm	Werkstückhöhe
I	%/Jahr	Kalkulationszinssatz
I ₀	-	Index Anschaffungsjahr
I _{SN}	%	Strahlintensität des Strahlnachlaufes
I _{SV}	%	Strahlintensität des Strahlvorlaufes
l _t	-	Index Bewertungsjahr
j	-	Laufindex
К	m/s	Werkstofffaktor zur kritischen Partikelgeschwindigkeit
K1	(m/s) ^{1/2}	Konstante zum E-Modul
K ₁₉	-	Kerbnummer
K _{2,z}	mm	Z-Position der Kerbe 2
K _A	€	Kalkulatorische Abschreibungen
K _E	€	Energiekosten

K _F	€	Fertigungskosten
K _{FA}	€	Fertigungskosten eines Auftrags
K _{FG}	€	Fertigungsgemeinkosten
K _{FLh}	€/h	Fertigungslohnkostensatz
K _{FV}	€/cm ³	Volumenbezogene Fertigungskosten
K _H	€/h	Hilfsmittelkosten
Kı	€	Instandhaltungskosten
K _{Mh}	€/h	Maschinenstundensatz
K _R	€	Raumkosten
K _{RFG}	€/h	Restfertigungsgemeinkosten
K _{SE}	€/kWh	Stromeinzelkosten
Kw	€/cm³	Volumenbezogene Werkzeugkosten
K _{WE}	€	Einzelkosten des Werkzeuges
K _{Wh}	€/h	Werkzeugstundensatz
Kz	€	Kalkulatorische Zinsen
ks	-	Strahlenergie
I _{EK1}	mm	Abstand zur Endkontur
I _F	mm	Fokusrohrlänge
Ι _K	mm	Abstand zum Kerbeintritt
l _s	mm	Strahlabstand
l _{vf}	mm	Länge des Schnittweges
I _{WS}	mm	Werkstücklänge
Μ	g	Partikelmasse
MM	€/m²/Jahr	Miete
M _{ws}	%	Materialanteil eines Elementes
m _A	g/min	Abrasivmittelmassenstrom
ṁ _w	g/min	Wassermassenstrom
Ν	Jahr	Nutzungsdauer
N _m	-	Bearbeitbarkeitszahl
n	1/min	Drehzahl
n _v	mm	Normalenvektor
Р	-	Wahrscheinlichkeitswert der Statistik
P _N	kW	Nennleistung

Pws	mm	Position des Stützpunkts
р	MPa	Druck
p ₀	MPa	Grenzdruck
p ₁	-	Koeffizient zum Polynom des Zeitspanungsvolumens
p ₃	-	Koeffizient zum Polynom des Zeitspanungsvolumens
$\overline{p_1}$	-	Normierter Koeffizient des Zeitspanungsvolumens
$\overline{p_3}$	-	Normierter Koeffizient des Zeitspanungsvolumens
Q _w	mm³/min	Zeitspanungsvolumen
Q _{w1}	mm³/min	Zeitspanungsvolumen des Primärstrahls
Q _{w2}	mm³/min	Zeitspanungsvolumen des Sekundärstrahls
Q _{w3}	mm³/min	Zeitspanungsvolumen des Tertiärstrahls
q	-	Geschwindigkeitsverhältnis
R	-	Beladungsverhältnis
R ²	-	Bestimmtheitsmaß
R^2_{adj}	-	Adjustiertes Bestimmtheitsmaß
R _m	N/mm ²	Zugfestigkeit
R _{p0,2}	N/mm ²	Dehngrenze bei 0,2 %
Rz	μm	Größte Höhe des Profils
Rz ₂₀	μm	Größte Höhe des Profils bei 20 % der Kerbtiefe
Rz ₈₀	μm	Größte Höhe des Profils bei 80 % der Kerbtiefe
r	mm	Radius
r	-	Normierter Radius
r _E	mm	Kantenradius
res _x	mm	Auflösung Entlang der X-Achse
res _y	mm	Auflösung Entlang der Y-Achse
resz	mm	Auflösung Entlang der Z-Achse
r _s	mm	Strahlradius
S	-	Signifikanz
т	°C	Temperatur
T _{LA}	h/Jahr	Jährliche Lastlaufzeit
t	S	Zeitschritt
t _b	h	Brachzeit
t _{bB}	h	Belegzeit

t _E	S	Rechenzeit
t⊧	h	Fertigungszeit
t _h	h	Hauptzeit
tκ	mm	Kerbtiefe
ťк	mm/mm	Bezogene Kerbtiefe
t _{K1}	mm	Kerbtiefe der Kerbe 1
t _{K1,SOLL}	mm	Sollkerbtiefe der Kerbe 1
t _{K2,SOLL}	mm	Sollkerbtiefe der Kerbe 2
t _{K,A}	mm	Auslegungskerbtiefe
t _{K,c}	mm	Kerbtiefe durch Schneidabtrennung
t _{K,d}	mm	Kerbtiefe durch Deformationsabtrennung
t _{K,IST}	mm	Gemessene Kerbtiefe
t _{K,min}	mm	Minimale Kerbtiefe
t _{K,SOLL}	mm	Sollkerbtiefe
t _{K,Ü1}	mm	Kerbtiefe nach einer Überfahrt
t _{KV}	mm	Vorhergesagte Kerbtiefe
t _n	h	Nebennutzungszeit
t _p	S	Prozesszeit
t _R	h	Rüstzeit
ts	h	Standzeit des Werkzeuges
t _V	h	Verteilzeit
tw	μm	Werkstoffrandschichttiefe
u	mm	Rechtwinkligkeits- und Neigungstoleranz
V	cm ³	Volumen
V_{min}	cm ³	Minimal abzutrennendes Volumen
Vw	mm ³	Werkstoffvolumenabtrennung
V _{w1}	mm ³	Werkstoffvolumenabtrennung des Primärstahles
V _{w2}	mm ³	Werkstoffvolumenabtrennung des Sekundärstahles
V _{w3}	mm ³	Werkstoffvolumenabtrennung des Tertiärstrahles
V _{w,i}	mm ³	Werkstoffvolumenabtrennung eines Strahlelementes
Vc	m/min	Schnittgeschwindigkeit
V _f	m/s	Vorschubgeschwindigkeit
V _{f,max}	m/s	Maximale Vorschubgeschwindigkeit

V _{f,min}	m/s	Minimale Vorschubgeschwindigkeit
V _{f,Korr}	m/s	Korrekturgeschwindigkeit
V _{p,kri}	m/s	Kritische Partikelgeschwindigkeit
Vp	m/s	Partikelgeschwindigkeit
VS	m/s	Strahlgeschwindigkeit
V _{S,th}	m/s	Theoretische Strahlgeschwindigkeit
W_0	€	Anschaffungswert
WS	-	Werkstoff
W _t	€	Zeitwert
WE	μm	Flankenverschleiß
WF	mm	Flankenwelligkeit
WF2	mm	Flankenwelligkeit der zweiten Kerbe
W F,20	mm	Flankenwelligkeit bei 20 % der Kerbtiefe
WF,80	mm	Flankenwelligkeit bei 80 % der Kerbtiefe
W _{F,A}	mm	Flankenwelligkeit an der Außenflanke
W F,A80	mm	Flankenwelligkeit an der Außenflanke bei 80 % der Kerbtiefe
W _{F,I}	mm	Flankenwelligkeit an der Innenflanke
WF,180	mm	Flankenwelligkeit an der Innenflanke bei 80 % der Kerbtiefe
Wĸ	mm	Kerbgrundwelligkeit
W _{K1}	mm	Kerbgrundwelligkeit der ersten Kerbe1
Х	mm	Raumkoordinate
Xi	-	Faktoren der MLR
Υ	mm	Raumkoordinate
y i	-	Ausgangsvariable (Zielgröße)
Z	mm	Raumkoordinate
Z ₀	mm	Kerbprofiltiefe
z	-	Anzahl der Überfahrten
Z _{xi}		Anzahl der Faktoren

Zeichen	Einheit	Bezeichnung
α _d	0	Abstrahlwinkel
ακ	0	Kontaktwinkel
α'к	°/mm	Kontaktwinkeländerung
α*κ	0	Angepasster Kontaktwinkel
α _{K,kri}	0	Kritischer Kontaktwinkel
α _{K,real}	0	Realer Kontaktwinkel
αö	0	Öffnungswinkel des Sekundärstrahls
α _{ön}	0	Öffnungswinkel des Strahlnachlaufes
α _{öv}	0	Öffnungswinkel des Strahlvorlaufes
β ₀₁₄	-	Regressionskoeffizienten
β _F	0	Flankenwinkel
β_j		Summe aller Regressionskoeffizienten
βκ	0	Kerbwinkel
β_{S}	0	Strahlwinkel orthogonal zur Vorschubrichtung
β's	°/mm	Strahlwinkeländerung
Δh_{WS}	mm	Werkstückhöhendifferenz
$\Delta t_{\rm K}$	mm	Kerbtiefendifferenz
3	N/m ²	Deformationsverschleißfaktor
ε _i	-	Zufälliger Fehler
λι	%/Jahr	Instandhaltungsfaktor
λ_{P}	%	Leistungsfaktor
π	-	Kreiszahl
ρ	g/dm³	Dichte
$ ho_{abr}$	g/dm³	Abrasivmitteldichte
σ_{E}	N/mm ²	Druckeigenspannung
σ_{f}	N/mm ²	Fließspannung
σ_{spec}	MPa cm³/g	Spezifische 0,2 % Dehngrenze
ς	N/m ²	Schneidverschleißfaktor

Griechische und mathematische Formelzeichen

Ψ_{p}	kg m	Verhältnis des Massenträgheitsmoments zum Partikelkontaktpunkt
$\partial Z_0 / \partial t$	mm/s	Partielle zeitliche Änderung der Kerbprofiltiefe
$\partial Z_0 / \partial X$	mm	Partielle Ableitung der Kerbprofiltiefe nach der X-Koordinate
$\partial Z_0 / \partial Y$	mm	Partielle Ableitung der Kerbprofiltiefe nach der Y-Koordinate

Kurzzeichen	Bedeutung
Al	Aluminium (chem. Element)
AI_2O_3	Aluminiumoxid
В	Bor (chem. Element)
Bal.	Legierungsbasiselement
CAD	Rechnerunterstützte Konstruktion (engl. computer-aided design)
CAM	Rechnerunterstützte Fertigung (engl. computer-aided manufacturing)
CaO	Calciumoxid
CCD	Zentralzusammengesetzter Versuchsplan (engl. central-composite-design)
CFD	Numerische Strömungsmechanik (engl. computational fluid dynamics)
CO ₂	Kohlendioxid
CP	Zentrumspunkt
γ-ΤίΑΙ	Gamma Titanaluminid
γ-ΤΙΑΙ ΤΑΒ	Gamma Titanaluminid legiert mit Bor
γ-ΤΙΑΙ ΤΝΒ	Gamma Titanaluminid legiert mit Niob und Bor
γ-ΤΙΑΙ ΤΝΜ	Gamma Titanaluminid legiert mit Niob und Molybdän
γ-TiAl TNM-B1	Gamma Titanaluminidlegierung Ti-43.5Al-4Nb-1Mo-0.1B
D	Drehen
DEM	Diskrete-Elemente-Methoden
EDM	Funkenerosion (engl. electrical discharge machining)
FR	Fräsen
FEM	Finite-Elemente-Methode
FeO	Eisenoxid II
Fe ₂ O ₃	Eisenoxid III
FVK	Faserverstärkte Kunststoffe
MgO	Magnesiumoxid
MLR	Multiple lineare Regression
MMC	Metallmatrix-Verbundwerkstoff (engl. metal matrix composite)
MnO	Manganoxid
Мо	Molybdän (chem. Element)
Nb	Niob (chem. Element)
PWS	Primärwerkstück

Abkürzungen

RWS	Reinwasserstrahlen
S	Schleifen
SiO ₂	Siliziumoxid
SPH	Geglättete Teilchenhydrodynamik (engl. smoothed particle hydrodynamics)
SVP	Statistische Versuchsplanung
SWS	Sekundärwerkstück
Ti	Titan (chem. Element)
Ti64	Titanlegierung Ti6Al4V (Titan Grade 5)
TiC	Titancarbid
TiO ₂	Titandioxid
TZ	Teilziel
V	Vanadium (chem. Element)
VP	Versuchsplan
WAIS	Wasserabrasivinjektorstrahlen
WAISE	Wasserabrasivinjektorstrahleinstechdrehen
WASS	Wasserabrasivsuspensionsstrahlen
WAS	Wasserabrasivstrahlen
ZrO ₂	Zirkoniumdioxid

1 Einleitung

Wirtschaft, Politik und Gesellschaft vereint das Ziel, dass technische Systeme möglichst effizient sein sollen. Effiziente Systeme ermöglichen eine hohe Rentabilität, benötigen über ihre Lebensdauer weniger Energie und binden weniger Ressourcen. Dies zeigt sich beispielhaft an der Luftfahrtbranche, wo durch Effizienzsteigerung bei den Verbrennungsprozessen und durch Gewichtseinsparungen die laufenden Kosten und der Ausstoß von Kohlendioxid (CO₂) während des Betriebes erheblich reduziert werden können [MTU21]. Die Optimierung von technischen Prozessen und Systemen bietet jedoch auch für viele andere Bereiche die Möglichkeit, mit einem verringerten Ressourceneinsatz eine höhere Leistungsfähigkeit zu erzielen. Hohe Wirkungsgrade technischer Systeme werden unter anderem durch die Verwendung des jeweils am besten geeigneten Werkstoffs für eine Komponente erreicht. Dabei ermöglichen insbesondere neue Werkstoffentwicklungen wie z. B. faserverstärkte Kunststoffe, Metallmatrix-Verbundwerkstoff oder Titanaluminide weitere Effizienzsteigerungen aufgrund eines geringeren Gewichts oder einer höheren Festigkeit. Eine Entscheidung für die Verwendung entsprechend geeigneter Werkstoffe führt jedoch zu Herausforderungen innerhalb der Produktionsund Fertigungstechnik, da die Werkstoffe häufig nur schwer zu bearbeiten sind [WEI07]. Aus diesem Grund besteht ein Bedarf an verbesserten und innovativen Fertigungsverfahren, die dazu beitragen, aktuelle und potenziell neue Werkstoffentwicklungen effizient zu bearbeiten.

Die Wasserstrahltechnologie ist ein punktuell eingesetztes Fertigungsverfahren, deren Verbreitung aufgrund seiner besonderen Eigenschaften in den letzten Jahren und Jahrzehnten konstant gewachsen ist [WIS18]. Zu den besonderen Eigenschaften der Wasserstrahltechnologie gehört die Flexibilität, die sich vor allem in dem großen zu bearbeitenden Werkstoffspektrum ausdrückt [KOL06]. Außerdem ist der Verschleiß vom bearbeiteten Werkstoff unabhängig, da bei der Bearbeitung eines Werkstückes kein direkter Kontakt zwischen dem Werkzeug bzw. den Strahl erzeugenden Komponenten und dem Werkstück besteht [HAS87c]. Diese beiden Eigenschaften führen dazu, dass das Verfahren insbesondere für die oben angesprochenen Werkstoffentwicklungen oder allgemein für die Bearbeitung schwer zu zerspanender Werkstoffe geeignet ist [AXI14, HAS15]. Andererseits ist die Werkstoffvolumenabtrennung und damit die durch den Wasserstrahl erzeugte Kerbe, vom Werkstoff selbst abhängig. Darüber hinaus ist das Verfahren, bedingt durch den Strahl als Schneidwerkzeug, vor allem aufgrund der begrenzten erzeugbaren geometrischen Strukturen limitiert. Trotz dieser Einschränkungen konnte das Potenzial der Technologie bereits beim Einsatz im Bereich schwer zu zerspanender Werkstoffe im oben genannten Beispielsektor der Luftfahrt an Blisks (engl. blade integrated disk) nachgewiesen werden [KLO15].

Obwohl die Wasserstrahltechnologie bereits bei der Bearbeitung von neuen Werkstoffentwicklungen bzw. schwer zerspanbarer Werkstoffe zum Einsatz kommt, begrenzten die geometrischen Formen einen breiteren Einsatz der Technologie [MOD18]. Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit eine Möglichkeit untersucht, das erzeugbare geometrische Spektrum der Wasserstrahltechnologie zu vergrößern. Hierdurch sollen die genannten verfahrensinhärenten Potenziale Anwendung finden und gleichzeitig die bisherigen Einschränkungen reduziert bzw. aufgehoben werden. Diese Untersuchung soll beispielhaft an dem Werkstoff Titanaluminid stattfinden. Titanaluminid besitzt eine sehr hohe Festigkeit bei geringem Gewicht und hoher Temperaturbeständigkeit. Zudem ist der Werkstoff, bedingt durch die genannten Eigenschaften, schwer zerspanbar und kann beispielsweise im oben genannten Luftfahrtsektor als Turbinenschaufel Anwendung finden [APP00, SUB97, WEI07].

Zur Erweiterung der erzeugbaren geometrischen Strukturen beim Wasserstrahlschneiden wird in dieser Arbeit die bisher wenig berücksichtigte Wasserstrahlverfahrensvariante der Einstechbearbeitung betrachtet. Hierbei werden Kerben von verschiedenen Seiten in ein Werkstück eingebracht, so dass sich die Kerbgründe treffen und ein Volumensegment entnommen werden kann. Durch dieses Erzeugen von Kerben mit definierten Kerbtiefen können die erzeugbaren geometrischen Strukturen vergrößert werden. Gleichzeitig steht durch das Abtrennen eines Volumensegmentes, statt einer vollständigen Zerspanung des Werkstückes, ein effizienter Prozess in Aussicht. Aufgrund dieses Potentials wird in dieser Arbeit die Einstechbearbeitung in umfangreichen experimentellen Untersuchungen für verschiedene geometrische Fragestellungen, wie das axiale oder radiale Einstechen an rotierenden Werkstücken oder auch das Einstechen unter verschiedenen Strahlwinkeln, untersucht und qualifiziert. Eine weitere Erhöhung der Anwendbarkeit der Verfahrensvariante wird durch die Untersuchung variierender Kerbtiefen und verschiedener Werkstoffe gewährleistet. Darüber hinaus werden die Erkenntnisse zu den Verfahrensvarianten in ein allgemeingültiges Anwendungsmodell überführt, das eine einfache Auslegung der Operationen und damit eine praxisnahe Anwendung der Technologie ermöglicht wird. Für komplexe Fragestellungen wird ein Simulationsmodell aufgestellt, das bei der Analyse und Auslegung kritischer Übergänge Vorhersagen über die entstehende Kerbform ermöglicht. Abschließend wird bewertet, in welchen Bereichen die Technologie wirtschaftlich angewendet werden kann, und damit zu den oben genannten Effizienzsteigerungen führt.

2 Stand der Erkenntnisse

2.1 Wasserstrahlen

2.1.1 Entwicklung und Überblick

Mit dem Beginn des 20. Jahrhundert wurde die erosive Kraft des Wassers erkannt und dessen Potenzial für verschiedene technische Anwendungen kontinuierlich erforscht und weiterentwickelt. Da der Druckbereich zunächst durch die Anlagentechnik auf 10 MPa beschränkt war, fanden sich Anwendungsmöglichkeiten zunächst nur im Bereich des Bergbaus zum Aufbrechen von Gestein [KOL06]. In den 60er Jahren wurden Druckwerte von bis zu 70 MPa erreicht, wodurch der Wasserstrahl als Fertigungsverfahren interessant wurde. In diesem Zusammenhang entstand das erste Maschinenkonzept zum Schneiden von weichen Werkstoffen. Im folgenden Jahrzehnt entwickelte sich die Hochdrucktechnologie stark, sodass Druckwerte von bis zu 400 MPa erreicht werden konnten. Durch die Hinzugabe von Abrasivmitteln in den Wasserstrahl konnte die Schneidleistung und das Materialspektrum deutlich erhöht werden [FRI10]. Das verhalf dem Verfahren in den 80er Jahren zum Durchbruch in der Fertigungstechnik. Seitdem wird vor allem das Wasserabrasivstrahlen als flexibles, universelles Fertigungsverfahren eingesetzt, welches sich vor allem durch geringen Werkzeugverschleiß, ein großes bearbeitbares Werkstoffspektrum, geringe Bearbeitungskräfte und eine sehr geringe Wärmebeeinflussung auszeichnet [WAN03, WES10]. Auf der anderen Seite sind lange Bearbeitungszeiten bei harten Werkstoffen, abnehmende Schnittflächenqualität mit steigender Materialstärke und eingeschränkte geometrische Formen Herausforderungen beim Wasserstrahlschneiden [REI12].

Das Wasserabrasivstrahlen ist ein Fertigungsverfahren zum Trennen von Werkstoffen. Aufgrund des fokussierten Arbeitsbereiches wird das Verfahren in der Anwendung vorwiegend zum Schneiden von flachen Blechen eingesetzt, wobei diese eine Höhe von bis zu h_{WS} = 100 mm annehmen können. In diesem Zusammenhang steht das Wasserabrasivstrahlen vor allem im Wettbewerb zu den Verfahrensalternativen Funkenerodieren engl. electrical discharge machining (EDM), autogenen Brennstrahl-, Laserstrahl- und Plasmaschmelzschneiden, aber auch den klassischen Trennfahren z. B. dem Fräsen [AXI14]. Das <u>Bild 2-1</u> gibt eine abschätzende Übersicht über die erreichbaren Vorschubgeschwindigkeiten v_f bei unterschiedlichen Werkstückhöhen h_{WS} für die Schneidverfahren [BÖG14].

Hinsichtlich der Produktivität sind die thermischen Schneidverfahren insbesondere bei geringen Werkstückhöhen dem Wasserabrasivstrahlen überlegen [LAN90]. Auf der anderen Seite entstehen beim EDM typischerweise bessere Oberflächenkennwerte als durch das Wasserabrasivstrahlen. Zwischen diesen beiden Grenzen ergibt sich ein Anwendungsbereich, der durch das Wasserabrasivstrahlen ausgefüllt wird. In diesem Bereich ergibt sich der Vorteil eines geringen Wärmeeintrags, und damit praktisch keinen thermisch bedingten Änderungen der Gefügestruktur. Zudem ist beim Wasserabrasivstrahlen durch die kontaktlosen Bearbeitungsbedingungen der Verschleiß vom Werkstoff unabhängig und die Prozesskräfte gering. Die geringen Prozesskräfte ermöglichen das Schneiden von dünnen und spröden oder flexiblen Werkstoffen. Das Wasserabrasivstrahlen kann zudem sehr gut eingesetzt werden, wenn nichtleitende Werkstoffe z. B. faserverstärkte Kunststoffe (FVK), stark spiegelnde Werkstoffe oder auch mechanisch schwer zerspanbare Werkstoffe bearbeitet werden müssen [AXI14, HEI14].



- <u>Bild 2-1</u>: Erreichbare Vorschubgeschwindigkeiten v_f und Werkstückhöhen h_{WS} der Schneidverfahren [FLO22]
- 2.1.2 Einordnung und Grundlagen

Das Wasserabrasivstrahlen ist in Bezug auf das Ordnungssystem der Fertigungsverfahren der Untergruppe Strahlspanen zugehörig, <u>Bild 2-2</u>. Damit gehört es zur Gruppe "Spanen mit geometrisch unbestimmten Schneiden" welche der Hauptgruppe der trennenden Fertigungsverfahren zugeordnet wird [DEU03, NORMDIN 8580]. Das Strahlspanen kann weiterhin nach dem Zweck des Strahlens in Abtragstrahlen, Trennstrahlen und Entgratstrahlen unterschieden werden. Die Norm zeigt darüber hinaus, dass mit dem Strahlen auch eine Vielzahl weiterer Zwecke, wie das Raustrahlen, Polierstrahlen, Putzstrahlen, Verfestigungsstrahlen oder Reinigungsstrahlen erreicht werden können [DEU82]. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass die Norm DIN 8200 zur Strahlverfahrenstechnik ersatzlos zurückgezogen wurde.

Hauptgruppen		Fertigung	gsverfahren		
1 Urformen	2 Umformen	3 Trennen	4 Fügen	5 Beschichten	6 Stoffeigen- schaft ändern
Gruppen				I	
3.1	3.2	3.3	3.4	3.5	3.6
Zerteilen	Spanen mit geometrisch bestimmten	geometrisch unbestimmten	Abtragen	Zerlegen	Reinigen
DIN 8588	DIN 8589-0	DIN 8589-0	DIN 8590	DIN 8591	DIN 8592
Untergruppen					
		3.3.6 Strahlspanen DIN 8200			

Bild 2-2:Ordnungssystem der Fertigungsverfahren nach DIN 8580,
DIN 8589-0 und DIN 8200 [DEU03, DEU82, NORMDIN 8580]

Die Voraussetzung für das Trennen von Werkstoffen durch den Wasserstrahl ist eine erhebliche Strahlgeschwindigkeit. Diese Geschwindigkeiten werden durch die Umwandlung von potenzieller Druckenergie in kinetische Energie innerhalb einer Wasserdüse realisiert. Somit ist ein hoher Druck p des Wassers Voraussetzung für alle Varianten das Wasserstrahlens [HEß88]. Der benötigte Systemdruck von 400 bis 600 MPa kann durch direkt angetriebene Kolbenpumpen oder durch einen Hochdruckübersetzer erzeugt werden [KOL06]. Beim Hochdruckübersetzer erzeugt ein Elektromotor zunächst einen Druck p in einem Primärkreislauf (ÖI), welcher im Hochdruckübersetzer mit entsprechendem Flächenverhältnis auf das Sekundärmedium (Wasser) übertragen wird. Beide Systeme erzeugen Druckschwankungen, welche durch eine höhere Anzahl an Kolben bei Kolbenpumpen oder Pulsationsdämpfer beim Hochdruckübersetzer vermindert werden können [REI12].

Neben der Hochdruckeinheit gehört die Schneidstation und eine Abrasivvorhalte- und Dosiereinheit zu den Systemkomponenten [KLO07b]. Die Schneidstation besteht aus einer Strahlführung, an welcher die Hochdruckleitung bis zum Schneidkopf geführt wird und dem sogenannten Catcher, in dem die verbleibende Strahlrestenergie aufgenommen wird. Strahlführungen sind typischerweise als Gantry-Systeme aufgebaut. Außerdem bestehen weitere Varianten z. B. mit Robotern. Am Schneidkopf angekommen, bewegt sich das Wasser typischerweise zunächst durch ein Verschlussventil, ein Kollimationsrohr und dann durch die Düse [REI12].

2.1.3 Verfahrensvarianten

Beim Reinwasserstrahlen (RWS) wird der durch die Düse entstehende Wasserstrahl direkt zum Trennen verwendet. Bedingt durch die vergleichsweise geringe Schneidleistung des Wassers, können nur weiche Werkstoffe bearbeitet werden. Die Verfahrensvariante wird z. B. zum Schneiden von Lebensmitteln, Kunststoffen, Textilwaren oder Papier eingesetzt [ENG84].

Zum Schneiden harter Werkstoffe, wie Metalllegierungen und Keramiken, wird dem Wasserstrahl Abrasivmittel beigemischt, Bild 2-3. Beim Wasserabrasivstrahlen (WAS) wird das Wasserabrasivsuspensionsstrahlen (WASS) und das Wasserabrasivinjektorstrahlen (WAIS) unterschieden. Beim WASS wird das Abrasivmittel dem Wasser vor der Düse beigemischt. Dies geschieht typischerweise über ein Bypasssystem [TEB97]. Hierdurch entsteht ein energiereicher Zweiphasenstrahl, der sich aus 92 % Wasser und 8 % Abrasivmittel zusammensetzt [PUT18b]. Bei dieser Verfahrensvariante ist mit erhöhtem Verschleiß im Bereich der Leitungen und der Düse zu rechnen [TEB97]. Beim WAIS wird das Abrasivmittel nach der Wasserdüse in einer Mischkammer induziert [BLI90]. Das Abrasivmittel wird durch den Wasserstrahl beschleunigt und der entstehende Dreiphasenstrahl, bestehend aus 90 % Luft, 6 % Wasser und 4 % Abrasivmittel, wird im Fokusrohr ausgerichtet und homogenisiert [KOL06]. Durch die Mitnahme der Luft aus der Mischkammer, durch das Venturiprinzip, entsteht ein Unterdruck im Bereich der Mischkammer. Der entstehende Luftstrom wird zum Abrasivtransport in die Mischkammer genutzt. Da im Vergleich zum WASS ein höherer Druck des Wassers genutzt werden kann, besitzt das WAIS, trotz geringerem Wirkungsgrad, insgesamt eine höhere Schnittleistung und wird industriell in der Lohnfertigung am häufigsten eingesetzt [KOL06]. Weitere Verfahrensvarianten können sich zudem beispielsweise durch alternative Strahlmedien ergeben [WEI12].



<u>Bild 2-3</u>: Verfahrensvarianten; a) Reinwasserstrahlen (RWS); b) Wasserabrasivinjektorstrahlen (WAIS); c) Wasserabrasivsuspensionsstrahlen (WASS)

2.1.4 Prozessvarianten

Das Wasserabrasivstrahlen kann, in Anlehnung an die konventionellen Fertigungsverfahren, in verschiedene Prozessvarianten untergliedert werden. Dabei gilt es zunächst die beiden in der Norm benannten Varianten des Abtragstrahlens und des Trennstrahlens grundsätzlich zu unterscheiden [DEU82]. Bei beiden Varianten findet eine spanende Materialabtrennung statt. Beim Abtragstrahlen werden nur die oberflächennahen Werkstoffschichten zerspant [DEU82]. Bei m Trennstrahlen schneidet der Strahl durch oder entlang des Werkstoffs, um eine Werkstofftrennung zu erzielen. Da das Abtragen im Zusammenhang der DIN 8580 einen nicht spanenden Mechanismus adressiert, wird im Folgenden statt vom Abtragstrahlen vom Spanen mit definierter Kerbtiefe gesprochen [NORMDIN 8580]. Das Trennstrahlen wird als Spanen mit durchgängigem Strahl bezeichnet. Nur im Falle des Abtrennens eines Werkstoffsegmentes wird auf einen Trennvorgang verwiesen.

Beim Strahlen mit durchgängigem Strahl wird nur ein Teil der Strahlenergie zum Schneiden eingesetzt. Die verbleibende Energie wird nach dem Austritt des Strahls aus der Bearbeitungszone am Werkstück nicht mehr verwendet. Dieser Variante können das WAIS-Längs-Runddrehen, das WAIS-Fräsen (Trimmen) und, die am häufigsten eingesetzte Variante, das WAIS-Schneiden zugeordnet werden, <u>Bild 2-4</u>. Beim WAIS-Bohren findet zunächst ein Spanen mit definierter Kerbtiefe statt. Ist der Werkstoff durchstochen, geschieht die weitere Aufweitung mittels durchgängigem Strahl. Beim Spanen mit definierter Kerbtiefe wird nahezu die ganze Strahlenergie im Werkstoff umgesetzt. Da durch die in der Kerbe verbleibende Restenergie eine zusätzliche Werkstoffvolumenabtrennung verursacht wird, die Wechselwirkungen der Bearbeitung hervorrufen können, ist für die Steuerung des Prozesses insgesamt ein erhöhtes Prozessverständnis notwendig. Dem Spanen mit definierter Kerbtiefe kann das WAIS-Schneiden und WAIS-Bohren mit definierter Kerbtiefe, das WAIS-Taschenfräsen und das radiale sowie das axiale WAIS-Einstechdrehen zugeordnet werden, Bild 2-4.



Bild 2-4: WAIS-Prozessvarianten

Die meisten wissenschaftlichen Untersuchungen fokussierten sich auf das WAIS-Schneiden mit durchgängigem Strahl. Bedingt durch die begrenzten geometrisch erzeugbaren Formelemente wurden bereits vielfältige Studien zu alternativen Verfahrensvarianten durchgeführt. Die Prozessvariantenerweiterung wurde von HASHISH mit Varianten zum WAIS-Drehen, WAIS-Bohren und WAIS-Fräsen begonnen [HAS87b, HAS88, HAS95]. Eine detaillierte Untersuchung zum WAIS-Längs-Runddrehen, inklusive der dabei entstehenden vorschubgeschwindigkeitsabhängigen Strahlablenkung und Werkstoffvolumenabtrennung, wurde von ANSARI vorgestellt [ANS90]. Weitere Modellierungen zum WAIS-Drehen folgten von HENNING [HEN99] sowie von MANU UND BABU [MAN09]. HASHISH [HAS00] zeigte die vielfältigen durch das WAIS-Drehen erzeugbaren Strukturen und Anwendungsbeispiele. Untersuchungen an schwer zerspanbaren Werkstoffen weisen das Potenzial dieser Prozessvariante nach [SRI17, UHL14]. Eine aktuelle Übersicht der Verfahrensvariante wurde von KARTAL zusammengestellt [KAR17]. Da bei der Bearbeitung von FVK Werkstoffen beim WAIS-Schneiden und Trimmen sehr gute Ergebnisse beobachtet wurden, war auch das WAIS-Bohren Gegenstand mehrerer Untersuchungen gewesen [PHA16, SCH18, THO16]. Obwohl es bei dieser Variante, durch den Druckstoß bedingt, zu Delaminationen kommen kann, wurden z. T. längere Lebensdauern bei wasserstrahlgebohrten Proben beobachtet [MON17]. Neben dem vollständigen Durchbohren kann das Verfahren zum Spanen bis zu einer definierten Tiefe z. B. zur lokalen Freilegung von Wärmedämmschichten eingesetzt werden [NAI18, ZHA18].

Bei den Verfahrensvarianten mit definierter Kerbtiefe wird häufig das Taschenfräsen in den Fokus genommen, da mit dieser Variante, wie beim konventionellen Fräsen, eine große Anzahl an Formelementen erzeugbar ist [DAV13]. Beim WAIS-Taschenfräsen können zwei Ansätze unterschieden werden. Zum einen können Masken eingesetzt werden, um die nicht zu

bearbeitenden Werkstückbereiche und Randbereiche zu schützen [GHO09, HAG18, HAS10, HAS98]. In diesem Fall wird während der Bearbeitung das ganze Werkstück der Strahlbearbeitung ausgesetzt, wobei hohe Vorschubgeschwindigkeiten v_f eingesetzt werden. Hierdurch ist die Prozessauslegung im Vergleich zum maskenlosen WAIS-Fräsen einfacher, die Vorbereitung und der Materialaufwand für die Masken jedoch entsprechend größer. Beim maskenlosen WAIS-Fräsen fällt der Vorschubgeschwindigkeit v_f eine maßgebende Bedeutung zu. Zum einen sinkt die Oberflächenwelligkeit mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit v_f [FOW05b, ÖJM97, SHI05]. Zum anderen verhält sich die Vorschubrichtungsänderung aufgrund des Maschinensystems nicht ideal, wodurch Unregelmäßigkeiten der Kerbtiefe entstehen können [KLO18, VAN19]. Darüber hinaus gewinnen beim WAIS-Fräsen Prozessparameter wie der Strahlwinkel β_s , der Bahnabstand b_s und der Strahlabstand I_s an Bedeutung [FOW05a, FOW05b, GOP20, MIL16, ÖJM97].

Neben dem Erzeugen von flächigen Strukturelementen mit definierter Kerbtiefe können auch Kerben bis zu einer definierten Tiefe erzeugt werden. Durch die Überlagerung von Kerben mit definierter Kerbtiefe ist es möglich, Werkstoffsegmente aus einem Körper herauszutrennen. Diese Idee wurde erstmals von LAURINAT [LAU94] vorgestellt. Das Potenzial dieses Ansatzes liegt in dem hohen kombinierten Zeitspanungsvolumen Q_w, welches sich durch das Entfernen eines Volumensegmentes ergibt, Bild 2-4 [UHL16, UHL18a]. Eine umfangreiche Untersuchung und ein Nachweis zur Anwendbarkeit dieses Ansatzes wurde von FALTIN [FAL18] für Titanaluminid vorgestellt. Diese Verfahrensvariante ist besonders geeignet, um Werkstücke aus Halbzeugen herauszuarbeiten und ist damit auch für den Einsatz bei geringer Stückzahl wirtschaftlich interessant.

2.1.5 Prozessstellgrößen

Beim WAIS spielen die Maschinenparameter Druck p, Düsendurchmesser d_D, Fokusrohrdurchmesser d_F, Fokusrohrlänge I_F, die Prozessparameter Vorschubgeschwindigkeit v_f, Arbeitsabstand I_s, Strahlwinkel β_S , Kontaktwinkel α_K und der abrasive Schneidwerkstoff sowie dessen Form, Abrasivmittelmassenstrom m_A und Größe eine entscheidende Rolle beim Trennen von Werkstoffen [LAU94]. Je nach Prozessvariante können diese Parameter unterschiedliche Ausprägungen und verschiedene Effekte auf den Trennprozess ausüben. Beim Spanen mit definierter Kerbtiefe kommt zudem noch der Parameter Anzahl der Überfahrten z und Bahnabstand b_S hinzu. Bei der Prozessauslegung und der Wahl der Prozessparameter gilt es, einige grundsätzliche Zusammenhänge zu beachten. Im Folgenden werden die wichtigsten Zusammenhänge dargestellt. Hierbei wird ein besonderer Schwerpunkt auf das WAIS gelegt. Die zentralen Effekte wichtiger Einstellgrößen sind in <u>Bild 2-5</u> dargestellt.

Druck

Der Druck p, der den Wasserstrahl erzeugt, ist der wichtigste Parameter beim Wasserstrahlen. Der Druck p wird über die bereits beschriebenen Pumpensysteme erzeugt und in den Reinwasserstrahl übertragen [YAN80]. Generell gilt, dass mit zunehmendem Druck p der Wassermassenstrom mw und die Wassergeschwindigkeit und damit die Schneidleistung steigt. Ein hoher Druck p und damit eine hohe Energie führen zu einer hohen Beschleunigung und Geschwindigkeit der Abrasivstoffe v_p, welche auf der Werkstoffoberfläche eine entsprechende Materialabnahme verursachen [SUS08]. Ein vereinfachter Zusammenhang zwischen Druck p und theoretischer Strahlgeschwindigkeit $v_{S,th}$, <u>Formel 2-1</u>, lässt sich aus der Bernoulli-Gleichung ableiten.

$$v_{\rm S,th} = \sqrt{2 p / \rho} \tag{2-1}$$

Düsendurchmesser

Die Düse stellt die entscheidende Komponente beim Wasserstrahlen dar. Hier wird die potenzielle Druckenergie in kinetische Strahlenergie umgewandelt. Für das hochbelastete Element, den Düsenstein wird meist Saphir, Rubin oder Diamant verwendet [ENG84, HEß88]. Die reale Energieumwandlung geschieht nicht ideal. Zum einen kommt es zu einer Strahleinschnürung, die den realen Wasserstrahldurchmesser reduziert. Dieser Sachverhalt wird durch die Kontraktionsziffer, das Verhältnis aus Strahlquerschnittsfläche zu Düsenquerschnittsfläche, beschrieben [PAS79]. Zum anderen muss die Geschwindigkeitsziffer, bestehend aus dem Verhältnis effektive Strahlgeschwindigkeit v_S zu theoretischer Strahlgeschwindigkeit $v_{S,th}$, berücksichtigt werden, um von der theoretischen Strahlgeschwindigkeit $v_{S,th}$ auf die Schneidleistung und die notwendige hydraulische Leistung zu schließen [GUO94, KOL06]. Der Düsendurchmesser d_D hat physikalisch einen starken Effekt auf den Wasserstrahl und dessen Leistung, da mit linearerem Anstieg des Düsendurchmessers d_D der Wassermassenstrom mw und die Strahlenergie k_S exponentiell ansteigen.



<u>Bild 2-5</u>: Allgemeine Zusammenhänge zwischen Eingangs- und Zielgrößen beim Wasserabrasivstrahlen

Fokusrohrgeometrie

Mit der Festlegung eines Düsendurchmessers d_D ergibt sich ein sinnvoller Bereich der wählbaren Fokusrohrgeometrie. Um den Beschleunigungsprozess über den Venturieffekt, wie er bereits beschrieben wurde, stabil zu halten, sollte der Fokusrohrdurchmesser d_F dem 3-fachen bis 4-fachen des Düsendurchmessers d_D entsprechen [BLI90]. Besonders gute Ergebnisse lassen sich bei einem Verhältnis von Düsendurchmesser d_D zu Fokusdurchmesser d_F von 1/3 erzielen. Auch für die Fokusrohrlänge l_F ergibt sich ein sinnvoller Bereich. Zum einen darf die Fokusrohrlänge nicht zu kurz sein, da hierbei das Abrasivmittel nicht ausreichend beschleunigt werden kann. Auf der anderen Seite finden bei einer zu langen Fokusrohrlänge l_F zusätzliche Reibungseffekte im Rohr statt, die der Beschleunigung entgegenwirken. Die Fokusrohrlänge l_F sollte in etwa das 40-fache bis 50-fache des Fokusrohrdurchmessers d_F betragen [BLI90].

Abrasivmittelform und Abrasivmittelmassenstrom

Das eingesetzte Abrasivmittel spielt in vielerlei Hinsicht eine wichtige Rolle beim Wasserstrahlen. Als Abrasivmittel bzw. Schneidstoffe werden hochharte Feststoffe wie Silikate, Korunde oder Metalloxide z. B. Granatsand eingesetzt [HIM93]. Bei dem Feststoff sind eine hohe Härte, Festigkeit und Scharfkantigkeit erwünscht [FOW09]. Die Festigkeit wird benötigt, damit die Partikel während der Beschleunigung nicht zu stark auseinanderbrechen, die Härte sollte hoch sein, damit beim Kontakt mit dem Werkstoff ein Trennvorgang stattfinden kann. Hierfür ist auch die Scharfkantigkeit zuträglich. Neben den technischen Zielstellungen ist die wirtschaftliche Forderung nach einem kostengünstigen Abrasivmittel präsent. Ein guter Kompromiss ist meist in einem Granatsand zu finden, der mit geringen Kosten, einer hohen Härte von 7 bis 8 Mohs und scharfen Kanten überzeugt [HIM93].

Der Spanvorgang wird wesentlich durch die durchschnittliche Partikelgröße beeinflusst [FOW05b]. Ein großer Abrasivpartikel besitzt entsprechend seiner Masse eine größere kinetische Energie und damit eine erhöhte Spanfähigkeit, Kapitel 2.1.9. Jedoch erhöht sich mit der Partikelgröße auch die erzeugte Oberflächenrauheit [KOL06]. Aus diesem Grund werden große Partikel meist für Produktionsschnitte und Trennschnitte in Kombination mit großen Düsen eingesetzt. Ein Trennschnitt ist eine Bearbeitung mit dem Ziel durch eine hohe Vorschubgeschwindigkeit eine hohe Wirtschaftlichkeit zu erreichen. Dabei werden geringere Oberflächenqualitäten akzeptiert. Insgesamt werden fünf Qualitätsstufen zwischen dem theoretischen Trennschnitt und dem Schnitt mit höchster Qualität unterschieden [KOL06]. In der Praxis werden vor allem die Qualitätsstufen Trennschnitt, Produktionsschnitt und Qualitätsschnitt eingesetzt. Steht die Oberflächenqualität im Vordergrund, können kleinere Düsendurchmesser, kleinere Fokusrohrdurchmesser und Partikelgrößen verwendet werden. Durch die kleineren Partikel werden bessere Oberflächenqualitäten erzeugt und die kleinere Düse-Fokusrohr-Kombination ermöglicht dabei eine verbesserte Rechtwinkligkeit der Flanke.

Der Abrasivmittelmassenstrom \dot{m}_A ist so einzustellen, dass möglichst viel Abrasiv beschleunigt wird, jedoch gleichzeitig eine ausreichende Beschleunigung aller Partikel gewährleistet ist [KOL06]. Die Wahl eines geeigneten Abrasivmittelmassenstroms \dot{m}_A ist somit abhängig vom Wassermassestrom \dot{m}_W und somit wiederum vom Düsendurchmesser d_D. Dabei sollte ein Beladungsverhältnis R von 1/3 des Abrasivmittelmassenstrom \dot{m}_A zum Wassermassestrom nicht überschritten werden [BLI90]. Das beste Übertragungsverhältnis wird laut HOOGSTRATE

[HOO00] im Bereich von R = 0,1 bis R = 0,23 erreicht, wobei die Übertragungseffizienz, Energie des Wasserabrasivstrahles im Verhältnis zum Reinwasserstrahl, in diesem Bereich bei über 60 % liegt.

Vorschubgeschwindigkeit

Die Vorschubgeschwindigkeit v_f mit der der Strahl über das Werkstück geführt wird ist die entscheidende Einstellgröße für das Spanen mit durchgängigem Strahl. Die Beschreibung der vorangegangenen Prozessparameter hat gezeigt, dass feste Zusammenhänge eingehalten werden sollten. Wird zusätzlich berücksichtigt, dass eine Pumpe mit Maschinensystem typischerweise auf einen festen Druckwert ausgelegt ist und dieser, zwecks optimaler Produktivität, auch ausgenutzt wird, so bleibt vor allem die Vorschubgeschwindigkeit v_f zur Adaption des Schneidprozesses. Entsprechend vielfältig sind die Auswirkungen der Vorschubgeschwindigkeit v_f (Bild 2-5).

Generell müssen die Prozessparameter und damit die Vorschubgeschwindigkeit v_f an den Werkstoff und dessen Härte und Zähigkeit angepasst werden. Eine dann erfolgende Reduktion der Vorschubgeschwindigkeit v_f ermöglicht das Schneiden dickerer Werkstoffe. Bei gleichbleibender Werkstoffdicke führt eine Reduktion der Vorschubgeschwindigkeit v_f zu einer besseren Oberflächenqualität.

Beim Spanen mit definierter Kerbtiefe ist die Vorschubgeschwindigkeit v_f ebenfalls ein wichtiger Parameter zur Prozesseinstellung. Bei dieser Prozessvariante wird in aller Regel mit deutlich höherer Vorschubgeschwindigkeit v_f gearbeitet als beim Schneiden [FOW05b, HAS10, RIV18]. Über den Parameter kann zudem die Kerbgrundwelligkeit w_K beeinflusst werden [FAL18]. Mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit v_f sinkt die entstehende Kerbtiefe t_K, da sowohl die Strahleinwirkzeit als auch das Zeitspanungsvolumen Q_w abnehmen [LAU94]. Die Kerbgrundwelligkeit w_K verhält sich hierzu jedoch nicht proportional.

Arbeitsabstand

Im Allgemeinen sollte der Arbeitsabstand I_s beim Trennstrahlen so gering wie möglich eingestellt werden, um den Energieverlust, der beim Durchströmen von Luft stattfindet, so gering wie möglich zu halten [KOL06]. Jedoch sind sehr geringe Arbeitsabstände aus Anwendungssicht unpraktisch, da es zu Kollisionen kommen kann. Typischerweise wird ein Arbeitsabstand von $I_s = 2$ mm gewählt [BL190]. Da sich der Strahldurchmesser d_s mit zunehmendem Arbeitsabstand I_s vergrößert, kann beim Spanen mit definierter Kerbtiefe die Kontaktfläche gezielt beeinflusst werden [PAU98, VAN17].

Anzahl der Überfahrten

Die Anzahl der Überfahrten z ist nur beim Spanen mit definierter Kerbtiefe relevant, da ein Trennschnitt mit einer Überfahrt realisiert wird. FALTIN [FAL18] zeigt, dass die Kerbtiefe mit steigender Anzahl an Überfahrten z steigt, jedoch verringert sich die Kerbtiefendifferenz Δt_{K} mit zunehmender Anzahl an Überfahrten z, wegen zunehmender Reibungseffekte in der Kerbe.

Werkstückwerkstoff

Neben den bisher vorgestellten Effekten der Prozessstellgrößen, gilt es auch den Werkstoff selbst mit zu berücksichtigen, da die jeweilige Materialabtrennung vom Werkstoff abhängig ist. Dabei gilt, dass weichere Werkstoffe schneller bearbeitet werden können als harte Werkstoffe. Eine erste Übersicht über die Bearbeitbarkeit von Werkstoffen wurde von ZENG UND KIM [ZEN93] anhand der Bearbeitbarkeitszahl Nm (engl. machinability number) erstellt. Die Studie zeigt, dass Keramiken schwerer zu bearbeiten sind als Metalle, bzw. die Bearbeitung bei geringerer Vorschubgeschwindigkeit vf stattfinden muss. Nach den Keramiken folgen die metallischen Werkstoffe und darauf spröde Zusammensetzungen wie Glas und Gestein. Mit sehr hohen Vorschubgeschwindigkeiten vf können Kunststoffwerkstoffe [GET08] oder Naturprodukte wie Holz verarbeitet werden [ZEN93]. Zudem wurde über die letzten Jahre die gute Bearbeitbarkeit von Faserverbundwerkstoffen nachgewiesen [EL-18, JAG19, MON17, MON19, PUT18a, REN17, SCH17, SOU20, WAN99]. Auch die Bearbeitbarkeit von den in der Luftfahrtindustrie häufig eingesetzten Werkstoffen, z. B. Nickelbasis- oder Titanlegierungen, wurde zahlreich nachgewiesen [FOW09, NAI18, PAH19, SUÁ19, VAN17]. Darüber hinaus wurden auch verschiedene Metallmatrixverbundwerkstoffe für die Wasserstrahlbearbeitung evaluiert [MOH15, NAG18, SAS18]. Weitere Studien an besonders harten, spröden oder allgemein schwer zu verarbeitenden Zusammensetzungen wie keramischen Verbundwerkstoffen verdeutlichen das bearbeitbare Werkstoffspektrum der Wasserstrahltechnologie [FEN07, GAO18, HAS15, KRA17, LIU14, PUT18b, RÖS17, SAL16, SRI19, ZHA19]. Dass das Werkstoffspektrum tatsächlich uneingeschränkt bearbeitbar ist, wird durch die Arbeit von AXINTE ET AL. [AXI09] zur Bearbeitung von Diamant verdeutlicht. Um ein besseres Verständnis über die jeweiligen Trennmechanismen für die verschiedenen Werkstofftypen zu erlangen, werden im Folgenden die Prozesseigenschaften und Wirkmechanismen beim Wasserabrasivstrahlen begutachtet.

2.1.6 Prozesseigenschaften und Wirkmechanismen

Die grundlegenden Überlegungen zum Mikrotrennprozess für Partikel, die auf einer Werkstückoberfläche auftreffen, stammen von FINNIE [FIN58] und BITTER [BIT63A]. FINNIE beschreibt den Spanprozess eines Abrasivkorns in Abhängigkeit des Auftreff- bzw. Kontaktwinkels und der Rotation des Korns bei duktilen Werkstoffen. BITTER erweitert die Mechanismen um spröde Werkstoffe und führt die beiden Begriffe "Prallverschleiß" und "Gleitverschleiß" ein. Zudem führt er eine formelmäßige Beschreibung der beiden Abtrennarten ein. Die Prozesse "Prallverschleiß" und "Gleitverschleiß" sind Phänomene, welche in der Mikromechanik und Tribologie ebenfalls auftreten und dort entsprechend als Oberflächenzerrüttung (Verformung, Rissbildung und Ausbreitung) und Abrasion (Riefen, Span, Verformung) bekannt sind [SOM14]. Die Mechanismen sind in <u>Bild 2-6</u> dargestellt.





Die kontinuierliche Abfolge der Mikromechanismen führt zu einer makroskopischen Kerbausbildung, die charakteristisch für das Wasserstrahlschneiden ist, und als Stufenbildung bezeichnet wird [BLI90]. Diese kann besonders gut beobachtet werden, wenn eine Kerbe mit definierter Kerbtiefe, Bild 2-4, geschnitten wird. Bei der Bewegung des Strahls in das Werkstück beginnt der Strahl, den Werkstoff unter einem sehr geringen Kontaktwinkel (roter Bereich) zu schneiden, Bild 2-7. In diesem Bereich besitzen die Partikel eine hohe Geschwindigkeit sowie eine geringe Divergenz und erzeugen deshalb eine feine Oberflächenstruktur, die als Glattschnitt bezeichnet wird. Mit Fortschreiten des Strahls über das Werkstück beginnen auch die im oberen Bereich abgelenkten Partikel, wieder auf den Werkstoff aufzutreffen (blauer Bereich Bild 2-7). Bei diesem zweiten Kontakt besitzen die Partikel etwas weniger Energie und der Strahl als Ganzes eine erhöhte Divergenz, da sich die Partikel je nach Primärkontakt in unterschiedliche Richtungen bewegen. Dieser Materialabtrag wird häufig als Sekundärabtrag (Jetlag) bezeichnet [GOS19]. Durch diesen Abtrag entsteht eine rauere Oberfläche, die als Restschnitt bezeichnet wird. Mit dem weiteren Fortschreiten des Strahls entsteht ein Tertiärstrahl bzw. ein dritter Kontakt der Partikel mit dem Werkstoff. Dieser Strahl kann die Kerbe weiter vertiefen, wenn die Kontaktbedingungen günstig sind. Aufgrund des Fortschreitens des Strahls sind diese Kontaktbedingungen ab einem bestimmten Punkt nicht mehr gegeben, Bild 2-7. Stattdessen geht der Strahl in einen ungünstigen Materialabtrag beim Kontakwinkel von $\alpha_{\rm K}$ = 90° über. Hierdurch sinkt die Abtrennleistung und es entsteht eine Spitze im Kerbgrund. Die nachfolgenden Kontaktbedingungen entsprechen wieder jenen vom am Anfang des Prozesses. Damit ist ein Zyklus abgeschlossen. Dieser Zyklus wiederholt sich bis zu dem Punkt, an dem der Strahl aus dem Material austritt [HAS84]. In diesem Moment wird der Sekundärstrahl geteilt. Damit wird ein zunehmender Teil der Abtrennenergie aus dem Werkstück abgeleitet. Dies führt zu einem verringerten Sekundär- und Tertiärstrahl, wodurch eine Erhöhung des Kerbgrundes in Form eines Dreiecks verursacht wird. Dieses Werkstoffdreieck am Ende eines Schnittes ist charakteristisch für das Wasserabrasivstrahlen [HAS84].





Der beschriebene Prozessablauf gilt für das Schneiden von geraden Bahnen. Die theoretischen Änderungen bei einer kreisförmigen Werkzeugbewegung wurden von LAURINAT [LAU94] dargestellt. LAURINAT zeigt zum einen die Verschiebung des tiefsten Kerbpunktes hin zum Kreismittelpunkt, und zum anderen die Auswirkung des Sekundärstrahls auf die Kerbaußenflanke (Sekundärabtrag Typ I). Zudem weist LAURINAT [LAU94] darauf hin, dass beim Übergang von einer Kreisbewegung in eine Linienbewegung eine zusätzliche, durch den Sekundärstrahl verursachte Materialabtrennung in Verlängerung der Bahnlinie zu erwarten ist (Sekundärabtrag Typ II).

2.1.7 Schnittfugenbewertung und Kenngrößen

Durch das Zusammenspiel der beschriebenen Wirkmechanismen erzeugt das WAIS eine Kerbe mit variierenden Oberflächeneigenschaften. Das <u>Bild 2-8</u> zeigt den Verlauf der größten Höhe des Profils Rz und die Flankenwelligkeit w_F mit zunehmender Kerbtiefe t_K am Beispiel des axialen WAIS-Einstechdrehens bei einem Radius von r = 8 mm. Aus den Verläufen der beiden Kennwerte wird der Unterschied zwischen dem Glattschnitt- und dem Restschnittbereich deutlich.







Bild 2-9: Kenngrößen der Schnittflanke beim WAIS nach VDI 2906 mit Erweiterungen [VDI 2906-10]
2.1.8 Randzoneneigenschaften

Neben der geometrischen Bewertung der Oberfläche gilt es, im Sinne einer vollständigen Beschreibung der Effekte des Wasserstrahls, auch die Werkstoffrandzone zu beurteilen. In diesem Zusammenhang müssen insbesondere im Hinblick auf eine ggf. stattfindende Nachbearbeitung der Härteverlauf, Risse unter der Oberfläche und Abrasiveinlagerungen berücksichtigt werden.

Härte

Untersuchungen zur Beeinflussung der oberflächennahen Randschichthärte durch den WAIS wurden von verschiedenen Forschergruppen durchgeführt. Dabei wurde beispielsweise von TABATCHIKOVA ET AL. [TAB18] an Stahl beobachtet, dass Härteänderungen an einer Schnittflanke mit einer Aufhärtung bis in eine Tiefe von $t_W = 60 \ \mu m$ eher gering ausfallen. In einer Untersuchung an einem Metallmatrixverbundwerkstoff beim WAIS-Drehen von SRIVASTAVA ET AL. [SRI19] wurde ab einer Tiefe von $t_W > 100 \mu m$ kein signifikanter Unterschied zur Ausgangshärte festgestellt. In der gleichen Studie wurden die Eigenspannungstiefenverläufe aufgenommen. Die maximale Druckeigenspannung beträgt σ_E = -261 MPa in einer Tiefe von t_w = 50 µm. In einer Tiefe von t_w \geq 150 µm waren keine Druckeigenspannungen mehr vorhanden. Höhere Aufhärtungstiefen wurden von ALBERDI ET AL. [ALB17] beim WAIS-Fräsen beobachtet. Dabei wurde eine erhöhte Härte bis in Werkstücktiefen von t_W = 400 µm gemessen. Von FALTIN [FAL18] wurde im Kerbgrund ebenfalls eine höhere Aufhärtung von 35 % im Vergleich zum Ausgangszustand gemessen. An der Flanke wurde hingegen eine Aufhärtung von 15 % beobachtet. Diese Messungen an Titanaluminid zeigen eine erhöhte Härte bis in eine Tiefe von maximal $t_W = 50 \ \mu m$. Die höhere Aufhärtung im Kerbgrund und damit insbesondere beim WAIS-Fräsen ist durch den Auftreffwinkel des Strahls zu erklären. Die Partikelenergie führt bei einem Kontaktwinkel von α_{K} = 90° vorwiegend zu Verformung. Somit wird die Energie in Aufhärtung und Rissbildung endsprechend den spröden Trennmechanismen umgesetzt. Die Versprödung des Werkstoffes ausgehend von verschieden Ausgangszuständen wurde von MIES-ZALA ET AL. [MIE17] ausformuliert.

Rissbildung

Die Rissbildung hängt wie zuvor beschrieben eng mit der Härte bzw. Aufhärtung zusammen. Beobachtungen, die vermehrt Risse im Kerbgrund zeigen, können also auch auf die oben beschriebenen Trennmechanismen bzw. die Kontaktwinkel zurückgeführt werden. Von FALTIN [FAL18] wurde an Titanaluminid eine maximale Risstiefe im Kerbgrund von 30 µm gemessen.

Abrasiveinlagerungen

Abrasiveinlagerungen wurden bereits in Bild 2-6 als Wirkmechanismus eingeführt. Die in die Oberfläche eingebrachten Partikel sind zudem für die Nachbearbeitung von Bedeutung, da sie eine konventionelle Zerspanung, durch z. B. Fräsen erschweren können. Untersuchungen zur Menge und Art der Abrasivmitteleinlagerungen wurden von mehreren Forschergruppen vorgenommen [FOW05a, HAS91, HAS93, NEI68, SHI05]. FOWLER [FOW05a] beobachtete an einer Titanlegierung Ti6Al4V Abrasiveinlagerungen mit einem Anteil von 5 % bis 40 % der Flankenfläche, abhängig von den Prozessparametern. An Inconel 718 wurden von ALBERDI ET AL. [ALB17] etwas geringere Werte zwischen 5 % und 20 % beobachtet. BOUD ET AL. [BOU10] zeigen, dass die Abrasiveinlagerungen bei einem Kontaktwinkel von $\alpha_{K} = 90^{\circ}$ in der strahlbeeinflussten Zone etwas höher liegen als auf der Schnittflanke. Somit ist beim WAIS-Fräsen

oder beim Strahlen mit definierter Kerbtiefe im Kerbgrund mit einer erhöhten Abrasiveinlagerung zu rechnen. Die Abrasiveinlagerungen können, wie von FALTIN [FAL18] beobachtet, durch abrasivfreie Spülvorgänge reduziert werden.

2.1.9 Prozessabbildung und Prozessmodelle

Für die Prozessabbildung des WAIS wurden verschiedene analytische, empirische und numerische Ansätze, z. B. über die Bewegungsgleichungen oder die Energieerhaltung, verfolgt und umgesetzt [MOM98]. Neben der Ansatzfunktion zielen die Modelle auf verschiedene Zielgröße ßen ab und können entsprechend unterschieden werden. Eine häufige Zielgröße ist die maximale Kerbtiefe in Abhängigkeit zu den wichtigsten Prozessparametern. Eine weitere Zielgröße ist der Volumen- oder Masseabtrag durch einzelne Partikel, Partikelmassenströme oder Strahlenergien. Viele Ansätze basieren auf den grundlegenden physikalischen Kontaktbedingungen, welche vor allen durch FINNIE [FIN58] und BITTER [BIT63a] maßgebend beschrieben und definiert wurden.

Finnie

In der Arbeit zu den "Erosionsmechanismen duktiler Werkstoffe" beschreibt FINNIE [FIN58] anhand der Berücksichtigung einzelner Partikel-Werkstoffkontakte die Materialabtrennung durch Mikrospanen und Mikropflügen. Grundlage für die formelmäßige Beschreibung der Materialabtrennung ist die Bewegungsgleichung der Partikel. Zudem werden die zwei verschiedenen Spanungsmechanismen B und C, Bild 2-6, unterschieden. Als Grenze zwischen den Mechanismen wird der kritische Kontaktwinkel α_{kri} eingeführt, welcher für metallische Werkstoffe zwischen 10° und 20° liegt und von den Kontaktwerkstoffeigenschaften abhängt. Im Ergebnis kommt FINNIE [FIN58] zu dem in Formel 2-2 dargestellten Zusammenhang. Der Parameter Ψ_p ist ein den Abrasivpartikel beschreibender Kennwert, der das Verhältnis aus Massenträgheitsmoment zum Abstand zwischen Abrasivpartikelmittelpunkt und der in den Kontakt tretenden Partikelkante beschreibt. Das Modell beschreibt die gemessene Abtrennung des Volumens V_w für geringe Kontaktwinkel α_{K} sehr gut. Aufgrund des nicht berücksichtigten spröden Abtragmechanismus ist das Modell allerdings für hohe Kontaktwinkel α_{K} und für spröde Werkstoffe ungeeignet.

$$V_{w} = \begin{cases} M v_{p}^{2} \left(\sin(2\alpha_{K}) - 3\sin^{2}(\alpha_{K}) \right) / 2 \Psi_{p} & \alpha_{K} < \alpha_{K,kri} \\ M v_{p}^{2} \cos^{2}(\alpha_{K}) / 6 \Psi_{p} & \alpha_{K} > \alpha_{K,kri} \end{cases}$$
(2-2)

Bitter

BITTER [BIT63a, BIT63b] untersucht in seinen beiden Arbeiten zur "Studie von Erosionsphänomenen" die spröden Materialabtrennmechanismen und kombiniert diese mit den spanenden Komponenten. In diesem Zusammenhang wird der viel benutzte Begriffe des "cutting wear" (dt. Schneidverschleiß) zur Beschreibung des Mikrospanens und Mikropflügens eingeführt. Der Begriff des "deformation wear" (dt. Deformationsverschleiß) wird analog zur Beschreibung des Grades der Materialverformung, der Rissbildung und der daraus resultierenden Materialabtrennung definiert. Das Modell zur Beschreibung der spröden Materialabtrennmechanismen basiert auf der Energie eines Partikels, welches im Kontakt mit dem Werkstoff auch plastische Verformungen erzeugt. Die entsprechende Gleichung ist in <u>Formel 2-3</u> aufgeführt. Sie enthält neben der Partikelmasse M und der Partikelgeschwindigkeit v_p die drei Konstanten K, ς und ϵ . K ist ein Faktor, der besser als kritische Partikelgeschwindigkeit v_{p,kri} verstanden werden kann. Der Faktor K kann theoretisch aus den mechanischen und physikalischen Materialeigenschaften wie der Elastizitätskonstante berechnet werden. Der Schneidverschleißfaktor ς und der Deformationsverschleißfaktor ε setzen die berechnete Partikelenergie und das abgetrennte Material ins Verhältnis. Diese Faktoren müssen für alle Werkstoffe versuchstechnisch ermittelt werden. BITTER [BIT63a, BIT63b] wendet den Ansatz der Partikelenergie auch für die Beschreibung des Deformationsverschleißes an und kommt ähnlich wie FINNIE [FIN58] zu zwei Gleichungen für die Werstoffvolumenabtrennung V_w je nach Strahlwinkel.

$$V_{w} = \begin{cases} \frac{MC(v_{p}\sin(\alpha_{K})-K)^{2}}{0.5(v_{p}\sin(\alpha_{K}))^{\frac{1}{2}}} \begin{pmatrix} v_{p}\cos(\alpha_{K}) - \frac{MC(v_{p}\sin(\alpha_{K})-K)^{2}}{0.5(v_{p}\sin(\alpha_{K}))^{\frac{1}{2}}} \varsigma \end{pmatrix} + \frac{M(v_{p}\sin(\alpha_{K})-K)^{2}}{2\epsilon} & \text{für} \\ \frac{M(v_{p}^{2}\cos^{2}(\alpha_{K})-K_{1}(v_{p}\sin(\alpha_{K})-K)^{\frac{3}{2}})/2}{M(v_{p}^{2}\cos^{2}(\alpha_{K})-K_{1}(v_{p}\sin(\alpha_{K})-K)^{\frac{3}{2}})/2} \varsigma + M(v_{p}\sin(\alpha_{K})-K)^{2}/2\epsilon} & \text{für} \\ \frac{K}{2\epsilon} & \alpha_{K,kri} \end{cases}$$
(2-3)

Hashish

In der Modellierungsstudie zum Wasserstrahlenschneiden wendet HASHISH [HAS84] die von FINNIE und BITTER bekannten Erkenntnisse erstmals auf das Fertigungsverfahren Wasserabrasivstrahlen an. In weiteren Studien werden die gewonnenen Erkenntnisse erweitert und fortgesetzt [HAS87a, HAS89]. In den Arbeiten wird der Trennprozess in die zwei bekannten Phasen "Cutting" und "Deformation" unterschieden. Im oberen Bereich der Kerbe findet der Ansatz von FINNIE Berücksichtigung, während im unteren Bereich der Kerbe das Modell von Bitter umgesetzt wird. Als Ergebnis stehen Formel 2-4 und Formel 2-5 in Abhängigkeit wichtiger Prozessparameter, Trenneigenschaften und der Werkstoffeigenschaften. Die Kerbtiefe ergibt sich als Überlagerung aus Deformations- und Schneidabtrennung $t_{K} = t_{K,d} + t_{K,c}$.

$$t_{K,c} = \frac{d_F v_p / C_k}{\left(\pi v_f d_F^2 \rho_{abr} / 14 \dot{m}_a\right)^2 + \left(v_{p,kri} / C_k\right)}$$
(2-4)

$$t_{K,d} = 1 / \left(\frac{\pi d_F \sigma_f v_f}{2 R \dot{m}_a (v_p - v_{p,kri})^2} + \frac{c_f v_p}{d_F (v_p - v_{p,kri})} \right)$$
(2-5)

Der Ansatz besitzt aufgrund der Berücksichtigung der Werkstoffeigenschaften eine hohe Allgemeingültigkeit bezogen auf das Materialspektrum. Die Werkstoffeigenschaften werden im Wert zur "Stärke des Werkstoffes" σ_f zusammengefasst. Dieser Wert stimmt mit einem Korrelationskoeffizienten von über 90 % mit dem Werkstückelastizitätsmodul unter Berücksichtigung eines Faktors gut überein [HAS89].

Das Modell gilt insbesondere für die typische Wasserstrahlschneidanwendungen an duktilen Werkstoffen im Bereich von Blechhöhen zwischen h_{WS} = 15 mm bis 30 mm. Bei geringen Kerbtiefen fällt die Vorhersage zu hoch aus, während bei großen Blechdicken die Vorhersage tendenziell zu gering ist [MOM98]. Damit ist das Modell für die Schneidanwenderebene gut geeignet, nicht jedoch für komplexe Prozessvarianten wie das Spanen mit definierter Kerbtiefe.

Weitere analytische Prozessmodelle zum Schneiden

Die Vorhersagegenauigkeit des Modellansatzes von HASHISH wird durch Änderungen der Randbedingungen von EL-DOMIATY ET AL. [EL-96] verfeinert und liefert für viele experimentelle Ergebnisse eine verbesserte Approximation. Das Modell von HASHISH dient auch als Grundlage für die Arbeiten von RAJU UND RAMULU [RAJ94a, RAJ94b], die die Materialabtrennung vor allem über die Partikelgeschwindigkeit und die in der Kerbe vorliegenden Widerstandsvorgänge beschreibt. In dem Modell wird jedoch eine größere Anzahl an Vereinfachungen, Annahmen und Parametern getroffen, die eine einfache Vorhersage erschweren. Eine Kerbtiefenbeschreibung, die ebenfalls auf den Arbeiten von FINNIE, BITTER und HASHISH aufbauen, wurden von ELTOBGY ET AL. [EIT05] aufgestellt. Mit Hilfe der Gleichung kann, insbesondere bei langsamen Vorschubgeschwindigkeiten v_f eine zuverlässige Kerbtiefenprognose abgeben werden.

OWEINAH [OWE90] stellt einen in der Praxis gut anwendbaren Ansatz zur Berechnung der Kerbtiefe vor. In dem Ansatz wird die Energieerhaltung propagiert. Dazu wird die kinetische Energie der Abrasivpartikel ins Verhältnis zum gemessenen Materialabtrag gesetzt. Mit dem experimentellen Wissen über den Wirkungsgrad der Partikelbeschleunigung und den Materialabtrag entsteht eine praktisch anzuwendende Gleichung mit einer zu kalibrierenden Kenngröße zur Vorhersage einer Vielzahl von Einflussgrößen.

In der Kerbtiefengleichung von BLICKWEDEL [BLI90] werden die beiden Haupteinflussgrößen Druck p und Vorschubgeschwindigkeit v_f direkt ins Verhältnis gesetzt. Auch dieses Modell basiert auf der Energieerhaltung. Anders als bei OWEINAH [OWE90] werden zwei Koeffizienten für einen Werkstoff, einer zum Abtrag C_S und einer zum Grenzdruck p₀, experimentell bestimmt. Hinzu kommen Werte aus einer Regressionsanalyse, <u>Formel 2-6</u>. Mit diesem Vorgehen kann eine Reihe verschiedener Werkstoffe, duktil und spröde, für verschiedene Druckwerte sehr anwendungsnah vorhergesagt werden.

$$t_{\rm K} = C_{\rm S}(p - p_0) / v_{\rm f}^{(0,86+2,09/v_{\rm f})}$$
(2-6)

Eine Kerbtiefenmodellierung von ZENG UND KIM [ZEN92, ZEN93] propagiert einen rein empirischen Ansatz. Die Einflussfaktoren Druck p, Wassermassenstrom \dot{m}_W und Abrasivmittelmassenstrom \dot{m}_A stehen zwar noch im Verhältnis zum Fokusrohrdurchmesser d_F und der Vorschubgeschwindigkeit v_f, alle Parameter werden jedoch um einen Regressionskoeffizienten im Exponenten ergänzt. Hinzu kommt die bereits genannte Zahl der Bearbeitbarkeit N_m um die Eigenschaften verschiedener Werkstoffe zu berücksichtigen. Diese Bearbeitbarkeitszahl N_m sinkt mit zunehmender Werkstoffhärte und Festigkeit, Kapitel 2.1.5. Dieser empirische Ansatz kann mit wenigen Tests genutzt werden, um ein breites Spektrum an Vorhersagen für einen neuen Werkstoff zu treffen. Bei den untersuchten Werkstoffen wurde eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Vorhersage und Messergebnis mit einem Bestimmtheitsmaß von R² = 0,91 beobachtet. Ähnliche über Regressionskoeffizienten abgebildete Ansätze gibt es z. B. auch von KOVACEVIC [KOV92] oder WANG [WAN07]. Da die Anwendung der allgemeinen linearen Regression eine sehr häufige Methode zur Beschreibung von Modelldaten darstellt, sollen die einzelnen Studien an dieser Stelle nicht gesondert betrachtet werden. Stattdessen wird die Methode in Kapitel 2.3 vorgestellt.

HOOGSTRATE [HOO00] modelliert in seiner Dissertation die Kerbtiefe t_K über einen Energiefluss pro Zeiteinheit und damit über den Energieerhalt. Erwähnenswert ist die Arbeit aufgrund ihrer umfangreichen Beschreibung der vorherrschenden Energie, beginnend vom Ort des Drucks p über den Reinwasserstrahl, der Abrasivpartikel bis zum Spannprozess und der damit entstehenden Kerbtiefe. PI [PI08] greift diesen Ansatz nochmals auf, um ihn zu erweitern und um aktuelle Einsatzparameter abzuleiten.

Allen bisher genannten Modellen zur Kerbtiefenbestimmung ist gemein, dass sie das klassische Wasserstrahlschneiden abbilden, Kapitel 2.1.4. Beim Wasserstrahlen mit definierter Kerbtiefe, dem WAIS-Fräsen, ändern sich die Randbedingungen aufgrund der abweichenden Kontaktbedingungen grundsätzlich. Im Folgenden werden einige Modellansätze, die das WAIS-Fräsen abbilden und beschreiben, vorgestellt.

Axinte

AXINTE ET AL. [AXI10] entwickeln ein "geometrisches", analytisches Modell zur Beschreibung des Kerbprofils durch den Wasserabrasivstrahl. Ziel des Ansatzes ist es, die Vorhersage von maskenlosen Fräsoperationen zu erleichtern. Das Modell basiert auf einer angenommenen Strahlenergie, welche bei gegebenem Druck p, Abrasivmittelmassenstrom \dot{m}_A und Strahlradius r_S vorhanden ist. Die Strahlenergie k_S steht in einem festen Verhältnis zum Zeitspanungsvolumen Q_w, welches von AXINTE ET AL. [AXI10] als Ätzrate bezeichnet wird. Um dieses Verhältnis zu bestimmen, muss zusätzliches Wissen über das Zeitspanungsvolumen Q_w in Abhängigkeit des Strahlwinkels vorhanden sein. Das radiusabhängige Zeitspanungsvolumen Q_w(r) für einen Strahlwinkel von $\beta_S = 90^\circ$ kann über eine Kerbprofilmessung bestimmt werden, <u>Formel 2-7</u>.

$$Q_{w}(r) = 1/q\pi \left[\int_{r}^{1} r_{S} (Z_{0}(r_{S}) - Z_{0}(r)) / (r_{S}^{2} - r^{2})^{\frac{3}{2}} dr_{S} - Z_{0}(r) \right]$$
(2-7)

Dabei beschreibt $Z_0(r)$ die Kerbprofiltiefe in Abhängigkeit des Radius r im Wasserstrahl, welcher die maximale Größe r_s aufweist. Da das Geschwindigkeitsverhältnis q mit steigender Vorschubgeschwindigkeit gegen eins läuft, sollte das Kerbprofil bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten v_f ermittelt werden. Bei bekanntem Zeitspanungsvolumen Q_w kann eine Kerbtiefe t_K für eine beliebige Vorschubgeschwindigkeit v_f an spröden Werkstoffen numerisch über <u>Formel 2-8</u> ermittelt werden [AXI10]. Die Formel berücksichtigt, ob sich der Wasserstrahl zu einem bestimmten Zeitschritt t über dem gesuchten Punkt befindet $r \le r_s$.

$$\partial Z_{0}/\partial t = \begin{cases} \frac{-Q_{w}(X^{2}+v_{f}^{2}t^{2})^{\frac{1}{2}}}{(1+(\partial Z_{0}/\partial X)^{2}+(\partial Z_{0}/\partial Y)^{2})^{\frac{k_{S}}{2}}} & \text{für } -(r_{S}^{2}-X^{2})^{\frac{1}{2}} \le v_{f}t \le (r_{S}^{2}-X^{2})^{\frac{1}{2}} \\ 0 & \text{für } -r_{S} \le v_{f}t \le -(r_{S}^{2}-X^{2})^{\frac{1}{2}} \text{ und } (r_{S}^{2}-X^{2})^{\frac{1}{2}} \le v_{f}t \le r_{S} \end{cases}$$
(2-8)

In einer Folgestudie der Forschergruppe sollen die beiden Eingrenzungen des Ansatzes, nämlich die Anwendung bei einem Strahlwinkel von $\beta_s = 90^\circ$ und die Eingrenzung auf sprödes Material, ausgeräumt werden [KON12]. Hierzu wird erneut eine Differenzialgleichung eingeführt, die über eine Kerbprofilmessung in ein Zeitspanungsvolumen Q_w übertragen werden kann. Das Vorgehen umfasst somit auch das Generieren und Messen eines Kerbprofils, welches unter einem Strahlwinkel erzeugt wurde, sowie das Ableiten eines Zeitspanungsvolumen Q_w(r, β_s). Zusätzlich wird in dieser Arbeit zwischen flachen und tieferen Kerben unterschieden. Weiterhin werden zwei weitere Parameter genutzt, um das mathematische Modell an das Kerbprofil anzupassen. Insgesamt werden durch das Vorgehen sehr gute Vorhersagen ermöglicht. Allerdings scheint es, als ob ein sehr hoher mathematischer und Anpassungsaufwand betrieben werden muss, um die Effekte des Strahlwinkels an duktilem Werkstoff abzubilden. Der Anpassungsaufwand ist notwendig, da der Ansatz nicht den physikalisch entstehenden Sekundärstrahl, sondern nur seine Auswirkungen abbildet. Aufgrund des Modellansatzes wird es auch nicht möglich sein, das Modell auf deutlich langsamere Vorschubgeschwindigkeiten anzuwenden, um dadurch mögliche Hinterschneidungen im Material abzubilden [KON12]. Die Forschergruppe präsentiert noch zwei weitere Untersuchungen zu dem vorgestellten Ansatz bzw. zum WAIS-Fräsen. Zum einen wird der Ansatz mittels einer stochastischen Komponente untersucht, zum anderen wird das WAIS-Fräsen mittels iterativem Lernen des Kerbprofils analysiert [RAB16, TOR16]. Beide Untersuchungen lösen das Problem des physikalisch auftretenden Sekundärstrahls jedoch nicht auf.

Van Bui et al.

VAN BUI ET AL. [VAN17, VAN19] präsentieren ein weiteres Modell zur Vorhersage von Fräsoperationen. In dem Modell wird das Kerbprofil durch eine Gaußverteilung abgebildet. Eine Überlagerung der Verteilungen führen zu einem entsprechenden Flächenabtrag. VAN BUI ET AL. [VAN17] erkennen die Auswirkungen des Sekundärstrahls beim WAIS-Fräsen. Sie argumentieren jedoch, dass der Sekundärstrahl bei einem entsprechend kleinen Bahnabstand b_S vernachlässigbar klein wird. Jedoch zeigen sich in einem ersten Ansatz Ungenauigkeiten in der Vorhersage der Profiltiefe über der Vorschubgeschwindigkeit v_f. Durch eine Berücksichtigung verschiedener Abtrennkoeffizienten für verschiedene Parametereinstellungen werden diese jedoch eliminiert. Das Modell scheint somit für Fräsoperationen bis zu einer Tiefe von 0,6 mm sehr gute Ergebnisse zu prognostizieren.

Numerische Prozesssimulation

Neben den analytisch mathematischen Prozessmodellen wurden vor allem in den letzten Jahren vermehrt numerische Modelle zur Beschreibung der Effekte beim Wasserstrahlen entwickelt und vorgestellt. Die Ansätze der Modelle reichen von Diskreten-Elemente-Methoden (DEM) über Ansätze mittels numerischer Strömungsmechanik, engl. Computational Fluid Dynamics (CFD), bis zu Ansätzen mit geglätteter Teilchenhydrodynamik, engl. Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH). Ähnlich zur Prozessabbildung können auch die numerischen Modelle nach ihren Zielgrößen unterschieden werden. Eine Abbildung des Abrasivmittel-Werkstoff-Kontakts mittels SPH wurde von LV ET AL. [LV19] vorgestellt. Die Methode liefert sehr detaillierte Einblicke in die Kontaktvorgänge und Trennmechanismen, allerdings können bei diesem Ansatz nur wenige Kontakte abgebildet werden. Eine Forschergruppe aus Slowenien entwickelt einen zellulären Automaten zur Beschreibung der Schnittfrontentwicklung beim Wasserabrasivstrahlen [JER15, LEB04, ORB04]. Das Modell bildet die Effekte der Prozessstellgrößen, des Sekundärstrahls und die Effekte an der Schnittfront in einem 2D Modell sehr gut ab. Eine Übertragungsmöglichkeit auf andere Operationen wie das WAIS-Fräsen bleibt allerdings offen. In einer Studie von LANIEL ET AL. [LAN17] wurde der Wasserabrasivstrahl mittels DEM vielversprechend abgebildet. In dem Modell findet jedoch noch keine Materialabtrennung statt. POZ-ZETTI UND PETERS [POZ18] verbinden CFD und DEM Ansätze und sind damit in der Lage, die Verschleißmechanismen im Fokusrohr sehr gut abzubilden. CFD Modelle sind generell besonders geeignet, um die Interaktionen zwischen Partikeln und Wasser und die Geschwindigkeiten des Abrasivstrahls in der Mischkammer und im Fokusrohr abzubilden [LIU04, PRI08, QIA18a, QIA18b]. Die Modelle helfen den Abrasivmittelbeschleunigungsprozess und die Auswirkungen der Prozessparameter auf den Fokusrohrverschleiß besser zu verstehen und zu beschreiben.

Die simulative Werkstoffvolumenabtrennung durch einen ausgebildeten Wasserabrasivstrahl wurde in verschiedenen Arbeiten mittels SPH untersucht. Dazu wurde meist eine Kombination aus SPH und FEM zur Bestimmung der Materialabtrennung verwendet [DON19, GUO16, JIA10, WEN11]. Zudem gibt es eine Reihe von Modellierungen zur Gesteinszerstörung [LIU19a, LIU19b, WAN17]. Die Modelle liefern Einblicke in die Interaktionen des WAIS-Prozesses, allerdings sind zum einen aufgrund verschiedener Vereinfachungen, vor allem aber aufgrund der bisher nur kurzen abbildbaren Prozesszeiten t_P keine makroskopischen Operationen umsetzbar.

Zusammenfassung

Die Modelle zeigen den Bedarf zur Vorhersage der Kerbtiefe t_K , des Kerbprofils Z_0 und der Werkstoffvolumenabtrennung V_w und liefern für das WAIS-Schneiden weitreichende Ansätze zur Vorhersage der Kerbform. Weitere Modelle zur Beschreibung des WAIS-Fräsens zeigen den steigenden Bedarf, auch diese Prozessvarianten abzubilden und vorhersagen zu können.

Im Bereich der numerischen Simulation gibt es vielversprechende Ansätze zur Modellierung der Kerbentstehung. Allerdings ist die Abbildung des Drei-Phasen-Strahls und die physikalische Interaktion des Strahls mit dem Werkstoff eine Herausforderung, die entsprechend viele Ressourcen beansprucht. Insgesamt ist es mit diesen Methoden bisher noch nicht möglich, größere Kerbbereiche abzubilden.

2.2 Titanaluminid

Grundlagen

Gamma Titanaluminid (γ -TiAl) stellt mit seinen intermetallischen Phasen einen modernen Werkstoff dar, der über gute mechanische Eigenschaften verfügt und gleichzeitig deutliche Gewichtsersparnisse im Vergleich zu anderen Hochleistungswerkstoffen, wie den Nickel-Basislegierungen, bietet [APP11]. Die γ -TiAl-Legierung zeichnet neben einer geringen Dichte von etwa $\rho = 2,9$ g/cm³ bis 4,3 g/cm³ noch ihre hohe Festigkeit und die gute Oxidations- und Korrosionsbeständigkeit aus [KLO07a]. Ferner können sie in Bereichen eingesetzt werden, in denen Temperaturen von bis zu T = 750 °C herrschen [CLE11, PET10b]. Diese Tatsache prädestiniert den Werkstoff für Einsatzgebiete in der Luft- und Raumfahrtindustrie oder auch in anderen Bereichen wie dem Automobilsektor [CLE11]. Besonders in der Entwicklung neuer Verbrennungsmotoren oder Turbinen steht der Einsatz von Titanaluminiden im Fokus, da mit Hilfe der so gewonnen Gewichtsreduktion Treibstoff eingespart, und auf diese Weise die CO₂-Emissionen gesenkt werden können. Nachteile der γ -TiAl-Legierungen sind neben der geringen Verformbarkeit, bedingt durch die geringe Duktilität, auch die schlechte Kriechbeständigkeit, bei der die plastische Verformbarkeit des unter Last stehenden Werkstoffes gemeint ist

[KLO07a]. Um die verschiedenen Arten von Titanaluminiden besser zu verstehen, ist im Folgenden die Entwicklung der Legierung vorgestellt.

Entwicklung

In den vergangenen Jahrzehnten fand eine kontinuierliche und gezielte Entwicklung von Gamma Titanaluminiden statt, die sich in drei Stufen einordnen lässt. Ausgehend von den einphasigen harten, spröden und unbearbeitbaren intermetallischen Phasen der Titan-Aluminium-Legierungen wurden ab Mitte der 70er Jahre zweiphasige TiAl-Legierungen entwickelt, um die Duktilität und Bruchzähigkeit zu verbessern. Diese Legierungen der ersten Generation nutzten vor allem die γ -Phase und kleine Anteile der α_2 -Ti₃Al-Phase ohne eine große Menge weiterer Legierungselemente zu verwenden [CLE11]. In der zweiten Generation wurden durch die Hinzugabe von Bor (y-TiAI TAB) vor allem die Oxidationsbeständigkeit und Herstellbarkeit für den Feinguss verbessert [BUN03, GUß17, KÄT14]. Legierungen der dritten Generation sind durch die zusätzlichen Elemente Niob und Bor (y-TiAl TNB) oder Niob und Molybdän (y-TiAl TNM) gekennzeichnet. Durch den Einsatz von Niob konnte die Festigkeit und Kriechbeständigkeit verbessert werden, Bild 2-10. y-TiAI TNM weist dazu eine gute Schmiedebearbeitbarkeit in Verbindung mit den gewünschten Eigenschaften im Bereich von 600 bis 800 °C auf [BOL15, CLE11]. Diese Legierungen wurden in Deutschland vor allem in den 90er Jahren im Unternehmensverbund, geführt durch das HELMHOLTZ-ZENTRUM GEESTHACHT ZENTRUM FÜR MATERIAL- UND KÜSTENFORSCHUNG, ehemals GKSS-FORSCHUNGSZENTRUM GEESTHACHT GMBH, entwickelt.





In einem Folgeprojekt wurde eine Schutzschicht für den Werkstoff γ-TiAl TNM-B1 entwickelt, der die Oxidations- und Korrosionsbeständigkeit weiter erhöht und die Einwärtsdiffusion von Sauerstoff und Stickstoff vermindert [GRÜ15]. Damit bleiben die mechanischen Eigenschaften auch bei Temperaturen über 750 °C stabil, wodurch sich die Eisatzfähigkeit auch auf höhere Temperaturbereiche von bis zu 1000 °C ausweitet [GRÜ15].

Fertigung

Die Fertigung kann über den Feinguss [GUß17, HUL13, KÄT14], eine Schmiedebearbeitung [BOL15, JAN16] und Zerspanung erfolgen [BER08, HER10, ZEP05]. Entlang dieser Prozesskette gilt es, mehrere Herausforderungen z. B. die Lunkerbildung beim Urformen zu beachten und die Prozesse entsprechend auszulegen [KOT12]. Insbesondere bei der Zerspanung besteht durch die hohe Festigkeit, die geringe Bruchdehnung, die harte und spröde α-Phase sowie die geringe Wärmeaufnahme des Werkstoffes eine hohe mechanische und thermische Belastung an den Schneidwerkzeugen [KLO07a]. Diese Belastung verkürzt die Lebensdauer von Schneidwerkzeugen und erfordert eine angepasste, meist reduzierte Bearbeitungsgeschwindigkeit [BER08, HER10, PRI12, PRI14]. Die daraus resultierenden hohen Bearbeitungskosten wirken sich mutmaßlich negativ auf einen breiten industriellen Einsatz des Werkstoffes aus [KOT12]. Alternativ erfolgt die Herstellung von Halbzeugen aus Titanaluminiden durch das weit verbreitete und günstige Vakuum-Lichtbogenschmelzen, welches häufig in dreifacher Ausführung stattfindet, um eine hohe Homogenität der Legierung zu erreichen [GFE18, PET10a]

Einsatz

Den ersten großindustriellen Einsatz fand der Werkstoff mit der Nutzung im Triebwerk GENX-1B von der Firma GENERAL ELECTRIC CORPORATION, Bosten, USA. In dem Triebwerk wird der Werkstoff in den letzten beiden der sieben Niederdruckstufen verwendet [GE21]. Das Triebwerk wird bei BOEING CORPORATION, Chicago, USA, für die Flugzeugreihe 787 DREAMLI-NER und 747-8 eingesetzt. Neben BOEING setzt auch die Firma PRATT & WHITNEY, East Hartford, USA, in der Treibwerksreihe PW1000G auf Titanaluminid. Der Werkstoff wird in der dritten Rotorstufe der dreistufigen Niederdruckturbine angewendet, Bild 2-10 [EBN17]. Dieses Merkmal trägt unter anderen dazu bei, eine Kraftstoffreduktion von 16 % gegenüber den Triebwerken der Vorgängergeneration zu erreichen [MTU21]. Das Triebwerk ist seit 2014 in zahlreichen Mittelstrecke-Flugzeugen von AIRBUS SE, Leiden, Niederlande, EMBRAER SOCIEDADE ANÔNIMA, São José dos Campos, Brasilien im Einsatz, zudem ist die Verwendung bei MITSUB-ISHI AG, Nagoya, Japan und IRKUT AG, Moskau, Russland, geplant [PRA21]. Neben der Anwendung in Triebwerken, kann der Werkstoff auch sehr zielführend bei anderen Anwendungen, bei denen Wärme und geringes Gewicht eine Rolle spielen, eingesetzt werden. Beispiele hierfür sind Turbolader, Ventile oder thermisch belastete Strukturbauteil und Hitzeschutzschilde [BER08].

2.3 Statistische Versuchsplanung und Modellbildung

2.3.1 Grundlagen der Versuchsplanung

Die statistische Versuchsplanung (SVP) ist eine universell einsetzbare Methode zur effizienten Planung und Auswertung von Versuchsreihen [SIE10]. Diese standardisierte Vorgehensweise hilft den Stichprobenumfang für reale Tests abzuschätzen, geeignete Versuchspläne aufzustellen und Effekte zu identifizieren. Dadurch ist die Methode ein entscheidendes Werkzeug zur Optimierung von Prozessen und Produkten.

Grundbegriffe

Im Folgenden werden die wichtigsten Grundbegriffe aufgeführt. Wie bei vielen systematischen Vorgehensweisen ist es notwendig, ein definiertes System mit Systemgrenzen aufzustellen,

das beobachtet wird. Ein System besitzt Eingangsgrößen, die sogenannten Einflussparameter. Ein im Versuchsplan untersuchter Parameter ist ein Faktor. Ein Faktor sollte gezielt und reproduzierbar eingestellt werden können. Die Einstellung des Faktors wird Stufe genannt. Um einen Effekt beobachten zu können, müssen mindestens 2 Faktorstufen untersucht werden. Die Stufenabstände, also der Abstand den Faktorstufen, muss so gewählt werden, dass Effekte erkannt und unterschieden werden können [SIE10]. Als Effekt wird die Wirkung eines Faktors bezeichnet; ein Haupteffekt quantifiziert somit die mittlere beobachtete Änderung eines Faktors auf eine Zielgröße [SIE10]. Eine Wechselwirkung bzw. ein Wechselwirkungseffekt beschreibt hingegen einen Effekt bei gleichzeitiger Änderung zweier Faktoren.

Versuchsplanung

Vollfaktorielle Versuchspläne (VP) kombinieren alle möglichen Parameterkombinationen miteinander, <u>Bild 2-11</u>. Durch Screening können die Anzahl durchzuführender Test bei vielen Stellparametern mit geringem Informationsverlust reduziert werden. Jeder Test bringt jedoch eine weitere Gleichung in das gesamte Beschreibungsmodell ein. Durch eine große Anzahl an Gleichungen ist später eine gute Kontrolle des Beschreibungsmodells gewährleistet. Quadratische Effekte können in einem Modell nur berücksichtigt werden, wenn mindestens drei Stufen untersucht werden. Vollfaktoriell ergeben sich bei vier Faktoren bereits 81 Tests. Eine Möglichkeit, quadratische Effekte bei geringeren Versuchsumfang zu berücksichtigen, bietet der zentralzusammengesetzte Versuchsplan, engl. Central-composite-design (CCD) Bild 2-11. Der CCD ergänzt einen vollfaktoriellen, zweistufigen VP um einen Zentrumspunkt (CP) und Sternpunkte, die außerhalb des zweistufigen Versuchsfeldes liegen. Entsprechend dem Aufbau ist es möglich, zunächst den zweistufigen vollfaktoriellen VP durchzuführen und bei Bedarf um die genannten Punkte zu erweitern.



Bild 2-11: Versuchsplanung Versuchspunktanordnung

Die Durchführung von Versuchsplänen sollte, wie von FISCHER [FIS92] beschrieben, randomisiert erfolgen, um die Effekte von systematischen Störgrößen zu bereinigen. Das Versuchsrauschen kann durch Wiederholungen von Versuchen vermindert werden. Durch eine Wiederholung nähern sich die Mittelwerte immer weiter an den eigentlichen Wert an und die Versuchsstreuung wird reduziert.

Um einen Effekt schlussendlich mit Sicherheit, also als signifikant benennen zu können, muss die sogenannte Nullhypothese widerlegt werden. Das heißt, dass die Annahme, dass die Parametervariation keinen Effekt hat, unter der Verwendung eines gewählten Signifikanzniveaus verworfen werden kann. Die Signifikanz wird entsprechend <u>Tabelle 2-1</u> in vier Kategorien eingeteilt.

Signifikanz (s)		P-Wert
***	sehr hoch	P < 0,1 %
**	hoch	0,1 % P < 1 %
*	mittel	1 % < P < 5 %
-	gering	P > 5 %

Tabelle 2-1: Signifikanzniveaus nach KLEPPMANN [KLE20]

2.3.2 Metamodelle

Metamodelle sind Ersatzmodelle, die aufwendig zu berechnende komplexe Simulationsmodelle approximieren. Die multiple lineare Regression (MLR) ist eine häufig angewandte Form, um ein Metamodell bei bekannten Ein- und Ausgangsvariablen abzuleiten. Die MLR liefert genaue Metamodelle bei vernachlässigbarem Rechenaufwand [KLE20]. Bei der Regression wird die abhängige Ausgangsvariable y_i durch die unabhängigen Faktoren x_i erklärt, <u>Formel 2-9</u>. Der Zusammenhang zwischen den Größen wird durch die Regressionskoeffizienten β_i beschrieben, welche anhand der gegebenen Messwerte unter Verwendung der Methode der kleinsten Fehlerquadrate bestimmt werden. Der verbleibende Wert ε_i steht für einen zufälligen Fehler, der durch das Modell nicht erklärt werden kann.

$$y_{i} = \sum_{j=0}^{z_{xi}} \beta_{j} x_{i} + \varepsilon_{i}$$
 (2-9)

Obwohl der Name MLR vermuten lassen könnte, dass nur lineare Effekte abgebildet werden, ist das nicht der Fall. Das Merkmal linear bezieht sich vielmehr auf die Art der Parameter, welche linear sein müssen. Linear bedeutet, dass die Terme im Modell addiert werden und pro Term nur ein Parameter enthalten ist [KLE20]. Da der Parameter beispielsweise auch quadratisch einbezogen werden kann, ist die MLR in der Lage, komplexe bzw. gekrümmte Beziehungen zu modellieren.

Bei vorhandenen Kenntnissen über die zu erwartenden physikalischen Zusammenhänge, können diese in einer Regression berücksichtigt werden. Hierfür ist die nichtlineare Regression, bei der die Modellfunktion frei zu bestimmen ist, zielführend.

Das Bestimmtheitsmaß (Determinationskoeffizient) R^2 ist die wichtige Kenngröße, um die Güte eines Modells zu bewerten. Das Bestimmtheitsmaß nimmt Werte zwischen $R^2 = 0$ und 1 an und beschreibt das Verhältnis der Streuung (Quadratsumme), die durch das Modell anteilmäßig erklärt werden kann. Bei einem Wert von $R^2 = 1$ beschreibt das Modell die Zielgröße fehlerfrei. Um die Anzahl der Modelleingangsgrößen zu berücksichtigen, kann das adjustierte Bestimmtheitsmaß Anwendung finden. Die Bewertung eines Bestimmtheitsmaßes für ein Modell erfolgt nach <u>Tabelle 2-2</u>.

Qualitätsbezeichnung	Bestimmtheitsmaßes
sehr gut	R ² > 90 %
gut	90 % > R ² > 70 %
mangelhaft	70 % > R ²

Tabelle 2-2: Modellqualität in Abhängigkeit Bestimmtheitsmaßes R²

2.3.3 Simulation und Modellbildung

"Simulation ist das Nachbilden eines Systems mit seinen dynamischen Prozessen in einem experimentierbaren Modell, um zu Erkenntnissen zu gelangen, die auf die Wirklichkeit übertragbar sind" [VDI3633-1]. Der Weg zu einem auf einen Zweck hin ausgerichtetes Modell wird durch die Modellbildung beschrieben. Eine Modellbildung ist immer dann zielführend, wenn neue Technologien umgesetzt werden sollen, die analytischen Methoden an ihre Grenzen stoßen oder Versuche zu aufwändig oder zu gefährlich erscheinen [ZAU09]. Durch die Modellbildung wird das Systemverhalten mathematisch abgebildet. Ein Modell ist immer eine vereinfachte Abbildung eines Systems mit dem Ziel, die maßgebenden Eigenschaften abzubilden [ZAU09].

Bei der Erstellung eines Modells können physikalische Randbedingungen und Gesetze herangezogen, empirische Erkenntnisse genutzt und auch Messdaten berücksichtigt werden [ZAU09]. Empirische Modelle basierend auf Messdaten sind immer dann geeignet, wenn die physikalischen Phänomene unbekannt oder zu aufwendig zu bestimmen sind. Ist ein geeigneter Zusammenhang zwischen Eingängen, Zuständen und Ausgaben eines Systems gefunden, wird dieses Wissen in einer Programmierumgebung implementiert. Simulationsprogramme mit einem hohen Abstraktionsgrad und entsprechender Fachgebiets- und Aufgabenunabhängigkeit sind z. B. MATLAB von THE MATHWORKS, INC., Natick, USA, MODELSIM von MENTOR A SIE-MENS BUSINESS CORPORATION, Wilsonville, USA oder ANSOFT DESIGNER VON ANSYS, CORPO-RATION, Canonsburg, USA [ZAU09]. An dem erstellten Modell können nun die Effekte der Ausgangsgrößen für die gewünschten Eingangsgrößen beobachtet werden.

2.4 Kostenrechnung

Eine Vielzahl von Methoden erlaubt die Beschreibung von Kosten innerhalb eines Unternehmens. Je nach gewünschter Zielstellung, der Herangehensweise und dem Detailierungsgrad werden Unternehmensentscheidungen ermöglicht. Solche Entscheidungen schließen die Annahme eines Auftrags, die Anschaffung einer neuen Maschine oder die Entscheidung für ein bestimmtes Fertigungsverfahren mit ein. Sollen unterschiedliche Kosten für einzelne Kalkulationsobjekte, z. B. Maschinen, berücksichtigt werden, sind die Methoden der Zuschlagskalkulation zielführend, bei denen zwischen Einzelkosten und Gemeinkosten differenziert wird [PLI15]. Die Grundbegriffe und die Durchführung einer solchen Methode, von den Werkstoffkosten über die Fertigungskosten K_F, die sich aus den Fertigungslohnkosten K_{FLh} und den Fertigungsgemeinkosten K_{FG} zusammensetzten, Formel 2-10, bis zum Richtpreis ist in VDI 2225 dargestellt [VDI2225 Blatt 1]. Um den Unternehmensteil Fertigung besonders detailliert zu analysieren, ist die Maschinenstundensatzrechnung geeignet, in der die maschinenbezogenen Kosten durch die Zeit der Inanspruchnahme dividiert werden, Formel 2-11 [PLI15]. Bei dieser Herangehensweise werden die Fertigungsgemeinkosten K_{FG} in kalkulatorische Abschreibungen K_A und Zinsen K_Z, Raumkosten K_R, Energiekosten K_E, Instandhaltungskosten K_I sowie in Hilfsmittelkosten K_H und Restfertigungsgemeinkosten K_{RFG} aufgegliedert [WAR96]. Anhand dieser Methode können die volumenbezogenen Fertigungskosten K_{FV}, Formel 2-12, oder die Fertigungskosten eines Auftrags K_{FA}, Formel 2-13, für verschiedene Fertigungsverfahren und Prozessketten ermittelt und miteinander verglichen werden [GÖT13]. Wenn eine besondere Bedeutung eines Kostenpunktes vorliegt, der ansonsten über die Gemeinkosten getragen wird, kann dieser Kostenpunkt aus den Gemeinkosten gezogen und direkt der entsprechenden Position angelastet werden. Dieses Vorgehen wurde in Formel 2-11 bis Formel 2-13 für den

Werkzeugstundensatz K_{Wh} umgesetzt. Der Werkzeugstundensatz K_{Wh} wurden aus den Restfertigungsgemeinkosten K_{RFG} entnommen und als eigener Posten bei den volumenbezogenen Fertigungskosten K_{FV} und den Fertigungskosten eines Auftrags K_{FA} berücksichtigt.

$$K_{\rm F} = K_{\rm FLh} + K_{\rm FG} \tag{2-10}$$

$$K_{Mh} = (K_A + K_Z + K_R + K_E + K_I) / T_{LA} + K_H + K_{RFG}$$
(2-11)

$$K_{FV} = (K_{FLh} + K_{Mh} + K_{Wh}) / Q_w$$
 (2-12)

$$K_{FA} = (K_{FLh} + K_{Mh}) t_{bB} + K_{Wh} \cdot t_F$$
(2-13)

Die Ermittlung des Maschinenstundensatzes K_{Mh} erfolgt durch die Bestimmung der oben angegebenen Kostenpunkte über <u>Formel 2-14</u> bis <u>Formel 2-20</u>. Die kalkulatorischen Abschreibungen K_A können für einen Vergleich von Fertigungsverfahren bzw. der Prozesskette direkt der Fertigungslinie oder der Maschine zugeordnet werden. In diesem Fall können die kalkulatorischen Abschreibungen K_A über die Formel 2-14 aus dem Zeitwert W_t der Maschine und der Nutzungsdauer N bzw. über den Wiederbeschaffungswert W₀, den Index des Beschaffungsjahres I₀ und den Index des Bewertungsjahres I_t ermittelt werden. Die kalkulatorischen Zinsen K_Z können mittels Formel 2-15 über den Wiederbeschaffungswert W₀ und den Kalkulationszinssatz I bestimmt werden.

$$K_{A} = W_{t} \cdot N = (W_{0} \cdot I_{t} / I_{0}) \cdot N$$
(2-14)

$$K_Z = 0.5 \cdot W_t \cdot I / 100 \%$$
 (2-15)

Darüber hinaus werden die Raumkosten K_R anhand des Flächenbedarfs F und der Quadratmetermiete MM bestimmt, Formel 2-16. Die Energiekosten K_E können mittels Formel 2-17 über die Nennleistung P_N einer Maschine, den Leistungsfaktor λ_P , die Stromeinzelkosten K_{SE} und die jährliche Lastlaufzeit T_{LA} bestimmt werden. Als letzter Kostenpunkt der Maschinenstundensatzrechnung werden die Instandhaltungskosten K_I berücksichtigt. Die Instandhaltungskosten K_I ergeben sich aus dem Zeitwert W_t, dem Instandhaltungsfaktor λ_I und der Nutzungsdauer N, Formel 2-18. Der Werkzeugstundensatz K_{Wh}, der in der Berechnung der volumenbezogenen Fertigungskosten und der Fertigungskosten eines Auftrags gesondert berücksichtigt wird, kann mittels Formel 2-19 aus dem Einzelkosten des Werkzeuges K_{WE} und der Standzeit t_S des Werkzeuges bestimmt werden. Bei der Berechnung der Fertigungskosten eines Auftrags gilt es zudem die Belegzeit t_{bB} einer Maschine zu berücksichtigen. Die Belegzeit t_{bB} setzt sich nach Formel 2-20 aus der Rüstzeit t_R, der Hauptzeit t_h, der Nebennutzungszeit t_n, der Brachzeit t_b und der Verteilzeit t_V zusammen.

$$K_{R} = F_{0} \cdot MM \tag{2-16}$$

$$K_{E} = P_{N} \cdot \lambda_{P} \cdot K_{SE} \cdot T_{LA}$$
(2-17)

$$K_{I} = W_{t} \cdot \lambda_{I} / N \tag{2-18}$$

$$K_{Wh} = K_{WE} / t_{S}$$
(2-19)

$$t_{bB} = t_R + t_h + t_n + t_b + t_V$$
 (2-20)

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Ausgangszustand

Die wissenschaftlichen Arbeiten zum Wasserabrasivstrahlen haben gezeigt, dass die Fertigungstechnologie aufgrund des geringen Verschleißes ein großes Potenzial bei der Bearbeitung verschiedenster Werkstoffe aufweist. Diese Aussage gilt insbesondere auch für schwer zerspanbare Werkstoffe, wie kohlefaserverstärkte Kunststoffe, Metallmatrix-, und Keramikmatrix-Verbundwerkstoffe oder für Titanaluminide. Aufgrund der beschriebenen Wirkmechanismen, die zu einer Trennbearbeitung sowohl bei spröden als auch bei duktilen Werkstoffen führen, können zudem voraussichtlich auch neue Werkstoffentwicklungen stets mit dem Wasserabrasivstrahl bearbeitet werden. Die Herausforderungen, die bei der konventionellen Prozesskette, beispielsweise bestehend aus Feinguss, Dreh-, Fräs-, und Schleifbearbeitung vorliegen, wurden im Kapitel 2.2 am Beispielwerkstoff Titanaluminid dargestellt. Die beobachteten hohen Verschleißraten der Werkzeuge bei der konventionellen Zerspanung bestehen zudem in ähnlicher Weise auch für andere Werkstoffe.

Motivation

Um bei Prozessen und Systemen die Effizienz weiter zu erhöhen, besteht generell der Bedarf, den am besten geeigneten Werkstoff einzusetzen. Diese Werkstoffe unterliegen jedoch häufig aufgrund ihrer schwer zu bearbeitenden Eigenschaften den oben genannten Herausforderungen bei der Fertigung. Diese Herausforderungen könnten durch ein effizientes Fertigungsverfahren für schwer zerspanbare Werkstoffe gelöst werden. Die Wasserstrahltechnologie bietet diese Eigenschaften prinzipiell an, ist jedoch in ihrer geometrischen Einsetzbarkeit eingeschränkt. Durch eine Weiterentwicklung der Prozessvarianten der Wasserstrahltechnologie besteht die Möglichkeit, diese Einschränkungen der Wasserstrahltechnologie zu verringern. Eine geeignete Prozessvariante ist das WAIS-Einstechen, bei der sowohl die geometrische Flexibilität, als auch die Effizienz des Wasserabrasivstrahlens erhöht werden kann. Durch die Prozessvariante des WAIS-Einstechens könnten Bauteile beispielsweise aus günstigen Halbzeugen ohne hohen konventionellen Werkzeugverschleiß endkonturnah vorbearbeitet werden. Die grundlegende Machbarkeit der effizienten Prozessvariante mittels Einstechbearbeitung zur dreidimensionalen Schruppbearbeitung wurde bereits bewiesen [FAL18]. Durch eine Erweiterung der WAIS-Einstechprozessvarianten und eine Untersuchung zur Anwendbarkeit des Verfahrens für die Industrie könnte das Potenzial der Wasserstrahltechnologie und damit der Einsatz anforderungsgerechter Werkstoffe erhöht werden.

Zielstellung

Hauptziel dieser Arbeit ist es, vor dem oben genannten Hintergrund Erkenntnisse über die Verfahrensvarianten des WAIS-Einstechens zur konturnahen Vorbearbeitung von schwer zerspanbaren Werkstoffen zu erweitern und die Erkenntnisse in eine anwendungsnahe Vorgehensweise zu überführen. Die konturnahe Vorbearbeitung wird hierbei durch das Heraustrennen von möglichst großen Volumensegmenten realisiert, die möglichst nah an der Endkontur liegen. Die Volumensegmente werden durch Kerben herausgetrennt, die sich in ihrem Kerbgrund überlagern. Für die Untersuchung dieser Zielstellung soll Titanaluminid als Beispiel für schwer zu zerspanende Werkstoffe dienen. Die Erreichung des Hauptzieles soll durch die Untergliederung in fünf Teilziele (TZ) gewährleistet werden. Die Gliederung der TZ und die Vorgehensweise zur Erreichung dieser TZ wird in <u>Bild 3-1</u> dargestellt und wird im Folgenden anhand der einzelnen TZ näher beschrieben.



Bild 3-1: Hauptziel, Teilziele und Vorgehensweise zur Erreichung der Teilziele

Teilziel 1: Erlangen von Erkenntnissen über die Effekte der Prozessparameter auf die Kerbkenngrößen der WAIS-Einstechprozessvarianten

Zielstellung des ersten TZ ist es, grundlegende Erkenntnisse zur Kerbentstehung bei den WAIS-Prozessvarianten des Einstechens zu gewinnen bzw. erste vorhandene Ergebnisse zu erweitern und zu verfestigen. Für dieses TZ gilt es, die drei grundlegend unterschiedlichen WAIS-Einstechprozessvarianten axiales Einstechdrehen, radiales Einstechdrehen und das

Einstechfräsen zu untersuchen und den Einfluss der Prozessparameter auf die Kerbgeometrie zu bestimmen. Entsprechend der Zielstellung gilt es, die Wirkzusammenhänge zwischen den grundlegenden Prozessstellgrößen und die für die konturnahe Vorbearbeitung entscheidenden Kerbkenngrößen zu beschreiben. Zu den maßgebenden Kerbkenngrößen zählen die Kerbtiefe t_{K} , deren Abweichung die Kerbgrundwelligkeit w_{K} , der Winkelfehler $e_{\beta K}$ und die Abweichung dessen die Flankenwelligkeit w_{F} . Um das erste TZ zu erreichen, werden umfangreiche technologische Untersuchungen unter Einsatz statistischer Versuchsplanung zu den drei WAIS-Einstechprozessvarianten axiales Einstechdrehen, radiales Einstechdrehen und das Einstechfräsen durchgeführt, <u>Bild 3-2</u>. Diese Untersuchungen beinhalten die für die jeweilige Prozessvariante grundlegenden Prozessstellgrößen. Darüber hinaus wird durch eine empirische Modellbildung der Ergebnisse eine erste umfassende Beschreibung der Wirkzusammenhänge der WAIS-Einstechprozessvarianten ermöglicht. Die Versuchsbedingungen der technologischen Untersuchungen werden ausführlich in Kapitel 4 vorgestellt, die Versuchspläne zum TZ 1 können dem Kapitel 4.5.1 entnommen werden.



Bild 3-2: Technologische Untersuchungen zur Erreichung ersten Teilziels

Teilziel 2: Erweiterung der Erkenntnisse über die Effekte der Prozessparameter auf die Kerbformentstehung um variable Kerbtiefen, variable Kerbwinkel, Winkeländerungen und Werkstoffe

Im zweiten Schritt (TZ 2) gilt es, die gewonnenen Erkenntnisse zu erweitern, um ein großes Spektrum an geometrischen Formen für die endkonturnahe Vorbearbeitung zu qualifizieren. Hintergrund dieses TZ ist es, durch eine Flexibilisierung der Einstechvarianten eine Kerbe so gut wie möglich entlang einer Bauteilkontur erzeugen zu können, um so große Volumensegmente herauszutrennen und eine minimale Nacharbeit sicherzustellen. Zielstellung des zweiten TZ ist somit die Erweiterung der gewonnenen Erkenntnisse über die Effekte der Prozessparameter bei der allgemeinen Anwendung von Strahlwinkeln, Strahlwinkeländerungen, variablen Kerbtiefen und verschiedenen Werkstoffen. Eine Übersicht der technologischen Untersuchungen zur Erreichung des TZ ist in <u>Bild 3-3</u> dargestellt. Die Untersuchungen enthalten

neben den Erweiterungen der Prozessvarianten axiales und radiales WAIS-Einstechdrehen um einen Strahlwinkel (2a, 2b), den Erweiterungen der Einstechbearbeitung um Strahlwinkeländerungen (2c) auch Analysen zur Bestimmung der grundlegenden Wirkzusammenhänge des Primär- und Sekundärstrahls (2d). Darüber hinaus werden Untersuchungen zur Anwendung variabler Kerbtiefen (2e) und verschiedener Werkstoffe (2f) angestrebt.



Bild 3-3: Technologische Untersuchungen zur Erreichung zweiten Teilziels

Teilziel 3: Erkenntnisse über die Auslegung und Anwendung der WAIS-Einstechprozessvarianten

Da das entwickelte Verfahren durch eine große Anzahl verschiedener Einflussgrößen geprägt ist, gilt es, die Auslegung der Verfahrensvarianten auf die relevanten qualitätsbeeinflussenden Parameter zu begrenzen. Zielstellung des dritten TZ ist die Gewinnung von Erkenntnissen zur anwendungsnahen Auslegung der endkonturnahen Vorkonturierung. Dieses Ziel soll durch die Formulierung eines analytisch-empirischen Modells zur Beschreibung der Kerbtiefe und durch die relevanten Prozesskenngrößen unter Berücksichtigung aller untersuchten Prozessvariationen erzielt werden.

Teilziel 4: Erkenntnisse über die Wirkzusammenhänge der Strahlbedingungen auf die *Werkstoffvolumenabtrennung beim WAIS*

Neben der anwendungsnahen Auslegung sollen auch Erkenntnisse über die Effekte der Strahl-Werkstoffinteraktionen und die dadurch erzeugte Werkstoffvolumenabtrennung durch eine allgemeingültige Modellbildung gewonnen werden. Um dieses TZ zu erreichen, erfolgt eine Entwicklung eines analytisch-numerischen Modells zur Werkstoffvolumenabtrennung. Hierfür wird der Wasserabrasivstrahl in ein werkstoffabhängiges Zeitspanungsvolumen Q_w überführt und das Werkstück durch Volumenelemente abgebildet. Durch die Übertragung der Erkenntnisse über die Strahl-Werkstoffinteraktionen aus den vorangegangenen TZ in das Simulationsmodell wird eine lokale Werkstoffvolumenabtrennung bestimmt und angewendet. Das Modell soll beliebige Strahlbewegungen und freie Oberflächengeometrien berücksichtigen, um spezielle Übergangseffekte abzubilden, die nicht über das Anwendungsmodell vorhergesagt werden können.

Teilziel 5: Erkenntnisse über die Einsatzbereiche der konturnahen Vorbearbeitung

Durch die Erkenntnisse aus den TZ 1 bis 4 wird eine umfassende Vorbearbeitung mittels WAIS-Einstechprozessen sowie deren Auslegung gewährleistet. Damit der Prozess in industriellen Anwendungen eingesetzt werden kann, muss zudem die Frage geklärt werden, wann eine Vorbearbeitung mittels WAIS-Einstechprozessen wirtschaftlich implementiert werden kann. Um diese Frage zu beantworten, ist es die Aufgabe des fünften TZ, Erkenntnisse über den Einfluss relevanter Auftragskennwerte auf die Gesamtkosten und verschiedene Prozessketten zu gewinnen. Die Erreichung des TZ wird durch eine Wirtschaftlichkeitsuntersuchung sichergestellt, in der die Konkurrenzverfahren der konventionellen Zerspanung der endkonturnahen Vorbearbeitung gegenübergestellt werden.

4 Versuchsbedingungen und Messmethoden

4.1 Versuchsanlage

In diesem Kapitel werden alle im Verlauf dieser Arbeit entstandenen Untersuchungen zusammen mit den verwendeten Versuchseinrichtungen und Untersuchungsgegenständen vorgestellt. Im ersten Teil, Kapitel 4.1, werden die eingesetzten Maschinen und Vorrichtungen beschrieben. In Kapitel 4.2 werden die verwendeten Werkzeuge aufgeführt. Im Anschluss werden in Kapitel 4.3 alle untersuchten Werkstoffe mit ihren wichtigsten Eigenschaften präsentiert. Das Kapitel 4.4 schließt die Versuchseinrichtungen mit den Mess- und Analyseeinrichtungen ab. Im anschließenden Kapitel 4.5 sind die Versuchspläne der durchgeführten Untersuchungen aufgeführt. Darüber hinaus wird im Kapitel 4.6 die Durchführung der Versuche beschrieben.

Alle Versuchsreihen wurden an einer 3D-Wasserstrahlanlage vom Typ ROBOTCUT 160L der Firma STM WATERJET GERMANY GMBH, Schweinfurt, durchgeführt. In die Anlage ist ein Sechsachs-Roboterarm, <u>Bild 4-1</u>, vom Typ RX 160L der Firma STÄUBLI TEC-SYSTEMS GMBH, Bayreuth, zur Strahlführung integriert. Dieser besitzt durch seine flexiblen Einsatzmöglichkeiten, die Wiederholgenauigkeit von ± 0,05 mm und die maximalen Verfahrgeschwindigkeit von 2,5 m/s beste Voraussetzungen für die angestrebten Untersuchungen. Darüber hinaus ist der Roboterarm komplett gekapselt und damit in der Lage, den rauen Versuchsbedingungen des Wasserstrahlens zu widerstehen. Die Maschine kann entweder händisch per "Teach-in and Play-back" oder mittels CAM-Software FAMOS ROBOTICS der Firma CARAT ROBOTIC INNOVA-TION GMBH, Dortmund programmiert werden. Die Zuführung des Abrasivmittels erfolgt über das Dosiersystem STM MINI HOPPER, ebenfalls von der Firma STM WATERJET GERMANY GMBH, Schweinfurt. Die wichtigsten technischen Daten der Strahlführung sind in Bild 4-1 zusammengefasst.



3D-Wasserstrahlanlage RobotCut 160L

Ī	6-Achs-Roboter Stäubli RX 160L Arbeitsbereich:	2,2 x 1,4	m
	Max. Verfahrgeschwindigkeit:	2,5	m/s
	Positionsgenauigkeit:	± 0,1	mm
	Wiederholgenauigkeit:	± 0,05	mm
	Abrasivmittel Dosiereinheit		
	Max. Abrasivmittelmassenstrom:	600	g/min
	Wiederholgenauigkeit:	± 3	%

Bild 4-1: 3D-Wasserstrahlanlage RobotCut 160L

Zur Bereitstellung des notwendigen Drucks p wird eine Pumpe mit integriertem Hochdruckübersetzer der Firma UHDE HIGH PRESSURE TECHNOLOGIES GMBH, Hagen, vom Typ HPS 6045 eingesetzt, <u>Bild 4-2</u>. Die Pumpe besitzt eine maximale Leistungsaufnahme von $P_N = 45$ kW und gewährleistet damit einen Betriebsdruck zwischen p = 50 MPa und 600 MPa (500 bar bis 6.000 bar). Der maximal erreichbare Volumenstrom beträgt 3 l/min bei einem Druck von p = 600 MPa, bzw. 4 l/min bei Druck von p = 380 MPa [UHD16]. Die durch die Kolbenbewegung entstehenden Druckschwankungen werden durch einen Pulsationsdämpfer mit einem Volumeninhalt von 2 l ausgeglichen.



	Hochdruckkolbenpumpe	UHDE	HPS	6045
--	----------------------	------	-----	------

Max. Leistungsaufnahme:	45	kW
Max. Wasservolumenstrom:	4	l/min
Arbeitsdruck:	50 - 600	MPa
Pulsationsdämpfer:	2	I

Bild 4-2: Hochdruckpumpe UHDE HPS 6045

Bei der in <u>Bild 4-3</u> dargestellten Vorrichtung handelt es sich um eine eigens entwickelte flexible Dreheinheit mit einem Dreibackenfutter, einem Elektromotor und einem Zahnriemen zur Momentenübertragung. Der Gleichstrommotor vom Typ BLM5120P-GFV2 des Herstellers ORIEN-TAL MOTOR CO., LTD. Tokyo, Japan, ermöglicht eine maximale Drehzahl von n = 4.000 1/min. Unter Berücksichtigung der Übersetzung beträgt die maximale Drehzahl der Vorrichtung unter Last n = 147 1/min. Die Vorrichtung zeichnet sich durch eine hohe Flexibilität im Bereich der Positionierbarkeit aus. Die Vorrichtung kann von einer waagerechten bis zu einer senkrechten Position adaptiert werden. Bei einer Ausrichtung auf 45°, Bild 4-3, können mit der Vorrichtung sowohl die radialen als auch axialen Einstiche in einer Aufspannung untersucht bzw. kombiniert werden.

Darüber hinaus verfügt das Maschinensystem über eine integrierte Drehachse mit einer maximalen Drehzahl von n = 2.000 1/min. Die Drehachse ist bedingt durch die feste horizontale Ausrichtung für die WAIS-Prozessvarianten Drehen, radiales Einstechdrehen und Abstechdrehen geeignet.



Vorrichtungen zum Drehen

Flexible Dreheinheit zum axial und ra	adial Einste	chdrehen
Max. Drehzahl:	147	U/min
Max. Werkstückdurchmesser:	100	mm
Winkelbereich:	0 - 90	0
Integrierte Dreheinheit zum radial un Abstechdrehen	d Ein- und	
Max. Drehzahl:	2.000	U/min
Max. Werkstückdurchmesser:	150	mm
Winkelbereich:	0	0

Bild 4-3: Versuchsaufbau und Drehvorrichtung zum axialen und radialen WAIS-Einstechdrehen

4.2 Versuchswerkzeug und Strahlmittel

Für die Strahlerzeugung, entsprechend Bild 2-3b, wurde ein Schneidkopf vom Typ Centerline 2 der Firma ALLFI AG WASSERSTRAHLSCHNEIDTECHNIK, Stans, Schweiz, verwendet. Bei der Wasserdüse von gleichem Hersteller handelt es sich um eine Saphirdüse mit einem Düsendurchmesser von $d_D = 0.25$ mm vom Typ 91. Das für die Beschleunigung, Homogenisierung und Fokussierung des Abrasivmittel-Wasser-Gemisches verwendete Fokusrohrbesitzt eine Länge von I_f = 76,2 mm und einen Fokusrohrdurchmesser von d_f = 0,76 mm, <u>Bild 4-4</u>.



Wasserdüse und Fokusrohr

Wasserdüsendurchmesser:	0,25	mm
Fokusrohrdurchmesser:	0,76	mm
Fokusrohrlänge:	76,2	mm

Bild 4-4: Wasserdüse und Fokusrohr

Als Abrasivmittel wurde Granatsand der Firma GMA GARNET GROUP, Perth, Australien, mit der Korngröße 120 Mesh verwendet, Bild 4-5. Nach den Herstellerangaben ist dieses Abrasiv ein mineralisches, eisenfreies, nicht silikogenes Strahlmittel mit hoher Standzeit. Durch seine kubische, kantige Kornform hat es eine hohe Strahlleistung und bricht, z. B. bei Kollisionen im Fokusrohr, wieder in kubische Körner auseinander, wobei die Kornform kantiger wird. Die Härte wird mit 7,5 bis 8 Mohs angegeben. Weitere Kenngrößen zur Dichte und Zusammensetzung sind in Bild 4-5 angegeben.



Abrasivmittel GMA Garnet Mesh 120

Spezifisch	e Dichte	:		4,1	g/cm ³
Schüttdich	ite:			2,4	g/cm ³
Korndurchmesser:			100	- 200	μm
Härte:			7	,5 - 8	mohs
Kornform:				bisch	
Chemisch	e Zusam	nmense	tzung und M	assenan	teile:
SiO ₂	36	%	FeO	30	%
AI_2O_3	20	%	MgO	6	%
CaO	2	%	Fe_2O_3	2	%
TiO ₂	1	%	MnO	1	%

Bild 4-5: Strahlmittel

4.3 Werkstoffe und Werkstücke

Der in dieser Arbeit primär untersuchte Werkstoff ist der im Stand der Technik, Kapitel 2.2, erläuterte und im Folgenden kurz zusammengefasste Werkstoff Titanaluminid. Um die für den Werkstoff Titanaluminid gewonnenen Erkenntnisse zu einem späteren Zeitpunkt auf weitere Werkstoffe zu transferieren, werden zudem Untersuchungen an einem Metallmatrix-Verbundwerkstoff basierend auf der Titanlegierung Ti6Al4V (Ti64) mit einem 5 % Titancarbidanteil (TiC) und der Keramik Zirkoniumdioxid ZrO₂ durchgeführt.

Titanaluminid

Bei dem untersuchten Titanaluminid mit der nominellen Zusammensetzung Ti-43.5Al-4Nb-1Mo-0.1B in Atomprozent handelt es sich um eine γ-TiAl TNM-Legierung, die von der Firma GFE METALLE UND MATERIALIEN GMBH, Nürnberg hergestellt wird. Das Versuchsmaterial wurde mittels mehrfachen Vakuum-Lichtbogen-Umschmelzens mit anschließendem Schleudergussverfahren zu zylindrischen Ingots gegossen. Dieses aufwendige Herstellungsverfahren hat das Ziel, die Anisotropie mechanischer Eigenschaften zu nivellieren, sodass homogene Materialeigenschaften vorliegen. Nach Herstellerangaben liegen bei Raumtemperatur Lamellen-Kolonien sowie die kugelförmigen Phasen $\beta/B2$, γ -TiAl und α_2 -Ti-3Al vor. Weitere physikalische Eigenschaften sind dem <u>Bild 4-6</u> zu entnehmen. Bei der chemischen Zusammensetzung sind jeweils die Massenanteile genannt, wobei die Restmenge als Balance (Bal.) angegeben ist.

	γ-TiAl ⁻	FNM-B1				
	Dichte:				4.160	g/dm³
	Härte:				350	HV10
	Max. Ai	beitstemper	atur:		850	°C
a) b)	Schme	ztemperatur	:		1.480	°C
	Elastizit	tätsmodul (20	0 °C):		150	GPa
	Elastizit	tätsmodul (7	(O° 00	:	130	GPa
	Chemis	che Zusamn	nense	tzung und	l Massenan	teile:
	Ti	Bal.		AI	28,6	%
50 mm	Nb	9,2	%	Мо	2,3	%
C)	В	0,03	%			

<u>Bild 4-6</u>: Titanaluminid: Werkstücke und Eigenschaften; a) Ausgangswerkstoff; b) Geschliffene Flachprobe; c) Gedrehter Zylinder

Metallmatrix-Verbundwerkstoff

Der untersuchte Metallmatrix-Verbundwerkstoff, engl. metal matrix composite (MMC), besteht, wie oben beschrieben, aus einer Titanlegierung Ti6Al4V mit einem 5 % Titancarbidanteil (TiC) kurz Ti64 + 5%TiC. Ti6Al4V ist aufgrund guter mechanischer Eigenschaften, insbesondere der hohen spezifischen Festigkeit, der vergleichsweise hohen Duktilität und Zähigkeit, der Korrosions- und Kriechbeständigkeit die am häufigsten eingesetzte Titanlegierung [PET10a], <u>Bild 4-7</u>. Die tribologischen Kennwerte lassen sich durch eine Partikelverstärkung des Werkstoffs mit TiC weiter anpassen und optimieren, wodurch der Verschleiß des Werkstoffs reduziert werden kann. Eine geschliffene Oberflächenstruktur des untersuchten MMC-Wertstoffes zeigt die im Titan eingebetteten dunklen TiC-Partikel, Bild 4-7.



Ti64 + 5	%TiC				
			TiC	Ti64	
Dichte:			4.930	4.430	g/dm³
Härte:			4.000	300	HV
Zugfestig	gkeit R _m :			900	N/mm ²
Dehngre	enze $R_{p0.2}$:			830	N/mm ²
Elastizitä	atsmodul:		550	110	GPa
Chemiso	che Zusam	menset	zung und l	Massena	nteile Ti64:
Ti	Bal.		AI	6	%
V	4	%			



Zirconiumdioxid

Zirconiumdioxid (ZrO₂) ist eine anorganische Keramik, die eine besonders hohe Widerstandsfähigkeit gegen chemische, thermische oder mechanische Beeinflussung besitzt. Im Vergleich zu anderen keramischen Werkstoffen z. B Siliciumcarbid oder Aluminiumoxid bietet ZrO₂ eine gute Stoßfestigkeit sowie eine hohe Biegefestigkeit, <u>Bild 4-8</u>. Diese Eigenschaften in Kombination mit dem hohen Widerstand gegen Rissausbreitung ermöglichen die Nutzung des Werkstoffes im Bereich thermischer Prozesse als Isolator, im Werkzeugbau z. B. als Schneidstoff für die Zerspanung oder im Bereich der Dentalindustrie. Das Bild 4-8 zeigt einige der wichtigsten mechanischen Eigenschaften sowie die Oberflächenstruktur der Keramik.



ZrO ₂				
Dichte:			5.740	g/dm³
Härte:			1.120	HV
Druckfestig	keit:		1.990	N/mm ²
Elastizitätsr	nodul:		205	GPa
Chemische	Zusammensetz	ung:		
ZrO ₂	Bal.	MgO	3	%

Bild 4-8: ZrO₂: Oberflächenstruktur und mechanische Eigenschaften

4.4 Mess- und Analyseeinrichtungen

Oberflächenmessmittel

Das Oberflächenmesssystem FRT MICROPROF 100 der Firma FRIES RESEARCH & TECHNO-LOGY GMBH, Bergisch Gladbach, ist mit zwei Sensoren mit unterschiedlichen Messbereichen ausgestattet. Das Messsystem arbeitet nach dem chromatisch-konfokalen Messprinzip. Dabei werden Höhendifferenzen von Oberflächen optisch erfasst, sodass die fokussierte Wellenlänge anschließend mit der Auswertungselektronik bestimmt werden kann. Den prinzipiellen Systemaufbau sowie die technischen Daten des Messgerätes können <u>Bild 4-9</u> entnommen werden. Aufgrund der beiden Sensoren ist das Messgerät geeignet, um sowohl Kennwerte der Kerbflanken, z. B. Rauheiten und Welligkeiten, als auch Formkenngrößen wie die Kerbtiefe zu erfassen.





Digitalmikroskop

Für die Analyse von Topografien sowie die Auswertung von Kerbtiefen und Werkstückwinkeln eignet sich das Lichtmikroskop der Serie VHX-5000 der Firma KEYENCE DEUTSCHLAND GMBH, Neu-Isenburg. Für das Digitalmikroskop liegen mehrere Objektive mit entsprechenden Vergrößerungsbereichen vor. Die relevanten technischen Daten des Digitalmikroskop und der Objektive sind in <u>Bild 4-10</u> aufgelistet.



Digitalmikroskops Keyence VHX-5000

Messbereich (x, y, z):	100 x 100 x 3	mm ³
Messobjektive:		
Vergrößerung VH-Z20UT:	20x - 2	00x
Vergrößerung VH-Z100UT:	100x - 1	.000x
Vergrößerung VH-Z500T:	500x - 5	.000x

Bild 4-10: Digitalmikroskop Keyence VHX-5000

Messprojektor

Ein weiteres Messmittel zur Bestimmung von Kerbtiefen und -breiten ist der Messprojektor PJN 322 der Firma MITUTOYO CORPORATION, Tokyo, Japan, <u>Bild 4-11</u>. Dieses Messgerät verfügt über eine analoge Anzeige, auf welche der Schattenwurf des untersuchten Versuchsobjektes projiziert wird. Dieser Schattenwurf lässt sich über eine z-Achse fokussieren, sodass über einen x-y-Tisch Kerbpunkte angefahren werden können. Über die Positionsanzeige des x-y-Tisches erfolgt die Koordinatenerfassung, mit welcher sich aus einer Differenzbeziehung die Kerbtiefe und -breite ermitteln lässt. Die Auflösung des Projektors in x-y-Richtung beträgt dabei 1 µm.



Messprojektor PJN 322

Messbereich (x, y, z):	220 x 110 x 150	mm ³
Auflösung (x, y):	1 x 1	μm

Bild 4-11: Messprojektor PJN 322

Feinmesswaage

Mit der in <u>Bild 4-12</u> dargestellten Feinmesswaage vom Typ LP 620P des Herstellers SARTO-RIUS AG, Göttingen, werden die Gewichtsdifferenzen an Werkstücken untersucht. Die technischen Spezifikationen der Waage sind im Bild 4-12 dargestellt.



Feinwaage Sartorius LP 620P

Messbereich bis:	620,000	g
Auflösung bis 200 g:	0,001	g
Auflösung ab 200 g:	0,005	g

<u>Bild 4-12</u>: Feinmesswaage Sartorius LP 620P Hochgeschwindigkeitskamera

Die in <u>Bild 4-13</u> gezeigte Hochgeschwindigkeitskamera wird zur Untersuchung der Kerbbildung und zum Nachweis der Flüssigkeitsströme in der Kerbe eingesetzt. Die Hochgeschwindigkeitskamera vom Typ FASTCAM SA1.1 der Firma PHOTRON DEUTSCHLAND GMBH, Reutlingen, erlaubt es, Bilder mit einer Auflösung von 512 x 512 Pixeln bei 20.000 Frames pro Sekunde aufzunehmen. Damit können die Flüssigkeitsströme oder die Kerbentstehung in transparentem Werkstoff beobachtet werden. Weitere Messraten und technische Details der Hochgeschwindigkeitskamera sind in Bild 4-13 aufgeführt.



Hochgeschwindigkeitskamera FASTCAM SA1.1

12-bit ADC Sensor Pixelabstand: Globale elektronische Blende von:	20 16	µm ms
	bis 1	μs
Interner Speicher	8	GB
Auflösung und Messraten:		
1.024 x 1.024 pixel bei	5.400	fps
512 x 512 pixel bei	20.000	fps
64 x 16 pixel bei	675.000	fps

Bild 4-13: Hochgeschwindigkeitskamera

4.5 Versuchsplanung

4.5.1 Untersuchungen zum Einfluss der

maßgebenden Prozessstellgrößen auf die Kerbkenngrößen

Im folgenden Kapitel werden die in Bild 3-2 und Bild 3-3 geplanten Untersuchungen im Detail aufgeführt. Hierbei werden, entsprechend der Zusammenstellung im Bild 3-2, zunächst die Versuchspläne der Untersuchungen zum Einfluss der Bearbeitung auf die Kerbgeometrie gekrümmter und asymmetrischer Bahnen präsentiert. Im Anschluss werden die Versuchspläne zur Erweiterung der Erkenntnisse zum Einfluss der Bearbeitung auf die Kerbgeometrie, Bild 3-3, um variable Kerbtiefen $t_K(x)$, Werkstoffe und variable Strahlwinkel $\beta_S(x)$ vorgestellt.

Die Untersuchungen zum Einfluss der Prozessstellgrößen auf die Kerbkenngrößen gekrümmter und asymmetrischer Bahnen bilden die wesentliche Datenbasis zur werkstoffeffizienten Vorkonturierung mittels Wasserstrahlen. Aufgrund dieser essenziellen Funktion wurden alle Untersuchungen mittels statistischer Versuchsplanung randomisiert ausgelegt, in dreifacher Ausführung und mit Blockbildung durchgeführt. Die Auswahl und Abdeckung des Untersuchungsfeldes der beiden Versuchspläne zum Wasserabrasivinjektorstrahleinstechdrehen (WAISE) basieren auf eigenen Voruntersuchungen, Ergebnissen an anderen Werkstoffen und Arbeiten zu vergleichbaren Fragestellungen [FAL18, UHL18c]. Da für die Prozessvarianten jeweils verschiedene Effekte erwartet werden, sind auch die Faktorstufen und das Untersuchungsfeld verschiedentlich verteilt. Die Auslegung für den Versuchsplan zum WAIS-Einstechfräsen unter einem Strahlwinkel und alle weiteren Versuchspläne basieren auf den Ergebnissen der vorangegangenen Untersuchungen.

Versuchsplan zum axialen WAIS-Einstechendrehen

Zur Untersuchung des Einflusses der Bearbeitung beim axialen WAISE wurde ein Versuchsplan mit vier Einflussgrößen auswählt. Umgesetzt wurde ein CCD-Versuchsplan mit insgesamt fünf Stufen je Faktor. Die gewählten Prozessparameter sind durch die Faktorstufen in <u>Tabelle 4-1</u> gegeben.

Faktor			Faktorstufen					
			-	0	+	++		
Druck p	MPa	100	150	200	250	300		
Vorschubgeschwindigkeit vf	mm/s	30	45	60	75	90		
Abrasivmittelmassenstrom m _A	g/min	150	200	250	300	350		
Radius r	mm	4	8	12	16	20		

Tabelle 4-1: Faktoren und Faktorstufen beim axialen WAISE

Versuchsplan zum radial WAIS-Einstechdrehen

In Anlehnung an das axiale WAIS-Einstechdrehen wurde für das radiale WAIS-Einstechdrehen ebenfalls ein CCD-Versuchsplan mit vier Einflussgrößen auf fünf Stufen je Faktor auswählt. Die gewählten Faktoren und Faktorstufen des Versuchsplanes sind in <u>Tabelle 4-2</u> abgebildet. Die Versuche wurden an einem Zylinder mit einem Durchmesser von d_{WS} = 45 mm durchgeführt.

Tabelle 4-2: Faktoren und Faktorstufen beim radialen WAISE

Faktor		Faktorstufen				
			-	0	+	++
Druck p	MPa	100	200	300	400	500
Drehzahl n	1/min	200	400	600	800	1.000
Abrasivmittelmassenstrom mA	g/min	100	200	300	400	500
Prozesszeit t _P	S	24	30	36	42	48

Versuchsplan zu Kerben unter einem Strahlwinkel

Für die Untersuchung zum Einfluss der Bearbeitung auf die Kerbkenngrößen asymmetrischer Bahnen wurde, anders als bei den oben beschriebenen Untersuchungen, ein vollfaktorieller Versuchsplan auf zwei Stufen auswählt. Der Versuchsplan, <u>Tabelle 4-3</u>, umfasst fünf Einflussgrößen auf mindestens 2 Stufen. Da der Fokus der Untersuchung auf der Bestimmung asymmetrischer Bahnen und damit auf Kerben unter einem Strahlwinkel β_s liegt, wurde der Faktor Strahlwinkel β_s auf vier Faktorstufen untersucht. Auch die Anpassung zu den oben beschriebenen CCD-Versuchsplänen ist durch den Fokus auf den Strahlwinkel β_s begründet, da mit dem vollfaktorieller Versuchsplan eine gleiche Anzahl an Versuchspunkten für jeden Strahlwinkel β_s gewährleistet ist. Um trotz des zweistufigen Versuchsplanes eine quadratische Abschätzung der Kenngrößen innerhalb des Untersuchungsfeldes zu ermöglichen, wurde der Zentralpunkt CP, Bild 2-11, mit im Versuchsplan berücksichtigt.

Faktor		Faktorstufen				
			-	CP	+	++
Druck p	MPa		100	150	200	
Vorschubgeschwindigkeit vf	mm/s		50	66,6	83,3	
Abrasivmittelmassenstrom m _A	g/min		150	200	250	
Überfahrten z	-		200	300	400	
Strahlwinkel βs	0	22,5	45		67,5	90

Tabelle 4-3: Faktoren und Faktorstufen beim WAIS-Einstechfräsen unter einem Strahlwinkel

4.5.2 Transferuntersuchungen zum Einfluss weiterer und variierender Prozessstellgrößen auf die Kerbkenngrößen

Die Transferuntersuchungen zum Einfluss der Prozessstellgrößen auf die Kerbkenngrößen um weitere Prozessstellgrößen, variable Kerbtiefen und variable Strahlwinkel wurden mit dem Ziel aufgestellt, die in Kapitel 4.5.1 gewonnenen Erkenntnisse zu erweitern. Um die Übertragbarkeit zu gewährleisten, wurden Untersuchungen nach statistischer Versuchsplanung aufgestellt. Aufgrund von physikalischen oder technischen Einschränkungen mussten die Untersuchungen zum Teil reduziert bzw. angepasst werden.

Versuchspläne zur Übertragung des Strahlwinkels auf das WAIS-Einstechdrehen

Zur Untersuchung der Strahlwinkel beim axialen Einstechdrehen wurde ein Versuchsplan, <u>Tabelle 4-4</u>, mit drei variierten Faktoren auf bis zu fünf Faktorstufen auswählt. Bei der Versuchsdurchführung ist jedoch damit zu rechnen, dass nicht alle Kombinationen der Strahlwinkel und Überfahrten vollfaktoriell umgesetzt werden können. Beispielsweise ist davon auszugehen, dass im Bereich niedriger Strahlwinkel $\beta_s = 45^{\circ}$ einige Kerben bis zur Rotationsachse erzeugt werden. Hierbei kehren sich die Bearbeitungsbedingungen um, wodurch die Ergebnisse nicht mehr miteinander vergleichbar sind. Trotz dieser Erwartung wurde der Versuchsplan beibehalten, da eine Anpassung des Versuchsplans zu einer Einschränkung der Aussagekraft bei hohen Strahlwinkeln $\beta_s = 135^{\circ}$ führen würde. Für die Untersuchung wurde der Druck auf p = 150 MPa, der Radius auf r = 12 mm und der Abrasivmittelmassenstrom auf $\dot{m}_A = 200$ g/min festgelegt.

Faktor		Faktorstufen				
			-	0	+	++
Vorschubgeschwindigkeit vf	mm/s		45	60	75	
Überfahrten z	-	25	50	75	100	200
Strahlwinkel βs	0	45	67,5	90	112,5	135

Tabelle 4-4: Faktoren und Faktorstufen beim axialen WAIS-Einstechdrehen unter einem Strahlwinkel

Für die Untersuchung der Strahlwinkel beim radialen WAIS-Einstechdrehen wurde ebenfalls ein Versuchsplan mit drei variierten Faktoren ausgelegt, <u>Tabelle 4-5</u>. Ähnlich wie beim axialen WAISE kann auch beim radialen WAISE die Rotationsachse durch eine erzeugte Kerbe erreicht werden. In diesem Fall erreicht der Prozess seine physikalische Grenze, da eine Seg-

mentabtrennung stattfindet und der Strahlprozess daraufhin ins Leere verläuft. Die Untersuchung wurde mit einem Druck von p = 150 MPa und einem Abrasivmittelmassenstrom von \dot{m}_A = 200 g/min für ein Werkstückdurchmesser von d_{ws} = 49 mm ausgelegt.

Faktor		Faktorstufen				
			-	0	+	++
Vorschubgeschwindigkeit vf	mm/s		45	60	75	
Überfahrten z	-	75	100	125	150	225
Strahlwinkel βs	0	22,5	45		67,5	90

Tabelle 4-5: Faktoren und Faktorstufen beim radial WAIS-Einstechdrehen unter einem Strahlwinkel

Versuchsplan zur Strahlwinkelvariation

Zur Untersuchung der Effekte der Kerbentstehung bei einer Strahlwinkelvariation, also bei einer stetigen Strahlwinkeländerung, wurde ein Versuchsplan, mit vier Faktoren ausgelegt, <u>Tabelle 4-6</u>. Der Versuchsplan orientiert sich an dem Versuchsplan zu Kerben unter einem Strahlwinkel. Die Strahlwinkeländerung β'_{s} wurde vollfaktoriell auf drei Stufen untersucht. Die verbleibenden Faktoren wurden auf zwei Stufen untersucht und um den Zentralpunkt ergänzt. Für den Versuchsplan wurde ein festes Beladungsverhältnis von R = 0,2 festgelegt. Damit wird der Versuchsumfang begrenzt auf Versuchspunkte die eine besonders hohe Werkstoffvolumenabtrennung im Vergleich zur eingesetzten Energie aufweisen. Der Abrasivmittelmassenstrom \dot{m}_A ändert sich somit entsprechend zur Druckstufe bzw. dem Wassermassenstrom \dot{m}_W .

Faktor		Faktorstufen				
		-	0	+		
Druck p	MPa	100	150	200		
Vorschubgeschwindigkeit v _f	mm/s	50	66,6	83,3		
Überfahrten z	-	200	300	400		
Strahlwinkeländerung β's	°/mm	0,375	0,75	1,125		

Tabelle 4-6: Faktoren und Faktorstufen zur Untersuchung der Strahlwinkeländerung

Versuchsplan zur Kerbtiefenvariation

Die Untersuchung zum Einfluss der Bearbeitung auf die Kerbkenngrößen bei einer Kerbtiefenvariation umfasst insgesamt drei Versuchspläne. In einem ersten Versuchsplan werden die Effekte des Sekundärstrahls qualitativ anhand von Hochgeschwindigkeitsaufnahmen analysiert und bewertet. Hierzu wurde der in <u>Tabelle 4-7</u> dargestellte Versuchsplan mit dem Faktor der Kerbgrundform (a), ohne den Faktor Strahlwinkel β_s (b), ausgelegt. Dabei wird hauptsächlich der Sekundärstrahl bei einzelnen Überfahrten für definiert kreisförmige Kerbgründe mit einem Radius von r = 60 mm beobachtet. In einem zweiten Schritt werden die Effekte des Sekundärstrahls quantifiziert. Zur Quantifizierung der Strahlintensitäten wird der in Tabelle 4-7 dargestellte Versuchsplan nochmals mit dem Faktor Strahlwinkel β_s (b) anstelle der Kerbgrundform F (a) umgesetzt. Auch bei diesem Versuchsplan werden einzelne Überfahrten mit stetigen Stufen des Strahlwinkels umgesetzt.

Faktor			Faktorstufen			
				-	+	++
Druck	р	MPa		100	200	
Vorsc	hubgeschwindigkeit v _f	mm/s		50	83,3	
Abras	ivmittelmassenstrom mA	g/min		150	250	
а	Kerbgrundform F	-		konvex	konkav	
b	Strahlwinkel βs	0	22,5	45	67,5	90

Taballa 1 7.		d Californati ufan		مملم بممتنيطم	Calcumationstrated
Tabelle 4-7:	Faktoren un	o Fakiorsiulen	Zur Uniersu	icnuna aes	Sekundarstrahis

Die real entstehenden Kerbkenngrößen bei einer Kerbtiefenvariation wurden anhand des in <u>Tabelle 4-8</u> dargestellten Versuchsplanes untersucht und bewertet. Bei diesem Versuchsplan wurden Kerben mit dem kreisförmigen Kerbgrund von r = 60 mm erzeugt. Die Kerbtiefenvariation wurde über die Variation der Vorschubgeschwindigkeit v_f realisiert. Die in Tabelle 4-8 angegebene Vorschubgeschwindigkeit v_f beschreibt dabei den Maximalwert der Untersuchung. Der Versuchsplan wurde mit einer Anzahl an Überfahrten von z = 300 und bei einem Beladungsverhältnis von R = 0,2 ausgelegt.

Tabelle 4-8: Faktoren und Faktorstufen zur Untersuchung der Kerbtiefenvariation

Faktor	Faktorstufen			
		-	+	
Druck p	MPa	100	125	
Max. Vorschubgeschwindigkeit v _{f,max}	mm/s	80	100	
Kerbgrundform F	-	konvex	konkav	

Versuchsplan zu Werkstoffen

Zur Untersuchung der Effekte der Vorkonturierung bei verschiedenen Werkstoffen wurde der in <u>Tabelle 4-9</u> dargestellte Versuchsplan ausgelegt. Der Versuchsplan berücksichtigt die in Kapitel 4.3 vorgestellten Werkstoffe und wurde in Anlehnung an die Untersuchung der Kerben unter einem Strahlwinkel auf zwei Stufen vollfaktoriell durchgeführt und um einen Zentralpunkt ergänzt.

Tabelle 4-9:	Faktoren und Fal	ktorstufen zur	Untersuchung	von Werkstoffen
--------------	------------------	----------------	--------------	-----------------

Faktor			Faktorstufen / Kategorie				
			- / A	0 / B	+ / C	++	
Druck p	MPa		100	150	200		
Vorschubgeschwindigkeit vf	mm/s		50	66,6	83,3		
Überfahrten z	-	100	200		300	400	
Werkstoff WS	-		γ-TiAl	ZrO ₂	Ti64 +		
			TNM-		5%TiC		
			B1				

4.6 Versuchsdurchführung und Ergebnisqualifizierung

Alle in Kapitel 4.5 beschriebenen Versuchspläne wurden an den in Kapitel 4.1 genannten Versuchsmaschinen durchgeführt. Dabei wurden die in Kapitel 4.2 beschriebenen Werkzeuge und Strahlmittel zur Bearbeitung der in Kapitel 4.3 genannten Werkstoffe eingesetzt. Das <u>Bild 4-14</u> verdeutlicht die untersuchten Prozessvarianten des axialen, radialen WAIS-Einstechdrehens und des WAIS-Einstechfräsens. Darüber hinaus sind alle untersuchten Prozessparameter für die verschiedenen Prozessvarianten in Bild 4-14 definiert. Nach der Versuchsdurchführung wurden die Versuchsproben mittels EDM entlang des Kerbgrundes oder mehrfach orthogonal zum Kerbgrund getrennt. Die aufgetrennten, frei zugänglichen Versuchsproben wurden im nächsten Schritt mit den in Kapitel 4.4 dargestellten Messeinrichtungen begutachtet. Bei der Vermessung der Versuchsproben wurden die in Bild 4-14 definierten Zielgrößen aufgenommen. Zu den Zielgrößen gehören die Kerbformkenngrößen Kerbtiefe t_K , Kerbwinkel β_K bzw. Winkelfehler $e_{\beta K}$ sowie die Abweichungen der beiden Kenngrößen die Kerbgrundwelligkeit w_K und die Flankenwelligkeit w_F . Die Beschreibung der Kerbflanken erfolgt durch die in der Norm DIN 4760 [DEU82] definierte Messung des Glatt- und Restschnittbereiches bei 20 % bzw. 80 % der Kerbtiefe t_K . Zur Bewertung der Kerbflanken werden die größten Höhendifferenzen des Profils in den verschiedenen Kerbtiefen Rz₂₀, Rz₈₀ und die Flankenwelligkeiten $w_{F,20}$, $w_{F,80}$ aufgenommen. Darüber hinaus wurden auch die Kerbbreiten b_K im Bereich des Glatt- und Restschnittes untersucht.



Bild 4-14: Darstellung der untersuchten Prozessvarianten, Stell- und Zielparameter

5 Einfluss der WAIS-Prozessstellgrößen auf die Kerbkenngrößen

5.1 Untersuchung der Prozessvarianten und Hauptprozessstellgrößen

5.1.1 Einleitung

Entsprechend der angestrebten Vorgehensweise werden in diesem Kapitel die Ergebnisse der technologischen Untersuchungen vorgestellt. Im Fokus dieses Kapitels stehen die Effekte der Prozessparameter auf die Kerbeigenschaften der unterschiedlichen Prozessvarianten. Die Untersuchungen sind entsprechend der Zielstellung und der Vorgehensweise aufgeteilt in die technologischen Untersuchungen zu dem grundlegenden Einfluss der Bearbeitung bei verschiedenen Prozessvarianten und die Erweiterung der technologischen Untersuchungen um variable Kerbtiefen, variable Strahlwinkel und Werkstoffe. Zunächst werden die grundlegenden Effekte der Prozessstellgrößen bei den Prozessvarianten axiales WAIS-Einstechdrehen, radiales WAIS-Einstechdrehen und das WAIS-Einstechfräsen für verschieden Strahlwinkel auf die Kerbkenngrößen vorgestellt. Für jede dieser Prozessvarianten werden zunächst die Effekte der Prozessstellgrößen auf die Kerbtiefen t_K, die Kerbgrundwelligkeiten w_K, die Winkelfehler e_{BK} und die Flankenwelligkeiten w_{F.80} vorgestellt und diskutiert, da diese Kenngrößen entsprechend der Zielstellung für die endkonturnahe Vorbearbeitung besonders bedeutsam sind. Die Effekte der einzelnen Einflussgrößen werden dabei abhängig von ihrer Relevanz für die verschiedenen Prozessvarianten unterschiedlich stark betont. Neben den genannten Hauptkenngrößen werden anhand der ersten Untersuchungen auch weitere Kenngrößen, wie z. B. die Oberflächenrauheit, untersucht und die Ergebnisse dargestellt. Im Laufe der Untersuchungen wird auf die sekundären Kenngrößen nur eingegangen, wenn sich ihr Verhalten beispielsweise bei einer anderen Prozessvariante deutlich verändert. Nach der Vorstellung der Ergebnisse wird dieses Kapitel durch eine statistische Prozessabbildung abgeschlossen. Hierfür werden die vier Hauptkenngrößen, Kerbtiefe t_{K} , Kerbgrundwelligkeit w_{K} , Winkelfehler e_{BK} sowie Flankenwelligkeit w_{F,80} aller Prozessvarianten mittels multiple lineare Regression (MLR) abgebildet.

5.1.2 Axiales WAIS-Einstechdrehen

Das axiale WAIS-Einstechdrehen ist, entsprechend Kapitel 2.1.4, bislang weitgehend unerforscht. Für die endkonturnahe Vorkonturierung ist die gebogene Bahnkurve oder das rotierende Werkstück bei ortsfestem Strahl jedoch von erhöhter Bedeutung. Um die grundlegenden Effekte dieser Prozessvariante zu ermitteln, wurde der in Tabelle 4-1 vorgestellte Versuchsplan unter den beschriebenen Versuchsbedingungen durchgeführt und mit den in Kapitel 4.4 genannten Messmethoden analysiert.

Kerbtiefe t_K

Das <u>Bild 5-1</u> zeigt die beobachteten Haupteffekte der untersuchten Prozessparameter auf die Kerbtiefe t_K für die durchgeführten 87 Einzelexperimente zum axialen WAIS-Einstechdrehen. Den Ergebnissen ist zu entnehmen, dass die Kerbtiefe t_K mit zunehmendem Druck p steigt. Der Verlauf der Kerbtiefe t_K korreliert dabei mit der in Formel 2-1 abgeleiteten theoretischen Strahlgeschwindigkeit v_{S,th} und entspricht damit den Erwartungen aus den physikalischen

Überlegungen. Darüber hinaus ergibt sich für den Druckbereich von p = 150 MPa bis p = 300 MPa der aus der Literatur bekannte [BLI90] und in Bild 2-4 dargestellte lineare Anstieg der Kerbtiefe t_k mit steigendem Druck p. Die Beobachtungen legen nahe, dass der Effekt des Drucks p beim Spanen mit definierter Kerbtiefe vergleichbar zu den Effekten der Prozessvariante Spanen mit durchgängigem Strahl ist. Damit bestätigen die Ergebnisse die aus der Literatur bekannten Zusammenhänge des Drucks p für das axiale WAIS-Einstechdrehen.



<u>Bild 5-1</u>: Haupteffekte auf die Kerbtiefe t_K beim axialen WAIS-Einstechdrehen

Das Bild 5-1 zeigt, dass eine Zunahme der Vorschubgeschwindigkeit v_f zu einer regressiven Abnahme der Kerbtiefe t_K führt. Diese Beobachtung korreliert ebenfalls mit den in Bild 2-4 aufgestellten grundlegenden Effekten beim WAIS-Spanen mit durchgängigem Strahl und den Erkenntnissen früherer Untersuchungen [BLI90]. Damit scheinen die bekannten Effekte der Vorschubgeschwindigkeit auch beim axialen WAIS-Einstechdrehen zu gelten.

Die Variation des Abrasivmittelmassenstroms zwischen \dot{m}_A = 150 g/min und \dot{m}_A = 350 g/min lässt keinen signifikanten Effekt des Abrasivmittelmassenstroms \dot{m}_A auf die Kerbtiefe t_K in dem untersuchten Parameterraum erkennen. Dies ist ein Hinweis darauf, dass der Abrasivmittelmassenstrom \dot{m}_A in einem dem Parameterraum angemessenen Bereich variiert wurde. Entsprechend dem Stand der Technik, Kapitel 2.1.5, sollte der Abrasivmittelmassenstrom \dot{m}_A idealerweise an die Druckstufe angepasst sein, um stets ein effizientes Beladungsverhältnis R zu erzielen. Da die Kerbtiefe t_K in Bild 5-1 für keine Stufe des Abrasivmittelmassenstroms \dot{m}_A abfällt, kann angenommen werden, dass in dem Bereich effiziente Beladungsverhältnisse R vorliegen. Diese Annahme wird in den folgenden Kapiteln geprüft.

Im Zusammenhang mit der Radiusvariation wurde nur ein geringer Effekt auf die Kerbtiefe t_{K} beobachtet. Die Daten legen eine sehr geringe Zunahme der Kerbtiefe t_{K} mit steigendem Radius r nahe, wobei insbesondere beim Radius von r = 4 mm eine Reduktion der Kerbtiefe t_{K} zu beobachten ist. Dieser Verlauf ist im Zusammenhang mit der Fragestellung zur konturnahen Vorbearbeitung bedeutsam, da entsprechende Untersuchungen zum Effekt des Radus r bisher nicht vorlagen. Darüber hinaus wurden im Stand der Technik gleich zwei Effekte ermittelt, die Auswirkungen auf die Kerbtiefe t_{K} vermuten ließen. Bei den Effekten handelt es sich um die Verschiebung des tiefsten Kerbpunktes hin zum Kreismittelpunkt und die Ablenkung des Sekundärstrahls auf die Kerbaußenflanke [LAU94]. In Bezug auf die Kerbtiefe t_{K} scheinen sich diese Effekte jedoch weitgehend auszugleichen [UHL18b]. Erst ab Radien r < 4 mm können Effekte durch die beiden beschriebenen Vorgänge nicht mehr ausgeschlossen werden. Inwieweit die Prozessvariante axiales WAIS-Einstechdrehen die Kerbtiefe t_{K} insgesamt beeinflusst, wird im Verlauf der weiteren Untersuchungen ermittelt.

Die Streuung der Kerbtiefe t_K ist in allen vier Diagrammen in Bild 5-1 durch die Standardabweichung gekennzeichnet. Insbesondere die Kerbtiefenverläufe über dem Druck p und über der Vorschubgeschwindigkeit zeigen einen Anstieg der Standardabweichung mit zunehmender Kerbtiefe t_K . Die Variation der Kerbtiefen t_K werden im nächsten Schritt zunächst anhand der Variation innerhalb einer Kerbtiefe t_K , der Kerbgrundwelligkeit w_K , genauer betrachtet.

Kerbgrundwelligkeit w_K

In dem <u>Bild 5-2</u> sind nach identischem Schema zur Beschreibung der Kerbtiefe t_K die Haupteffekte der untersuchten Prozessstellgrößen auf die Kerbgrundwelligkeit w_K dargestellt. Die Kerbgrundwelligkeit w_K, entsprechend der Definition aus Bild 4-14, stellt auf zweifache Weise eine besonders relevante Kenngröße beim Spanen mit definierter Kerbtiefe in der Einstechvariante dar. Zum einen tritt dieser Kennwert bei keiner anderen WAIS-Prozessvariante auf. Beim WAIS-Taschenfräsen, Bild 2-4, wird die Qualität der gesamten bearbeiteten Oberfläche bewertet, beim Spanen mit durchgängigem Strahl entfällt der Kerbgrund vollständig. Zum anderen ergibt sich mit der Kerbgrundwelligkeit w_K ein für die konturnahe Vorbearbeitung maßgeblicher Qualitätskennwert. Je geringer die Kerbgrundwelligkeit w_K einer Kerbe ist, desto näher kann die Vorbearbeitung an der Endkontur erfolgen und desto geringer ist der Aufwand für den finalen Fertigungsschritt. Diese Überlegung lässt sich beispielsweise am Bild 2-4 bei der Überlagerung des Spanens mit definierter Kerbtiefe nachvollziehen und wird später im Zusammenhang mit der Prozessauslegung im Kapitel 6.1.5 ausführlich diskutiert.

In dem Versuchsplan zum axialen WAIS-Einstechdrehen wurden Kerbgrundwelligkeiten in einer breiten Spanne zwischen w_K = 0,57 mm und w_K = 21 mm gemessen. Das <u>Bild 5-2</u> zeigt, dass die Kerbgrundwelligkeit w_K mit steigendem Druck p in der Tendenz progressiv zunimmt. Mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit v_f fällt die Kerbgrundwelligkeit w_K regressiv ab. In Bezug auf den Abrasivmittelmassenstrom \dot{m}_A und den Radius r wurden keine signifikanten Effekte beobachtet. Die Streuung der Kerbgrundwelligkeit s verhält sich ähnlich wie die

Kerbgrundwelligkeit w_K selbst und steigt über dem Druck p an, bzw. fällt über der Vorschubgeschwindigkeit v_f ab.

Die Ergebnisse der Kerbgrundwelligkeit w_K stehen mit den aus der Literatur bekannten Effekten des Spanens mit definierter Kerbtiefe, WAIS-Taschenfräsen Bild 2-4, bezüglich des Drucks p und der Vorschubgeschwindigkeit im Einklang [FOW05b, ÖJM97, SHI05]. Darüber hinaus wurden vergleichbare Erkenntnisse auch bei der am nächsten liegenden Prozessvariante des WAIS-Einstechfräsens beobachtet [FAL18].





Die Einbringung der Kerbe erfolgt in dem vorliegenden Versuchsplan zum axialen WAIS-Einstechdrehen für alle Untersuchungen unter einem Strahlwinkel von $\beta_s = 90^\circ$. Entsprechend der Zielstellung zur konturnahen Vorbearbeitung ist der reale erzeugte Winkel der Kerbe β_K von besonderer Bedeutung, da hierdurch die erreichbare Genauigkeit der Kontur und damit die verbleibende Nachbearbeitung beeinflusst wird. Aus diesem Grund wurde der Kerbwinkel β_K für jede Kerbtiefe ausgewertet, obwohl kein direkter Effekt des Prozessparameter auf

den Kennwert zu erwarten ist. Um die Abweichung des Kerbwinkels β_K von dem Strahlwinkel β_S darzustellen, wird der Winkelfehler $e_{\beta K}$ als Differenz zwischen Strahlwinkel β_S und Kerbwinkel β_K definiert. Im vorliegenden Fall bedeutet ein positiver Winkelfehler $e_{\beta K}$ eine Vergrößerung des Radius r mit zunehmender Kerbtiefe t_K .

Über den gesamten Versuchsplan zum axialen WAIS-Einstechdrehen wurde ein mittlerer Winkelfehler von $e_{\beta K} = 0,42^{\circ}$ beobachtet, <u>Bild 5-3</u>. Damit weisen die Kerben eine geringe Tendenz auf, sich nach außen zu neigen. Diese Abweichung gibt einen ersten Hinweis darauf, dass die Strahlmechanismen beim axialen WAIS-Einstechdrehen, wie von LAURINAT [LAU94] beschrieben, nicht symmetrisch vorliegen. Das Bild 5-3 zeigt den Winkelfehler $e_{\beta K}$ über den beiden Prozessstellgrößen Druck p und Abrasivmittelmassenstrom \dot{m}_A , da diese beiden Prozessstellgrößen die größten Abweichungen vom Mittelwert aufweisen. Auch bei diesen beiden Verläufen der Winkelfehler $e_{\beta K}$ ist kein signifikanter Effekt der Prozessstellgrößen zu beobachten. Dementsprechend bildet sich der Winkelfehler $e_{\beta K}$ unabhängig von den Prozessstellgrößen aus.



Bild 5-3: Haupteffekte auf den Winkelfehler e_{βK} beim axialen WAIS-Einstechdrehen

Flankenwelligkeit w_F

Die Flankenwelligkeit w_F beschreibt die Abweichung der Kerbflanke von der Sollform und damit auch die Variation des Kerbwinkels β_{K} . Anders als z. B. beim WAIS-Schneiden mit definierter Kerbtiefe entstehen beim axialen WAIS-Einstechdrehen zwei Kerbflanken, die es zu unterscheiden gilt. Ausgehend von der Strahlposition über dem Werkstück und der Drehachse gibt es eine äußere Kerbflanke die einen größeren Radius aufweist, im Folgenden Außenflanke genannt, Bild 4-14. Demensprechend befindet sich die Innenflanke zwischen Kerbe und Drehzentrum und besitzt den geringeren Radius. Da sich die Kennwerte der Kerbflanke, wie in Kapitel 2.1.7 beschrieben, stark mit der Kerbtiefe t_K ändern, werden hier und in den folgenden Darstellungen nur die für die konturnahe Vorbearbeitung relevanten Kenngrößen im unteren Bereich der Kerbflanke dargestellt. Endsprechend der VDI 2906 wird die Flankenwelligkeit bei 80 % der Kerbtiefe t_K aufgenommen $w_{F,80}$ [VDI 2906-10].

Im <u>Bild 5-4</u> sind die Flankenwelligkeiten bei 80 % der Kerbtiefe w_{F,80} der Innen- und Außenflanke für die untersuchten Prozessstellgrößen beim axialen WAIS-Einstechdrehen dargestellt. Über alle Diagramme hinweg ist ein Unterschied zwischen der Innen- und der Außenflanke zu beobachten. Im Durchschnitt beträgt die Welligkeit der Innenflanke w_{F,180} = 0,54 mm und liegt damit rund 45 % unter dem Wert an der Außenflanke w_{F,A80}. Bereits im Bereich des Winkelfehlers wurde ein erster Hinweis auf asymmetrisches Strahlverhalten identifiziert. Die Vermutung, dass beim axialen WAIS-Einstechdrehen asymmetrische Strömungsbedingungen vorliegen, kann nun anhand der Flankenwelligkeiten w_{F,80} bestätigt werden. Um die Vorgänge zuzuordnen, werden zunächst die einzelnen Verläufe genauer betrachtet.



<u>Bild 5-4</u>: Haupteffekte auf die Flankenwelligkeit w_{F,80} beim axialen WAIS-Einstechdrehen Mit zunehmendem Druck p steigen die Werte der Flankenwelligkeiten sowohl an der Innen-, als auch an der Außenflanke, wobei die Werte der Innenflanke durchgängig geringer ausfallen.
Besonders bemerkenswert ist der Verlauf der Flankenwelligkeiten w_{F,A80} w_{F,I80} über der Vorschubgeschwindigkeit v_f. Während die Flankenwelligkeit der Außenflanke mit steigender Vorschubgeschwindigkeit v_f abnimmt, gilt dies für die Innenflanke erst ab einer Vorschubgeschwindigkeit von v_f > 45 mm/s. Bei einer Vorschubgeschwindigkeit von v_f = 30 mm/s fallen die Flankenwelligkeiten an der Innenflanke mit w_{F,I80} = 0,22 mm geringer aus. Die Variation des Abrasivmittelmassenstroms m_A zeigt weitgehend konstante Differenzen zwischen den Flankenwelligkeiten der Innen- und der Außenflanke w_{F,A80}, w_{F,I80}. Eine Ausnahme ist bei einem Abrasivmittelmassenstrom von m_A = 350 g/min zu beobachten. Bei diesem Wert sinken die Flankenwelligkeiten der Innenflanke w_{F,I80}, während die Flankenwelligkeiten der Außenflanke w_{F,A80} steigen. Bei geringen Radien r < 12 mm ist die Differenz zwischen den Flankenwelligkeiten an der Innen- und an der Außenflanke fast durchgängig präsent. Die Differenz sinkt jedoch mit zunehmendem Radius r. Beim Erreichen des Radius r = 20 mm, besteht kein Unterschied mehr zwischen den Flankenwelligkeiten. Die asymmetrischen Strahlbedingungen scheinen sich bei diesem Wert weitgehend auszugleichen, sodass eine symmetrische Kerbe entsteht.

Die Ursache für die verschiedenen Kennwerte der Flankenwelligkeiten können aus den von LAURINAT [LAU94] beschriebenen Änderungen der Kerbe bei kleinem Radius abgeleitet werden. Die von LAURINAT beschriebene Vertiefung der Kerbe hin zum Drehzentrum wurde in der Versuchsreihe nicht beobachtet. Dieser Effekt tritt jedoch nur bei sehr geringem Radius r auf. LAURINAT geht von einem Radus r < d_F aus. Bedingt durch das untersuchte Parameterfeld, das bei einem Radius $r > 5 d_F$ beginnt, scheint dieser Effekt in den Hintergrund zu treten. Der zweite von LAURINAT identifizierte Effekt beschreibt den Effekt des Sekundärstrahls, der, anders als bei geraden Vorschubrichtungen, bei einem vorliegenden Radius r auf die Außenflanke gerichtet ist. Das Auftreten dieses Effekts ist nicht nur beim WAIS-Schneiden, sondern auch beim Spanen mit definierter Kerbtiefe zu erwarten. Der Effekt führt dazu, dass der Sekundärstrahl die erzeugte Kerbe eher nicht weiter vertieft, sondern, dass der Sekundärstahl eine entsprechende Materialabtrennung an der Außenflanke verursacht [LAU94]. Da der Sekundärstahl, wie im Kapitel 2.1.6 beschrieben, deutlich divergenter auftritt, ist auch eine entsprechend ausgeprägte Oberfläche an der Außenflanke zu erwarten. Genau diese Eigenschaften sind in Bild 5-4 zu beobachten. Zuletzt sei darauf hingewiesen, dass auch die mittleren Kerbbreiten $b_{K,20}$ und $b_{K,80}$ größer ausfallen sollten als beim WAIS-Einstechfräsen. Um diese Hypothese zu prüfen, soll an dieser Stelle auf Daten zum WAIS-Einstechfräsen vorgegriffen werden, <u>Bild 5-19</u>. Der Vergleich der Kerbbreiten bei 80 % der Kerbtiefe beim axialen WAIS-Einstechdrehen b_{K,80} = 0,65 mm und beim WAIS-Einstechfräsen b_{K,80} = 0,54 mm zeigt den antizipierten Effekt. Bei den Kerbbreiten, die auf 20 % der Kerbtiefe aufgenommen wurden, ist dieser Effekt mit $b_{K,20} = 0,71 \text{ mm}$ beim axialen WAIS-Einstechdrehen und b_{K.20} = 0,76 mm beim WAIS-Einstechfräsen nicht vorhanden. Die Werte liegen jedoch eng zusammen, sodass insgesamt eine breitere Kerbe beim axialen WAIS-Einstechdrehen vorliegt.

Bezogene Kennwerte

Da sowohl die Kerbtiefe t_K als auch die Kerbgrundwelligkeit w_K mit steigendem Druck p zunehmen und mit steigender Vorschubgeschwindigkeit v_f abnehmen, ist eine eindeutige Ableitung geeigneter Prozessparameter nicht trivial. Um geeignete Prozessparameter ermitteln zu können, ist im <u>Bild 5-5</u> die bezogene Kerbtiefe t'_K dargestellt.





Die bezogene Kerbtiefe t'_K ist als das Verhältnis von Kerbtiefe t_K zu Kerbgrundwelligkeit w_K definiert. Je höher der Wert ist, desto näher kann die Vorkonturierung an der Sollgeometrie stattfinden. Das Bild 5-5 zeigt, dass dieser Kennwert mit zunehmendem Druck p sinkt und mit steigender Vorschubgeschwindigkeit v_f steigt. Damit ergeben sich für das axiale WAIS-Einstechdrehen geeignete Prozessparameterbereiche bei einem Druck um p = 150 MPa und bei Vorschubgeschwindigkeiten von v_f > 60 mm/s. Obwohl ein Druck um p = 100 MPa eine noch bessere bezogene Kerbtiefe t'_K verspricht, ist dieser Wert mit einer hohen Streuung verbunden, die eine präzise Vorhersage erschwert.

Weitere Kennwerte

Neben den bisher beschriebenen, für die konturnahe Vorbearbeitung besonders relevanten Kennwerten, wurden zum Versuchsplan des axialen WAIS-Einstechdrehens eine Reihe weiterer Kenngrößen ermittelt. Insbesondere wurden die Flankenwelligkeiten nicht nur bei 80 % der Kerbtiefe w_{F,80}, sondern über die gesamten Kerbflanken ermittelt. Das <u>Bild 5-6</u> zeigt die Flankenwelligkeit w_{F,1} über dem Abstand zum Kerbeintritt I_K, dem Radius r und der Vorschubgeschwindigkeit v_f als Konturplot. Anhand dieser Kennwerte kann die notwendige Nachbearbeitung abgeschätzt werden. Beispielsweise beträgt die erwartete Flankenwelligkeit bei einer Kerbtiefe von t_K = 31,5 mm und einem Radius von r = 16 mm ca. w_{F,1} = 550 µm. Wenn bei der Nachbearbeitung eine Zustellung von 200 µm angenommen wird, bedeutet dieser Wert drei Zyklen, um die Oberflächenwelligkeit abzutrennen. Soll die gleiche Kerbe bei einem Radius von r = 8 mm erzeugt werden, so erhöht sich die Anzahl um einen Zyklus. Diese Erhöhung kann durch eine Bearbeitung mit einem geringeren Druckwert p wieder ausgeglichen werden. Hierdurch erhöht sich andererseits die WAIS-Prozesszeit.



5.1.3 Radiales WAIS-Einstechdrehen

Obwohl im Stand der Technik mehrere wissenschaftliche Untersuchungen zum WAIS-Drehen vorgestellt wurden, muss das radiale WAIS-Einstechdrehen als weitgehend unerforscht bewertet werden, da sich die beiden Prozessvarianten grundsätzlich unterscheiden. Das WAIS-Drehen ist eine Variante des Spanens mit durchgängigem Strahl, auch wenn mit dieser Variante Einstiche erzeugt werden können. Das radiale WAIS-Einstechdrehen ist entsprechend Bild 2-4 dem Spanen mit definierter Kerbtiefe zuzuordnen. Auf der Anwendungsebene können die Varianten anhand der Strahlposition unterschieden werden. Beim WAIS-Drehen wird der Strahlkopf stets exzentrisch zur Drehachse angeordnet [ANS90, FLÖ13, HAS87b, MAN09]. Beim radialen WAIS-Einstechdrehen zeigt der Strahl genau auf die Drehachse [HAS01, UHL18c]. Um diese Prozessvariante für die konturnahe Vorbearbeitung zu qualifizieren, wurde ein Versuchsplan entsprechend Kapitel 4.5.1 Tabelle 4-2 durchgeführt und ausgewertet. Die Ergebnisse zum radialen WAIS-Einstechdrehen werden im folgenden Teil dargestellt und diskutiert. Dabei werden analog zum axialen WAIS-Einstechdrehen zunächst nacheinander die Kerbtiefen t_K, die Kerbgrundwelligkeiten w_K, die Winkelfehler $e_{\beta K}$ und die Flanken-welligkeiten w_{F,80} betrachtet.

Kerbtiefe t_K

Die Kerbtiefen t_K über den untersuchten Prozessparametern zum Versuchsplan des radialen WAIS-Einstechdrehens sind anhand der Haupteffekte in <u>Bild 5-7</u> dargestellt. Dem Bild 5-7 ist zu entnehmen, dass die Kerbtiefe t_K mit zunehmendem Druck p progressiv ansteigt. Eine pro-

gressive Zunahme der Kerbtiefe t_K ist aus der Literatur Kapitel 2.1.5 und aus dem vorangegangenen Kapitel 5.1.2 nicht bekannt. Dementsprechend liegt die Vermutung nahe, dass der Verlauf prozessvariantenspezifisch ist. Tatsächlich ändert sich bei genauer Betrachtung des Versuchsaufbaues nicht nur die Kerbtiefe t_K über die Bearbeitungsdauer, sondern durch die Kerbtiefe auch der Bearbeitungsdurchmesser selbst. Der Bearbeitungsdurchmesser entspricht zu Beginn eines Tests dem Werkstückdurchmesser d_{WS}. Während der Bearbeitung ist der Bearbeitungsdurchmesser durch den Werkstückdurchmesser d_{WS} abzüglich der doppelten Kerbtiefe t_K gegeben. Da alle anderen Stellgrößen des Prozesses konstant bleiben, führt die Verringerung des Bearbeitungsdurchmessers zu einer Reduktion der Vorschubgeschwindigkeit v_f. Durch die Verringerung der Vorschubgeschwindigkeit v_f steigt die Kerbtiefendifferenz Δt_{K} , insbesondere bei kleinen Bearbeitungsdurchmessern, immer weiter an. Dieser Anstieg führt in Kombination mit einer ansonsten linearen Kerbtiefenzunahme über dem Druck p zu dem beobachteten progressiven Kerbtiefenverlauf.



Bild 5-7: Haupteffekte auf die Kerbtiefe t_K beim radialen WAIS-Einstechdrehen

Das zweite Diagramm in Bild 5-7 zeigt, dass die Kerbtiefe t_K bei zunehmender Drehzahl n konstant bleibt. Dieser auf den ersten Blick unerwartete Effekt steht im Einklang mit dem Stand der Erkenntnisse. Anders als im Kapitel 5.1.2 wurde beim radialen WAIS-Einstechdrehen nicht die Vorschubgeschwindigkeit v_f, sondern die Drehzahl n bei konstanter Prozesszeit t_P variiert. Im Kapitel 5.1.2 führt eine geringere Vorschubgeschwindigkeit v_f zu einer höheren Prozesszeit t_P, da die Anzahl der Überfahrten z festgelegt wurde. Im aktuellen Beispiel ist die Anzahl der Überfahrten z variabel, aber die Prozesszeit und damit die Einwirkzeit konstant. Dennoch könnte ein Effekt der zeitbereinigten Vorschubgeschwindigkeit sichtbar sein, da bei geringeren Vorschubgeschwindigkeiten auch höhere Zeitspanungsvolumen erreichbar werden [BLI90]. Diese Effekte werden jedoch mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit abgeschwächt. Unter der Berücksichtigung, dass der radiale Versuchsplan bei einer Vorschubgeschwindigkeit von ca. v_f = 470 mm/s beginnt, sind entsprechende Effekte nicht mehr zu erwarten.

Im dritten Diagramm in Bild 5-7 ist die Kerbtiefe t_K in Abhängigkeit vom Abrasivmittelmassenstrom \dot{m}_A dargestellt. Entsprechend des im Stand der Technik beschriebenen Effektes des Beladungsverhältnisses R auf die Kerbtiefen t_K, kann je nach Bereich der untersuchten Abrasivmittelmassenströme ein positiver oder ein negativer Effekt des Abrasivmittelmassenstroms \dot{m}_A auf die Kerbtiefe t_K aufgezeigt werden. In der Literatur wird zwischen dem Abrasivmittelmassenstroms \dot{m}_A und der Kerbtiefe t_K häufig ein positiver Zusammenhang beobachtet [HAS10]. Diese Ergebnisse entstehen bei Beladungsverhältnissen unter dem Optimum, R < 0,3. Bei Beladungsverhältnissen R, die über dem Optimum liegen, nimmt die Kerbtiefe t_K ab. Beim radialen WAIS-Einstechdrehen wurde der Abrasivmittelmassenstrom \dot{m}_A nahezu über das gesamte anwendbare Anwendungsfeld variiert. Entsprechend des breiten Untersuchungsbereiches können die Effekte, entsprechend dem im Kapitel 2.1.5 Bild 2-5 gezeigten Verlauf, für das WAIS-Einstechdrehen bestätigt werden.

Im Diagramm unten rechts in Bild 5-7 ist eine linear ansteigende Kerbtiefe t_K mit zunehmender Prozesszeit t_P abgebildet. Der lineare Anstieg erscheint bedingt durch die zuvor angesprochene Einwirkzeit bei entsprechend hoher Vorschubgeschwindigkeit v_f realistisch. Darüber hinaus wäre ein quadratischer Anstieg der Kerbtiefe t_K durch die Verringerung der Querschnittsfläche zu erwarten. Dieser Effekt scheint bedingt durch die kurzen Prozesszeiten t_p nicht aufzutreten.

Kerbgrundwelligkeit w_K

In <u>Bild 5-8</u> sind die Haupteffekte der zum radialen WAIS-Einstechdrehen untersuchten Prozessstellgrößen auf die Kerbgrundwelligkeiten w_K dargestellt. Ähnlich zum axialen WAIS-Einstechdrehen kann auch beim radialen WAIS-Einstechdrehen ein Zusammenhang zwischen der Kerbtiefe t_K und der Kerbgrundwelligkeit w_K beobachtet werden. Beispielsweise steigt die Kerbgrundwelligkeit w_K auch mit zunehmendem Druck p progressiv an. Darüber hinaus zeigt sich über dem untersuchten Drehzahlbereich n keine signifikante Änderung der Kerbgrundwelligkeit w_K. Die Kerbgrundwelligkeiten w_K erhöhen sich bei Abrasivmittelmassenströmen zwischen m_A = 300 g/min und m_A = 400 g/min leicht, ähnlich zur Kerbtiefe t_K.





Während der Untersuchungen wurde ein sehr geringer Mittelwert der Kerbgrundwelligkeit von nur $w_{K} = 0.31$ mm beobachtet. Dieser Wert liegt deutlich unter dem Wert der Kerbgrundwelligkeit w_{K} beim axialen WAIS-Einstechdrehen. Zur besseren Vergleichbarkeit eignet sich, wie in Kapitel 5.1.2 beschrieben, die bezogene Kerbtiefe t'_K. Beim radialen WAIS-Einstechdrehen beträgt die bezogene Kerbtiefe t'_K = 17,6, beim axialen WAIS-Einstechdrehen hingegen nur t'_K = 7,62, Bild 5-5. Damit ermöglicht die Variante des radialen WAIS-Einstechdrehens auch im Vergleich der bezogenen Kennwerte bessere Kerbgenauigkeiten.

Um die Unterschiede der beiden Varianten radiales und axiales WAIS-Einstechdrehen zu erklären, ist eine Betrachtung und Analyse der Effekte des Sekundärstrahls hilfreich. Wie in Bild 2-7 dargestellt und von FALTIN [FAL18] für das WAIS-Einstechfräsen beschrieben, trägt der Sekundärstahl zur Kerbvertiefung bei und hat wesentlichen Einfluss auf die Qualitätskriterien einer Kerbe. Voraussetzung für das Auftreten des Sekundärstrahls beim Trennen mit durchgängigem Strahl ist, dass die Kerbe nicht vollständig durch den Primärstrahl erzeugt wird. Anders ausgedrückt bedeutet das Ausbleiben eines Sekundärstrahleffektes, dass der Sekundärstrahl nicht auf den Werkstoff trifft und die gesamte Energie durch den Catcher aufgenommen wird. Die Bedingung, dass der Sekundärstrahl auf Werkstoff treffen muss, um eine Abtrennung zu erzeugen, lässt sich auch auf das Trennen mit definierter Kerbtiefe übertragen. Unter Berücksichtigung dieser Überlegung wird ein grundlegender Unterschied zwischen radialem und axialen WAIS-Einstechdrehen deutlich: Beim axialen WAIS-Einstechdrehen liegt beim Schnitt durch die Kerbe stets ein horizontaler Kerbgrund vor. Beim radialen WAIS-Einstechdrehen ergibt sich beim gleichen Bild zwar ebenfalls ein orthogonaler Kontaktwinkel des Wasserstrahls zum Kerbgrund, der Kerbgrund fällt jedoch entlang beider Kerbrichtungen ab, Bild 5-9. Bedingt durch den Abfall der Kerbe ist damit zu rechnen, dass der Sekundärstrahl nur in reduziertem Maße auf Werkstoff trifft. Entsprechend dieser Reduktion sind zum einem die Kerbtiefen t_K geringer als erwartet. Andererseits ist durch die Reduktion des fluktuierenden Sekundärstrahls, Kapitel 2.1.6, auch mit einer Steigerung der Qualitätskriterien einer Kerbe, wie z. B. der Kerbgrundwelligkeit w_K , zu rechnen.





Kerbwinkel β_{K}

Das <u>Bild 5-10</u> zeigt in Anlehnung an das eingangs beschriebe Vorgehen den Winkelfehler $e_{\beta K}$ beim radialen WAIS-Einstechdrehen über den maßgeblichen Prozessstellgrößen Druck p und Prozesszeit t_P . Den Diagrammen ist zu entnehmen, dass die Winkelfehler fast ausschließlich unter dem Wert von $e_{\beta K} = 0,025^{\circ}$ liegen. Da die Standardabweichung der Untersuchung bei 0,05° liegt, kann die Nullhypothese, dass sich die Werte von einem Kerbwinkel $\beta_K = 90^{\circ}$ unterscheidet, nicht verworfen werden. Dementsprechend gibt es keinen Hinweis darauf, dass sich die Kerben nicht symmetrisch ausbilden. Eine Ausnahme ist bei einem Prozessparameter von p = 100 MPa zu beobachten: In diesem Fall scheint es einen geringen Winkelfehler von $e_{\beta K} = 0,26^{\circ}$ zu geben. Dieser Wert bezieht sich jedoch auf eine sehr geringe Kerbtiefe von nur $t_K = 0,64$ mm. Aufgrund der geringen Kerbtiefe t_K , die kleiner als die Strahlbreite ist, könnte die Abweichung durch geringe Variationen der Strahlabtrennenergie verursacht sein, die sich bei tieferen Kerben normalerweise ausgleichen. Eine solche Variation könnte beispielsweise durch kurzfristig asymmetrisch verteilte Abrasivpartikel zustande kommen.





Zur vollständigen Beschreibung der in Kapitel 3 definierten relevanten Kerbkenngrößen sind im Bild 5-11 die Flankenwelligkeiten über den untersuchten Prozessstellgrößen gezeigt. Über die Versuche wurde, mittels dem in Kapitel 4.4 beschriebenem optischen Oberflächenmessgerät FRT, eine Flankenwelligkeit bei 80 % der Kerbtiefe von $w_{F,80} = 0,007$ mm gemessen. Darüber hinaus übersteigt auch der Maximalwert der Flankenwelligkeit beim radialen WAIS-Einstechdrehen einen Wert von $w_{F,80}$ = 0,015 mm nicht. Insgesamt liegen die Kennwerte fast zwei Größenordnungen unter den Werten, die beim axialen WAIS-Einstechdrehen ermittelt wurden. Aus diesem Grund sollen an dieser Stelle die Effekte der Prozessstellgrößen nicht genauer analysiert werden, sondern der Fokus auf die Differenz zum axialen WAIS-Einstechdrehen gelegt werden. Ein Teil der genannten Reduktion kann auf die insgesamt geringeren Kerbtiefen t_K beim radialen WAIS-Einstechdrehen zurückgeführt werden. Im Kapitel 2.1.6 wurde gezeigt, dass mit zunehmender Kerbtiefe t_K die Effekte des Sekundärstahles in den Vordergrund treten. Diese Effekte sind zwar auch bei geringeren Kerben vorhanden, die Auswirkungen auf die Kerbflanke erhöhen sich mit zunehmender Kerbtiefe t_{K} jedoch deutlich. Da die mittleren Kerbtiefen t_K beim radialen WAIS-Einstechdrehen nur rund 15 % der mittleren Kerbtiefen t_K beim axialen WAIS-Einstechdrehen betragen, ist eine entsprechend hohe Reduktion der Flankenwelligkeit zu erwarten. Ein weiterer Effekt, der eine Reduktion der Flankenwelligkeit mitverursachen könnte, liegt in der Prozessvariante. Im Zusammenhang mit der Kerbgrundwelligkeit wurde bereits beschrieben, dass der Sekundärstrahl nicht oder nur in reduziertem Maße zur Kerbvertiefung beiträgt. Tatsächlich verlässt der Sekundärstrahl die Kerbe aber nicht unmittelbar, sondern verläuft vielmehr orthogonal zum Strahl bzw. tangential zur Werkstückoberfläche, Bild 5-9. Auf diesem Weg läuft der Sekundärstrahl hinweg über ggf. auftretende Flankenwelligkeiten. Der Sekundärstrahl kreuzt die Kerbflanken wie in Bild 5-9 gezeigt und trennt dabei die Welligkeitsspitzen ab. Auf diese Weise trägt der Sekundärstrahl beim radialen WAIS-Einstechdrehen zu einer Verbesserung der Qualitätsmerkmale einer Kerbe bei.

Da der Primärstrahl anders als der Sekundärstrahl die Flankenwelligkeiten nicht kreuzt, erfolgt diese Reduzierung der Flankenwelligkeiten nicht durch den Primärstrahl.



Bild 5-11: Haupteffekte auf die Flankenwelligkeit wF,80 beim radialen WAIS-Einstechdrehen

5.1.4 WAIS-Einstechfräsen mit konstanten Strahlwinkeln

Das WAIS-Einstechfräsen ist die einzige Prozessvariante, bei der umfangreiche Erkenntnisse zur Prozessführung durch die Arbeit von FALTIN vorliegen [FAL18]. Diese Erkenntnisse lassen Rückschlüsse auf geeignete Einsatzbereiche der Technologie zu, Kapitel 2.1.4. Andererseits wurden in der Arbeit ausschließlich Kerben mit einem Strahlwinkel von $\beta_s = 90^{\circ}$ untersucht. Im Sinne der gesetzten Zielstellung und der damit verbundenen gewünschten endkonturnahen Vorbearbeitung ist eine Erweiterung der Prozessvariante um einen freien Strahlwinkel β_s unabdingbar. Aus diesem Grund wurde der in Kapitel 4.5.1 Tabelle 4-3 gezeigte Versuchsplan entsprechend dem im Kapitel 4.6 vorgestellten Vorgehen durchgeführt. Einige Ergebnisse und erste Erkenntnisse der Untersuchung wurden bereits publiziert [UHL19a]. Im folgenden Teil werden die Ergebnisse der Untersuchung entsprechend der maßgebenden Kerbkenngrößen, die in Kapitel 3 beschrieben wurden, vollständig dargestellt.

Kerbtiefe t_K

Das <u>Bild 5-12</u> zeigt die Effekte der vier variierten Prozessstellgrößen auf die Kerbtiefe t_K. Neben den beiden in den vorangegangenen Versuchsplänen betrachteten Stellgrößen Druck p und Vorschubgeschwindigkeit v_f soll der Schwerpunkt bei den vorliegenden Ergebnissen vor allem auf die Effekte, die die Anzahl der Überfahrten z sowie der Strahlwinkel β_s auf die Zielgrößen haben, gelegt werden. Dem Diagramm oben links ist zunächst zu entnehmen, dass die Kerbtiefe t_K mit zunehmendem Druck p zunimmt. Die Zunahme befindet sich innerhalb der nach Kapitel 2.1.5 und Kapitel 5.1.2 zu erwartenden Größenordnung. Entsprechend den bisherigen Ergebnissen ist ein zu erwartender Effekt der Vorschubgeschwindigkeit v_f auf die Kerbtiefe t_K in Bild 5-12 Diagramm oben rechts gezeigt.

Der Effekt, den die Anzahl der Überfahrten z auf die Kerbtiefe t_K hat, ist in Bild 5-12 unten links dargestellt. Mit zunehmender Anzahl der Überfahrten z kann eine Zunahme der Kerbtiefe tk beobachtet werden, die leicht degressiv ausgeprägt ist. Dieser Verlauf entspricht den Erwartungen eines WAIS-Einstechprozesses. Mit jeder Überfahrt wird zunächst konstant zusätzlicher Werkstoff abgetrennt, dementsprechend sollte die Kerbtiefe t_K mit steigender Anzahl der Überfahrten z linear zunehmen. Mit steigender Kerbtiefe t_k stellten sich jedoch weitere Effekte ein. Zum einen steigt der Abstand zwischen Fokusrohr und zu bearbeitender Oberfläche an. Deshalb ist eine Divergenz des Strahls zu erwarten. Diese Strahlaufweitung wird durch die vorhandene Kerbe beschränkt. Die divergierenden Partikel werden entsprechend dem in Kapitel 2.1.6 Bild 2-6 gezeigten Effekt von der Wand zurück in die Kerbe gelenkt. Dieser Effekt führt zu einer Energiereduktion des Strahls, die mit steigender Kerbtiefe t_K zunimmt [BLI90]. Als Resultat zeigt sich der leicht degressive Effekt der Anzahl der Überfahrten z auf die Kerbtiefe t_K. Die degressive Zunahme der mittleren Kerbtiefe t_K über der Anzahl der Überfahrten z wurde von FALTIN [FAL18] ebenfalls beobachtet. In seiner Arbeit wurde sogar eine rechnerische Stagnation der Kerbtiefe t_K bei Werten ab t_K = 50 mm beschrieben. Dieser Extremfall geht vermutlich mit einer stark ansteigenden Kerbgrundwelligkeit w_k einher, die später genauer betrachtet werden soll. Der Fall zeigt die Grenzbereiche der Technologie auf.

Der Effekt des Strahlwinkels auf die Kerbtiefe t_K ist in Bild 5-12 unten rechts abgebildet. Ausgehend von dem nicht variiertem Strahlwinkel $\beta_S = 90^{\circ}$ sinkt die Kerbtiefe t_K ab, wenn der Strahlwinkel reduziert wird. Diese Abnahme ist zunächst schwach und beträgt wenige Prozent. Ab einem Strahlwinkel $\beta_S < 45^{\circ}$ steigt die Abnahme stark an. Diese Veränderung der Kerbtiefe t_K, die nicht durch eine energetische oder zeitliche Komponente geprägt ist, deutet auf einen starken Effekt der Sekundärstrahlung hin, der anhand der nachfolgenden Qualitätsmerkmale genauer betrachtet werden soll.



<u>Bild 5-12</u>: Haupteffekte auf die Kerbtiefe t_K beim WAIS-Einstechfräsen *Kerbgrundwelligkeit* w_K

Im <u>Bild 5-13</u> sind die Kerbgrundwelligkeiten w_K in Abhängigkeit der untersuchten Prozessstellgrößen beim WAIS-Einstechfräsen dargestellt. Bei dem Versuchsplan können die bekannten Entwicklungen der Kerbgrundwelligkeit w_K über dem Druck p und der Vorschubgeschwindigkeit v_f beobachtet werden. Der Verlauf der Kerbgrundwelligkeit w_K über der Anzahl der Überfahrten z bestätigt die Erwartungen, dass mit steigender Kerbtiefe t_K auch die Kerbgrundwelligkeit w_K zunimmt. Auffällig sind dabei die mittleren Versuchspunkte bei einem Druck von p = 150 MPa, einer Vorschubgeschwindigkeit von v_f = 66,6 mm/s und einer Anzahl der Überfahrten von z = 300, die überdurchschnittlich geringe Werte der Kerbgrundwelligkeit w_K aufzeigen. Bei diesem Versuchspunkt handelt es sich entsprechend dem Versuchsplan, Tabelle 4-3 aus Kapitel 4.5.1, um die Zentralpunkte, die in geringerem Versuchsumfang vorliegen als die anderen Auswertepunkte. Dennoch zeigen die geringeren Kerbgrundwelligkeiten w_K die besonders vorteilhaften Eigenschaften dieser Parameterkombination. Die Kerbgrundwelligkeit w_K wird durch die Variation des Strahlwinkels im Bereich von $\beta_S \ge 45^{\circ}$ zwar beeinflusst, allerdings überschreiten die Standardabweichungen die Änderungen der Kerbgrundwelligkeit w_K so deutlich, dass an dieser Stelle kein Effekt als signifikant identifiziert werden kann, Bild 5-13. Nur bei dem Strahlwinkel $\beta_S = 22,5^{\circ}$ ist die Kerbgrundwelligkeit w_K reduziert.



<u>Bild 5-13</u>: Haupteffekte auf die Kerbgrundwelligkeit w_K beim WAIS-Einstechfräsen

Winkelfehler e_{βK}

Das <u>Bild 5-14</u> zeigt die Haupteffekte des Drucks p und des Strahlwinkels auf den Winkelfehler beim WAIS-Einstechfräsen. Eine Änderung des Winkelfehlers durch die Steigerung des Drucks p lässt sich nicht erkennen und statistisch nicht nachweisen. Dies gilt auch für die nicht aufgeführten Effekte der Vorschubgeschwindigkeit v_f und der Anzahl der Überfahrten z auf den Winkelfehler. Die Auswirkungen des Strahlwinkels auf den Winkelfehler fallen oberhalb des Strahlwinkels von $\beta_s = 45^\circ$ ebenfalls gering aus und liegen dort in dem vom axialen WAIS-Einstechdrehen bekannten Wertebereich. Eine deutliche Erhöhung des Winkelfehlers auf einen Wert von e_{BK} = 8,5° ist bei einem Strahlwinkel von $\beta_s = 22,5^\circ$ zu beobachten. Dieser sprunghafte Anstieg deutet wiederum auf eine Änderung der Strömungsbedingungen in der Kerbe hin, die bereits bei der Analyse der Kerbtiefe t_K vermutet wurden. Diese Strömungsbedingungen in der Kerbe sollen im Folgenden anhand der Effekte der Flankenwelligkeit genauer betrachtet werden.



Bild 5-14: Haupteffekte auf den Winkelfehler eßk beim WAIS-Einstechfräsen

Flankenwelligkeit w_F

Die Haupteffekte auf die Flankenwelligkeit w_{F.80} beim WAIS-Einstechfräsen, Bild 5-15, zeigen fast durchgängig eine Abweichung zwischen den beiden Kerbflanken der Innen- und der Außenflanke. Als Innenflanke ist die Flanke gekennzeichnet, die einen Winkel zwischen Kerbflanke und Werkstückoberfläche über 90° aufweist. Die Innenflanke weist eine im Mittel um 45 % reduzierte Flankenwelligkeit w_{F,180} auf. Zudem sind keine Wechselwirkungen des Drucks p, der Vorschubgeschwindigkeit v_f und der Anzahl der Überfahrten z zu erkennen. Stattdessen zeigen die Prozessstellgrößen die erwarteten Effekte auf die Flankenwelligkeit, die aus einer Zunahme der Kerbtiefe tk resultieren. Die Abweichungen der Flankenwelligkeiten müssen also aus einem anderen Parameter, dem Strahlwinkel, hervorgehen. Während bei den Strahlwinkeln von $\beta_s = 90^\circ$ und $\beta_s = 67,5^\circ$ kaum ein Unterschied zwischen der Innen- und der Außenflanke beobachtet werden kann, zeigt sich bei einer weiteren Verringerung des Strahlwinkels β_s eine stetige Zunahme der Flankenwelligkeit an der Außenflanke w_{F,A80} und andererseits eine Abnahme der Flankenwelligkeit an der Innenseite w_{F,180}. Bei den Strahlwinkeln von $\beta_s = 22,5^\circ$ liegen an der Innenflanke sehr geringe Flankenwelligkeiten von $w_{F,180} = 0,06$ mm vor, während an der Außenflanke hohe Flankenwelligkeiten von $w_{F,A80} = 0,38$ mm gemessen wurden.





Um die Effekte des Strahlwinkels β_s bei allen beobachteten Kennwerten zu erklären, ist ein Verständnis der grundlegenden Erkenntnisse zu den Abtrennmechanismen Voraussetzung. Die Abtrennmechanismen sind maßgeblich abhängig von dem Kontaktwinkel α_K zwischen Strahl und Werkstückoberfläche. Zudem gilt es zu beachten, dass sich der Kontaktwinkel α_K je nach Kerbfortschritt ändern kann. Im Bild 2-6 ist gezeigt, dass die Massenabtrennung mit dem Kontaktwinkel α_K stark variiert. Bei duktilen Werkstoffen, zu dem das untersuchte Titanaluminid gehört, ist ein Maximum der Materialabtrennung bei niedrigen Kontaktwinkeln α_K zu beobachten. Aufgrund der Härte des untersuchten Werkstoffes, ist damit zu rechnen, dass das Maximum hin zu größeren Kontaktwinkeln α_K verschoben ist. Diese Tatsache wurde in der Arbeit zur "Untersuchung der Effekte des Strahlwinkels auf die Kerbentstehung für die end-konturnahe Vorbearbeitung mittels Wasserabrasivstrahlen" [UHL19a] nachgewiesen und ist in Bild 5-16 anhand der primären Materialabtrennung in Abhängigkeit zum Kontaktwinkel abgebildet. Zudem wurde in der Veröffentlichung gezeigt, dass der Sekundärstrahl mit abnehmendem Kontaktwinkel α_K stark ansteigt, Bild 5-16, und dass bei einem Kontaktwinkel von

 α_{K} = 22,5° die gleiche Werkstoffvolumenabtrennung V_w für den Primär- und den Sekundärstrahl bestehen [UHL19a]. Aus diesen Beobachtungen wurde in der Untersuchung [UHL19a] eine Erklärung zur Entstehung der beobachteten Kennwertänderungen abgeleitet.



<u>Bild 5-16</u>: Materialabtrennung des Primär- und des Sekundärstrahls in Abhängigkeit des Kontaktwinkels α_K [UHL19a]

Während der ersten Überfahrten des Wasserstrahls über das Werkstück entspricht der Strahlwinkel β_s jeweils dem Kontaktwinkel α_k . Bei einem Strahlwinkel $\beta_s = 90^{\circ}$ ändert sich diese Aussage nicht. Die Kerbe wird vorwiegend durch den Primärstrahl erzeugt, vgl. Bild 5-16. Der Sekundärstrahl scheint demnach nur in sehr geringem Umfang zu einer Kerbvertiefung beizutragen. Allerdings ist dieser Beitrag zu einer Kerbvertiefung vorhanden, da in dem Moment des Strahlkontaktes ein Strahlwinkel von $\beta_s \neq 90^{\circ}$ entsteht, <u>Bild 5-17a</u>. Die Kerbvertiefung durch den Sekundärstrahl ist hierbei symmetrisch über das Kerbprofil verteilt, Bild 5-17c.

Mit abnehmendem Strahlwinkel β_s verändern sich die beschriebenen Beziehungen zunächst nur in sehr geringem Umfang, vgl. Bild 5-16. Bei einem Strahlwinkel von $\beta_s = 67,5^{\circ}$ ist während der ersten Überfahrten ein schwacher asymmetrischer Effekt der Sekundärstrahlung zu erwarten, Bild 5-17d. Dieser dürfte sich nach wenigen Überfahrten weiter abschwächen, da der dann erzeugte Kerbgrund wieder zu einem Kontaktwinkel von ca. $\alpha_{K} = 90^{\circ}$ mit den oben beschriebenen Effekten führt. Die Tendenz, einen Kerbgrund mit einem Kontaktwinkel von $\alpha_{K} = 90^{\circ}$ anzustreben, wurde in gleichem Maße von BLICKWEDEL [BLI90] bei der Entwicklung des Kerbprofils über dem Strahlwinkel beobachtet.



<u>Bild 5-17</u>: Kerbentstehung durch den Primär- und Sekundärstrahl; a) Kontaktwinkel $\alpha_{K} = 90^{\circ}$; b) Kontaktwinkel $\alpha_{K} = 45^{\circ}$; Kerbentstehung durch die Primär- und Sekundärmaterialabtrennung; c) Kontaktwinkel $\alpha_{K} = 90^{\circ}$; d) Kontaktwinkel $\alpha_{K} = 67,5^{\circ}$; e) $\alpha_{K} = 45^{\circ}$; f) $\alpha_{K} = 22,5^{\circ}$ [UHL19a]

Bei einem Strahlwinkel von $\beta_s = 45^{\circ}$ erhöht sich die durch den Primärstrahl erzeugte Materialabtrennung während der ersten Überfahrten z. Zudem ist durch den Sekundärstrahl eine Kerbaufweitung nahe des Kerbeintrittes zu erwarten, Bild 5-17b, Bild 5-17e [BLI90]. Trotz dieser asymmetrischen Anfangsphase scheint sich auch bei diesem Strahlwinkel nach einigen Überfahrten ein symmetrischer Kerbgrund einzustellen. Somit herrschen auch bei diesem Strahlwinkel über weite Bereiche die Bedingungen des Strahlwinkels von $\beta_s = 90^{\circ}$. Die Anfangsphase, bis zum Vorhandensein eines symmetrischen Kerbgrundes, bleibt nicht folgenlos, sondern führt aufgrund des außermittig abtrennenden Sekundärstrahls zu einer Reduktion der Kerbtiefe t_K, wie sie in Bild 5-12 beobachtet wurde.

Unter einem Strahlwinkel von $\beta_s = 22,5^{\circ}$ ist ein Einpendeln auf einen symmetrischen Kerbgrund und die darauffolgende symmetrische Kerbvertiefung anhand der Versuchsergebnisse nicht zu beobachten. Das Bild 5-17f zeigt das Abtrennvolumen des Primär- und des Sekundärstrahls für diesen Strahlwinkel von $\beta_s = 22,5^{\circ}$. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die beiden Volumen nahezu gleich groß sind. Bedingt durch die hohe Werkstoffvolumenabtrennung an der Flankenseite ist damit zu rechnen, dass der erzeugte Kerbgrund den gleichen Kontaktwinkel α_k aufweist wie die Ausgangsoberfläche. Da sich diese Tatsache auch über mehrere Überfahrten hinweg nicht ändert, bildet sich die beobachtete asymmetrische Kerbform aus, bei der eine Seite durch den Primärstrahl glattgestrahlt wird, während sich auf der anderen Flankenseite durch den Sekundärstrahl eine hochgradig inhomogene Oberfläche ausbildet, <u>Bild 5-18</u>. Die Strahlbedingen führen zudem dazu, dass die Kerbe insgesamt, wiederum bedingt durch den intensiven, auf die Außenflanke gerichteten Sekundärstrahl, eine hohe Asymmetrie aufweist. Diese Asymmetrie schlägt sich zum einen in dem ausgeprägten Winkelfehler nieder, Bild 5-14, und führt zum anderen zu einer erhöhten Kerbbreite, sowohl bei 20 % b_{K,20} als auch bei 80 % b_{K,80} der Kerbtiefe, Bild 5-19.





5.1.5 Statistische Prozessabbildung

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der drei bisher betrachteten Versuchspläne zum axialen und radialen WAIS-Einstechdrehen sowie zum WAIS-Einstechfräsen durch Regressionsmodelle abgebildet. Regressionsmodelle bieten eine Möglichkeit, um die Effekte der Prozessstellgrößen auf die Zielgrößen in einen Zusammenhang zu bringen, vgl. Kapitel 2.3.2. Darüber hinaus können anhand der Regressionsmodelle geeignete Parameterkombinationen für eine Prozessauslegung abgeleitet werden. Voraussetzung dafür ist eine adäquate Beschreibung der Ergebnisse, die anhand des Bestimmtheitsmaßes R², Tabelle 2-2, angegeben wird.

Entsprechend der Zielstellung sind die Regressionsmodelle für alle vier maßgeblichen Zielparameter aufgeführt. Neben den Regressionskoeffizienten β_j , die im Zusammenhang mit der Stärke eines Effektes stehen, sind auch die Signifikanzniveaus s in den Tabellen dargestellt. Die Einstufung der Signifikanz s erfolgt nach Tabelle 2-1.

Alle Regressionsmodelle wurden als unkodierte Modelle erstellt, bei denen die Prozessstellgrößen direkt in die Formel 2-9 eingesetzt werden können. Obgleich die Prozessstellgrößen einheitenlos eingesetzt werden, müssen die Dimensionen der Regressionskoeffizienten β_j zu den Prozessstellgrößen passen. Alle Modelle wurden basierend auf der Einheit bar für den Druck p, Millimeter pro Minute für die Vorschubgeschwindigkeit v_f, Gramm pro Minute für den Abrasivmittelmassenstrom m_A, Millimeter für den Radius r, Umdrehungen pro Minute der Drehzahl n, Grad für den Kerbwinkel β_K , dimensionsloser Wert für die Anzahl der Überfahrten z und Sekunden für die Prozesszeit t_P erstellt. Die Regressionsmodelle geben die Zielgrößen Kerbtiefe t_K in Millimetern, die Kerbgrundwelligkeit w_K in Millimetern, den Winkelfehler e_{βK} in Grad und die Flankenwelligkeit w_{F,A80} in Mikrometer aus.

Regressionsmodell des axialen Einstechdrehens mittels WAIS

Die <u>Tabelle 5-1</u> gibt die Regressionskoeffizienten β_j , die Signifikanzen s sowie die zwei Bestimmtheitsmaße R² der vier Kenngrößen beim axialen WAIS-Einstechdrehen an. In Bezug auf die Flankenwelligkeit wurde die kritischere Welligkeit an der Außenseite w_{F,A80} berücksichtigt. Dem Bestimmtheitsmaß R² ist zu entnehmen, dass alle Modelle die Zielgrößen gut bis sehr gut beschreiben, Tabelle 2-2. Das adjustierte Bestimmtheitsmaß R²_{adj} zeigt an, dass die gute Beschreibung der Kerbgrundwelligkeit w_K und insbesondere der Flankenwelligkeit w_{F,A80} zu einem großen Anteil auf die hohe Anzahl der berücksichtigten Faktoren zurückzuführen ist.

Variablen:		Kerbtiefe t _κ und Kerbgrundwelligkeit W _K				Winkelfehler e _{βK} Flankenwelligkeit W _{F,A80}				
			t _k	s(t _k)	Wĸ	s(w _K)	epk	s(e _{βK})	WF,A80	S(WF,A80)
Faktoren x_i β_0		7,25E+1	***	2,53E+1	-	6,6E+0	-	5,1E+3	-	
	р	β1	2,33E-2	*	1,62E-2	*	-1,3E-3	-	-2,2E+0	-
ear	Vf	β2	-1,50E+0	***	-5,80E-1	**	-4,5E-2	-	-2,4E+1	-
line	ṁΑ	β3	-1,11E-1	-	-1,30E-1	-	-3,2E-2	*	-1,9E+1	-
	r	β4	-8,11E-1	-	-9,17E-1	-	-2,9E-2	-	-3,3E+1	-
quadratisch	p ²	β5	0,00E+0	-	0,00E+0	***	0,0E+0	*	0,0E+0	-
	V _f ²	β6	1,06E-2	***	6,50E-3	***	4,9E-4	-	5,7E-1	-
	ṁ _A ²	β7	3,00E-4	*	3,00E-4	*	9,0E-5	***	5,0E-2	-
	r ²	β ₈	4,85E-2	*	2,79E-2	-	9,1E-3	*	7,0E+0	-
Wechselwirkungen erster Ordnung	p v _f	β ₉	-1,00E-4	-	-3,00E-4	***	-1,0E-5	-	0,0E+0	-
	p ṁ _A	β ₁₀	0,00E+0	-	0,00E+0	*	0,0E+0	-	0,0E+0	-
	pr	β ₁₁	-4,00E-4	-	-3,00E-4	-	1,0E-5	-	-1,0E-2	-
	Vf ṁA	β ₁₂	-5,00E-4	-	5,00E-4	-	6,0E-5	-	-1,3E-1	-
	v _f r	β13	8,40E-3	-	2,60E-3	-	-8,6E-4	-	-2,3E+0	-
	ṁ _A r	β ₁₄	7,00E-4	-	3,00E-3	-	-9,0E-4	***	-6,0E-2	-
Bestimmtheitsmaß R ² :			92 %		81 %		91 %		85 %	
adjustiertes R ² adj:			90 %		77 %		80 %		66 %	

Tabelle 5-1: Regressionskoeffizienten und Signifikanzen beim axialen WAISE

Regressionsmodell des radial Einstechdrehen mittels WAIS

In der <u>Tabelle 5-2</u> sind die Regressionskoeffizienten β_j , die Signifikanzen s und die Bestimmtheitsmaße R² der vier maßgebenden Kenngrößen beim radialen WAIS-Einstechdrehen abgebildet. Die Bestimmtheitsmaße R² zeigen an, dass nur die Kerbtiefe t_K sehr gut und die Flankenwelligkeit w_{F,A80} gut durch die Regressionsmodelle beschrieben werden, Tabelle 2-2. Die Kerbgrundwelligkeit w_K und der Winkelfehler e_{βK} weisen Bestimmtheitsmaße von R² < 70 % auf, wodurch die Anwendung der Modelle infrage gestellt werden muss. Für beiden Kennwerte wurden nur sehr geringe Änderungen der Zielgröße durch die Prozessstellgrößen beobachtet, Kapitel 5.1.3. Da die beiden Zielgrößen, insbesondere der Winkelfehler e_{βK}, ohnehin nur äußerst geringe Abweichungen vom Sollwert aufweisen, ist die geringe Abbildbarkeit der Ergebnisse durch das Regressionsmodell hinnehmbar.

Variablen:			Kerbtiefe tĸ und Kerbgrundwelligkeit wĸ				Winkelfehler e _{βK} Flankenwelligkeit w _{F,80}			
			ţ	s(t _k)	×k	s(W _K)	esk	s(e _{βK})	W F,80	S(W _{F,80})
Faktoren x _i β ₀		β0	2,51E+1	***	1,5E+0	-	1,11E+0	-	7,09E+1	*
	р	βı	-1,08E-1	***	-7,3E-3	-	4,90E-4	*	-2,24E-2	***
ear	n	β2	-1,30E-3	-	1,5E-3	-	-1,59E-3	-	-1,36E-2	-
Ĩ	ṁΑ	β3	-1,32E-2	-	-3,6E-4	-	-2,58E-3	-	-4,47E-2	-
	t₽	β4	-6,82E-1	**	-5,4E-2	-	-4,59E-2	-	-1,91E+0	-
Ę	p ²	β_5	1,00E-4	***	1,0E-5	**	0,00E+0	-	0,00E+0	*
quadratisc	n²	β_6	0,00E+0	-	0,0E+0	-	0,00E+0	-	0,00E+0	-
	ṁ _A ²	β7	-1,00E-4	***	-1,0E-5	-	0,00E+0	-	0,00E+0	-
	t _P ²	β ₈	2,70E-3	-	3,9E-4	-	2,00E-4	-	6,00E-3	-
Wechselwirkungen erster Ordnung	p n	β ₉	0,00E+0	-	0,0E+0	-	0,00E+0	-	0,00E+0	-
	p ṁ _A	β ₁₀	1,00E-4	***	0,0E+0	-	0,00E+0	-	0,00E+0	-
	p t _P	β ₁₁	1,90E-3	***	8,0E-5	-	-1,00E-5	-	4,00E-4	**
	n ṁ _A	β ₁₂	0,00E+0	-	0,0E+0	-	0,00E+0	-	-1,00E-4	-
	n t⊳	β13	0,00E+0	-	-2,0E-5	-	4,00E-5	-	4,00E-4	-
	ṁ _A t₽	β ₁₄	6,00E-4	**	6,0E-5	-	8,00E-5	-	1,10E-3	-
Bestimmtheitsmaß R ² :		99 %		67 %		53 %		82 %		
adjustiertes R ² adj:			98 %		45 %		22 %		70 %	

Tabelle 5-2: Regressionskoeffizienten und Signifikanzen beim radialen WAISE

Regressionsmodell zum WAIS-Einstechfräsen unter einem Strahlwinkel

Die Regressionskoeffizienten β_j , die Signifikanzen s und die Bestimmtheitsmaße R² der vier maßgebenden Kerbkenngrößen zum WAIS-Einstechfräsen unter einem Strahlwinkel sind in <u>Tabelle 5-3</u> aufgelistet. Die Regressionsmodelle weisen eine sehr gute Beschreibung der Kerbtiefe t_K sowie eine gute Beschreibung der Kerbgrundwelligkeit w_K und der Flankenwelligkeit w_{F,A80} auf. Für die Beschreibung der Flankenwelligkeit wurden die kritischeren Werte der Außenflanke w_{F,A80} durch das Regressionsmodell abgebildet. Die plötzliche Änderung der Strahlbedingungen und die dadurch verursachten hohen Winkelfehler bei einem Strahlwinkel von $\beta_S = 22,5^\circ$ scheinen das Regressionsmodell des Winkelfehlers e_{βK} so stark zu beeinflussen, dass das Modell nicht mehr adäquat aussagekräftig ist. Auf eine Vorhersage mittels Regressionsgleichung kann unter Ausschluss des Strahlwinkel von $\beta_S = 22,5^\circ$ ggf. verzichtet werden, da sich die Werte über die verbleibenden Strahlwinkel kaum ändern.

Variablen:			Kerbtiefe t _K und Kerbgrundwelligkeit W _K				Winkelfehler e _{βK} Flankenwelligkeit W _{F,80}			
			ţţ	s(t _k)	W _K	s(w _k)	esk	s(e _β κ)	W F,80	S(WF,80)
Faktoren x _i β ₀		β0	-2,39E+1	-	2,01E+0	-	-2,54E+0	-	2,52E+2	-
	р	β1	1,89E-2	-	-3,21E-3	-	1,45E-3	-	1,48E-1	-
tisch	Vf	β2	-1,90E-3	-	1,77E-3	-	-9,00E-5	-	2,20E-1	*
ladra	ṁ _Α	β3	-1,49E-2	-	9,57E-3	-	5,94E-3	-	-1,03E+0	-
ar, qu	z	β4	5,80E-1	-	2,21E-2	*	1,09E-3	-	-1,02E+0	-
linea	βs	β5	0,00E+0	**	-2,26E-1	*	2,85E-2	-	-1,66E+1	-
	z ²	β ₆	-5,10E-3	***	0,00E+0	**	2,40E-4	-	7,20E-2	-
Wechselwirkungen erster Ordnung	p v _f	β7	0,00E+0	***	1,56E-3	***	0,00E+0	-	0,00E+0	***
	p ṁ _A	β8	0,00E+0	*	0,00E+0	-	0,00E+0	-	-1,00E-3	-
	p z	β9	1,00E-4	***	-1,00E-5	*	0,00E+0	-	1,00E-3	***
	pβs	β10	1,00E-4	**	1,00E-5	-	-2,00E-5	-	5,00E-3	**
	Vf ṁA	β ₁₁	0,00E+0	-	-1,00E-5	-	0,00E+0	-	0,00E+0	-
	Vf Z	β ₁₂	0,00E+0	-	0,00E+0	*	0,00E+0	-	0,00E+0	-
	v _f βs	β13	0,00E+0	-	0,00E+0	-	1,00E-5	-	-1,00E-3	*
	ṁ _A z	β ₁₄	-1,00E-4	-	0,00E+0	-	2,00E-5	-	0,00E+0	-
	ṁ _A βs	β15	-4,00E-4	-	-4,00E-5	-	-2,50E-4	*	2,20E-2	-
	z βs	β_{16}	0,00E+0	-	1,50E-4	-	-3,00E-5	-	8,00E-3	-
Bestimmtheitsmaß R ² :			98 %		82 %		47 %		85 %	
adjustiertes R ² adj:			97 %		72 %		20 %		78 %	

<u>Tabelle 5-3</u>: Regressionskoeffizienten und Signifikanzen beim WAIS-Einstechfräsen unter einem Strahlwinkel

5.2 Untersuchung weiterer Prozessstellgrößen, variierender Prozessstellgrößen und Werkstoffe

5.2.1 Prozess- und Werkzeugparameter

Im vorangegangenen Kapitel wurden die grundlegenden Effekte der Prozessparameter auf die Kerbkenngrößen betrachtet. Bedingt durch die begrenzten Untersuchungsmöglichkeiten und den starken Anstieg der Versuchspunkte bei der Hinzunahme weiterer Stellparameter konnten trotz der umfangreichen durchgeführten technologischen Untersuchungen nicht für alle Pro-

zessvarianten alle Prozessstellgrößen vollständig variiert werden. Die in den bisherigen Untersuchungen nicht berücksichtigten Prozessstellgrößen sollen in diesem Kapitel genauer betrachtet werden. Hierfür wurden entsprechend Kapitel 4.5.2 weitere technologische Untersuchungen geplant und durchgeführt. Ziel dieser Arbeiten ist es die bisherigen Untersuchungen um variable Kerbtiefen t_K(x), variable Strahlwinkel $\beta_{s}(x)$ und weitere Werkstoffe zu erweitern. Durch diese Erweiterungen wird entsprechend Kapitel 3 eine umfassende konturnahe Vorbearbeitung ermöglicht.

Anzahl der Überfahrten

Der Effekt der Anzahl der Überfahrten z auf die Kerbtiefe t_K wurde im Kapitel 5.1.4, Bild 5-12 vorgestellt und beschrieben. Da dieser Parameter zur Erreichung von tiefen Kerben bei geringer Kerbgrundwelligkeit w_K und damit im Sinne der Zielstellung bedeutsam ist, wurden ergänzende Untersuchungen zur Anzahl der Überfahrten z über einen großen Parameterbereich beim axialen WAIS-Einstechdrehen durchgeführt. Die Ergebnisse der Versuchsreihe sind in <u>Bild 5-20</u> dargestellt und zeigen die aus Bild 5-12 bekannte leicht degressive Steigerung der Kerbtiefe t_K von z = 200 bis z = 400. Darüber hinaus ist zu beobachten, dass die Kerbtiefe t_K bei einer geringeren Anzahl an Überfahrten als linear approximiert werden kann und, dass bei einer Anzahl der Überfahrten von z > 400 die Kerbtiefe t_K immer schwächer ansteigt.





Neben der Kerbtiefe t_K sind die ermittelten Minimal- und Maximalwerte der Kerbtiefen im Diagramm dargestellt, die als Kerbgrundwelligkeit w_K angesehen werden können. Auffällig sind hierbei die Minimalwerte, die ab einer Anzahl an Überfahrten von z = 400 kaum weiter ansteigen. Im Sinne der Zielstellung muss jedoch die geringste Kerbtiefe $t_{K,min}$ mit berücksichtigt werden, um eine Überlagerung der Kerben und ein Lösen der Volumensegmente zu ermöglichen. Dementsprechend scheinen Überfahrten mit mehr als z = 400 bei einem Druck von $p \ge 200$ MPa wenig zielführend. Diese Einschränkung verdeutlicht die Sinnhaftigkeit des Versuchsplanes zum axialen WAIS-Einstechdrehen bei einer Anzahl an Überfahrten von z = 300.

Werkzeugparameter

In Kapitel 2.1.5 wurden die typischen Werkzeugkombinationen des WAIS aus Düsendurchmesser d_D, Fokusrohrdurchmesser d_F und Abrasivmittelgröße sowie deren Einsatzgebiete und Vorzüge vorgestellt. Um die Übertragbarkeit der beschriebenen Erkenntnisse vom WAIS- Schneiden auf die WAIS-Einstechbearbeitung zu prüfen, sind in Bild 5-21 die Werkzeugkombinationen zum Produktionsschnitt und zum Qualitätsschnitt gegenübergestellt. Zum einen wurde die bezogene Kerbtiefe t'_K aus der Arbeit von FALTIN [FAL18] herangezogen und den entsprechenden Werten des Versuchsplanes zum WAIS-Einstechfräsen, Kapitel 5.1.4, gegenübergestellt. Bei gleichen Prozessparametern wurde für die Qualitätsschnitteinstellungen mit einem Düsendurchmessser von $d_D = 0,25$ mm, einem Fokusrohrdurchmesser von d_F = 0,76 mm und einer Abrasivmittelgröße Mesh 120 eine um 5,5 % reduzierte Kerbtiefe t_K ermittelt. Dieser Reduktion steht eine um 44 % gesteigerte bezogene Kerbtiefe t'_K gegenüber, Bild 5-21. Obwohl die Kerbtiefe t_K bei Qualitätsschnitteinstellungen etwas geringer ausfällt, ist die anhand der Kerbgrundwelligkeit w_K gemessene Qualität der Kerbe deutlich besser. Neben der bezogenen Kerbtiefe t'_K zeigt das Bild auch den Winkelfehler eß der Kerben, Bild 5-21. Bei diesem Zielwert kann eine Verbesserung von über 80 % durch die Verwendung der Qualitätsschnittparameter erreicht werden. Obwohl bei dem Vergleich eine andere Titanaluminidlegierung untersucht wurde, ist von einem Vorteil für die Werkzeugparameterkombination des Qualitätsschnittes auszugehen.



5.2.2 Axiales- und radiales WAIS-Einstechdrehen mit konstanten Strahlwinkeln

In diesem Abschnitt soll die Übertragbarkeit der Erkenntnisse zum WAIS-Einstechfräsen unter konstanten Strahlwinkeln aus Kapitel 5.1.4 auf die Drehvarianten axiales und radiales WAIS-Einstechdrehen überprüft werden. Hierfür wurden die in Kapitel 4.5.2, Tabelle 4-4 und Tabelle 4-5 beschriebenen Versuchspläne durchgeführt. Bei der Durchführung der Versuche konnten aufgrund des Erreichens der Drehachse bei einigen Parameterkombinationen mit einer hohen Anzahl an Überfahrten z nicht alle Versuche entsprechend dem Versuchsplan umgesetzt werden. Bedingt durch die unterschiedliche Menge an Versuchspunkten können die Ergebnisse nicht korrekt durch die Haupteffekte abgebildet werden. Aufgrund dieser Einschränkungen sind im <u>Bild 5-22</u> nur die Verläufe einzelner Parameterkombinationen des axialen WAIS-Einstechdrehens mit variierendem Strahlwinkel dargestellt. Dabei ist zu beobachten, dass mit zunehmendem Strahlwinkel β_s alle Kerbtiefen t_K abnehmen. Dieser Effekt kann durch die im Kapitel 5.1.3 angesprochene Änderung der Vorschubgeschwindigkeit v_f in Abhängigkeit

von der Kerbtiefe t_K erklärt werden. Bei Strahlwinkeln von $\beta_S < 90^\circ$ wird der Bearbeitungsradius r mit steigender Kerbtiefe t_K immer kleiner. Da die Drehzahl n über die Versuche hinweg konstant gehalten wurde, verringert sich in diesem Fall die reale Vorschubgeschwindigkeit v_f und es wird mehr Werkstoff abgetrennt. Bei einer Verringerung des Strahlwinkels β_S findet bei genauer Betrachtung ein Wechsel vom axialen hin zum radialen WAIS-Einstechdrehen statt. Die modellhafte Beschreibung dieses Überganges soll zu einem späteren Zeitpunkt in Kapitel 6.1.3 erfolgen. Bei einer Vergrößerung des Strahlwinkels β_S findet der gegenteilige Vorgang statt, wobei zunächst die Kerbtiefe t_K aufgrund der zunehmenden Vorschubgeschwindigkeit v_f abnimmt. Eine Erhöhung des Strahlwinkels auf $\beta_S = 180^\circ$ würde theoretisch zu einem nach außen gerichteten radialen WAIS-Einstechdrehen führen.





Das <u>Bild 5-23</u> zeigt den Haupteffekt des Winkelfehlers $e_{\beta K}$ über dem Strahlwinkel beim radialen WAIS-Einstechdrehen. Da in diesem Fall die Zielgröße nicht durch die Anzahl der Überfahrten z beeinflusst wird, ist die Darstellung trotz der oben genannten Einschränkungen zulässig. Dem Bild 5-23 ist zu entnehmen, dass, genau wie beim WAIS-Einstechfräsen, ein sehr hoher Winkelfehler von $e_{\beta K} = 7^{\circ}$ bei einem Strahlwinkel von $\beta_S = 22,5^{\circ}$ entsteht. Da, wie oben beschrieben, durch eine Winkeländerung die Übergangsbereiche zwischen axialem und radialem WAIS-Einstechdrehen betrachtet werden, sind bezüglich der durch den Strahlwinkel auftretenden Effekte keine Änderungen zu erwarten. Damit scheinen die im Kapitel 5.1.4 beschriebenen Effekte auf vergleichbare Weise auch für das WAIS-Einstechdrehen zu gelten.

In Kapitel 5.1.4 wurde der Unterschied zwischen einer symmetrischen Kerberzeugung bei Strahlwinkeln von $\beta_S \ge 45^\circ$ und einer unsymmetrischen Kerberzeugung bei einem Strahlwinkel von $\beta_S = 22,5^\circ$ beschrieben. Aufgrund des großen möglichen Winkelbereiches des Umschlagpunktes wurde eine zusätzliche Untersuchung zur Bestimmung des Umschlagpunktes durchgeführt. Bei der Untersuchung wurde beobachtet, dass dieser Umschlagpunkt von den verwendeten Parameterkombinationen abhängig ist. Darüber hinaus wurde festgestellt, dass ab einem Strahlwinkel von $\beta_S \ge 39^\circ$ stets eine stabile Kerbentstehung stattfindet, bei der sich eine symmetrische Kerbe ausbildet.





5.2.3 Strahlwinkeländerung

In den vorangegangenen Untersuchungen wurden stets feste Parameterkombinationen eingestellt und untersucht. Insbesondere für den Strahlwinkel β_s ist jedoch, im Sinne einer konturnahen Vorbearbeitung, auch eine Änderung des Strahlwinkels entlang einer Kerbe erstrebenswert. Da bei einem sich über dem Kerbort x ändernden Strahlwinkel β_s mit Effekten des Sekundärstrahls zu rechnen ist, wurde der in Tabelle 4-6 vorgestellte Versuchsplan untersucht, der verschiedene Strahlwinkeländerungen β'_s in Grad pro Millimeter berücksichtigt.

Das <u>Bild 5-24</u> zeigt den Einfluss der Strahlwinkeländerung β 's auf den Kerbtiefenfehler e_{tK} und den Winkelfehler $e_{\beta K}$. Der Kerbtiefenfehler e_{tK} beschreibt die Differenz zwischen erwarteter Sollkerbtiefe und gemessener Kerbtiefe $e_{tK} = t_{K,SOLL} - t_{K,IST}$, und ist somit analog zum Winkelfehler definiert $e_{\beta K}$. Den Ausgangswert des Kerbtiefenfehlers für diese Untersuchung ist dem Bild 5-12 bei einem Strahlwinkel von $\beta_S = 90^\circ$ entnommen. Die Sollkerbtiefe entspricht diesem Wert $t_{K,SOLL}$. Dem Bild 5-24 ist, ausgehend von einem Kerbtiefenfehler nahe $e_{tK} \approx 0$ mm bei einer Strahlwinkeländerungen von β 's = 0 °/mm, ein linear zunehmender positiver Kerbtiefenfehler mit steigender Strahlwinkeländerung β 's zu entnehmen. Die gemessene Kerbtiefe t_K fällt also mit zunehmender Strahlwinkeländerung β 's immer geringer aus. Neben dem beschriebenen mittleren Kerbtiefenfehler e_{tK} muss bei diesem Verlauf die Standardabweichung s berücksichtigt werden, da dieser Wert ebenfalls mit steigender Strahlwinkeländerung β 's stetig zunimmt. Die Standardabweichung erreicht einen Maximalwert von s = 6,1 mm bei einer Strahlwinkeländerungen von β 's = 1,125 °/mm. Damit liegen die durch die Strahlwinkeländerung β 's stetig zunimmt. Die Standardabweichungen innerhalb der Kerben e_{tK} sehr hoch und überschreiten die vergleichbaren Werte aus Bild 5-12 zum Teil deutlich.

Ausgehend von dem aus Bild 5-14 bekannten Winkelfehler von $e_{\beta K} = 0.5^{\circ}$ ohne Strahlwinkeländerungen β 's bleibt der Winkelfehler $e_{\beta K}$ bei einer Erhöhung des Strahlwinkeländerungen bis β 's = 0.28 °/mm zunächst unverändert. Ab diesem Wert steigt der Winkelfehler $e_{\beta K}$ mit zunehmender Strahlwinkeländerungen β 's an bis hin zu einem Winkelfehler von $e_{\beta K} \approx 1^{\circ}$ bei einer Strahlwinkeländerungen von β 's = 1,125 °/mm. Der Bereich, in dem der Winkelfehler ansteigt, ist verbunden mit einem starken Anstieg der Standardabweichung s des Winkelfehlers $e_{\beta K}$, der die bekannten Werte der Standardabweichung um das Zwei- bis Dreifache übersteigt. Die untersuchten Kerben zeigen keinen zuordnungsfähigen Umbruch der Effekte, wie sie beim WAIS-Einstechfräsen unter einem Strahlwinkel im Kapitel 5.1.4 beobachteten wurden. Vielmehr scheinen die Kerben mit steigender Strahlwinkeländerungen β 's kontinuierlich an Stabilität zu verlieren. Die Reduktion der Kerbtiefe t_K ist dabei unproblematisch, da sie durch Anpassungen der Prozessparameter ausgeglichen werden kann, wie in Kapitel 6.1.3 gezeigt wird. Die Zunahmen der beiden Standardabweichungen ist hingegen als kritisch zu bewerten, da hierdurch die Sollkerbtiefen t_{K,SOLL} für das konturnahe Vorbearbeiten erhöht werden müssen, wodurch sich letzten Endes die Nachbearbeitung erhöht. Entscheidende Prozessgrenzen zum WAIS-Einstechfräsen unter einer Strahlwinkeländerungen β 's werden im Kapitel 6.1.3 beschrieben.



Bild 5-24: Effekte der Strahlwinkeländerung β's auf die Kerbformabweichungen

Wie zu Beginn des Kapitels prognostiziert, zeigen die untersuchten Kennwerte, insbesondere der Kerbtiefenfehler etk, Veränderungen in Abhängigkeit von der Strahlwinkeländerung β's, welche durch den Sekundärstrahl hervorgerufen sein könnten. Bei genauer Betrachtung der geometrischen Randbedingungen einer Kerbe mit örtlich variierendem Strahlwinkel $\beta_{s}(x)$ ist keine der bisherigen Erklärungen zu den Effekten des Sekundärstrahls zutreffend. Die in Kapitel 5.1.2 genannte Ablenkung des Sekundärstrahls zu einer Seite und einer damit einhergehenden Kerbtiefenverringerungen ist bei der vorliegenden Operation nicht zu erwarten, da der Sekundärstrahl trotz geringer Ablenkung weiterhin auf den Kerbgrund gerichtet bleibt und dort eine Sekundärvertiefung erzeugen kann. Andererseits ist in Bereichen mit großem Strahlwinkel aufgrund der in Kapitel 5.1.4 Bild 5-17 beschriebenen Effekte mit einer Kerbtiefenreduktion zu rechnen. Dieser Effekt sollte jedoch aufgrund der Versuchsplanung, die die gleichen Winkelbereiche für alle Strahlwinkeländerungen β's berücksichtigt, von der Strahlwinkeländerung β 's unabhängig sein. Die Ursache der abnehmenden Kerbtiefe t_K mit zunehmender sächlich muss mit steigender Strahlwinkeländerung β 's mehr Werkstoff abgetrennt werden. Dieser Effekt lässt sich an einem Extremfall verdeutlichen, bei dem eine 360° Drehung des Schneidkopfes auf einer kurzen Wegstrecke zurückgelegt wird. In diesem Fall würde ein nach außen gerichtetes radiales WAIS-Einstechdrehen stattfinden, mit der in Kapitel 5.1.3 beschriebenen Kerbtiefenreduktion. Diese Kerbtiefenreduktion ist im Ansatz bereits im Bild 5-24 zu beobachten.

Der starke Anstieg der Standardabweichungen des Kerbtiefenfehlers etk und des Winkelfehlers eßk lassen vermuten, dass neben den Effekten des Sekundärstrahls weitere Mechanismen die Kerbentstehung beeinflussen. Aus diesem Grund wurden die Kerben einer detaillierten Analyse unterzogen, wobei zwei Artefakte identifiziert wurden die bei keiner anderen Untersuchung zu beobachten waren. Bei Winkeländerungen von β 's = 1,125 °/mm wurden an einzelnen Messstellen statt einer tiefen Kerbe zwei flachere Kerben beobachtet, die einen geringen Versatz der Position und des Winkels zueinander aufweisen. Diese Kerben beginnen meist mit einem gemeinsamen Kerbeintritt, dessen Breite die des Wasserstrahls überschreiten kann, und trennen sich mit zunehmender Kerbtiefe in zwei separate Kerben auf. Diese Besonderheiten der Kerbe wurden bisher bei keiner anderen Untersuchung festgestellt. Zudem wurden bei Winkeländerungen von β 's \geq 0,75 °/mm an einzelnen Messstellen Kerbverläufe beobachtet, die denen aus der Untersuchung des Strahlwinkels Bild 5-18 bei Strahlwinkeln von $\beta_s = 22.5^{\circ}$ ähneln. Die Ursache dieser beiden Phänomene ist vermutlich dem Erreichen bzw. Überschreiten der Genauigkeitsgrenzen des Maschinensystems geschuldet. Dass das Maschinensystem aufgrund von Beschleunigungs- und Verzögerungsvorgängen vor allem bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten vf den Prozess negativ beeinflussen kann, wurde beispielsweise von KLOCKE ET AL. [KLO18] und VAN BUI ET AL. gezeigt [VAN19]. Bei den vorliegenden Untersuchungen wurde eine Winkeländerung von bis zu β 's = 1,125 °/mm umgesetzt, bei einer Vorschubgeschwindigkeit von v_f = 83,3 mm/s und der hierbei vorliegenden Werkstücklänge I_{ws} = 26,6 mm führt dies zu einer Winkeländerung von 30° in nur 0,32 Sekunden. Bedingt durch die Strahlführung an einem Roboter, der für die Winkeländerung alle Achsen zum Teil deutlich umstellen muss, scheint ein Positionsfehler und ein Winkelfehler während der Winkeländerung möglich. Unter dieser Annahme kann das Phänomen der doppelten Kerben auf unterschiedliche Positionen des Roboters auf dem Hin- und Rückweg zurückgeführt werden.

5.2.4 Kerbtiefenvariation

Als vorletztes Kapitel der Erweiterungen der Prozessvarianten wurde die Kerbtiefenvariation entsprechend dem in Kapitel 4.6 Tabelle 4-7 beschriebenen Vorgehen und den vorgestellten Versuchsplänen untersucht. Die Kerbtiefenvariation ist eine entscheidende Erweiterung der Prozessvarianten, um die konturnahe Vorbearbeitung flexibel einsetzen zu können, Kapitel 3. Gleichwohl stellt die Kerbtiefenvariation eine Herausforderung dar, da sich die Trennmechanismen, wie aus Kapitel 2.1.6 Bild 2-6 bekannt, in Abhängigkeit des Kontaktwinkels stark ändern können. Die Kenntnisse über die vorherrschenden Trennmechanismen für die jeweiligen Kontaktwinkel sind somit eine Voraussetzung zur Beschreibung der Kerbentstehung und ihrer Vorhersage.

Um die grundlegenden Zusammenhänge zwischen den Strahlbedingungen und dem Kontaktwinkel zu ermitteln, wurden Hochgeschwindigkeitsaufnahmen für verschiedene Kontaktwinkel durchgeführt, Tabelle 4-7. Hierzu wurden Kerbgründe aus Titanaluminid mittels EDM gefertigt und zwischen Plexiglasscheiben eingesetzt, welche als transparente Kerbflanke dienen. Untersucht wurden konkave und konvexe Kerbgründe mit Kontaktwinkelbereichen von $\alpha_{K} = 34^{\circ}$ bis $\alpha_{K} = 146^{\circ}$. Die Kerbtiefe betrug dabei zwischen $t_{K} = 10$ mm und $t_{K} = 40$ mm. Zielgrößen der Untersuchung waren der Öffnungswinkel des Strahlnachlaufes α_{ON} , der Öffnungswinkel des Strahlvorlaufes α_{OV} , die Intensität des Strahlnachlaufes I_{N} und die Intensität des Strahlvorlaufes I_{V} , welche in <u>Bild 5-25</u> dargestellt sind. Zur Bestimmung der Kennwerte wurden die Aufnahmen des jeweiligen Ortes x ausgewertet. Dazu wurde zunächst der Kontrast erhöht, sodass die Bereiche der Sekundärstrahlung identifiziert werden konnten. Die Intensität wurde durch einen Vergleich der Helligkeit des Strahlvorlaufes und des Strahlnachlaufes, in einer Entfernung von ca. 5 mm zum Strahl, ermittelt. Die Gesamtintensität bezieht sich auf einen Referenzwert der Intensität des Strahlnachlaufes I_{SN} am Beginn der Probe bei x = 0 mm der mit 100 % angenommen wurde.



<u>Bild 5-25</u>: Haupteffekte auf den Öffnungswinkel $\alpha_{\delta N}$, $\alpha_{\delta V}$ und die Intensität I beim WAIS-Einstechfräsen Das Bild 5-25 zeigt, dass alle Öffnungswinkel bei geringen und hohen Kontaktwinkeln α_{K} niedriger ausfallen als bei mittleren Kontaktwinkeln um $\alpha_{K} = 90^{\circ}$. Zudem sind die Öffnungswinkel der konvexen Kerbgründe nur etwa halb so groß wie die Öffnungswinkel bei konkaven Kerbgründen. Darüber hinaus wurde beobachtet, dass die Öffnungswinkel des Strahlnachlaufes α_{ON} bei Kontaktwinkeln unter $\alpha_{K} < 90^{\circ}$ niedriger und bei Kontaktwinkeln über $\alpha_{K} > 90^{\circ}$ hoher sind als die Öffnungswinkel des Strahlvorlaufes α_{OV} . Das rechte Diagramm in Bild 5-25 zeigt die Intensität des Strahlnachlaufes I_{SN} für die beiden untersuchten Kerbgrundformen F. Die Intensität des Strahlnachlaufes I_{SN} ist definiert als Anteil der abgelenkten Strahlung die entgegen der Vorschubrichtung gerichtete ist zur gesamten abgelenkten Strahlung. Die Intensität des Strahlvorlaufes ergibt sich entsprechend aus dem verbleibenden Anteil der Gesamtintensität.

Geringere Öffnungswinkel können mit einem gebündelten und fokussierten Sekundärstrahl assoziiert werden, der bei entsprechender Intensität zusätzlichen Werkstoff abtrennt. Diese Überlegung wird durch die in Bild 5-16 gemessene steigende Werkstoffvolumeneabtrennung des Sekundärstrahls bei einer Verringerung des Kontaktwinkels α_{K} bestätigt. Insgesamt ist bei geringen Kontaktwinkeln α_{K} mit einer erhöhten Werkstoffvolumenabtrennung durch den Strahlnachlauf und bei hohen Kontaktwinkeln α_{K} mit einer erhöhten Werkstoffvolumenabtrennung durch den Strahlvorlauf zu rechnen. Diese Effekte führen zu einer erhöhten gesamten Werkstoffvolumenabtrennung bei Kontaktwinkeln zwischen $\alpha_{K} = 22,5^{\circ}$ und $\alpha_{K} = 45^{\circ}$, Bild 5-16, beziehungsweise zwischen $\alpha_{K} = 135^{\circ}$ und $\alpha_{K} = 157,5^{\circ}$.

Mit dem in Tabelle 4-8 vorgestellten Versuchsplan zur Erzeugung von Kerben mit variierender Kerbtiefe $t_{K}(x)$ wurden die Auswirkungen der Effekte auf die Kerbentstehung untersucht. Die Kerbtiefenverläufe dieser Untersuchung sind in <u>Bild 5-26</u> dargestellt. Neben den verschiedenen Kerbtiefen, erzeugt durch die Parameterkombinationen, zeigt das Bild die Sollkerbtiefe $t_{K,SOLL}$ für den Kerbtiefenverlauf mit einem Druck von p = 100 MPa und einer maximalen Vorschubgeschwindigkeit von $v_{f,max}$ = 100 mm/s. Die Kerbtiefenverläufe bilden die Soll-Geometrie, den Radius der Kerben, bei den konvexen Kerbgründen gut ab. Jedoch besteht eine konstante Differenz der Kerbtiefe zur Soll-Geometrie. Diese Abweichung bei den konvexen Kerben kann durch die Verringerung des Effektes der Sekundärstrahlung erklärt werden. Da die Sekundärstrahlung den Kerbgrund mit zunehmender Kerbgrundkrümmung immer weniger trifft, wird der Effekt der Kerbvertiefung durch die Sekundärstrahlung reduziert. Die Abweichung ist damit vom Radius des Kerbgrundes bzw. von der Änderung des Kontaktwinkel α'_{K} abhängig.



<u>Bild 5-26</u>: Effekte der adaptiven Vorschubgeschwindigkeit auf die Kerbtiefe t_K

Die konkaven Kerbgründe zeigen ein deutlich breiteres Spektrum an Kerbtiefenabweichungen, die die Soll-Geometrie auch in ihrer Form in deutlich geringerem Maße abbildet. Auffällig ist, dass auch der berechnete Nennparametersatz (schwarze Dreiecke) bei den konkaven Kerbgründen deutlich zu geringe Kerbtiefen erzeugt. Die Abweichung ist im mittleren Bereich der Kerbe bei x = 30 mm besonders groß, wobei die Kerbtiefe t_K zu gering ausfällt. In genau diesem mittleren Bereich der Kerbe wird durch die intensivste Parameterkombination, mit einem Druck von p = 125 MPa und einer Vorschubgeschwindigkeit von $v_{f,max}$ = 80 mm/s, hingegen eine deutlich zu tiefe Kerbe erzeugt. An dieser Stelle liegt die Vermutung nahe, dass die unterschiedlichen Intensitätsbereiche der Sekundärstrahlung die Abweichungen hervorrufen. Die genaue Entstehung der Kerben, abhängig vom Kontaktwinkel, wird im Kapitel 6.1.3 noch einmal aufgegriffen und abschließend diskutiert.

5.2.5 Werkstückwerkstoffe

Die in diesem Kapitel angestrebte Erweiterung der Prozessvarianten bezieht sich nicht wie in den vorangegangenen Kapiteln auf eine Erweiterung um geometrisch erzeugbare Kenngrößen, sondern auf eine Erweiterung der Erkenntnisse auf andere Werkstückwerkstoffe. Für diese Erweiterung wurden die in Kapitel 4.5.2 vorgestellten Werkstoffe entsprechend dem in Tabelle 4-9 gezeigten Versuchsplan untersucht. Im <u>Bild 5-27</u> sind die Kerbtiefen t_K der untersuchten Werkstoffe, abhängig von der Anzahl der Überfahrten z, dargestellt. Dem Bild 5-27 ist zu entnehmen, dass die Kerbtiefe t_K des Titanaluminid γ -TiAl TNM-B1 bei den dargestellten Parameterkombinationen linear mit zunehmender Anzahl an Überfahrten z ansteigt. Der erwartete degressive Anteil des Anstiegs tritt erst bei einer Anzahl an Überfahrten von z = 400 schwach in Erscheinung. Der Metall-Matrix-Verbundwerkstoff Ti64 + 5%TiC zeigt einen zum Titanaluminid sehr ähnlichen Verlauf. Jedoch scheint die Steigung bei wenigen Überfahrten etwas höher zu sein und der degressive Effekt ist bereits bei einer Anzahl an Überfahrten

von z > 200 zu erkennen. Der lineare Anstieg der Kerbtiefe t_{K} ist für den keramischen Werkstoff ZrO₂ nur ca. halb so stark wie bei dem Metall-Matrix-Verbundwerkstoff. Zudem ist auch bei der ZrO₂-Keramik ein degressiver Verlauf ab einer Anzahl an Überfahrten von z > 200 zu beobachten.



<u>Bild 5-27</u>: Effekt der Anzahl der Überfahrten z auf die Kerbtiefe t_K für verschiedene Werkstoffe Anders als bei den beiden Werkstoffen mit duktilem Anteil, dem Metall-Matrix-Verbundwerkstoff und dem Titanaluminid, ist bei der ZrO₂-Keramik ein hoher Kerbtiefenfehler von $e_{tK} = 2,67$ mm bei einer Anzahl an Überfahrten von z = 200 vorhanden. Der Kerbtiefenfehler steigt mit zunehmender Anzahl an Überfahrten z weiter an bis zu einem Wert von $e_{tK} = 4,6$ mm bei einer Anzahl an Überfahrten von z = 400. Der Kerbtiefenfehler e_{tK} beträgt damit knapp ein Viertel der gesamten Kerbtiefe t_{K} .

Den Ergebnissen ist zunächst zu entnehmen, dass, wie in einer Vielzahl an Untersuchungen beobachtet und von ZENG und KIM anhand der Bearbeitbarkeitszahl Nm festgehalten, weniger harte Werkstoffe einfacher durch den Wasserstrahl getrennt werden können [ZEN93]. Das grundlegende Verhalten der Ergebnisse steht damit im Einklang mit den bisherigen Erkenntnissen beim Wasserstrahlschneiden. Die Unterschiede der Trennbarkeit, gemessen an den Kerbtiefen t_{K} , ist jedoch insbesondere bei weniger Überfahrten z < 200 deutlich geringer als die Bearbeitbarkeitszahl Nm erwarten lassen würde. ZENG und KIM zeigen einen Unterschied der Bearbeitbarkeitszahl zwischen metallischen und keramischen Werkstoffen von über 4,6. Der Unterschied zu den gemessenen Ergebnissen, die einen Unterschied der Bearbeitbarkeitszahl zwischen 2 und 3 aufweisen, kann durch zwei Überlegungen erklärt werden: Zum einen sind die beiden untersuchten Werkstoffe, der Metall-Matrix-Verbundwerkstoff und das Titanaluminid, härter und bedingt durch ihre Zusammensetzung, Kapitel 4.3, widerstandfähiger gegen Verschleiß bzw. Werkstoffvolumenabtrennung. Somit ist davon auszugehen, dass die Bearbeitbarkeitszahl Nm niedriger ist als die der bei ZENG und KIM untersuchten metallischen Werkstoffe. Zum anderen kann ein Teil der unerwartet geringen Unterschiede auf die Prozessführung des Einstechens zurückgeführt werden. Im Stand der Erkenntnisse, Bild 2-6, wurde gezeigt, wie die Massenabtrennung je nach Werkstofftyp vom Kontaktwinkel abhängt. Bei den Einstechoperationen findet die Bearbeitung meist unter einem Kontaktwinkel nahe $\alpha_{K} \approx 90^{\circ}$ statt. Bei diesem Winkel ist die spanende Werkstoffvolumenabtrennung nur in geringem Umfang vorhanden und es überwiegen die spröden Trennmechanismen der Oberflächenzerrüttung, Bild 2-6. Da die hohen Massenabtrennwerte duktiler Werkstoffe bei geringeren Kontaktwinkeln bei den Einstechoperationen nicht angewendet werden, ist die Bearbeitbarkeitszahl N_m nicht auf die Einstechoperationen übertragbar. Bei den Einstechoperationen ist für duktile Werkstoffe mit einer verringerten Bearbeitbarkeitszahl N_m zu rechnen. Für die keramischen Werkstoffe ist die Bearbeitung bei einem Kontaktwinkel nahe $\alpha_{K} \approx 90^{\circ}$ hingegen geeignet [ZEN96].

6 Modellbildung zur konturnahen Vorbearbeitung mittels Wasserstrahlen

6.1 Analytisches Anwendungsmodell

6.1.1 Modellgrundlagen und Motivation

In diesem Kapitel werden die beobachteten Ergebnisse durch Modellbildung zusammengefasst und abstrahiert. Hierfür werden zwei Modellansätze verfolgt. Zunächst soll ein analytisch-empirisches Anwendungsmodell, welches die wichtigsten WAIS-Eingangsgrößen berücksichtigt, eine einfache anwendungsnahe Auslegung ermöglichen. Ziel dieses Modells ist es, die Zusammenhänge der untersuchten Prozessvarianten auf anschauliche und nachvollziehbare Weise darzustellen und dadurch eine Auslegung und Übertragung auf vergleichbare Fälle zu ermöglichen. Dieses Modell zielt primär auf die Anwendung in der Praxis ab. Außerdem wird ein Simulationsmodell zur Bestimmung der Werkstoffvolumenabtrennung, basierend auf einem analytischen Ansatz, hergeleitet. Ziel dieses Ansatzes ist die Beschreibbarkeit des Verhaltens des Wasserstrahls an instationären Punkten und Übergängen. Damit eignet sich das Modell vorzugsweise für akademische Untersuchungen. Aufgrund der Einfachheit in Bezug auf die Berechnung bietet das Modell jedoch auch Potenzial für die Auslegung des Wasserstrahlens bei komplexen Geometrien im industriellen Bereich.

Die grundlegende Funktionsweise des analytisch-empirischen Anwendungsmodells basiert auf der Beobachtung, dass durch die Prozessparameter Druck p und Vorschubgeschwindigkeit v_f die Strahl- und damit Kerbtiefen- und Qualitätsparameter bestimmt werden können. Die Anzahl der Überfahrten z skaliert diese Werte bis zur Kerbtiefe t_K. Diese Zusammenhänge werden im Folgenden ausführlich diskutiert. Der Machbarkeitsnachweis für den Ansatz wurde bereits im Rahmen einer Veröffentlichung erbracht [UHL19b]. In diesem Zusammenhang wurde die generelle Anwendbarkeit des Modells für verschiedene Werkstoffe und die Prozessoperationen WAIS-Einstechfräsen, axiales sowie radiales WAIS-Einstechdrehen nachgewiesen. Die Funktionsweise des Grundmodells wird im Unterkapitel 6.1.2 ausführlich vorgestellt.

Um das Grundmodell darüber hinaus für ein breites Spektrum an geometrischen Strukturen einzusetzen, sind zudem Variationen des Strahlwinkels β_S und der Kerbtiefe $t_K(x)$ Voraussetzung, <u>Bild 6-1</u>. Die in Kapitel 5.2 beobachteten Effekte dieser Variationen werden durch Faktoren abgebildet. Die Ermittlung der Faktoren findet im Kapitel 6.1.3 statt. Die Faktoren werden so bestimmt, dass sie mit dem Grundmodell kompatibel sind. Beispielsweise wird, wie in Bild 6-1 gezeigt, zur Erzeugung eines Kerbwinkels der Einstellparameter Strahlwinkel angepasst. Die Ergebnisse aus Kapitel 5 zeigen jedoch, dass der Strahlwinkel β_S die Kerbtiefe t_K beeinflusst. Die Effekte des Strahlwinkels β_S werden durch den Strahlwinkelfaktor $f_{\beta S}$ in dem Anwendungsmodell berücksichtigt. Der Strahlwinkelfaktor $f_{\beta S}$ ergibt sich aus der Differenz der erwarteten zur gemessenen Kerbtiefe. Der Faktor ist derart definiert, dass er bei der Auslegung der Prozessparameter mittels Grundmodell mit der gewünschten Kerbtiefe t_K multipliziert werden kann. Eine nächste geometrische Erweiterung wird durch eine Änderung des Kerbwinkels entlang einer Kerbe gewonnen. Auch für diesen Fall wird ein Faktor, der Strahlwinkeländer $f_{\beta S}$, analog zum Strahlwinkelfaktor $f_{\beta S}$, ermittelt. Da sich die Kenngrößen beim axialen und radialen WAIS-Einstechdrehen grundsätzlich von denen der geraden Kerbe

unterscheiden, wurden für diese Prozessvariationen eigene Parameter und Faktoren für den Radius und den Strahlwinkel bestimmt.

Das Bild 6-1 zeigt zudem, wie weitere geometrische Freiheiten durch variierende Kerbtiefen $t_K(x)$ erzeugt werden können. Eine Variation der Kerbtiefe $t_K(x)$ kann beispielsweise mittels variierender Vorschubgeschwindigkeit $v_f(x)$ erzeugt werden. Die dabei auftretenden Effekte sind abermals mittels Faktoren im Anwendungsmodell berücksichtigt.

Mit diesen insgesamt acht Faktoren lässt sich ein breites geometrisches Spektrum abbilden. Darüber hinaus wird eine Berechnung zur Kerbgrundwelligkeit w_K und zur Sollkerbtiefe t_{K,SOLL} ergänzt, um eine Aussage zur Qualität der Operation zu ermöglichen, Kapitel 6.1.4. Mit diesen zusätzlichen Informationen kann ein Prozess ausgelegt werden und die Prozesskosten, auch im Vergleich zu anderen Verfahren, ermittelt werden. Die Anwendung des Modells wird in Kapitel 6.1.5 allgemein und anhand eines Beispiels verdeutlicht.



<u>Bild 6-1</u>: WAIS-Einstechprozessvarianten; a) Fräsen unter einem Strahlwinkel βs = 90°; b) Axial und radial Einstechdrehen; c) Erzeugbare Ausschnitte aus a und b; d) Fräsen unter einem Strahlwinkel βs ≠ 90°; e) Axial und radial Einstechdrehen βs ≠ 90°; f) Erzeugbare Ausschnitte aus d und e; g) Fräsen mit einer Strahlwinkeländerung β's; h) Fräsen mit variierender Kerbtiefe; i) Erzeugbare Ausschnitte

6.1.2 Modellaufbau und Modellparameter

Modellaufbau

Das analytisch-empirische Anwendungsmodell besteht aus drei Stufen. Im ersten Teil wird ein Powerkoeffizient c_p eingeführt und definiert. Dieser Koeffizient bildet das Verhältnis zwischen dem Druck p, der Vorschubgeschwindigkeit v_f und der Kerbtiefe bei einer Überfahrt t_{K,Ü1} des Wasserstrahls ab, <u>Formel 6-1</u>. Der Powerkoeffizient c_p repräsentiert in diesem Ansatz die dem Wasserstrahl inhärente Größe, Werkstoff abzutrennen und besitzt die Einheit kg/mm²/s. Dabei gilt ein Powerkoeffizient c_p für einen Werkstoff und gleichbleibende Schneidkopfparameter. Die Vorgehensweise orientiert sich an der Arbeit von BLICKWEDEL [BLI90], Formel 2-6. Im zweiten Schritt wird der Effekt der Anzahl der Überfahrten z mittels Gleichung, <u>Formel 6-2</u>, abgebildet. Ein Polynom dritter Ordnung ist für alle Varianten eine geeignete Ansatzfunktion. Im letzten Schritt wird das Verhältnis der Kerbtiefe bei einer Überfahrt t_{K,Ü1} zur erwarteten Kerbtiefe bei einer Überfahrt t_K(z=1) gebildet und mit dem Kerbtiefenverlauf aus Schritt 2 multipliziert, <u>Formel 6-3</u>. Daraus resultiert eine prognostizierte Kerbtiefe die Sollkerbtiefe t_{K,SOLL} [UHL19b].

Im Anwendungsfall besteht meist die Frage nach geeigneten Schnittparametern für eine konkrete Problemstellung. Diese können durch Auflösen der Formel 6-3 nach der Vorschubgeschwindigkeit v_f, <u>Formel 6-4</u>, oder der Anzahl der Überfahrten z berechnet werden.

$$t_{K,U1} = c_p \cdot p / v_f$$
(6-1)

$$t_{K}(z) = c_{1} + c_{2} \cdot z + c_{3} \cdot z^{2}$$
(6-2)

$$t_{K,SOLL} = t_K(z) \cdot t_{K,U_1} / t_K(z=1)$$
 (6-3)

$$v_{f}(t_{K}) = t_{K}(z) \cdot p \cdot t_{K,U1} / (t_{K,SOLL} \cdot t_{K}(z=1))$$

$$(6-4)$$

Modellparameter

Zur Bestimmung der eingeführten Koeffizienten wurden grundsätzlich die Ergebnisse aus Kapitel 5 herangezogen. Diese wurden punktuell durch zusätzliche Tests erweitert, deren Ergebnisse im Folgenden aufgeführt sind. Die Ermittlung der Koeffizienten wird im folgenden Abschnitt im Detail vorgestellt.

Der Powerkoeffizient c_p umfasst, wie bereits erwähnt, die beiden wesentlichen qualitätsbeeinflussenden Parameter, den Druck p und die Vorschubgeschwindigkeit v_f. Der Powerkoeffizient c_p beschreibt, in welchem Ausmaß die Kerbtiefe t_K je Überfahrt z steigt. Damit ist der Powerkoeffizient c_p der Parameter zur Einstellung von Produktivität oder Qualität. Bei der Anwendung gilt es zu beachten, dass bei Druckänderungen der Abrasivmittelmassenstrom \dot{m}_A dem Wassermassendurchfluss \dot{m}_W angepasst werden sollte, sodass ein Beladungsverhältnis von R = 0,2 bestehen bleibt. Der Verlauf der Kerbtiefe $t_{K,U1}$ über den beiden Parametern ist in <u>Bild 6-2</u> dargestellt.



<u>Bild 6-2</u>: Effekte des Drucks p und der Vorschubgeschwindigkeit v_f auf die Kerbtiefe bei einer Überfahrt t_{K,Ü1} nach UHLMANN UND MÄNNEL [UHL19b]

Dieser Verlauf kombiniert die aus dem Kapitel 2 bekannten und in Kapitel 5 beobachteten Effekte. Anhand des Verlaufes der Kerbtiefe bei einer Überfahrt $t_{K,U1}$ wird ersichtlich, dass die Formel 6-1 eine naheliegende Ansatzfunktion für die Kerbtiefe bei einer Überfahrt z darstellt. Die Qualität der verwendeten Formel 6-1 wird durch das Bestimmtheitsmaß R² für den Power-koeffizient c_p für die verschiedenen Werkstoffe bestätigt, <u>Tabelle 6-1</u>. Das Bestimmtheitsmaß R², welches für alle Powerkoeffizienten c_p der Werkstoffe und Operationen einen Wert mit über R² = 95 % annimmt, zeigt, dass lediglich 5 % der Datenpunkte mittels zufälliger Streuung erklärt werden müssen. Die Werte sind in Tabelle 6-1 für die untersuchten Werkstoffe γ -TiAl TNM-B1, Ti64 + 5%TiC und ZrO₂ aufgeführt.

Die Kerbtiefe in Abhängigkeit der Anzahl der Überfahrten $t_K(z)$ wird, wie oben beschrieben, mittels eines Polynoms dritter Ordnung approximiert. Ein entsprechendes Polynom benötigt mit drei Faktoren vergleichsweise viele Stützwerte für ein Anwendungsmodell, andererseits erlaubt der Ansatz auch eine akkurate Beschreibung der Ergebnisse bei untypischen Kerbtiefenverläufen, wie es z. B. beim radialen WAIS-Einstechdrehen der Fall ist [UHL19b]. Die Faktoren c₁ bis c₃ wurden aus den Ergebnissen der Versuche zur Untersuchung der Prozessvarianten Kapitel 5.1 abgeleitet. Die Eignung des Ansatzes nach Formel 6-2 wird durch ein hervorragende Bestimmtheitsmaß von R² > 99 % für alle Varianten bestätigt. Die Faktoren sind in Tabelle 6-1 für die untersuchten Werkstoffe und Prozessvarianten aufgeführt. Auf die Angabe des Bestimmtheitsmaß zu den Faktoren c₁ bis c₃ wurde verzichtet, stattdessen ist das Bestimmtheitsmaß R² (t_K) des Gesamtmodells zur Beschreibung der Kerbtiefe abgebildet.
WAIS-Prozess	Werkstoff	C _P	R ² (c _P)	C ₁	c ₂	c ₃	R ² (tк)
Fräsen 90°	γ-TiAl TNM-B1	7,49	0,98	0,136	0,101	-0,22E ⁻⁴	91 %
Fräsen 90°	Ti64 + 5%TiC	10,67	0,95	0,124	0,132	-0,96E ⁻⁴	94 %
Fräsen 90°	ZrO ₂	8,12	0,95	0,212	0,064	-0,53E ⁻⁴	56 %
Radial WAISE	γ-TiAl TNM-B1	7,49	0,98	0,562	0,0192	0,23E ⁻⁴	94 %
Axial WAISE	γ-TiAl TNM-B1	7,49	0,98	0,548	0,1627	-0,16E ⁻⁴	86 %

Tabelle 6-1: Power- und Kerbtiefenkoeffizienten

Mittels Formel 6-3 wurde die Sollkerbtiefe t_{K.SOLL} nach dem Anwendungsmodell berechnet. Beim Vergleich der nach dem Anwendungsmodell berechneten und der gemessenen Kerbtiefen wurde in vielen Fällen eine sehr gute Übereinstimmung beobachtet. Diese Übereinstimmung wird durch ein Bestimmtheitsmaß von R² > 90 % bestätigt. Nur beim axialen WAISE und für den Werkstoff ZrO₂ wurde ein Bestimmtheitsmaß von $R^2 < 90$ % beobachtet. Beim axialen WAISE beträgt das Bestimmtheitsmaß R^2 = 86 % und erlaubt damit immer noch qualitativ hochwertige Vorhersagen. Andererseits beschreibt das Anwendungsmodell den spröden Werkstoff ZrO_2 nur noch zu etwas über R^2 = 50 %. Um diese Abweichung besser zu verstehen, müssen die Ergebnisse des ZrO2 genauer betrachtet werden. Eine Einflussgröße, die bei der Berechnung der Kerbtiefe t_K nicht berücksichtigt wird, ist die Abweichung der Kerbtiefe, die Kerbgrundwelligkeit w_K. Diese nimmt besonders für die ZrO₂ Keramik mit höheren Kerbtiefen t_K sehr stark zu. Dieses Verhalten ist auch in Bild 6-3 zu beobachten, da die Datenpunkte bei höheren Kerbtiefen t_K stärker um die Diagonale variieren. Da die Verteilung um die Diagonale herum dennoch gleichmäßig ist und der p-Wert von 0,2 % eine hohe Signifikanz bestätigt, kann das Modell weiterhin als gültig angenommen werden. Offenbar nimmt die Kerbgrundwelligkeit w_K bei diesem Werkstoff bei einer hohen Anzahl an Überfahrten z so stark zu, dass eine Vorhersage kritisch ist. Andererseits erhöht sich der Regressionskoeffizient auf R² = 88 %, wenn die Datenpunkte für die Anzahl der Überfahrten z = 400 nicht im Modell berücksichtigt werden. Somit kann eine Grenze der Anzahl der Überfahrten z für den spröden Werkstoff ZrO2 bei z = 300 Überfahrten eingeführt werden. Für den verbleibenden Bereich beschreibt das Anwendungsmodell die gemessene Kerbtiefe t_K mit guter Genauigkeit.



Bild 6-3: Vorhergesagte und gemessene Kerbtiefen tk für verschiedene Werkstoffe [UHL19b]

Anhand der vorgestellten Formeln und der Koeffizienten aus Tabelle 6-1 lassen sich bereits Prozesse zur Fertigung einfacher geometrischer Strukturen anwendungsnah auslegen. Die abbildbaren Strukturen entsprechen den Darstellungen der ersten Zeile in Bild 6-1. Um das geometrisch erzeugbare Spektrum in dem Anwendungsmodell zu berücksichtigen, wird eine Modellerweiterung vorgenommen. Hierfür werden Faktoren für die verschiedenen Prozessvarianten eingeführt und ermittelt.

6.1.3 Modellerweiterung um Anwendungsfaktoren

In diesem Kapitel werden Faktoren für das Anwendungsmodell definiert und bestimmt. Ziel der Faktoren ist es, das Anwendungsmodell so zu erweitern, dass die geometrisch erzeugbaren Strukturen, die in Kapitel 5.2 untersucht wurden, durch das Anwendungsmodell ausgelegt werden können. Dazu werden insgesamt acht Faktoren bestimmt. Die Faktoren werden derart ermittelt, dass sie im Anwendungsfall mit der Sollkerbtiefe $t_{K,SOLL}$ multipliziert werden können, Formel 6-5.

$$t_{K,A} = t_{K,SOLL} \cdot f_{\beta S} \cdot f_{\beta' S} \cdot f_{ra} \cdot f_{rr} \cdot f_{\beta Sa} \cdot f_{\beta Sr} \cdot f_{\alpha K} \cdot f_{\alpha' K}$$
(6-5)

Die Prozessparameter werden nun mit der neu bestimmten Auslegungskerbtiefe $t_{K,A}$ und Formel 6-4 ermittelt. Hierbei gilt es zu beachten, dass für einzelne Kerben und damit definierte Operationen nie alle Faktoren gleichzeitig Einfluss nehmen können, Kapitel 6.1.5. Eine Übersicht der Faktoren, die formelmäßigen Zusammenhänge und die Gültigkeitsbereiche ist in <u>Tabelle 6-2</u> gegeben. Die Ermittlung der einzelnen Faktoren wird im Folgenden erläutert.

Form	nel	Anwendungsbereich	Faktorname
fβs	= 1,5 βs ^{-0,091}	39° < β _S < 90°	Strahlwinkelfaktor
f _{β'S}	= 0,27 β's ² - 0,16 β's + 1	0 < β's < 1,125 °/mm	Strahlwinkeländerungsfaktor
f _{ra}	$= 1.3r^{-0.11}$	3 < r < 50 mm	Radiusfaktor axial WAISE
f _{rr}	$= 4e^{-4} d_{WS}^2$	0 < d _{WS} < ∞	Radiusfaktor radial WAISE
fβsa	= $2r + t_{K} \sin(\beta_{s} - 90^{\circ}) / 2r$	39° < β _S < 141°	Strahlwinkelfaktor axial WAISE
f _{βSr}	= $2r + t_K \cos(\beta_S) / 2r$	0° < β _S < 90°	Strahlwinkelfaktor radial WAISE
fαK	= $z / \sum_{0}^{z} t_{\kappa}(84^{\circ}) / t_{\kappa}(\alpha_{\kappa}(z))$	0° < α _K < 180°	Kontaktwinkelfaktor
f _{α'K}	= 0,26 α' _K + 1	0 < α' _K < 4 °/mm	Kontaktwinkeländerungsfaktor

Tabelle 6-2: Faktoren zur Erweiterung des geometrisch erzeugbaren Spektrums

Strahlwinkelfaktor

Eine wichtige Erweiterung der erzeugbaren Strukturen im Anwendungsmodell wird durch die Berücksichtigung eines Kerbwinkels β_{K} , mittlere Zeile in Bild 6-1, ermöglicht. Um einen Kerbwinkel β_{K} zu erzeugen, muss der Strahlwinkel β_{S} zwischen Fokusrohr und Werkstückoberfläche, Bild 4-14, entsprechend angepasst werden. In Kapitel 5.1.4 Bild 5-12 wurde beobachtet, dass diese Anpassung wiederum zu einer Abweichung der Kerbtiefe e_{tK} führt. Diese Abweichung soll durch den Strahlwinkelfaktor $f_{\beta S}$ kompensiert werden. Somit dienen die Haupteffekte aus Kapitel 5.1.4 als Datenbasis für den Strahlwinkelfaktor $f_{\beta S}$. Das <u>Bild 6-4</u> zeigt den Strahlwinkelfaktor $f_{\beta S}$ in Abhängigkeit des Strahlwinkels β_{S} und die in Kapitel 5.1.4 beschriebene Stabilitätsgrenze. Die Berechnung eines beliebigen Strahlwinkelfaktors $f_{\beta S}$ erfolgt über die in Tabelle 6-2 gegebene Formel, welche die Kerbtiefen mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 95$ % abbildet.

Strahlwinkeländerungsfaktor

Eine weitere Erweiterung der erzeugbaren Strukturen im Anwendungsmodell wird durch die Änderung des Kerbwinkels $\beta_{K}(x)$ entlang einer Kerbe erreicht. Eine solche Änderung wird durch die kontinuierliche Änderung des Strahlwinkel β'_{s} mit dem Weg erzeugt. Die Effekte der Strahlwinkeländerung β'_{s} wurden in Kapitel 5.2.3 diskutiert und die Ergebnisse dienen als Basis für den Strahlwinkeländerungsfaktor $f_{\beta's}$, Bild 6-4. Anders als beim Strahlwinkelfaktor $f_{\beta s}$ wurde für den Strahlwinkeländerungsfaktor $f_{\beta's}$, keine feste Machbarkeitsgrenze beobachtet. Stattdessen wurden für die Anwendung des Faktors zwei Grenzkriterien definiert. Das erste Kriterium grenzt den Bereich hoher Qualität ab. Als Merkmal wurde das Überschreiten der Kerbtiefenabweichung von $e_{tK} = 1$ mm festgelegt. Dieser Wert wird bei einer Strahlwinkeländerung von $\beta'_{s} = 0,24$ °/mm erreicht. Das zweite Kriterium grenzt, mit einer Kerbtiefenabweichung von $e_{tK} = 2,5$ mm bei einer Strahlwinkeländerungen von $\beta'_{s} = 0,92$ °/mm, das sinnvoll bearbeitbare Parameterspektrum ab. Beide Grenzen sind zusammen mit dem Strahlwinkeländerungsfaktor f_{β's} in Bild 6-4 dargestellt. In der Tabelle 6-2 steht die Berechnungsfunktion für beliebige Strahlwinkeländerungsfaktoren f_{β's}. Das Bestimmtheitsmaß dieses Ansatzes beträgt $R^2 = 99$ %.





Radiusfaktor beim axialen WAIS-Einstechdrehen

Um die Erkenntnisse zum WAIS-Einstechdrehen aus den Untersuchungen der Kapitel 5.1.2 und 5.1.3 in das Anwendungsmodell zu integrieren, wurden zwei Radiusfaktoren ermittelt. Diese Faktoren werden benötigt, um die berechneten Koeffizienten der Tabelle 6-1 auf beliebige Radien anzuwenden. Die Faktoren zum axialen WAISE beziehen sich auf einen Bearbeitungsradius von r = 16 mm. Durch die in Bild 6-5 gegebenen Radiusfaktoren zum axialen WAISE fra werden diese Werte auf beliebige Radien r erweitert. Der Faktor wurde aus den Ergebnissen des Kapitels 5.1.2 abgeleitet, bildet diese mit einem Bestimmtheitsmaß von R = 82 % ab und spiegelt dementsprechend die beobachtete Kerbtiefenabnahme für kleiner werdende Radien r wider. Aus der Literatur, Kapitel 2.1.6, ist zudem bekannt, dass es bei sehr kleinen Radien zu einer Vertiefung der Kerbe kommt [LAU94]. Da der Radiusfaktor fra diese Vertiefung nicht berücksichtigt, wurde eine Anwendungsgrenze für den Faktor bei einem Radius r = 3 mm definiert. Andererseits stellt sich die Frage nach dem maximal anzuwendendem Radius r für das axiale WAISE. Da sich der Radiusfaktor fra bei einer Steigerung des Radius von r = 50 mm auf r = 60 mm um weniger als 3 % verändert, wird dieser Wert als Obergrenze für den Radiusfaktor fra gewählt. Ab diesem Radius r ist es möglich, die Parameter des WAIS-Fräsens anzunehmen.



Bild 6-5: Radiusfaktoren beim axialen und radialen WAISE

Radiusfaktor beim radialen WAIS-Einstechdrehen

Um beim radialen WAISE ein breites geometrisches Spektrum im Anwendungsmodell vorhersagen zu können, muss der Ausgangsdurchmesser des Zylinders d_{WS} als Faktor berücksichtigt werden. In Kapitel 5.1.3 wurde beschrieben, wie und wodurch sich die Kerbtiefendifferenz Δt_K beim radialen WAISE verändert. Dabei hat sich herausgestellt, dass sich die Zylinderquerschnittsfläche A zur Erklärung der Effekte eignet. Aus diesem Grund wurde der Radiusfaktor beim radialen WAISE f_{rr} aus der Zylinderquerschnittsfläche A abgeleitet, Bild 6-5. Der Radiusfaktor f_{rr} wurde derart ermittelt, dass er zu den Koeffizienten aus Tabelle 6-1 kompatibel ist.

Strahlwinkelfaktor beim axial WAIS-Einstechdrehen

Anders als bei geraden Kerben ändern sich beim WAISE unter einem Strahlwinkel β_S die Kerbkenngrößen selbst. Wird die Kerbe vereinfacht als Fläche betrachtet, so liegt beim axialen WAISE eine Zylinderfläche vor. Bei der Anwendung eines Strahlwinkels β_S ändert sich die Form zu einem Kegelstumpf. Diese Änderung zieht bei gleichbleibender Kerbtiefe eine Abweichung des zu zerspanenden Materials mit sich. Der Strahlwinkelfaktor beim axialen WAIS-Einstechdrehen $f_{\beta Sa}$ wird eingeführt, um diese geometrisch bedingten Abweichungen im Anwendungsmodell zu berücksichtigen. Da sich die Änderungen geometrisch bestimmen lassen, wurde der Faktor $f_{\beta Sa}$ aus den entsprechenden Flächenverhältnissen gebildet. Grundlage für die Berechnung ist die Mantelfläche eines Zylinders A_M, Formel 6-6, sowie der Flächeninhalt eines Kreisringes A_{KR} Formel 6-7. Mit dem Wissen, dass die Zylinderhöhe h sowie die Breite des Kreisringes der Kerbtiefe t_K entsprechen, kann nach einigen Umstellungen und unter Berücksichtigung des Strahlwinkels β_S die Mantelfläche des Kegelstumpfes A_{KS} nach Formel 6-8 berechnet werden.

$$A_{\rm M} = \pi \cdot 2r \cdot h \tag{6-6}$$

$$A_{KR} = \pi \left((t_K + r)^2 - r^2 \right)$$
(6-7)

$$A_{KS} = \pi t_{K} (2r + t_{K} \sin(\beta_{S} - 90^{\circ}))$$
(6-8)

Da der Strahlwinkelfaktor $f_{\beta Sa}$ gesucht ist, wird die Kerbtiefe t_K außerhalb der Klammer vernachlässigt und die berechneten Werte auf den Zustand des Strahlwinkels von $\beta_S = 90^{\circ}$ bezogen. Trotz der durchgeführten Vereinfachungen bleibt der Strahlwinkelfaktor beim axialen WAIS-Einstechdrehen von der Kerbtiefe t_K und dem Bearbeitungsdurchmesser 2r abhängig. In <u>Bild 6-6</u> ist der Strahlwinkelfaktor $f_{\beta Sa}$ für verschiedene Verhältnisse der Kerbtiefe t_K zum Bearbeitungsdurchmesser 2r dargestellt. Der Strahlwinkelfaktor $f_{\beta Sa}$ ist am ausgeprägtesten, wenn das Verhältnis groß ist und wird mit sinkendem Verhältnis schwächer. An dieser Stelle sollte darauf hingewiesen werden, dass bereits bei einem Verhältnis Kerbtiefe t_K zu Bearbeitungsdurchmesser 2r von eins und einem Strahlwinkel $\beta_S = 60^{\circ}$ ein vollständiger Kegel entsteht, bzw. der Kerbgrund auf der Drehachse zusammenfällt. Entsprechend nimmt der Strahlwinkelfaktor $f_{\beta Sa}$ bei größeren Verhältnissen rechnerische, aber geometrisch nicht zu erreichende Werte von $f_{\beta Sa} = 0$ an. Da die in Kapitel 5.1.4 beschriebenen Grenzwerte auch beim WAISE gelten, sind die Strahlwinkelgrenzen von $\beta_S = 39^{\circ}$ und $\beta_S = 141^{\circ}$ in Bild 6-6 mit aufgenommen.





Der Strahlwinkelfaktor beim radialen WAIS-Einstechdrehen $f_{\beta Sr}$ wurde entsprechend dem Vorgehen zur Bestimmung des Strahlwinkelfaktors beim axialen WAIS-Einstechdrehen $f_{\beta Sa}$ ermittelt. Da die Flächenverhältnisse vertauscht sind, ergibt sich eine leicht geänderte Formel 6-9 zur Bestimmung des Faktors. Anders als beim axialen WAIS-Einstechdrehen ist der Faktor symmetrisch, wie der Strahlwinkelfaktor $f_{\beta S}$, und damit nur für den Bereich bis zum Strahlwinkel $\beta_S = 90^{\circ}$ definiert.

$$A_{KS} = \pi t_K \left(2r + t_K \cos(\beta_S) \right)$$
(6-9)

Das Bild 6-6 zeigt den Strahlwinkelfaktor beim radialen WAISE $f_{\beta Sr}$ für verschiedene Verhältnisse der Kerbtiefe t_K zum Werkstückdurchmesser d_{WS} . Genau wie bei den bereits vorgestellten Strahlwinkelfaktoren gilt auch beim Strahlwinkelfaktor zum radialen WAIS-Einstechdrehen $f_{\beta Sr}$ der Grenzwinkel von $\beta_S = 39^\circ$, welcher ebenfalls im Bild 6-6 mit aufgenommen wurde.

Kontaktwinkelfaktor

Die mittels WAIS erzeugbaren Strukturen können nicht nur durch den Kerbwinkel und dessen Änderung erweitert werden, sondern auch durch eine variable Kerbtiefe $t_K(x)$. Eine variable Kerbtiefe $t_K(x)$ kann entweder durch eine variable Anzahl der Überfahrten z oder durch eine variable Vorschubgeschwindigkeit $v_f(x)$ erreicht werden. Da bei der Variation der Anzahl der Überfahrten z mit Fehlern durch die Beschleunigungsvorgänge des Maschinensystems zu rechnen ist, Kapitel 2.1.4, wurde für die Erweiterung des Anwendungsmodells die Variation der Vorschubgeschwindigkeit $v_f(x)$ berücksichtigt. Zur Bestimmung der auftretenden Effekte bei variabler Kerbtiefe $t_K(x)$ wurden die Ergebnisse aus Kapitel 5.2.4 weiter untersucht und Faktoren zur Kerbtiefenvariation $t_K(x)$ ermittelt. Da sich die Kerbtiefe $t_K(x)$, wie in Kapitel 5.2.4 beschrieben, nicht direkt zur Beschreibung der Effekte eignet, wird stattdessen der Kontaktwinkel α_K und die Kontaktwinkeländerung α'_K , <u>Bild 6-7</u>, herangezogen. Neben den Ergebnissen aus Kapitel 5.2.4 bilden auch die in der Veröffentlichung "Efficient abrasive water jet milling for near-net-shape fabrication of difficult-to-cut materials" beschriebenen Erkenntnisse eine entscheidende Grundlage für die Faktoren [UHL20a].



Die Ermittlung der Faktoren zur Kerbtiefenvariation $t_{\kappa}(x)$ ergibt sich aus der Tatsache, dass sich während des Auftreffens des Primärstrahls und des Abtrennens von Material ein realer Kontaktwinkel $\alpha_{K,real}$ einstellt, Bild 6-7a und Bild 6-7b. Dieser reale Kontaktwinkel $\alpha_{K,real}$ kann mittels der gemessenen Kerbtiefen bei einer Überfahrt $t_{K,01} = 0,086$ mm und des Strahldurchmessers $d_S = 0,8$ mm für das untersuchte Parameterfeld zu $\alpha_{K,real} = 84^{\circ}$ abgeschätzt werden, Bild 6-7b. Daraus folgt, dass beim Schneiden einer Kerbe mit konstanter Tiefe, $\alpha_{K} = 90^{\circ}$ rechnerisch ein um 6° niedrigerer realer Kontaktwinkel vorliegt. Diese Verschiebung wird im Folgenden durch den um 6° angepassten Kontaktwinkel α^*_{K} beschrieben. Ein Kontaktwinkel von $\alpha_{K} = 96^{\circ}$ entspricht. dem angepassten Kontaktwinkel $\alpha^*_{K} = 90^{\circ}$, wobei der Strahl orthogonal auf das Werkstück trifft. Um die Verhältnisse der Kerbtiefen zu beschreiben, ist der Wert des angepassten Kerbwinkels $\alpha^*_{K} = 84^{\circ}$ im Diagramm mit eingezeichnet.

Die Kerbtiefe des Kontaktwinkels $t_{K}(\alpha^{*}_{K} = 90)$, Bild 6-7c (brauner Kreis), bildet den Ausgangspunkt der Erklärungen zum Kontaktwinkelfaktor. Beginnend von diesem Kerbtiefenniveau ergeben sich folgende Veränderungen: Bei einer Erhöhung des angepassten Kontaktwinkels, in den Bereich von 90° < α^*_{κ} < 102°, muss zunächst damit gerechnet werden, dass die Kerbtiefe etwas niedriger ausfällt als berechnet. Dies liegt daran, dass der Strahl auf den Umschlagspunkt trifft und der Primärstrahl nur eine geringe Wirkung entfaltet, während der Sekundärstrahl keine Materialabnahme verursacht. Mit zunehmender Steigerung des angepassten Kerbwinkels $\alpha_{\kappa}^* > 102^\circ$ wird die Kerbe tiefer als berechnet. Das kommt daher, dass der Primärstrahl mehr Werkstoff abtrennt, und der Sekundärstrahl als Strahlvorlauf ebenfalls seine Wirkung entfaltet. Bei einer angestrebten Verringerung des angepassten Kontaktwinkels $\alpha_{K}^{*} < 90^{\circ}$ ist direkt eine tiefere Kerbe als berechnet zu erwarten. Die Änderungen zu den erwarteten Werten können prozentual durch eine Kumulation der Kerbtiefen zu dem angepassten Kerbwinkel dargestellt werden [UHL20a]. Aus dem Wert der kumulierten Kerbtiefen lässt sich ein Anpassungsfaktor bestimmen, welcher in <u>Bild 6-8</u> als Kontaktwinkelfaktor $f_{\alpha K}$ gegeben ist. Dieser Faktor kompensiert die Abweichung zwischen den erwarteten und den realen Kerbtiefen für beliebige Kontaktwinkel α_{K} . Dem Bild 6-8 ist zudem zu entnehmen, dass eine Untersuchungsreihe mit konstanten Kontaktwinkel bei $\alpha_{K} > 90^{\circ}$ sehr gut, mit einem Bestimmtheitsmaß von R² = 99 % mit den berechneten Kontaktwinkelfaktoren $f_{\alpha K}$ übereinstimmt.



Bild 6-8: Anpassungsfaktoren des Kontaktwinkels

Kontaktwinkeländerungsfaktor

Die Untersuchungen in Kapitel 5.2.4 und der Veröffentlichung zur Kerbtiefenvariation [UHL20a] haben gezeigt, dass es je nach Art und Ausprägung der Kerbgrundform zu einer starken Abnahme der Kerbtiefe kommen kann. Diese Effekte wurden insbesondere bei konvexen Kerbgründen beobachtet. Die Abnahme der Kerbtiefe kann mit dem Ausbleiben des Effektes der Sekundärstrahlung begründet werden. Da die Sekundärstrahlung den Kerbgrund mit zunehmender Krümmung immer weniger trifft, ist die Abweichung vor allem vom Radius und damit von der Änderung des Kontaktwinkels α'_{K} abhängig [UHL20b]. Dementsprechend wurde aus den Ergebnissen des Kapitels 5.2.4 der Kontaktwinkeländerungsfaktor $f_{\alpha'K}$ abgeleitet, Bild 6-8. Dieser Faktor steigt linear mit zunehmender Kontaktwinkeländerung α'_{K} an. Da

der Faktor die Verminderung der Sekundärstrahlung beschreibt, gilt dieser nur für positive Werte bzw. konvexe Kerbgrundformen.

6.1.4 Kerbgrundwelligkeit und Formabweichungen

Bei der Auslegung von Kerben nach dem Anwendungsmodell sollten die im Kapitel 5.1 beobachteten Formabweichungskennwerte mitberücksichtigt werden. Das im Folgenden vorgestellte Vorgehen ermöglicht das Auslegen von Kerben, mit dem Ziel, eine Sicherheit bei der Abtrennung von Materialsegmenten zu erzielen und darüber hinaus den Materialverbleib bis zur Endkontur abzuschätzen. Um diese Abschätzung durchzuführen, wird ein Vorgehen unter Berücksichtigung der Kerbgrundwelligkeit w_K, des Winkelfehlers $e_{\beta K}$, der Kerbbreite b_K und der Flankenwelligkeit $w_{F,80}$ ermittelt. Da die Kerbgrundwelligkeit w_K einen besonders sensitiven Einfluss auf die Sollkerbtiefe $t_{K,SOLL}$ hat, wird für diesen Wert ein Faktor vorgestellt, der ähnlich zum Powerfaktor c_p die Effekte des Drucks p und der Vorschubgeschwindigkeit v_f auf die Kerbgrundwelligkeit w_K abbildet. Die verbleibenden drei Parameter besitzen geringere Auswirkungen auf die Sollkerbtiefe $t_{K,SOLL}$ oder können, wie im Fall des Winkelfehlers $e_{\beta K}$, nur unzureichend durch die Einflussgrößen beschrieben werden. Aus diesem Grund werden die drei Formabweichungskennwerte mittels der Mittelwerte und der Standardabweichungen berücksichtigt.

Für die Bestimmung der Sollkerbtiefe $t_{K,SOLL}$ werden im ersten Schritt die geometrischen Zusammenhänge bei einer Kerbgrundüberlagerung <u>Bild 6-9</u> betrachtet. Um die Abtrennung von Materialsegmenten zu gewährleisten, muss davon ausgegangen werden, dass alle Formabweichungskennwerte an einer Stelle der Kerbe einen maximal ungünstigen Wert annehmen. Bei der Auslegung einer Kerbe K₁ tritt der ungünstigste Fall auf, wenn die Kerbtiefe aufgrund der Kerbgrundwelligkeit w_{K1} der auszulegenden Kerbe K₁ und die Kerbbreite b_{K2} der Gegenkerbe K₂ minimal ausfallen, während der Winkelfehler e_{βK2} und die Flankenwelligkeit w_{F2} der Gegenkerbe K₂ maximal sind. Das Bild 6-9 zeigt diesen Zustand. Dabei wurde berücksichtigt, dass die Gegenkerbe K₂ bei der Auslegung ebenfalls tiefer als die Sollkerbe ausfallen wird, wodurch die Kerbbreite b_{K2} und die Flankenwelligkeit w_{F2} mit in die Berechnung einbezogen werden müssen.

	→ b	<2 ◄		Z	у	F
w _{F2}			K ₂ K	2,z	× v	Kerbb Winke
		e _β	к2	ζ ₁		Flank
b _{к2} /2				t _{K1}	-	Kerbo
	Y		t _{K1,SOLL}		-	keitsf
w _{F2} /2	• -+ •	-		I _{EK1}		
e _{βK2,max}	╼╢┶	┝╾ ╸	⊢ w _{к1} /2	2		

Formabweichungs kennwert	Abk.	Mittel- wert	Standard- abweichung
Winkelfehler Flankenwelligkeit	D _{K,80} e _{βK} W _{F,80}	0,795 0,43 0,176	0,31 0,183
		Faktor	Bestimmt- heitsmaß R ²

Bild 6-9: Geometrische Zusammenhänge bei der Kerbgrundüberlagerung

Bei den oben beschriebenen Bedingungen kann die Sollkerbtiefe $t_{K1,SOLL}$ mittels <u>Formel 6-10</u> berechnet werden. Als Eingangsgrößen für die Gleichung können die Mittelwerte und die Standardabweichungen der in Bild 6-9 dargestellten Kerbbreite b_K und Flankenwelligkeit w_F direkt eingesetzt werden. Da die Werte des Winkelfehlers in Bild 6-9 in Grad angegeben sind, müssen diese für die Anwendung in Formel 6-10 mittels <u>Formel 6-11</u> in eine Länge umgerechnet werden. Die Kerbgrundwelligkeit w_{K1} kann mittels <u>Formel 6-12</u> ermittelt werden. Der Kerbgrundwelligkeitsfaktor f_{WK} ist in Bild 6-9 mit aufgeführt. Aufgrund der breiteren Streuung der Kerbgrundwelligkeit w_K , welche bereits in Kapitel 5.1.5 dargestellt wurde, erzielt die Vorhersage der Formel 6-12 nur ein Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 61$ %. Dennoch eignet sich die Gleichung, um die grundlegenden Effekte des Drucks p und der Vorschubgeschwindigkeit v_f auf die Kerbgrundwelligkeit w_K anhand weniger Einflussgrößen zu berücksichtigen.

$$t_{K1,SOLL} = t_{K1} + w_{K1}/2 + e_{\beta K2,max} - b_{K2}/2 + w_{F2}/2$$
 (6-10)

$$\mathbf{e}_{\beta K2, \max} = \sin(\mathbf{e}_{\beta K2}) \mathbf{t}_{K2, \text{SOLL}}$$
(6-11)

$$w_{K1} = (f_{wK} p / v_f) t_{K1,SOLL}^2$$
(6-12)

Beim Einsetzen der Parameter in Formel 6-10 besteht die Möglichkeit, die Sicherheit zur Abtrennung der Materialsegmenten zu erhöhen, indem die Kerbgrundwelligkeit w_K, der Winkelfehlers e_{βK} um ein Vielfaches erhöht bzw. die Kerbbreite b_{K2} um ein Vielfaches verringert werden. Da sich eine unnötig tief ausgelegte Kerbe auch negativ auf den Materialverbleib bis zur Endkontur auswirkt, sollte die Sollkerbtiefe t_{K,SOLL} gut bedacht werden. Dabei sollte insbesondere beachtet werden, dass die Formel 6-10 den Fall abbildet, bei dem alle vier Kennwerte ihre ungünstigsten Ausprägungen gleichzeitig annehmen. Wird die Formel in der angegebenen Form berücksichtigt, besteht bereits eine hohe Sicherheit, dass alle Schnitte zu einer Materialabtrennung führen. Im Idealfall sollte zudem die Bearbeitung nach dem Erreichen der Materialabtrennung beendet werden.

In vielen Anwendungsfällen wird die Anforderung in einer durch die Kerbe nicht beeinflussten Endkontur (rote Linie) liegen, Bild 6-9. Aus dieser Anforderung und dem Wunsch, möglichst viel Werkstoff abzutrennen, lässt sich die <u>Formel 6-13</u> aufstellen. Ist der Abstand bis zur Endkontur I_{EK1} bekannt, so kann die Z-Position der Kerbe 2 mittels <u>Formel 6-14</u> bestimmt werden. Die Z-Position der Kerbe 2 kann alternativ auch direkt neben die Endkontur gelegt werden, wenn ein entsprechender Strahlwinkel β_s angewendet wird. Dadurch würde die Nacharbeit weiter reduziert werden.

$$I_{EK1} \ge t_{K1,SOLL} + w_{K1}/2$$
 (6-13)

$$K_{2,z} = I_{EK1} + b_{K2}/2 - w_{F2}/2 - e_{\beta K2,max} - w_{K1}$$
(6-14)

Das beschriebene Vorgehen zur Auslegung der Kerben ist vor allem dann sinnvoll, wenn ein Überschreiten der Endkontur in jedem Fall zu vermeiden ist. Dieses Vorgehen wird im Folgenden als Prinzip A bezeichnet. Geht es andererseits darum, die zusätzliche Kerbvertiefung gering zu halten, so sollten die Kerben abwechselnd vertieft und der Prozess beendet werden, sobald das Werkstoffsegment gelöst ist. Dieses Vorgehen wird im Folgenden als Prinzip C bezeichnet. Das Prinzip B beschreibt somit den Zwischenweg, bei dem eine Kerbe nach dem Prinzip A ausgelegt und gefertigt wird, während die zweite Kerbe bis zum Ablösen des Werkstoffsegmentes vertieft wird. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass zur Überwachung des Ablösens eines Werkstoffsegmentes Messtechnik oder Fachpersonal benötigt wird.

6.1.5 Anwendung des Anwendungsmodelles

In den vorangegangenen Unterkapiteln wurde der Aufbau des Anwendungsmodells vorgestellt, sowie diverse Faktoren eingeführt, die eine Übertragung der geraden und ebenen Kerben auf variierende Kerbtiefen und Strahlwinkel zulassen. Zudem wurde anhand der Sollkerbtiefe $t_{K,SOLL}$ das Aufeinandertreffen von Kerben und die Strategien zum Ablösen der Werkstoffsegmente diskutiert. In diesem Kapitel wird die Anwendung veranschaulicht. Hierzu wird zum einen eine theoretische Betrachtung einer beliebigen Kerbe und die notwendige Berücksichtigung der Faktoren des Modells verdeutlicht. Zudem wird eine Beispielgeometrie mit der Hilfe des Anwendungsmodells ausgelegt, gefertigt und bewertet.

Im Beispiel 1, Bild 6-10, ist eine beliebige stetige Bahnkurve von dem Punkt A bis zum Punkt J dargestellt. Die Draufsicht zeigt die Bahnkurve an der Bauteiloberfläche (durchgängige graue Linie), sowie den Kerbgrund (schwarz gepunktete Linie). Zudem ist in der Schnittansicht, welche genau entlang der Kerbe verläuft, die verschiedenen sich ändernden Kerbtiefen abgebildet. Im Bereich unter der Kerbschnittansicht sind die in dem entsprechenden Bereich zu berücksichtigenden Faktoren aufgeführt, wodurch die Anwendung der Faktoren verdeutlicht werden soll. Beispielsweise ist der Kontaktwinkelfaktor stets zu berücksichtigen, wenn die Kerbe nicht waagerecht verläuft; der Kontaktwinkeländerungsfaktor hingegen nur im Bereich konvexer Kerbgründe. Weiterhin ist der Radiusfaktor axial WAISE fra bei allen gekrümmten Bahnkurven zu berücksichtigen; der Strahlwinkelfaktor axial WAISE f_{βSa} jedoch nur, wenn gleichzeitig zur gekrümmten Bahnkurve auch eine Winkeländerung stattfindet. Findet eine Winkeländerung statt, so ist zudem auch immer der Strahlwinkeländerungsfaktor føs zu berücksichtigen. Verläuft die Kerbe nicht vertikal, so muss zudem der Strahlwinkelfaktor f_{BS} in die Auslegungsgleichung mit aufgenommen werden. Die Beispiele 2 und 3 zeigen ähnliche Anwendungsbeispiele beim radialen WAISE. Bemerkenswert am Beispiel 2 ist, dass nicht nur der Radiusfaktor und der Strahlwinkelfaktor des radial WAISE f_{ßSr} eingesetzt werden, sondern auch der Strahlwinkelfaktor f_{BS}. Dies ist, wie oben beschrieben, damit zu begründen, dass der Strahlwinkelfaktor des radial WAISE f_{BSr} nur die geometrischen Änderungen berücksichtigt und nicht die fertigungstechnischen Effekte des Wasserstrahls, welche durch den Strahlwinkelfaktor f_{BS} Berücksichtigung finden. Auch beim radialen WAISE können variierende Kerbtiefen erzeugt werden, wie das Beispiel 3 zeigt. Hierbei muss berücksichtigt werden, dass dabei ein Kontaktwinkel entsteht, welcher durch den entsprechenden Faktor ausgeglichen werden sollte. Darüber hinaus kommt es an den Winkeln des Kerbgrundes zu einer Unstetigkeitsstelle.





Beispiel Turbinenschaufel

Um die gewonnenen Erkenntnisse zur Herstellung komplexer geometrischer Merkmale durch das Anwendungsmodell praktisch zu demonstrieren, wurde ein Demonstratorbauteil in Anlehnung an eine Turbinenschaufel entworfen. An dem Demonstratorbauteil werden Merkmale mit Freiform-Kerbgründen t_K(x) an der Kerbe 1 und 2 abgebildet. Kontinuierlich variierende Strahlwinkel $\beta_s(x)$ werden an den Kerben 3 & 4 im Bereich der Turbinenschaufel umgesetzt. Kerben unter einem Strahlwinkel β_s werden im Bereich der Tannenbaumstruktur angewendet. Alle Kerben wurden nach dem Anwendungsmodell mit den entsprechenden Faktoren ausgelegt, <u>Tabelle 6-3</u>. Die Kerbtiefe t_K wurde derart angenommen, dass sich die Kerben genau auf einer Linie treffen. Die Prozessparameter sind im <u>Bild 6-11</u> zusammen mit der Kerbanordnung dargestellt. Bei der Auslegung der Kerbtiefe t_K so lange weiter vertieft wurden, bis sich das Materialsegment loslöst.

Kerbe	Kontaktwin faktor	kel & -	Kontaktwinkelände- rung & -faktor		Strahlwinkel & Strahlwinkelfaktor		Strahlwinkelände- rung & -faktor	
	ακ	fαK	α'κ	f _{α'K}	βs	fβs	β's	f _{β'S}
	0	%	°/mm	%	0	%	°/mm	%
K ₁	67,7 - 112	82 - 107	0,5	112	90	100	0	100
K ₂	67,7 - 112	82 - 107	0	100	90	100	0	100
Kз	90	100	0	100	76 - 90	100 - 101	0,38	98
K ₄	90	100	0	100	76 - 90	100 - 101	0,38	98
K ₅	90	100	0	100	55	104	0	100
K ₆	90	100	0	100	55	104	0	100
K ₇	90	100	0	100	80	101	0	100
K ₈	90	100	0	100	60	103	0	100
K ₉	90	100	0	100	90	100	0	100

Taballa 6 2	Deremator 711		Eraifarm Karbaründan	· + /
Tabelle b-5	Parameler Zu	Erzeuouno von	Frenonn-Kerbonunder	
10001000		Eleougung ton	i i i onorini i torio grania ori	• • • • • • • • • • • • • • • • • • • •

Bei der Fertigung des Demonstrators wurde beobachtet, dass die Anzahl der Überfahrten z im Mittel um 12 % erhöht werden musste, damit sich die zu trennenden Materialstücke lösten. Diese zusätzlichen Überfahrten z können durch die Anwendung des Prinzip C zur Segmentabtrennung erklärt werden. Treffen beispielsweise zwei verkürzte Kerbpunkte aufeinander, so besteht an dieser Stelle eine Materialbrücke, die erst durch weitere Überfahrten aufgelöst wird. Dadurch entstehen an anderen Stellen der Kerbgrundüberlagerung unvermeidbare Fehler durch Kerbvertiefungen. Bei der Einbringung zusätzlicher Überfahrten wurde deshalb darauf geachtet, dass ein technologisch kritischer Fehler, eine Kerbvertiefung am Beginn der Leitflächen der Turbinenschaufel, durch die Kerben K₁ und K₂ vermieden wird.

Das Bild 6-11 zeigt neben den Schnittparametern auch den gefertigten Demonstrator. Auf dem Bild ist zu erkennen, dass die Kerben die angestrebte CAD-Turbinenschaufelform wie gewünscht abbilden. Im Folgenden wird zudem genauer auf die entstandenen Ungenauigkeiten eingegangen. Der größte Fehler der Kerbtiefe e_{tK} wurde bei den Kerben K₃ und K₄ mit etK.max = 2,3 mm beobachtet. Dieser Fehler entspricht der nach Kapitel 5.2.3 zu erwartenden Kerbgrundwelligkeit w_K und liegt damit im erwarteten Bereich. Die Kerben K₁ und K₂ weisen einen maximalen Fehler von etK,max = 0,73 mm auf. Bei den Kerben im Bereich der Tannenbaumstruktur wurde ein maximaler Fehler von etk.max = 0,54 mm beobachtet. Somit besteht in diesen Bereichen nur ein sehr geringer Bedarf zur Nachbearbeitung. Bei allen Kerben wurde im Bereich des Ein- und Austritts der Kerben eine unerwartete Erhöhung der Kerbtiefe um bis zu etk.ein = 3,15 mm beobachtet. Diese kann durch eine Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit v_f des Anfahrpunktes um 25 % auf e_{tK,ein} = 1,02 mm reduziert werden. Auf die Ein- und Austrittsbereiche der Kerben und die dabei auftretenden Effekte wird im folgenden Kapitel 6.2 detailliert eingegangen. Dabei wird auch die bereits erwähnte Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit vf als Kompensationsmaßnahme erläutert. In diesem Anwendungsbeispiel wurde das konventionell zu zerspanende Volumen von V = 59 cm³ auf V = 8 cm³ reduziert. Mit der Fertigung des Demonstrators wurde die Machbarkeit der konturnahen Vorkonturierung für verschiedene geometrische Randbedingungen erstmals gezeigt.



Bild 6-11: Demonstrator

Mit dem Anwendungsbeispiel wird nicht nur die Machbarkeit der konturnahen Vorkonturierung, sondern auch die Anwendbarkeit des Anwendungsmodells gezeigt. Insgesamt steht damit eine Methodik zur Auslegung von Kerben für die konturnahe Vorbereitung zur Verfügung. Da das Anwendungsmodell die wesentlichen qualitätsbestimmenden Eingangsgrößen, den Druck p, die Anzahl der Überfahrten z und die Vorschubgeschwindigkeit v_f berücksichtigt, lassen sich damit auch die Zielgrößen Produktivität und Qualität beeinflussen. Darüber hinaus basiert das Anwendungsmodell auf grundlegenden Beobachtungen zum WAIS, wie dem Powerkoeffizient c_p , wodurch eine Übertragbarkeit auf andere Werkstoffe gewährleistet ist. Eine entsprechende Neuauslegung kann bereits mit geringem Aufwand erzielt werden, siehe Kapitel 7.3. Die Hinzunahme und Definition der Faktoren für die verschiedenen geometrischen Randbedingungen helfen dabei, die einzelnen auftretenden Effekte zu unterscheiden und zu kompensieren. Die hohe Güte des Grundmodells, <u>Tabelle 6-1</u>, und die gute Übereinstimmung der Faktoren mit beobachteten Werten von meist über einem Bestimmtheitsmaß von $\mathbb{R}^2 = 90$ % verdeutlichen die Qualität der Vorgehensweise.

6.2 Analytisches Simulationsmodell

6.2.1 Modellgrundlagen und Motivation

Im vorangegangenen Kapitel wurde die Auslegung der Kerbtiefen eingehend analysiert und ein Anwendungsmodell hergeleitet, welches eine präzise Vorhersage der anzuwendenden Parameterkombinationen ermöglicht. Obwohl mit dem Modell Parameter für alle Kerbtiefen ermittelt werden können, kann eine Herausforderung in der Aneinanderreihung verschiedener Operationen bestehen. Im Bild 6-10 sind die Übergänge von einer Kerboperation zu einer anderen Kerboperation stetig. Für diese stetigen Übergänge ist das Anwendungsmodell voll aussagekräftig. Um die zu erzeugenden geometrischen Strukturen noch weiter zu steigern, sind darüber hinaus aber auch unstetige Übergänge vorstellbar und für entsprechend komplexe Bauteile notwendig. Ein Beispiel unstetiger Übergänge sind die in Kapitel 6.1.5 beobachteten Ein- und Austrittsbereiche der Kerben. Eine Übersicht verschiedener unstetiger Kerbverbindungen ist in <u>Bild 6-12</u> dargestellt.

Ein erster Unstetigkeitspunkt besteht bereits beim Ein- und Austritt des Wasserstrahls in und aus dem Werkstück, Punkt A und J Bild 6-12. Diese Unstetigkeitspunkte bestehen beispielsweise auch an der in Kapitel 6.1.5 vorgestellten Turbinenschaufel. Dabei wurde eine Abweichung der Kerbtiefe von bis zu 35 % beobachtet. Diese Werte verdeutlichen, dass für diese unstetigen Übergangspunkte eine besondere Betrachtung erforderlich sein kann. Das Bild 6-12 zeigt zudem eine Reihe weiterer vorstellbarer Kerbübergänge, die voraussichtlich eine zusätzliche Analyse und Adaption der Prozessparameter erfordern. Beispiele solcher unstetigen Kerbübergänge sind ein Sprung in der Kerbtiefe (Punkt B), eine unstetige Richtungsänderung (Punkt C) oder eine Änderung des Strahlwinkels (Punkt D). Weitere Herausforderungen, die eine Kerbauslegung über das Anwendungsmodell hinaus erfordern, sind in den Punkten E bis H dargestellt. Bei dem Punkt E und F bleibt der Eintritt des Wasserstrahls in das Werkstück unverändert, es wird jedoch eine Kerbe innerhalb des Werkstückes durch verschieden Anfangs- und Endwinkel erzeugt. Die Punkte G und H zeigen das Gegenteil, wobei sich an der Werkstückoberfläche eine Kerbe zeigt, die als Kerbgrund jedoch nur einen Punkt aufweist.

Beispiel unstetiger Übergangsphasen





Bei diesen unstetigen Übergängen muss mit einer durch das Anwendungsmodell nicht vorhersagbaren Auswirkung des Sekundärstrahls gerechnet werden. Zudem besteht bei unstetigen Übergängen stets ein Effekt des Maschinensystems, da sich unstetige Änderungen, z. B. der Vorschubgeschwindigkeit v_f, ebenfalls nicht verzögerungsfrei umsetzen lassen, Kapitel 2.1.4. Um die Effekte des Wasserstrahls und die potenziellen Auswirkungen des Maschinensystems bei unstetigen Übergängen vorhersagen und darauf aufbauend Kompensationsmethoden entwickeln zu können, wird im Folgenden ein Simulationsmodell basierend auf der Materialabtrennung des Primärstrahls und des Sekundärstrahls entwickelt und vorgestellt.

6.2.2 Modellaufbau und Simulationsablauf

Modellaufbau

Für das Simulationsmodell wird zunächst die von AXINTE ET AL. [AXI10] aufgestellte Annahme, dass der Materialabtrennprozess durch die Energie des Wasserstrahls und die Widerstandsfähigkeit des Werkstoffes abgebildet werden kann, verfolgt, Kapitel 2.1.7. Dieser Ansatz ermöglicht bereits eine gute Kerbprofilvorhersage für spröde Werkstoffe bei Kontaktwinkeln von $\alpha_{\rm K}$ = 90° in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit v_f. Dieser Ansatz kann gut in eine dreidimensionale Umgebung übertragen werden. Zudem ermöglicht die "geometrische" analytische Herangehensweise eine im Vergleich zu SPH, DEM oder FEM-Modellen kurze Rechendauer. Der Ansatz besitzt für die abzubildenden Kerbübergänge jedoch noch nicht ausreichende Abbildungsfähigkeiten. Das Modell muss für beliebige Strahlwinkel β_{s} eine hohe Gültigkeit aufweisen, damit die Effekte an den Kerbübergängen abgebildet werden können. Zudem soll das Modell auch für duktile Werkstoffe einsetzbar sein. Eine grundlegende Erweiterung des Modells findet durch die erstmalige aktive Berücksichtigung des Sekundärstrahls und der Sekundärabtrennung statt. In Kapitel 5 und auch im Anwendungsmodell in Kapitel 6.1 sind die Effekte des Sekundärstrahls deutlich geworden, dementsprechend wird der Sekundärstrahl im Simulationsmodell als eigenständiger zusätzlicher Strahl implementiert. Ziel der Berücksichtigung des Sekundärstrahls ist es, die oben beschriebenen Übergangsbedingungen abzubilden. Die Funktionsweise des Modells sollte zudem dazu führen, Artefakte, die vom Wasserstrahlschneiden bekannt sind, vollständig dreidimensional simulieren zu können. Solche Artefakte sind z. B. Hinterschneidungen oder das Zurückbleiben eines Werkstoffdreieckes Bild 2-7 beim Austritt des Strahls aus dem Material [HEN08, ÖJM97].

Vorgehensweise

Um den Anforderungen an das Simulationsmodell gerecht zu werden, wird zunächst entsprechend dem geplanten Vorgehen ein Zeitspanungsvolumen Q_w (werkstoffspezifische Ätzrate) für den untersuchten Werkstoff Titanaluminid aus experimentellen Ergebnissen abgeleitet [AXI10]. Im nächsten Schritt wird ein dreidimensionaler Körper erstellt und die Bewegung des Wasserstrahls über diesen definiert. Mit diesen Voraussetzungen kann das Simulationsprogramm und damit die zeitliche Abfolge der Wasserstrahlbewegung durchgeführt werden. Während der Simulation wird für jeden Zeitpunkt die durch das Zeitspanungsvolumen Q_w erzeugte Werkstoffvolumenabtrennung V_w berechnet. Die Werkstoffvolumenabtrennung $V_w(\alpha_K)$ ist dabei abhängig von dem lokalen Kontaktwinkel. Zudem wird unter Berücksichtigung des Kontaktwinkels α_K und des Zeitspanungsvolumen des Primärstahles Q_{w1} eine Sekundärstrahlung ebenfalls als Zeitspanungsvolumen Q_{w2} ermittelt. Das Zeitspanungsvolumen Q_{w2} des Sekundärstrahls erzeugt analog zum Zeitspanungsvolumen Q_{w1} des Primärstahls eine kontaktwinkelabhängige Werkstoffvolumenabtrennung $V_{w2}(\alpha_K)$. Die Umsetzung dieses Vorgehens wird

im Folgenden ausführlich vorgestellt. Entwicklungsstufen sowie die grundlegende Funktionsweise des vorgestellten Simulationsmodells wurden bereits verschiedentlich publiziert [UHL19c, UHL21].

Zeitspanungsvolumen

Entsprechend dem in Kapitel 2.1.7 beschriebenen Vorgehen wurde ein Kerbprofil Z₀ bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten von v_f = 100 mm/s ermittelt und durch eine quadratische Gleichung approximiert. Diese Approximation beschreibt die Messwerte sehr gut mit einem Bestimmtheitsmaß von R² = 98 %. Das Kerbprofil Z₀ kann somit entsprechend Formel 6-15 abgebildet werden. Mit dem Wissen über die Form des Kerbprofils Z₀ wird das Zeitspanungsvolumen Q_{w1} mittels Formel 2-7 zu Formel 6-16 bestimmt. Mit dem allgemeinen Zeitspanungsvolumen Q_{w1} kann die Kerbtiefe und das Kerbprofil für beliebige Vorschubgeschwindigkeiten v_f ermittelt werden. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass für die Simulation normierte beziehungsweise dimensionslose Kennwerte des Radius \bar{r} und der Polynomparameter $\bar{p_1}$ und $\bar{p_3}$ verwendet werden. Der normierte Radius liegt zwischen $\bar{r} = 0$ und $\bar{r} = 1$.

$$Z_0(\mathbf{r}) = p_1 r^2 + p_3 \tag{6-15}$$

$$Q_{w1}(r) = (p_1 - p_3 - 2p_1 r^2) / \pi (1 - r^2)^{1/2}$$
(6-16)

Simulationsumgebung

Das Simulationsmodell wird in Matlab Release 2020b von THE MATHWORKS INC., Natick, Massachusetts, USA, umgesetzt. Dabei wird das Werkstück durch dreidimensionale Volumenelemente abgebildet, die den vorhandenen Materialanteil M_{WS} in Prozent angeben. Die Anzahl der Elemente wird in Abhängigkeit zu den Werkstückabmessungen (Iws, hws, bws) und der vorgegebenen Auflösungen res_x, res_y und res_z bestimmt. Durch die Manipulation des Materialanteiles M_{WS} können zudem beliebige Werkstückgeometrien in dem Simulationsmodell berücksichtigt werden. Die Manipulation des Materialanteiles M_{WS} wurde so implementiert, dass CAD-Daten über das STL-Format von Matlab eingelesen und die Materialanteile M_{WS} entsprechend der Daten berechnet werden. Damit können beispielsweise auch Freiformflächen in das Simulationsmodell übertragen werden. Die Bewegung des Wasserstrahls wird über vereinfachte G-Code Anweisungen implementiert. Die G-Code Tabelle ermöglicht die Eingabe von Positionsdaten (x, y), Vorschubgeschwindigkeiten v_f sowie die Bewegungsform zwischen den Punkten über eine Gerade oder Kreise. Das Zeitspanungsvolumen des Primärstrahls Q_{w1} ist an einem virtuellen Fokusrohr orientiert, das den G-Code Anweisungen folgt. Somit können beliebige Bahnbewegungen im Simulationsmodell, für den kalibrierten Werkstoff und das Fokusrohr, berücksichtigt werden.

Simulationsablauf und Werkstoffvolumenabtrennung

Im Folgenden wird die Werkstoffvolumenabtrennung V_w durch das Simulationsmodell im Detail vorgestellt. Voraussetzung für eine auftretende Werkstoffvolumenabtrennung V_w ist, dass sich mindestens ein kleiner Teil des Wasserstrahls über dem Werkstoff befindet. Für die Volumenelemente unter dem Wasserstrahl, wird zunächst die gesamte primäre Werkstoffvolumenabtrennung V_{w1} für einen Zeitschritt t berechnet. Hierzu wird für jede Position (x, y) innerhalb des Wasserstrahldurchmessers d_S das Zeitspanungsvolumen Q_{w1}(r) bestimmt, <u>Bild 6-13</u>. Mit der angenommenen Verweildauer t des Wasserstrahls an dieser Position (x, y) wird die Werkstoffvolumenabtrennung V_{w1}(r) mittels Formel 6-17 für jede Position berechnet. Die Formel 6-17 beinhaltet ein Verhältnis von zwei Werkstoffvolumenabtrennungen. Mit diesem Verhältnis wird

die Kontaktwinkelabhängigkeit der Werkstoffvolumenabtrennung $V_w(\alpha_K)$ berücksichtigt. Die Ermittlung der Werte erfolgt im nächsten Abschnitt, Kapitel 6.2.3.

$$V_{w1} = Q_{w1}(r) t \left(V_{w1}(\alpha_{K}) / V_{w1}(90^{\circ}) \right)$$
(6-17)





Die Abtrennung von Werkstoff wird durch die Reduktion der Materialanteile M_{WS} der Werkstoffvolumenelemente abgebildet. Die Materialanteile M_{WS} werden entsprechend der Werkstoffvolumenabtrennung V_w reduziert. Die Reduktion findet für den Primärstrahl entlang der z-Achse statt, wenn das Fokusrohr eine vertikale Position aufweist. Nach der Werkstoffvolumenabtrennung V_{w1} durch den Primärstrahl wird für alle Positionen (x, y) innerhalb des Wasserstrahldurchmessers d_S die Sekundärstrahlung ermittelt, Bild 6-13. Die Sekundärstrahlung ist analog zum Primärstrahl durch ein Zeitspanungsvolumen Q_{w2} mit einer Richtung definiert. Das Zeitspanungsvolumen Q_{w2} kann mittels Formel 6-18 bestimmt werden. Die Formel 6-18 enthält wiederum ein Verhältnis von Werkstoffvolumenabtrennungen, um das Zeitspanungsvolumen Q_{w2}(α_{K}) in Abhängigkeit vom lokalen Kontaktwinkel α_{K} zu bestimmen. Die Ermittlung der Werte erfolgt gleichermaßen im folgenden Abschnitt Kapitel 6.2.3.

$$Q_{w2}(\alpha_{K}) = Q_{w1} (V_{w2}(\alpha_{K}) / V_{w2}(0^{\circ}))$$
(6-18)

Die Richtung der einzelnen Sekundärstrahlen wird aus dem Normalenvektor n_V des entsprechenden Primärkontaktes gebildet. Der Sekundärstrahl verläuft somit in der x-y-Ebene normal zur Werkstoffoberfläche. In der in Bild 6-13 dargestellten y-z-Ebene verläuft der Sekundärstrahl tangential zur Werkstückoberfläche, bzw. strahlt von der Oberfläche unter einem Abstrahlwinkel α_d ab.

Da insbesondere bei kleinen Kontaktwinkeln $\alpha_{K} < 45^{\circ}$ starke Effekte der Strahlablenkung zu erwarten sind [UHL20a], beinhaltet das Simulationsmodell nicht nur den Sekundärstrahl, sondern auch dessen Strahlablenkung, den Tertiärstrahl, Bild 6-13. Bei der Berechnung des Tertiärstrahls werden die gleichen Formeln für die Bestimmung des Sekundärstrahls angewendet. Das Zeitspanungsvolumen des Tertiärstrahls Q_{w3} wird direkt aus dem Zeitspanungsvolumen des Sekundärstrahls Q_{w2} nach Formel 6-18 ermittelt. Die Werkstoffvolumenabtrennung V_{w3} erfolgt unter Berücksichtigung des lokalen Kontaktwinkels nach Formel 6-17. In dem vorgestellten Simulationsaufbau bestehen drei Möglichkeiten für die Auflösung des dem Strahl zugehörigen Zeitspanungsvolumens: Erstens besteht die Möglichkeit, insbesondere bei kleinen Kontaktwinkeln $\alpha_{K} < 45^{\circ}$, dass sich stets neue Folgestrahlen bilden. In diesem Fall endet die Berechnung nach der Werkstoffvolumenabtrennung durch den Tertiärstrahl. Zudem kann das Zeitspanungsvolumen und die daraus folgenden Sekundärstrahlen auf null reduziert werden. Dies geschieht z. B bei einem Kontaktwinkel von $\alpha_{K} = 90^{\circ}$. Hierbei entsteht kein weiterer Sekundär- oder Tertiärstrahl. Drittens ist es möglich, dass die abgelenkten Strahlen den Werkstückbereich verlassen, Bild 6-13.

Das Bild 6-14 verdeutlicht die Vorgehensweise des Simulationsmodells durch die Darstellung der Mechanismen während eines Zeitschrittes t. Hierzu wird eine bereits erzeugte Kerbe einer kurzen Bearbeitung t durch den Wasserstrahl ausgesetzt. Das Bild 6-14 zeigt das in diesem Zeitschritt auftretende primäre Zeitspanungsvolumen Q_{w1}, das vor allem durch die Energieverteilung des Wasserstrahls geprägt ist. Darunter ist die durch das Zeitspanungsvolumen Qw1 hervorgerufene Werkstoffvolumenabtrennung Vw1 dargestellt. Da der Strahl auf eine bereits existierende Kerbe trifft und die Werkstoffvolumenabtrennung V_{w1}(α_{K}) vom Kontaktwinkel α_{K} abhängt, erzeugt das über den Radius r gleichmäßige Zeitspanungsvolumen Qw1 bereits eine Werkstoffvolumenabtrennung V_{w1} mit einigen Variationen. Ausgehend von der neu erzeugten Werkstückoberfläche bildet sich die im Bild 6-14 gezeigte Sekundärstrahlung aus. Diese erste Ablenkung der Primärstrahlung ist vor allem durch das auf den Kerbgrund und entgegen der Vorschubrichtung gerichtetes Zeitspanungsvolumen Q_{w2} gekennzeichnet. Da im dargestellten Fall viele Sekundärstrahlen auf einen kleinen Ort zusammenfallen, wird lokal eine hohe Werkstoffvolumenabtrennung V_{w2} verursacht. Das dem Tertiärstrahl zugehörige Zeitspanungsvolumen Q_{w3} weist in Wert und Richtung entsprechend der unterschiedlichen Kontaktbedingungen eine hohe Divergenz auf, die zum Teil auch in Vorschubrichtung zeigt. Die Werkstoffvolumenabtrennung V_{w3} fällt entsprechend divergent mit einer großen Verteilung über die gesamte Kerbe aus. Eine gegenseitige Beeinflussung der Strahlen ist im Modell nicht berücksichtigt, wird aber über die Kalibrierung am realen Kerbprofil berücksichtigt.





Wie bei vielen Simulationsansätzen mit diskreten Elementen besteht auch bei dem gewählten Ansatz der Werkstoffvolumenelemente eine Herausforderung aufgrund der nicht beliebig reduzierbaren Größe der Elemente. Die Limitation führt dazu, dass durch den Normalenvektor n_V und den Abstrahlwinkel α_d zwar eine eindeutige Richtung des Sekundärstrahls ermittelt werden kann, entlang dieser Richtung werden die Volumensegmente allerdings mit verschiedenen Anteilen durchlaufen. Es gibt Volumensegmente, die nur knapp gestreift werden, durch andere Volumensegmente geht der Strahl vollständig hindurch. Würden alle getroffenen Volumensegmente gleichbehandelt, kann dadurch die Auswirkung des Sekundärstrahls verfälscht werden. Um nur die Volumensegmente zu berücksichtigen, die tatsächlich wesentlich vom Strahl durchlaufen werden, werden die möglichen Richtungen, die der Sekundärstrahl annehmen kann, begrenzt, und nur die hauptsächlich getroffenen Volumenelemente berücksichtigt. Die aus dem Normalenvektor berechneten Richtungen werden dementsprechend so diskretisiert, dass sie genau auf ein nächstes Volumenelement zeigen, welches sich innerhalb der nächsten fünf Punkte in der x-y-Ebene befindet. Dadurch entsteht eine Winkelungenauigkeit des Sekundärstrahls in dieser Ebene von höchstens 5,65°. Die Winkelungenauigkeit des Sekundärstrahls entlang der z-Achse ist von der Auflösung der Volumenelemente selbst abhängig. Da in den durchgeführten Untersuchungen die Auflösung res_z typischerweise eine Größenordnung kleiner gewählt wurde als die Auflösung res_x und res_y, ist auch die Winkelungenauigkeit entlang der z-Achse entsprechend kleiner.

Darstellung

Aufgrund der gewählten Vorgehensweise zur Anwendung des Sekundärstrahls auf die hauptsächlich getroffenen Volumenelemente entsteht an der Werkstoffoberfläche ein Übergangsbereich. Dieser Übergangsbereich besteht aus mehreren neben- und übereinanderliegenden Volumenelementen, deren Materialwert M_{WS} weder eins noch null beträgt. Zur Ermittlung einer eindeutigen Werkstoffgrenze werden die Materialwerte M_{WS} jedes Volumenelementes bereinigt. Danach lassen sich auch Werte des Kerbprofils, z. B. die Kerbtiefe, eindeutig ermitteln. Für die Bereinigung wird für alle Materialwerte ein Vergleich mit den fünf darüber und darunter liegenden Materialwerten M_{WS} durchgeführt. Wenn der Mittelwert der elf Materialwerte bei M_{WS} > 50 % liegt, wird der Materialwert des Volumenelementes auf eins festgelegt. Andernfalls wird der Materialwert des Volumenelementes mit einer Null beschrieben. Ein Beispiel einer entsprechend bereinigten Oberfläche ist in <u>Bild 6-17</u> und <u>Bild 6-18</u> gegeben.

Neben der Aufbereitung des Kerbprofils ist die Schnittansicht eine geeignete Darstellungsform. Aus der Schnittansicht können die Kerbkenngrößen eindeutig und vergleichbar zu Messungen an realen Proben ermittelt werden. Bei der Erzeugung einer Schnittansicht ergibt sich, bedingt durch die Größe der Volumenelemente, die Fragestellung, welche Volumenelemente in der Ansicht berücksichtigt werden sollten. Diese Frage stellt sich insbesondere bei Schnitten, die nicht entlang einer Koordinatenachse verlaufen. Da die zu berücksichtigenden Punkte sowohl von der gewählten Auflösung res_x und res_y, als auch vom Winkel der Schnittansicht abhängt, wird ein frei wählbarer Bereich um die Schnittlinie gebildet. Volumenelemente, die mehrheitlich in diesem Bereich liegen, werden in der Schnittansicht berücksichtigt. Die Breite des Schnittbereiches kann beliebig festgelegt werden. Für eine gleichmäßige Darstellung des Kerbprofils sollte der Wert mindestens das dreifache der x bzw. y Auflösung betragen.

6.2.3 Bestimmung der Simulationseingangsgrößen

Zur Anwendung des Simulationsmodells werden Kenntnisse über mehrere Eingangsgrößen benötigt. Um das analytische Simulationsmodell zu kalibrieren, werden die im Kapitel 5.2.4 vorgestellten experimentellen Ergebnisse herangezogen. Die Werkstoffvolumenabtrennung V_w eines Zeitspanungsvolumens Q_w entsprechend des lokalen Kontaktwinkels α_{K} wird aus den aufgearbeiteten Erkenntnissen des Kapitels 6.1.3 Bild 6-7 abgeleitet. Die Untersuchung liefert, unter Berücksichtigung der Werkstoffdichte p, der Vorschubgeschwindigkeit v_f und der Bearbeitungsdauer t_p, die primäre V_{w1} und die sekundäre V_{w2} Werkstoffvolumenabtrennung für verschiedene Kontaktwinkel α_{K} , <u>Bild 6-15</u>. Da die Ergebnisse nur wenige Datenpunkten über den Kontaktwinkel liefern, erscheint eine lineare Approximation zwischen den Kennwerten unzureichend. Stattdessen sollen die Kennwerte mittels eines formelmäßigen Zusammenhangs, welcher die bekannten Abtrennvorgänge beim WAIS berücksichtigt, beschrieben werden. Eine solche Formel wurde beispielsweise von BITTER [BIT63a] vorgestellt und in Kapitel 2.1.7 beschrieben. Durch die Ermittlung der Koeffizienten für die Formel 2-3, mittels Reduktion des quadratischen Fehlers, wird die Formel für den untersuchten Werkstoff kalibriert.





Hierdurch werden die experimentellen Ergebnisse mit den grundlegenden Materialabtrennmechanismen Spanen und Oberflächenzerrüttung, wie sie von FINNIE [FIN58] und BITTER [BIT63a, BIT63b] vorgestellt wurden, verbunden. Die ermittelten Koeffizienten für die Formel 2-3 sind in <u>Tabelle 6-4</u> dargestellt. Die Werkstoffvolumenabtrennung V_{w1} entsprechend der kalibrierten Formel ist im Bild 6-15 mit aufgenommen.

Parameter	Abk.	Einheit	Wert
Werkstofffaktor	K	m/s	30
Konstante zum E-Modul	K1	(m/s) ^{1/2}	1
Partikelgeschwindigkeit	VP	m/s	403
Konstante zur Elastizitätsgrenze	С	m ^{1/2} s ^{5/2} /kg	0,13
nach Bitter			
Deformationsverschleißfaktor	3	N/m ²	0,17
Schneidverschleißfaktor	ς	N/m ²	2,3

<u>Tabelle 6-4</u> :	Eingangsgrößen zur	Bestimmung de	er Werkstoffvolumenabtren	nung nach Bitter
----------------------	--------------------	---------------	---------------------------	------------------

Um die Winkelabhängigkeit bei der Werkstoffvolumenabtrennung zu berücksichtigen, wird das Verhältnis der Werkstoffvolumenabtrennung für den vorhandenen Kontaktwinkel V_w(α_K) zur Werkstoffvolumenabtrennung bei einem Kontaktwinkel von $\alpha_K = 90^\circ$ gebildet V_w(90°), Formel 6-17. Durch die Anwendung dieses Ansatzes kann das Zeitspanungsvolumen Q_{w1} weiterhin durch das Kerbprofil Z₀ kalibriert werden, welches mit hohen Vorschubgeschwindigkeiten v_f und bei Kontaktwinkeln von ca. $\alpha_K = 90^\circ$ erzeugt wird.

Das sekundäre Zeitspanungsvolumen Qw2 wird auf ähnliche Weise wie die Winkelabhängigkeit bei der Werkstoffvolumenabtrennung bestimmt. Genau wie bei der Winkelabhängigkeit der Werkstoffvolumenabtrennung wird auch das Zeitspanungsvolumen Qw2 aus dem Zeitspanungsvolumen Q_{w1} und einem Verhältnis definiert. Statt der primären Werkstoffvolumenabtrennung stehen hier Werte der sekundären Werkstoffvolumenabtrennung Vw2 im Verhältnis. Das Verhältnis beschreibt die winkelabhängige Werkstoffvolumenabtrennung $V_{w2}(\alpha_K)$ zur maximal möglichen Werkstoffvolumenabtrennung $V_{w2}(0^{\circ})$ bei einem Kontaktwinkel von $\alpha_{\rm K}$ = 0°. Die maximal mögliche Werkstoffvolumenabtrennung V_{w2}(0°) entspricht dem Zeitspanungsvolumen Q_{w1} bei einem Kontaktwinkel von α_{K} = 90°. Analog zur Winkelabhängigkeit der Werkstoffvolumenabtrennung Vw1 werden auch die Werte der Werkstoffvolumenabtrennung V_{w2} durch einen formelmäßigen Zusammenhang beschrieben. Als Ansatzfunktion wurde der in Formel 6-19 gezeigte Zusammenhang gewählt, welcher die Ergebnisse mit einem Bestimmtheitsmaß von R² = 96 % beschreibt. Die beiden gebildeten Verhältnisse können gleichermaßen für die Berechnung des Zeitspanungsvolumens Q_{w3} sowie der sekundären und der tertiären Werkstoffvolumenabtrennung V_{w2}, V_{w3} verwendet werden.

$$V_{w2}(\alpha_{K}) = (V_{w2}(0^{\circ}) \cos(2\alpha_{K}) + V_{w2}(0^{\circ})) / 2$$
(6-19)

Eine weitere Kenngröße, die für den Einsatz des Simulationsmodells festgelegt werden muss, ist der Abstrahlwinkel α_d . Dieser Wert kann aus den in Kapitel 5.2.4 Bild 5-25 vorgestellten Untersuchungen zum Öffnungswinkel α_{0} und zur Intensität I_{SN} und I_{SV} beim WAIS-Einstechfräsen in Abhängigkeit des Kontaktwinkels abgeleitet werden. Da die in Bild 5-25 bestimmten Werte eine erhöhte Standardabweichung besitzen und die Werte bei der Ermittlung nicht eindeutig qualifizierbaren Kriterien unterliegen, wird der Abstrahlwinkel α_d nicht in Abhängigkeit des Kontaktwinkels mit der Mittelwert des in Bild 5-25 ermittelten Abstrahlwinkels von $\alpha_d = 16^\circ = \alpha_0/2 = 32^\circ/2$ in der Simulation berücksichtigt.

6.2.4 Anwendung des Simulationsmodelles

Kerbtiefe

Bevor das Simulationsmodell auf die Fähigkeit zur Reproduktion von wasserstrahlspezifischen Kerbcharakteristiken getestet wird, wurde eine grundlegende Simulationsreihe zur Vorhersage der Kerbtiefe t_K für eine Reihe von Vorschubgeschwindigkeiten v_f durchgeführt. Hierdurch soll der Anwendungsbereich des Modells eingegrenzt werden. Für die Simulationsreihe wurde jeweils unterschieden, welche Kerbtiefe durch den Primär-, den Sekundär- und der Tertiärstrahl erzeugt wird. Das <u>Bild 6-16</u> zeigt die Ergebnisse der Simulationsreihe in doppelt logarithmischer Darstellung.





Das Bild 6-16 verdeutlicht die Effekte der Sekundär- und Tertiärstrahlung. Obwohl die Abweichung zwischen Messwert und der durch den Primärstrahl erzeugten Kerbtiefe erst ab einer Vorschubgeschwindigkeit unter $v_f < 10$ mm/s mehr als 10 % auseinanderliegen, wird deutlich, dass sich durch die Berücksichtigung der Sekundär- und Tertiärstrahlung die Genauigkeit der Kerbtiefenvorhersage deutlich verbessert. Für Vorschubgeschwindigkeiten unterhalb von $v_f < 10$ mm/s ist die Berücksichtigung der Sekundär- und Tertiärstrahlung unabdingbar, um realistische Vorhersagen erzielen zu können. Ab Vorschubgeschwindigkeiten von unter v_f < 2 mm/s reicht auch die Abbildung der Sekundär- und Tertiärstrahlung nicht mehr aus, um die Kerbtiefe adäguat, nach dem 10 % Kriterium, vorherzusagen. Ab dieser Vorschubgeschwindigkeit müssten vermutlich weitere Strahlreflexionen im Simulationsmodell berücksichtigt werden. Für Vorschubgeschwindigkeiten von v_f > 2 mm/s liefert das Modell mit der Tertiärstrahlung ein Bestimmtheitsmaß von R² = 98 % für die Abbildung der Kerbtiefe t_K. Insgesamt wird mit dem aufgestellten Simulationsmodell eine sehr gute Vorhersage der Kerbtiefe über einen großen Vorschubgeschwindigkeitsbereich ermöglicht. Zudem kann aus den Ergebnissen die Notwendigkeit für die Berücksichtigung der Sekundär- und Tertiärstrahlung für die Kerbtiefe entnommen werden, wodurch die Richtigkeit des umgesetzten Ansatzes bestätigt wird. Im nächsten Schritt werden die Auswirkungen des Modells auf den Kerbtiefenverlauf und die Kerbflanken anhand einer Hinterschneidung untersucht.

Hinterschneidung

In einer zweiten Simulation wird nun überprüft, inwieweit das Modell in der Lage ist, bekannte Kerbcharakteristika des WAIS vorherzusagen. Hierzu wird die in Bild 6-17 abgebildete Strahlbewegung simuliert, welche den Eintritt des Strahls in das Werkstück, einen 90° Winkel sowie den Austritt des Strahls aus dem Werkstück beinhaltet. Anhand dieser Simulation und dem Schnitt A-A entlang der zweiten Kerbrichtung, können zwei Kerbcharakteristika, eine Hinterschneidung bei dem 90° Winkel und das zurückbleibende Werkstoffdreieck beim Austritt untersucht werden. Zur Erzeugung von deutlichen Effekten der Sekundär- und Tertiärstrahlung, wird die Simulation bei einer Vorschubgeschwindigkeit von v_f = 3 mm/s durchgeführt. Bei dieser geringen Vorschubgeschwindigkeit entsteht ein niedriger Kontaktwinkel α_{K} , Bild 6-7b. Dieser niedrige Kontaktwinkel führt wiederum zu einem ausgeprägtem Sekundärstrahl, Bild 6-15.





Das Bild 6-17 zeigt eine Schnittansicht A-A durch den Werkstoff, in der die beiden beschriebenen Kerbcharakteristika auftreten. Die Schnittansicht zeigt, dass die beiden Merkmale durch das Simulationsmodell abgebildet werden. Die Hinterschneidung tritt innerhalb des Werkstücks in einer Tiefe von etwa t_{K} = 2,9 mm und der Position x = 0,75 mm auf. Obwohl die Form der Hinterschneidung gut zu dem gemessenen Kerbprofil passt, zeigen die Messergebnisse für die Hinterschneidung niedrigere x-Werte als die Simulation. Das zweite Merkmal, der Austritt des Wasserstrahls aus dem Werkstück, wird durch das Modell noch besser als die Hinterschneidung abgebildet. Die Kerbtiefe nimmt sowohl im Modell als auch beim gemessenen Kerbprofil ab einem Wert von ca. 0,4 mm vor dem Ende des Werkstücks ab und erreicht den höchsten Punkt der Kerbe vor dem Ende des Werkstückes. Damit entspricht das Profil auch den aus der Literatur bekannten Effekten [HAS11]. Die Halbierung der Kerbtiefe steht zudem in guter Übereinstimmung mit den gemessenen Ergebnissen, bei denen eine Abnahme der Kerbtiefe t_K um 50 % beobachtet wurde. Zusammenfassend kann für diese Simulation festgehalten werden, dass die untersuchten Kerbcharakteristika mindestens qualitativ durch das Simulationsmodell reproduziert werden. Zudem fällt die Berechnungszeit mit $t_{\rm E} = 7.2$ min, bei einer Rechengeschwindigkeit von 3,6 GHz auf einem Kern, für eine Prozesszeit von t_p = 1,3 s vergleichsweise gering aus.

WAIS-Einstechfräsen

Hauptziel des Simulationsmodells war es, die in Bild 6-12 dargestellten Übergangssituationen simulativ vorhersagen zu können. Da viele dieser Übergangssituationen von den in Kapitel 2.1.4 beschriebenen Effekten der Maschinenbeschleunigung beeinflusst werden, und darum ohne die genaue Kenntnis der Maschinenbeschleunigung ein Vergleich nicht möglich ist, wird in der folgenden Simulation die Ein- und Ausfahrt des Wasserstrahls aus bzw. in das Werkstück bei WAIS-Einstechfräsoperationen für mehrere Überfahrten simuliert.

Das Bild 6-18 zeigt den Kerbtiefenverlauf $t_K(x)$ für den Übergang des Wasserstrahls in und aus dem Werkstück bei z = 15 Überfahrten. Zunächst ist zu beobachten, dass die Variation der

Kerbtiefe t_K, die Kerbgrundwelligkeit w_K, im Vergleich zu der niedrigeren Vorschubgeschwindigkeiten v_f, Bild 6-17, vernachlässigbar klein ist. Darüber hinaus ist am Anfang und am Ende des Werkstücks eine Vertiefung der Kerbtiefe t_K sichtbar. Solche Vertiefungen wurden z. B. auch bei der Fertigung der Turbinenschaufel beobachtet, Kapitel 6.1.5. Dort betrugen die Vertiefungen der Kerbe Werte zwischen e_{tK} = 10 % und e_{tK} = 35 %. Die vom Modell berechnete Abweichung liegt bei etwa e_{tK,ein} = 31 %. Die Simulation der Prozesszeit von t_p = 0,85 s benötigt eine Berechnungszeit von t_E = 1,7 min. Damit scheint das Modell in der Lage zu sein, diese Übergangsphänomene adäquat, mindestens qualitativ richtig, vorherzusagen.



Bild 6-18: Simulierter Kerbtiefenverlauf beim WAIS-Einstechfräsen

Eine wichtige Fähigkeit des Simulationsmodells ist die Möglichkeit, Kompensationsmethoden zum Ausgleich von Kerbfehlern abzubilden und zu bewerten. Für die Untersuchung dieser Fähigkeit wurde ein Simulationsprogramm mit insgesamt 24 Berechnungen durchgeführt. Als Ansatz für die Kompensation des Kerbtiefenfehlers im Bereich des Ein- und Austritts der Kerben $e_{tK,ein}$ wird die Vorschubgeschwindigkeit im Ein- und Austrittsbereich angepasst. Hierfür wird ein Stützpunkt P_{WS} in den aus Bild 6-18 bekannten Versuchsaufbau integriert. In der Versuchsreihe wird sowohl die Korrekturgeschwindigkeit $v_{f,Korr}$ als auch die Position des Stützpunktes P_{WS} variiert. Bis zu der Position des Stützpunktes P_{WS} werden erhöhte Korrekturgeschwindigkeiten $v_{f,Korr}$ angewendet. Der Stützpunkt P_{WS} liegt wenige zehntel Millimeter vor dem Werkstück beziehungsweise über dem Werkstück.

Dem Diagramm in <u>Bild 6-19</u> ist zu entnehmen, dass die Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit im Bereich des Ein- und Austritts der Kerben zu einer erheblichen Reduktion des Kerbtiefenfehlers $e_{tK,ein}$ führt. Im Einzelnen konnte der Kerbtiefenfehler für die Vorschubgeschwindigkeit $v_{f,min} = 66,7$ m/s als auch für die Vorschubgeschwindigkeit $v_{f,max} = 100$ m/s von $e_{tK,ein} = 37$ % bzw. $e_{tk,ein} = 24$ % auf $e_{tk,ein} = 2$ % reduziert werden. Für die Vorschubgeschwindigkeit $v_{f,min} = 66,7$ m/s musste der Stützpunkt P_{WS} tiefer im Werkstück liegen und die Korrekturgeschwindigkeit $v_{f,Korr}$ hoher gewählt werden um die Kompensation zu erreichen. Dass die Kompensationsmethoden auch in der Realität zu einer zu einer Reduktion des Kerbtiefenfehlers im Bereich des Ein- und Austritts der Kerben $e_{tK,ein}$ führen, wurde bereits in Kapitel 6.1.5 beobachtet. Die Untersuchungen verdeutlichen noch einmal die Fähigkeit des Simulationsmodells, WAIS-Fragestellungen für die konturnahe Vorbehandlung abzubilden. Der Ansatz, neben dem Erstkontakt des Strahls mit dem Werkstoff auch den Sekundär- und ggf. der Tertiärstrahl zu simulieren, zeigt sich als überaus zielführend. Darüber hinaus können in dem Modell z. B. die Bewegungsbahn des Strahls oder die Größe und Form des Werkstückes angepasst werden. Die geschaffene Simulationsumgebung bietet damit zahlreiche Möglichkeiten, um die Erkenntnisse auch auf andere Fragestellungen anzuwenden.



<u>Bild 6-19</u>: Haupteffekte der x-Position des Stützpunkts Pws und der Korrekturgeschwindigkeit v_{f,Korr} auf den Kerbtiefenfehler im Bereich des Ein- und Austritts der Kerben e_{tK,ein}

7 Einsatzempfehlungen und Hinweise zur Prozessgestaltung

7.1 Wirtschaftlichkeit der Vorkonturierung durch Einstechoperationen mit dem Wasserstrahl

In diesem Kapitel werden, wie in der Zielstellung vorgesehen, die Randbedingungen für einen Einsatz der erarbeiteten Methode zu Vorkonturierung durch Einstechoperationen mittels WAIS dargestellt. Ein Schwerpunkt liegt hierbei auf den wirtschaftlichen Rahmenbedingungen, unter denen die Prozessvariante angewendet werden kann. Um diese Frage zu beantworten, werden drei Punkte nacheinander betrachtet. Zunächst soll geklärt werden, wie sich die untersuchte Prozessvariante des Einstechens in die bisherigen WAIS-Varianten, bezogen auf die Wirtschaftlichkeitskennwerte, einordnen. Zudem soll anhand einer durchgeführten und publizierten Fallstudie gezeigt werden, in welchen Bereichen das untersuchte Verfahren direkt wirtschaftlich angewendet werden kann. Schließlich wird anhand einer Wirtschaftlichkeitsrechnung, bei der verschiedene Fertigungsverfahren miteinander verglichen werden, erörtert, unter welchen Voraussetzungen eine geeignete Anwendung gegeben ist. Neben der Fragestellung der Wirtschaftlichkeit sollen in diesem Kapitel auch Aspekte der praktischen Umsetzung für die Arbeitsvorbereitung sowie Voraussetzungen des Maschinensystems diskutiert werden. Zum Schluss soll eine strukturierte Vorgehensweise für den praktischen Einsatz der Vorkonturierung durch Einstechen mittels WAIS eine Orientierung für interessierte Anwender geben.

WAIS-Verfahrensvariantenvergleich

Zum Vergleich der Verfahrensvariante des WAIS-Einstechens mit den anderen WAIS-Verfahrensvarianten sind in Bild 7-1 typische Zeitspanungsvolumen Qw für den Werkstoff Titanaluminid dargestellt. Dem Bild 7-1 ist ein Zeitspanungsvolumen von Q_w = 3 cm³/min für die Standardverfahrensvariante des WAIS-Schneidens zu entnehmen. Dieser Wert wurde an einem h_{WS} = 25 mm starken Werkstück mit Qualitätsschnitteigenschaften an der Schnittflanke beobachtet. Werden durch die Schneidoperation Ausschnitte realisiert, erhöht sich das tatsächliche Zeitspanungsvolumen Q_w um den ausgeschnittenen Werkstoffanteil. Für die Verfahrensvariante des WAIS-Fräsens wurde von HASHISH ein Zeitspanungsvolumen von $Q_w = 2,78 \text{ cm}^3/\text{min}$ ermittelt [HAS10]. Anders als bei den übrigen Varianten kommt es beim WAIS-Fräsen zu keiner zusätzlichen Werkstoffabnahme, da vergleichbar zum konventionellen Fräsen das gesamte zu trennende Werkstoffvolumen zerspant wird. Bei der Untersuchung von HASHISH wurde mit Masken zur Strahlabdeckung gearbeitet und Vertiefungen von bis zu $t_{\rm K}$ = 3 mm bei hoher Formgenauigkeit und niedrigen Oberflächenrauheiten erzeugt [HAS10]. Aufgrund dieser Herangehensweise und des speziellen experimentellen Maschinensystems, das extrem hohe Vorschubgeschwindigkeiten vf ermöglicht, konnte mit einem für das WAIS-Fräsen hohen Druck von p = 380 MPa gearbeitet werden. In Bezug auf eine Wirtschaftlichkeitsbetrachtung muss erwähnt werden, dass das hier genannte Zeitspanungsvolumen von $Q_w = 2,78 \text{ cm}^3/\text{min}$ beim WAIS-Fräsen nur schwer zu steigern sein dürfte. Allerdings könnte die Bearbeitungsdauer leicht durch zusätzliche Schneidköpfe reduziert werden. Andererseits ist, bedingt durch die Umsetzung, mit zusätzlichen Kosten durch die Masken und sehr hohen Nebenzeiten bei der Bearbeitung von wenigen Bauteilen zu rechnen. Zudem bleibt fraglich, ob das hohe Zeitspanungsvolumen auch bei deutlich tieferen zu fräsenden Taschen mit entsprechender Qualität zu erreichen ist. Beim WAIS-Drehen wurde ein Zeitspanungsvolumen von

 $Q_w = 0.8 \text{ cm}^3/\text{min}$ für die Erzeugung von Qualitätsoberflächen beobachtet [UHL12]. Die verbleibenden drei effektiven Zeitspanungsvolumen repräsentieren Werte für die WAIS-Einstechbearbeitung. Für die Werte des WAIS-Einstechfräsens wurden anhand des in Kapitel 6.1 entwickelten Modells ein Zeitspanungsvolumen für einen Produktionsschnitt von $Q_w = 7.8 \text{ cm}^3/\text{min}$ ein Zeitspanungsvolumen und für einen Qualitätsschnitt von $Q_w = 4.2 \text{ cm}^3/\text{min}$ ermittelt. Das Zeitspanungsvolumen von $Q_w = 6 \text{ cm}^3/\text{min}$ beim WAIS-Einstechdrehen unter Qualitätsschnittbedingungen zeigt, dass sich diese Verfahrenskombination in einem vergleichbaren Parameterbereich bewegt. Der Vergleich zu der Arbeit von FALTIN, bei der ein Zeitspanungsvolumen von $Q_w = 8,4 \text{ cm}^3/\text{min}$ unter Produktivitätsschnitteinstellungen erreicht wurde, bestätigt die Größenordnung der Zeitspanungsvolumen für die WAIS-Einstechvarianten [FAL18].



Bild 7-1: Zeitspanungsvolumen Qw verschiedener WAIS-Prozessvarianten für Titanaluminid

Der Vergleich der Zeitspanungsvolumen an Titanaluminid, Bild 7-1, zeigt, dass durch die Einstechvarianten mit der Überlagerung von Kerbgründen und der dadurch erzielten zusätzlichen Werkstoffvolumenabtrennung doppelt so hohe Zeitspanungsvolumen wie beim WAIS-Fräsen erzielt werden können. Zudem überschreiten die erzeugbaren Kerbtiefen von bis zu t_{K} = 30 mm bei der Einstechbearbeitung, die beim WAIS-Fräsen beobachteten Kerbtiefen t_{K} von wenigen Millimetern deutlich [HAS10, KON10, NGU15, VAN17] und auch die maximal erzeugten Vertiefungen von t_{K} = 25 mm beim WAIS-Fräsen werden überschritten [MIL16]. Der

Unterschied der Zeitspanungsvolumen zwischen der WAIS-Drehbearbeitung und dem WAIS-Einstechdrehen fällt deutlich größer aus als beim Fräsen. Die Einstechvariante ist bezogen auf das Zeitspanungsvolumen um das 7,5-fache effizienter. Diese Steigerung ergibt sich dadurch, dass bei der Einstechvariante nicht das ganz abzutrennende Volumen zerspant werden muss und gilt bei einem vergleichbaren Maschinensystem. Ein Vergleich zwischen den Einstechvarianten, bei denen im Zeitspanungsvolumen die zusätzliche Werkstoffvolumenabtrennung berücksichtigt ist, und der Schneidvariante, die eine zusätzliche Werkstoffvolumenabtrennung nicht berücksichtigt, verdeutlicht, dass das Schneiden, wenn es eingesetzt werden kann, ein hohes Potenzial aufweist, die Zeitspanungsvolumen der Einstechbearbeitung zu überschreiten.

Fallbeispiel

Im vorangegangenen Abschnitt wurde gezeigt, wie sich die WAIS-Variante der Einstechbearbeitung innerhalb der WAIS-Prozessvarianten einordnet. In diesem Abschnitt soll beispielhaft betrachtet werden, wie sich die Prozessvariante im Vergleich zu konventionellen Fertigungsverfahren darstellt. Hierzu werden vor allem die Ergebnisse aus einer bereits publizierten Fallstudie aufgegriffen und vertieft [UHL17]. In der Studie wird die Bearbeitung von hypereutektischem Aluminium-Silizium betrachtet, wobei eine konventionelle Drehzerspanung bestehend aus einem Schrupp- und einem Schlichtprozess einem kombinierten Prozess bestehend aus einer WAIS-Schruppbearbeitung und einer abschließenden Drehschlichtbearbeitung gegenübergestellt wird. In dem Fallbeispiel wird insgesamt ein Volumen V = 215 mm³ durch eine Schruppbearbeitung zerspant. Dabei wurde der in <u>Bild 7-2</u> dargestellte hohe kumulierte Flankenverschleiß beim konventionellem Schruppdrehen beobachtet [UHL14]. Bei einer Schruppbearbeitung mittels WAIS entfällt dieser Verschleißwert, allerdings ist der Verschleiß in der nachfolgenden konventionellen Drehen, Bild 7-2 [UHL14]. Insgesamt kann durch den kombinierten Prozess der Flankenverschleiß der Schneide w_E um 84 % reduziert werden.

Da in dem Beispiel die konventionelle Schlichtbearbeitung beibehalten werden soll, wird im Folgenden nur der Schruppprozess betrachtet. In Bild 7-2 sind die Zeitspanungsvolumen Q_w der untersuchten Prozesse dargestellt. Neben dem Zeitspanungsvolumen der konventionellen Drehzerspanung sind Zeitspanungsvolumen verschiedener Prozessvarianten des WAIS dargestellt. Zum einen wurde eine WAIS-Drehvariante untersucht [UHL14]. Zudem wurden zwei WAIS-Einstechvarianten betrachtet. Die erste Variante wurde mit Produktivitätsschnitteinstellungen gefertigt, die zweite Variante wurde mittels Qualitätsschnittparametern erzeugt. Zuletzt wurde eine Variante als Kombination aus einer WAIS-Schneid- und Drehoperation gebildet [UHL17].

Konventionelle Schruppbearbeitung Drehen

Gesamtprozess:





Dem Vergleich der Prozessvarianten, Bild 7-2, ist zu entnehmen, dass mit der WAIS-Einstechvariante mit Produktionsschnittparametern ein höheres Zeitspanungsvolumen Q_w als bei der konventionellen Drehbearbeitung erreicht wurde. Damit wurde mit dieser Verfahrenskombination theoretisch eine Variante gefunden, bei der der Werkzeugverschleiß deutlich reduziert ist und die eine geringere Fertigungszeit benötigt. Allerdings muss zu dieser Variante einschränkend hinzugefügt werden, dass die Bauteilintegrität durch die Einstiche, entsprechend der in Kapitel 6.1.4 beschriebenen Überlagerung, kompromittiert wurde (Bild 7-2, Detail A), sodass diese Variante für diesen Fall als nicht zuverlässig betrachtet werden muss. Bei den anderen WAIS-Prozessvarianten blieb verfahrensbedingt die Bauteilintegrität erhalten. Der direkte Vergleich unter der Bedingung, dass eine Verletzung der Bauteilintegrität keinesfalls zulässig ist, bietet einerseits eine verringerte Prozesszeit t_p bei hohem Werkzeugverschleiß w_E an der Schneide, oder einen geringen Werkzeugverschleiß w_E an der Schneide bei erhöhter Prozesszeit t_p. Zudem gilt es für den kombinierten Prozess aus WAIS-Schruppbearbeitung und Drehschlichtbearbeitung den zusätzlichen Aufwand eines Maschinenwechsels zu berücksichtigen. Für eine finale Aussage, welche Verfahrensvariante unter welchen Bedingungen effizienter ist, gilt es, die Kostenstrukturen genauer zu analysieren.

Maschinenstundensatzrechnung

Das vorangegangene Fallbeispiel hat gezeigt, dass es in den allermeisten Fällen nicht direkt ersichtlich ist, welches Fertigungsverfahren, bzw. welche Prozesskette ein optimales Ergebnis in Bezug auf Wirtschaftlichkeit und Qualität liefert. Um diese Frage genauer zu untersuchen, wurde in Kapitel 2.4 die Methode der Maschinenstundensatzrechnung eingeführt, die einen Kostenvergleich unterschiedlicher Fertigungsverfahren ermöglicht. Im Zusammenhang mit der untersuchten endkonturnahen Vorbearbeitung durch die Wasserstrahltechnologie an schwer zerspanbaren Werkstoffen ist die Ersparnis der Werkzeugkosten durch die WAIS-Technologie von besonderem Interesse. Dieser Wert wird bereits in der in Kapitel 2 vorgestellten Vorgehensweise gesondert mitberücksichtigt. Damit können die Formel 2-10 bis Formel 2-20 direkt angewendet werden, um den Maschinenstundensatz zu berechnen. Die Eingangsgrößen für die Gleichungen sind in der <u>Tabelle 7-1</u> gezeigt. Die Ergebnisse wurden bereits in einer separaten Publikation vorgestellt [UHL18a]. Aufgrund der Bedeutung für diese Arbeit sollen die entscheidenden Ergebnisse dieser Arbeit an dieser Stelle noch einmal aufgegriffen werden.

In der Studie von UHLMANN UND MÄNNEL [UHL18a] wird die konturnahe Vorbearbeitung mittels WAIS den konventionellen Fertigungsverfahren Außenlängsdrehen (D), Stirnumfangsfräsen (FR) und Schnellhubschleifen (S) gegenübergestellt. Die Ergebnisse für die Zeitspanungsvolumen Q_w und die Standzeiten t_S des Werkzeuges zum Außenlängsdrehen beruhen dabei auf Erkenntnissen von HERTER [HER10]. Die Kennwerte der Fräsbearbeitung wurden aus der Arbeit von BERGMANN [BER08] entnommen und die Arbeit von ZEPPENFELD dient als Grundlage für die Kennwerte beim Schleifen [ZEP05]. In allen Arbeiten wurde intensiv an Titanaluminiden geforscht, sodass die Werte für das jeweilige Verfahren sehr gute Bearbeitungsparameter hinsichtlich Qualität und Wirtschaftlichkeit versprechen.

Einflussgröße	Abk.	Einheit	Wert
Lohnkostensatz	K _{FLh}	€/h	40,2
Zeitwert	Wt	€	W ₀ I _t / I ₀
Index Bewertungsjahr	lt	-	1,5
Index Anschaffungsjahr	lo	-	1,1
Nutzungsdauer	N	Jahr	7
Kalkulationszinssatz	I	%/Jahr	7
Miete	MM	€/m²/Jahr	144
Stromeinzelkosten	K _{SE}	€/kWh	0,08
Instandhaltungsfaktor	λι	%/Jahr	4
Jährliche Lastlaufzeit	T _{LA}	h/Jahr	2800
Hilfsmittelkosten	K _H	€/h	0,36
Restfertigungsgemeinkosten	K _{RFG}	€/h	10,86
Rüstzeit	t _R	h	1,5
Verteilzeit	t _V	h	$f_V (t_h + t_n + t_b)$
Fertigungszeit	t _F	h	V N / Q _w

Tabelle 7-1: Kennwerte für die Kostenrechnung nach UHLMANN UND MÄNNEL [UHL18a]

Vor dem Beginn des eigentlichen Fertigungsverfahrensvergleiches werden die Grunddaten beispielhafter Maschinensysteme ermittelt und in dem entsprechenden Maschinenstundensatz K_{Mh} abgebildet; im vorliegenden Fall ohne Berücksichtigung der Werkzeugkosten. Der Maschinenstundensatz K_{Mh} ist für die untersuchten Maschinensysteme im <u>Bild 7-3</u> dargestellt. Zur Berechnung des Maschinenstundensatzes K_{Mh} wurden allgemeine Eingangsgrößen wie Zins- und Instandhaltungskosten (K_Z, K_I) oder die Nutzungsdauer der Maschine N als gleich für alle Maschinensysteme angenommen. Variable Eingangsgrößen stellen lediglich der Anschaffungswert W₀, der Flächenbedarf F₀ die Nennleistung P_N und der Leistungsfaktor λ_P dar. Aus Formel 2-10 bis Formel 2-20 und den Eingangsdaten aus Tabelle 7-1 ergeben sich die in Bild 7-3 dargestellten Maschinenstundensätze K_{Mh} ohne Werkzeugkosten.



<u>Bild 7-3</u>: Maschinenstundensatz K_{Mh} der verschiedenen Fertigungsverfahren nach UHLMANN UND MÄNNEL [UHL18a]

Dem Bild 7-3 ist zu entnehmen, dass der Maschinenstundensatz für eine Wasserstrahlanlage geringer ausfällt als für konventionelle Werkzeugmaschinen zum Drehen und Fräsen. Der Unterschied im Maschinenstundensatz zwischen Dreh-, Fräs- und Schleifmaschinen ist dagegen klein. Die Unterschiede in den Maschinenstundensätzen werden vor allem durch den Anschaffungswert W_0 der Maschinen verursacht. Ein hoher Anschaffungswert führt nicht nur zu erhöhten Zinskosten K_Z, sondern wirkt sich beispielsweise auch auf die Instandhaltungskosten K_I aus.

Die volumenbezogenen Fertigungskosten K_{FV} bieten eine gute Vergleichbarkeit hinsichtlich der Wirtschaftlichkeit zwischen verschiedenen Fertigungsverfahren oder Prozessketten, bei denen das gleiche Ergebnis erreicht wird, Kapitel 2.4. Der Wert ist dabei von der tatsächlichen Bauteilgeometrie unabhängig und verfahrensbedingte geometrische Einschränkungen werden nicht berücksichtigt. Im <u>Bild 7-4</u> sind die volumenbezogenen Fertigungskosten K_{FV} für alle untersuchten Fertigungsverfahren für die zwei Werkstoffe Ti6Al4V und Titanaluminid dargestellt. Der Werkstoff Ti6Al4V ist die weltweit am häufigsten eingesetzte Titanlegierung, sie dient in diesem Verfahrensvergleich als Referenzgröße typischer Bearbeitungskenngrößen. Die Werte der volumenbezogenen Fertigungskosten K_{FV} wurden nach Formel 2-12 mit den in Tabelle 7-1 bzw. Bild 7-3 angegebenen Eingangsgrößen berechnet. Die Werte der Wasserstrahltechnologie zeigen dabei im Diagramm eine Besonderheit im Vergleich zu den anderen Maschinensystemen: Die volumenbezogenen Fertigungskosten für die Bearbeitung der Ti6Al4V Legierung wurden für die WAIS-Prozessvariante Schneiden durchgeführt. Für das Titanaluminid wurde das oben ermittelte Zeitspanungsvolumen von $Q_w = 7.8 \text{ mm}^3/\text{min}$ der WAIS-Einstechfräsbearbeitung zugrunde gelegt.

Die Ergebnisse in Bild 7-4 zeigen, dass die volumenbezogenen Fertigungskosten einer vergleichsweise gut zu bearbeitenden Titanlegierung beim konventionellen Drehen und Fräsen im Bereich weniger Eurocent je Kubikzentimeter liegen $K_{FV} < 0,1 \notin /cm^3$. Auch die Schleifbearbeitung übersteigt diese Größenordnung mit einem Wert von $K_{FV} = 0,22 \notin /cm^3$ nicht. Dagegen übersteigen die volumenbezogenen Fertigungskosten beim WAIS-Schneiden mit einem Wert der volumenbezogenen Fertigungskosten von $K_{FV} = 1,13 \in /cm^3$ die konventionellen Verfahrenskosten deutlich. Das abzutrennende Volumen müsste ca. das zehnfache der durch die WAIS-Bearbeitung erzeugten Zeitspanungsvolumen ergeben, damit die Verfahrensvariante WAIS-Schneiden konkurrenzfähige Bereiche erreicht. Darüber hinaus wären bei ausgeglichenen Kosten die konventionellen Verfahren zu bevorzugen, da mit ihnen ein Schlichtprozess ohne Maschinenwechsel möglich ist.



Bild 7-4: Volumenbezogene Fertigungskosten [UHL18a]

Die beschriebenen volumenbezogenen Fertigungskosten K_{FV} ändern sich deutlich bei der Betrachtung des schwer zu zerspanenden Titanaluminides und der WAIS-Verfahrensvariante Einstechfräsen. Bei diesen Eingangsparametern sind im Bereich der konventionellen Fertigungsverfahren hohe Anstiege der volumenbezogenen Fertigungskosten K_{FV}, bedingt durch die hohen Werkzeugstundensätz K_{Wh} bzw. den hohen Werkzeugverschleiß w_E, zu beobachten. Der Anstieg der volumenbezogenen Fertigungskosten K_{FV} beträgt mindestens das 5-fache im Vergleich zur Ti6Al4V Legierung. Durch die Berücksichtigung des WAIS-Einstechfräsens können beim Wasserstrahlen die volumenbezogenen Fertigungskosten K_{FV} auf einen Wert von K_{FV} = 0,20 €/cm³ reduziert werden. Damit liegen die Kosten bei der Schruppbearbeitung mittels Wasserstrahltechnologie in diesem Fall um mindestens den Faktor 4 niedriger als bei einer konventionellen Zerspanung.

Der beobachtete Vorteil der Wasserstrahltechnologie bei den volumenbezogenen Fertigungskosten K_{FV} kann unter Berücksichtigung verschiedener Kenngrößen in eine Kostenersparnis übertragen werden. Hierzu wurden über Formel 2-13 die Fertigungskosten eines Auftrags K_{FA} ermittelt und in <u>Bild 7-5</u> dargestellt. Da in dem Bild 7-5 die zuvor berücksichtigten Randbedingungen der Bearbeitung von Titanaluminid und beim WAIS die Verfahrensvariante Einstechfräsen zur Anwendung kommen, ergibt sich für die Fertigungskosten eines Auftrags K_{FA} ein ähnlicher Verlauf wie bei den volumenbezogenen Fertigungskosten K_{FV}. Bei einem Werkstück mit einem zu zerspanenden Volumen der Schruppbearbeitung von V = 50 cm³, das durch die Verfahrensvariante WAIS-Einstechfräsen getrennt werden kann, ergeben sich für einen beispielhaften Auftrag mit einer Stückzahl von 600 Teilen Fertigungskosten eines Auftrags von K_{FA} = 10.332 €. Die Kosten durch ein anderes Fertigungsverfahren betragen mindestens das Dreifache.



Bild 7-5: Fertigungskosten des Auftrags [UHL18a]

Zu den Ergebnissen der volumenbezogenen Fertigungskosten K_{EV} und der Fertigungskosten des Auftrags K_{FA} muss einschränkend erwähnt werden, dass es sich bei den getroffenen Annahmen um ideale Rahmenbedingungen für die Variante des WAIS-Einstechfräsens bzw. des WAIS-Einstechdrehens handelt. Im Folgenden sollen einige Abweichungen von diesen idealen Rahmenbedingungen betrachtet und deren Auswirkungen auf die Fertigungskosten des Auftrags betrachtet werden. Zunächst wird statt dem Zeitspanungsvolumen des Produktionsschnitts das Qualitätsschnittzeitspanungsvolumen von $Q_w = 4.2 \text{ mm}^3/\text{min}$ eingesetzt. Hierdurch erhöhen sich die Fertigungskosten des Auftrags auf K_{FA} = 16.000 €. Die Kosten liegen damit immer noch 50 % unter einem konventionellen Spanprozess. Das Zeitspanungsvolumen des WAIS-Einstechfräsens kann sich nicht nur durch Qualitätsanforderungen, sondern auch durch ungeeignetere geometrische Bedingungen verringern. Allgemein kann festgehalten werden, dass die WAIS-Einstechbearbeitung bis zu einem Zeitspanungsvolumen von $Q_w = 2 \text{ mm}^3/\text{min}$ geringere Fertigungskosten des Auftrags K_{FA} verursacht. Bei der Betrachtung der zusätzlich notwendigen Werkstücktransferdauer von der Wasserstrahlanlage auf ein Maschinensystem zur Finishbearbeitung ist zu beobachten, dass erst ab einer Werkstücktransferdauer von t = 25 min der kombinierte Verfahrensansatz aus der WAIS-Vorkonturierung und der Finishbearbeitung unwirtschaftlicher wird als die Bearbeitung an einer Werkzeugmaschine. Bei dieser Überlegung müssen die zusätzlichen Tätigkeiten wie das Spannen, Ausrichten oder Einmessen in der Werkstücktransferdauer berücksichtigt werden. Die Werkstücktransferdauer kann dementsprechend fallabhängig sehr unterschiedlich ausfallen. Zum einen besteht die Gefahr, dass sich ein durch WAIS vorkonturiertes Bauteil in einer Fräs- oder Schleifmaschine nur sehr aufwändig ausrichten lässt. Zum anderen sollten die Zeiten für das Spannen, Ausrichten und Einmessen sehr gering ausfallen, wenn für die WAIS-Vorkonturierung und die Fräs- oder Schleifbearbeitung die gleichen Spannflächen vorgesehen werden.
Anwendungsbeispiel

Ein tatsächliches Kostenersparnispotenzial ist nur berechenbar, wenn reale Geometriedaten vorliegen. Aus diesem Grund soll im Folgenden das in Kapitel 6.1.5 betrachtete Fertigungsbeispiel einer Turbinenschaufel aufgegriffen und hinsichtlich der Kosten des Auftrags analysiert werden. An dieser Beispielgeometrie wurde ein Volumen von V = 59 cm³ mittels WAIS-Einstechbearbeitung abgetrennt. Die Struktur lässt sich in den Schaufelbereich mit einem Volumen von V = 36 cm³ und den Bereich der Tannenbaumstruktur mit einem Volumen von V = 23 cm³ untergliedern. Bei der Freilegung des Schaufelbereichs wurde eine Prozesszeit von t_P = 17,7 min benötigt, wodurch sich ein Zeitspanungsvolumen von $Q_w = 2 \text{ mm}^3/\text{min}$ ergibt. Diese Operation ist dementsprechend wirtschaftlich mit den WAIS-Einstechvarianten zu realisieren. Bedingt durch das geringere abgetrennte Volumen bei ähnlicher Prozesszeit ergibt sich im Bereich der Tannenbaumstruktur ein Zeitspanungsvolumen von nur $Q_w = 1,22 \text{ cm}^3/\text{min.}$ Unter den getroffenen Annahmen wäre dieser Prozess durch ein konventionelles Fertigungsverfahren wirtschaftlicher abzubilden. Bei genauer Betrachtung der Tannenbaumstruktur, wird ersichtlich, dass für die Bearbeitung anstatt der Operation des WAIS-Einstechens auch eine WAIS-Schneidoperation eingesetzt werden könnte. Hierbei würde der Wasserstrahl den "Tannenbaum" direkt ausschneiden. Für jede Seite müsste der Wasserstrahl einen Weg von Ivf = 42 mm zurücklegen. Bei einer Qualitätsschnittvorschubgeschwindigkeit von $v_f = 0.56$ mm/s ergibt sich ein Zeitspanungsvolumen von $Q_w = 2.93$ cm³/min. Bei der Umsetzung dieser Vorgehensweise liegen die Kosten des Auftrags KFA 30 % unter denen einer Verfahrensalternative.

Das Beispiel verdeutlicht, dass die analysierte WAIS-Verfahrensvariante des Einstechens natürlich nicht als einzelne Operation stets zu einer effizienten Bearbeitung führt. Die Verfahrensvariante ist vielmehr als Ergänzung und Erweiterung zu den bestehenden WAIS-Verfahrensvariante zu verstehen. Erst durch den kombinierten Einsatz aller WAIS-Verfahrensvarianten, wobei stets die effizienteste Variante zum Einsatz kommt bzw. die geometrisch am besten geeignete, ist eine effiziente Vorkonturierung mittels WAIS erreichbar. Neben der Effizienzsteigerung bei der Zerspanung gilt es auch zu prüfen, ob durch die Vorkonturierung mittels Wasserstrahltechnologie Verfahrenskostenreduktionen in der Prozesskette vor der spanenden Bearbeitung, wie in Kapitel 3 beschrieben, erzielt werden können. Darüber hinaus muss auch der ggf. erhöhte Aufwand bei den Folgeprozessen berücksichtigt werden. Diese Fragestellungen sollen im Folgenden diskutiert werden.

Prozesskette

Wird die Wasserstrahltechnologie als Fertigungsverfahren erwogen, eröffnen sich auch Fragestellungen außerhalb der Technologie. Beispielsweise wird die Nachbearbeitung durch den WAIS-Prozess, wie bei der Betrachtung des Fallbeispiels beschrieben, beeinflusst [UHL14]. Bei der Nacharbeit sind dementsprechend eher Herausforderungen als Ersparnisse durch den Einsatz der Wasserstrahltechnologie zu erwarten. Der Grad des zusätzlichen Aufwands und potenzielle Adaptionsstrategien bei der Finishbearbeitung wurden bisher nur unzureichend betrachtet. Anders als bei den zerspanenden Folgeprozessen ergeben sich in der Prozesskette vor der Wasserstrahlbearbeitung ggf. Steigerungspotenziale. Beispielsweise könnte statt der Formgebung der Bauteile durch Gießverfahren, die einen erheblichen Auslegungs- und Fertigungsaufwand erzeugen, kostengünstigere Halbzeuge urgeformt werden, die dann direkt durch die Wasserstrahltechnologie weiterverarbeitet werden [MOD18]. Ein Vorteil wäre, dass z. B. die bei Titanaluminiden während des Gießens entstehende Randschicht, Bild 4-6, beim WAIS-Schneiden keine Herausforderungen darstellen. Ähnliche Vorgehensweisen durch einen vereinfachten standardisierten Urformprozess und eine Vorkonturierung mittel WAIS-Technologie könnten auch bei anderen Werkstoffen zusätzliche Effizienzsteigerungen ermöglichen.

7.2 Voraussetzungen für den industriellen Einsatz

Die vorangegangenen Kapitel haben gezeigt, dass eine effiziente konturnahe Vorbearbeitung durch die Kombination der WAIS-Verfahrensvarianten zu erzielen ist. In diesem Kapitel sollen die industriellen Voraussetzungen betrachtet werden, die ein solcher Prozess verlangt. Hierzu werden zum einen die Fertigungsmaschine und die benötigten Vorrichtungen betrachtet, zudem soll die Arbeitsvorbereitung diskutiert werden.

Im Kapitel 4.1, Bild 4-1 wurde das eingesetzte Maschinensystem inklusive der verwendeten Vorrichtungen vorgestellt. Für den industriellen Einsatz sollte berücksichtigt werden, dass das Werkstück idealerweise durch eine Vorrichtung aufgenommen wird, die eine Positionierung unter dem Wasserstrahl in beliebiger Winkellage erlaubt. Bei einer entsprechenden Positionierung des Werkstückes würde die Notwendigkeit des verwendeten Sechsachs-Roboters entfallen und es könnten marküblichere Maschinen nach Gantry-Bauweise eingesetzt werden. Eine Positionierung des Werkstückes würde zudem das Bearbeiten von verschiedenen Seiten ermöglichen und damit den Ausrichtungsaufwand reduzieren. Bei der Positionierung ist zudem darauf zu achten, dass eine gute Zugänglichkeit besteht und die Werkstücke einfach aufzunehmen sind. Soll ein automatisierter Prozess umgesetzt werden, muss das Handhabungsgerät das Werkstück in die Vorrichtung einsetzen können. Eine je nach angestrebter Anwendung sinnvolle Werkstückpositionierung ist als Voraussetzung für die Umsetzung der Verfahrensvariante anzunehmen. Entsprechende Vorrichtungen sind am Markt erhältlich. Eine weitere Anforderung an das Maschinensystem liegt in dem umzusetzenden Vorschubgeschwindigkeitsbereich. Durch das Maschinensystem sollten Vorschubgeschwindigkeiten von mindestens v_f = 100 mm/s besser v_f = 150 mm/s bei hoher Positionsgenauigkeit ermöglicht werden. Darüber hinaus führt die Strahlablenkung bei den Einstechoperationen, wie in Kapitel 2 beschrieben, zu einem in alle Richtungen abstrahlenden Sekundärstrahl. Diese Effekte könnten ggf. durch eine minimale Unterwasserbearbeitung reduziert werden [JAM18, MEI93]. Anderenfalls sollten Schutzumhausungen um die Anlage oder entsprechende Begrenzungselemente im Bereich der Strahlführung vorgesehen werden. Eine zusätzliche Zertifizierung der installierten Komponenten nach IP65 gewährt eine lange Lebensdauer, auch unter diesen rauen Bedingungen [DIN60529].

Neben der Werkzeugmaschine, die die tatsächliche Bearbeitung durchführt, ist auch die Arbeitsvorbereitung, insbesondere die Auslegung der Prozessvarianten für eine effiziente Fertigung von Bedeutung. Die Notwendigkeit für leicht anzuwendende CAM (Computer-Aided Manufacturing) Systeme steigt dabei mit der Werkstückvielfalt, die geschaffen werden soll. Aktuelle CAM-Werkzeuge der Wasserstrahltechnologie ermöglichen eine intuitive Auswahl der zu fertigenden Werkstücke unter Berücksichtigung der gewünschten Oberflächenqualität beim Schneiden. Die Systeme kompensieren dabei anhand von Werkstoffmodellen beispielsweise die Vorschubgeschwindigkeit v_f in Abhängigkeit eines zu fertigenden Radius am Werkstück. Abhängig von der Vorschubgeschwindigkeit v_f wird der Strahlwinkel β_s angepasst, um den

Flankenwinkel β_F , Bild 2-9, konstant zu halten. Für die 3D Vorkonturierung existieren entsprechende CAM-Produkte bislang noch nicht.

Für die Anwendung der vorgestellten Prozessvarianten ergeben sich zwei entscheidende Fragestellungen. Zum einen muss entschieden werden, durch welche Prozessvarianten, vgl. Kapitel 7.1, Bild 7-1, in welcher Reihenfolge ein Bauteil mittels WAIS bearbeitet werden soll. Zum anderen müssen die einzelnen Prozessschritte ausgelegt werden. Die Frage der Bearbeitungsreihenfolge kann durch erfahrenes Personal innerhalb eines CAM-Systems getroffen werden. Aufgrund der Komplexität durch die sich gegenseitig beeinflussenden Verfahrensoperationen, ist jedoch auch bei der Auslegung durch erfahrenes Personal die Wahl der effizienteste Bearbeitungsstrategie nicht gewährleistet. Ein Auslegungstool, das vor der eigentlichen Bahnparameterdefinition ansetzt und die Anwendbarkeit der verschiedenen Prozessvarianten, WAIS-Schneiden, WAIS-Fräsen und die WAIS-Einstechoperationen und verschiedene Reihenfolgen prüft, würde erheblich zu einer effizienten 3D Vorkonturierung beitragen. Erste Ansätze für ein solches Tool wurden bereits in der Arbeit über die Anwendung von Trimmoperationen umrissen [UHL20b]. Neben dieser Vorauswahl besteht Bedarf, die durchzuführenden Prozessvarianten auszulegen und Bahnwege zu erzeugen. Für die Auslegung der Einstechoperationen kann das entwickelte Anwendungsmodell in ein entsprechendes CAM-Werkstoffmodell übertragen werden. Im Bereich der CAM-Systeme müssen für eine effiziente Auslegung der neuen Prozessvarianten entsprechende Werkstoffmodelle und weitere Parameter wie die Anzahl der Überfahrten z Berücksichtigung finden.

7.3 Einsatzempfehlungen für die Industrie

Die Empfehlungen für den industriellen Einsatz der endkonturnahen Vorbearbeitung mittels Wasserstrahltechnologie wird im Folgenden anhand der notwendigen Schritte einer Prozessauslegung vorgestellt. In einem ersten Schritt findet eine Prüfung des potenziell zu bearbeitenden Bauteils statt. Hierbei gilt es, die durch die WAIS-Einstechprozesse zu bearbeitenden Bereiche zu identifizieren. Voraussetzung hierfür ist, dass zwei Kerben von zwei verschiedenen Seiten zusammentreffen und dabei ggf. durch eine dritte Kerbe ein Volumensegment abgetrennt werden kann. Dabei gilt generell, dass die Einstechvarianten mit zunehmenden abgetrennten Volumen effizienter werden. Für Titanaluminide konnte ein Volumen von V_{min} = 5 cm³ bestimmt werden, ab dem der Einsatz des WAIS-Einstechens Vorteile gegenüber den konventionellen Verfahren verspricht [UHL18a]. Andererseits sollten Kerbtiefen von t_{κ} > 30 mm vermieden werden, damit die Kerbtiefenabweichung und damit die benötigte Nacharbeit nicht zu groß ausfällt. Werden Kerben mit höheren Kerbtiefen t_K gefordert, so bietet sich ein Stufenprozess an, bei dem zwei Segmente nacheinander entfernt werden. Besonders gut zu bearbeiten sind Bauteile, bei denen in den Randbereichen Werkstoffvolumen zu zerspanen ist. Ein typisches Beispiel für ein solches Bauteil sind Wellen. In Bild 7-6 ist eine vollständig durch die konturnahe Vorbearbeitung erzeugte Welle abgebildet.





Um die zuvor beschriebenen Effizienzsteigerungen durch den Einsatz weiterer WAIS-Varianten, insbesondere des Schneidens, nicht zu vernachlässigen, sollte eine Prüfung der entsprechenden Operationen stattfinden. Volumensegmente, die durch das Schneiden abgetrennt werden können, sollten mit dieser Variante bearbeitet werden. Sind die abzutrennenden Volumen identifiziert, sollte eine grobe Abschätzung der Wirtschaftlichkeit erfolgen. Hierbei ist insbesondere zu prüfen, welche Einsparpotenziale sich aus der bisherigen Prozesskette ableiten lassen, bzw. wie hoch die erwarteten Kosten insbesondere für die Werkzeuge ausfallen. Als Faustformel können volumenbezogene Werkzeugkosten von K_w = 0,16 €/cm³ genannt werden. Überschreitet ein konventioneller oder Referenzprozess diesen Grenzwert, sollte eine konturnahe Vorbearbeitung mittels WAIS-Einstechvarianten in Betracht gezogen werden. Sind die bisherigen Anforderungen erfüllt, so muss der Werkstoff oder die zu bearbeitende Zusammensetzung genauer betrachtet werden. In den meisten Fällen werden keine Kennwerte für die WAIS-Einstechbearbeitung vorliegen. In diesen Fällen kann das in Kapitel 6.1.2 vorgestellte Vorgehen Anwendung finden, wobei mindestens vier Initialversuche entsprechend Tabelle 7-2 durchgeführt werden, um die Koeffizienten der Formel 6-1 und der Formel 6-2 für das Anwendungsmodell c_p , c_1 , c_2 und c_3 zu kalibrieren.

Einflussgröße	Einheit	1 (opt.)	2	3 (opt.)	4	5	6
Druck p	MPa	100	150	200	150	150	150
Vorschubge- schwindigkeit v _f	mm/s	83,3	66,6	50	66,6	66,6	66,6
Anzahl Überfahr- ten z	-	1	1	1	200	300	400

Tabelle 7-2: P	Parameterkombinationen zur	Modellkalibrierung	eines neuen	Werkstoffes
----------------	----------------------------	--------------------	-------------	-------------

Anhand des für den Werkstoff kalibrierten Anwendungsmodelles erfolgt eine erste Prozessauslegung der Kerben entsprechend der gewünschten Qualität oder Produktivität. Durch die Prozessauslegung können auch die erwartbaren Kosten für die WAIS-Bearbeitung berechnet bzw. abgeschätzt werden. Bleiben die berechneten Kosten im Rahmen des erwarteten Umfangs, so sollten reale Proben gefertigt werden, um die Umsetzbarkeit zu bestätigen. Anhand dieser realen Daten kann eine abschließende Bewertung der Prozesskette erfolgen, bei der die Reduktion der Kosten durch die WAIS-Technologie entsprechende Investitionen in neue Maschinesysteme und Vorrichtungen rechtfertigen.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Die Idee dieser Arbeit war es, den Einsatz von schwer zu zerspanenden Werkstoffen, die bei der Fertigung hohe Kosten verursachen, mittels Wasserstrahltechnologie zu erleichtern, um dadurch effizientere Systeme und Produkte zu ermöglichen. Die Realisierung dieser Idee sollte durch einen Erkenntnisgewinn, der nutzbar gemacht wird, in Verbindung mit einer Weiterentwicklung der Wasserstrahltechnologie zur endkonturnahen Vorbearbeitung erreicht werden. Die WAIS-Einstechbearbeitung wurde als vielversprechende Prozessvariante identifiziert, um eine endkonturnahe Vorbearbeitung umzusetzen und der Werkstoff Titanalumind als Beispielwerkstoff für schwer zu zerspanende Werkstoffe ausgewählt. Da im Bereich der WAIS-Einstechprozessvariante nur wenige Erkenntnisse vorhanden waren, die sich zudem auf grundlegende Erkenntnisse fokussieren, wurde ein Vorgehen ausgehend von grundlegenden technologischen Untersuchungen über Anwendungs- und Simulationsmodelle bis zur Kostenanalyse des Prozesses aufgesetzt. Im Folgenden soll anhand der Ergebnisse der Teilziele das Erreichen der Hauptzielstellung bewertet werden: Dieses sah vor, Erkenntnisse über die neuen Verfahrensvarianten des WAIS-Einstechens zur konturnahen Vorbearbeitung von schwer zerspanbaren Werkstoffen zu erlangen und diese Erkenntnisse in eine anwendungsnahe Vorgehensweise der Technologie zu überführen.

Im ersten Schritt wurden technologische Untersuchungen zu den Prozessvarianten axiales und radiales WAIS-Einstechendrehen sowie das WAIS-Einstechfräsen grundlegend evaluiert. Dabei wurden die elementaren Effekte der Prozessstellgrößen Druck p, Vorschubgeschwindigkeit v_f und Abrasivmittelmassenstrom \dot{m}_A auf die Kerbtiefe t_K , die Kerbgrundwelligkeit w_K , den Kerbwinkel β_K und die Flankenwelligkeit w_{F,80} bestimmt. Darüber hinaus wurden beim axialen WAIS-Einstechdrehen der prozessvariantenspezifische Kennwert des Radius r, beim radialen WAIS-Einstechendrehen die Prozesszeit t_p und beim WAIS-Einstechfräsen die Anzahl der Überfahrten z und der Strahlwinkel β_{s} variiert und hierdurch Erkenntnisse über die Effekte dieser Prozessgrößen auf die genannten Kerbkenngrößen erworben. Als Ergebnis dieser Untersuchungen wurden neben der Zielstellung auch praktische Ergebnisse hinsichtlich geeigneter Parameterkombinationen und Anwendungsbereiche identifiziert. Zu nennen ist die Parameterkombination mit einem Druck von p = 150 MPa, einer Vorschubgeschwindigkeit von v_f = 60 mm/s und einem Beladungsverhältnis von R = 0,2, die eine sehr hohe bezogene Kerbtiefe t'_K erzeugt. Je nach Produktivitäts- oder Qualitätsansprüchen können diese Parameter variiert werden. Bezogen auf die Anwendungsbereiche können bis auf niedrige Kerbwinkel β_{K} < 39° alle Parameterbereiche umgesetzt werden. Bedingt durch das niedrige abzutrennende Volumen bei Operationen mit niedrigen Kerbwinkeln und die dabei abnehmende Wirtschaftlichkeit, stellt diese technologische Eingrenzung keine entscheidende Limitation des Prozesses dar. Darüber hinaus konnten Kerbtiefen von t_{K} = 30 mm bei einer Kerbgrundwelligkeit von w_{K} = 1,5 mm erreicht werden.

Aufbauend auf diesen Ergebnissen wurden im zweiten Schritt weitere Untersuchungen durchgeführt, um die gewonnenen Erkenntnisse zu erweitern. Ziel dieser Erweiterung war es, eine Kerbe stets entlang einer Bauteilkontur erzeugen zu können, um so die erzeugbaren Geometrien der endkonturnahen Vorbearbeitung zu erhöhen. Hierzu wurden insbesondere die Erkenntnisse des Strahlwinkels β_s vom WAIS-Einstechfräsen auf die beiden WAIS-Einstechdrehvarianten übertragen. Die Effekte der Strahlwinkeländerung wurden qualifiziert und die

Effekte des Kontaktwinkels wurden mittels Analogieuntersuchungen, Hochgeschwindigkeitsaufnahmen und Kerbversuchen herausgearbeitet. Als wichtiges Ergebnis bei der Übertragung des Strahlwinkels β_s auf die WAIS-Einstechdrehvarianten wurden die sich ändernden geometrischen Zusammenhänge der Kerben unter einem Strahlwinkel β_s identifiziert. Darüber hinaus bleiben die zuvor beobachteten Einschränkungen des Strahlwinkels βs auch bei den Drehvarianten bestehen. Durch die Erkenntnisse, die in den Untersuchungen zur Strahlwinkeländerung gewonnen wurden, konnte die Machbarkeit dieser Prozessvariantenerweiterung für breite Anwendungsbereiche nachgewiesen werden. Gleichzeitig wurden die Machbarkeitsgrenzen des Maschinensystems bestimmt, die eine weitere Erhöhung der Strahlwinkeländerung begrenzen. Das Erzeugen von Kerben mit variierender Kerbtiefe und die dabei auftretenden Änderungen der Strahl-Werkstoff-Kontaktbedingungen wurden in umfangreichen Untersuchungen studiert, deren Ergebnisse wesentlich zum Prozessverständnis beitragen. Bei der Untersuchung der grundlegenden Effekte bei variierenden Kerbtiefen mittels Hochgeschwindigkeitsaufnahmen wurden die mit dem Kontaktwinkel stark variierenden Effekte des Sekundärstrahls beobachtet. Darüber hinaus wurden die unterschiedlichen Kontaktbedingungen des Sekundärstrahls abhängig vom Kerbtiefenverlauf deutlich. Diese zunächst gualitativ beobachteten Effekte wurden mittels weiterer Untersuchungen in quantitative Werte überführt und die ermittelten Erkenntnisse an realen Kerben getestet. Im Ergebnis kann eine variierende Kerbtiefe unter Berücksichtigung der Änderungen des Primär- und Sekundärstrahls über die vorliegenden Kontaktwinkel und der Kontaktwinkeländerung ausgelegt werden. Der zweite Schritt wurde durch die Untersuchungen an den zusätzlichen Werkstoffen ZrO2 und Ti64 + 5%TiC vervollständigt. Bei der Untersuchung wurden für den Werkstoff Ti64 + 5% TiC ähnliche Kerbtiefen und Qualitätskennwerte wie am Titanaluminid beobachtet. Bei der deutlich härteren ZrO_2 -Keramik konnten immer noch Kerbtiefen von t_K = 15 mm erzeugt werden. Mit diesen Arbeiten und Erkenntnissen wurden die ersten beiden Teilziele abgeschlossen und entsprechend der Zielstellung erfüllt.

Um die gewonnenen Erkenntnisse über den rein wissenschaftlichen Rahmen hinaus für die praktischen Anwendung aufzubereiten, wurde im dritten Arbeitsschritt ein Anwendungsmodell erarbeitet. Für ein entsprechendes Modell galt es, nur die qualitäts- und produktivitätsbestimmenden Prozessgrößen zu berücksichtigen. Diese Kriterien werden entsprechend den vorangegangenen Untersuchungen wesentlich durch die Parameter Druck p, Vorschubgeschwindigkeit vf und Anzahl der Überfahrten z bestimmt. Durch die Erkenntnisse über die Einflussfaktoren Druck p und Vorschubgeschwindigkeit vf konnten diese Werte in einen qualitativ hochwertigen formelmäßigen Zusammenhang mit der Kerbtiefe einer Überfahrt t_{K,Ü1} überführt werden. Eine weitere formelmäßige Beschreibung der Kerbtiefe $t_{K}(z)$ abhängig von der Anzahl der Überfahrten z unter Berücksichtigung der Abnahme der Kerbtiefendifferenz Δt_{K} ergänzt den gualitäts- und produktivitätsbeeinflussenden Parameter Anzahl der Überfahrten z. Durch die Kombination der beiden Formeln kann eine Kerbtiefe t_{k} auf der Grundlage physikalischer Zusammenhänge ohne viele Wechselwirkungen, wie sie zum Beispiel bei der multiplen linearen Regression auftreten, ausgelegt werden. Die Parameter für eine beliebige Kerbtiefe können entsprechend durch ein Umstellen der Gleichungen gewonnen werden. Das Modell beschreibt die drei untersuchten Werkstoffe mit einem mittleren Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 91$ % sehr gut. Damit ist die Vorgehensweise sowohl für duktile als auch für spröde Werkstoffe anwendbar. Zudem bedarf es nur weniger Versuche, um das Modell für einen neuen Werkstoff zu qualifizieren. Da die Kerbtiefe je nach Einstechvariante von der Sollkerbtiefe abweicht, galt es, dieses Verhalten in das Anwendungsmodell zu integrieren. Diese Verbindung wurde durch Prozessfaktoren realisiert. Die Prozessfaktoren berücksichtigen die Kerbtiefenabweichungen der verschiedenen Prozessvarianten und können direkt mit der Sollkerbtiefe multipliziert werden. Die entsprechenden Faktoren wurden aus den Ergebnissen und Erkenntnissen der vorangegangenen Untersuchungen abgeleitet und in Kontrollversuchen überprüft. Durch die formelmäßige Beschreibung der Zusammenhänge wird eine schnelle und einfache Auslegung ermöglicht und so der Einsatz der WAIS-Einstechtechnologie erleichtert.

Durch das Anwendungsmodell ist die Auslegung eines Prozesses unter vielen Randbedingungen gegeben. Dennoch bestehen vielfältige Möglichkeiten der Zusammenführung von Kerben, bei denen das Modell aufgrund von Unstetigkeiten kurzzeitig keine Anwendung finden kann. Aufgrund der Vielzahl solcher Übergangsbedingungen war eine versuchstechnische Aufarbeitung der Fragestellung nicht zielführend. Stattdessen sollte diese Fragestellung durch eine allgemeingültige Beschreibung der Wirkzusammenhänge der Werkstoffvolumenabtrennung durch ein analytisch-numerisches Modell beantwortet werden. Ein entsprechendes Modell wurde unter Verwendung der erarbeiteten Erkenntnisse erstellt, basierend auf den Effekten der Werkstoffvolumenabtrennung durch den Primär, den Sekundär- und den Tertiärstrahl. Zur Berücksichtigung der tatsächlichen lokalen Werkstoffvolumenabtrennung wurde in dem Modell die werkstoffabhängigen Effekte der lokalen Kontaktbedingungen berücksichtigt. Das Modell ermöglicht die Vorhersage der Werkstoffvolumenabtrennung für beliebige Geometrien und Strahlbewegungen und ist damit in der Lage, das Prozessverhalten an den oben genannten Unstetigkeitsstellen abzubilden. Der Funktionsnachweis des Modells wurde für Ein- und Austrittsbedingungen des Strahls in bzw. aus dem Werkstoff erbracht. Zudem konnte gezeigt werden, das mit dem Modell Korrekturmaßnahmen umgesetzt, getestet und bewertet werden können. Für eine Modellkalibrierung sind Erkenntnisse über die Werkstoffvolumenabtrennung des Primär- und des Sekundärstrahls abhängig vom Kontaktwinkel α_k notwendig und erbracht worden. Durch dieses analytisch-numerische Modell der Werkstoffvolumenabtrennung können beliebige Strahl-Werkstoff-Interaktionen untersucht oder anwendungsnah Kompensationsoptionen geprüft werden. Zusammenfassend werden in dem Modell die Erkenntnisse über die Wirkzusammenhänge der Strahlbedingungen auf die Werkstoffvolumenabtrennung beim WAIS beschrieben und in einen gesamtheitlichen Kontext gestellt.

Im letzten Schritt galt es, die Einsatzbereiche der konturnahen Vorbearbeitung zu identifizieren, um dem interessierten Anwender aufzuzeigen, an welcher Stelle der Einsatz der konturnahen Vorbearbeitung sinnvoll einzusetzen ist. Um diese Frage zu beantworten, wurde eine Kostenrechnung basierend auf der Maschinenstundensatzrechnung aufgestellt, die einen Vergleich der Fertigungskosten für einen beispielhaften Auftrag für verschiedene Prozessketten ermöglicht. In dem Kostenvergleich wurden die Fertigungsverfahren Drehen, Fräsen und Schleifen berücksichtigt. Die wesentlichen Kennwerte sind ein minimales abzutrennendes Volumen von $V_{min} = 5$ cm³, volumenbezogene Werkzeugkosten bei der konventionellen Bearbeitung von K_W = 0,16 €/cm³ und ein Zeitspanungsvolumen beim WAIS von Q_w = 4,2 mm³/min. Werden diese Werte in einer Vorkalkulation überschritten, ist der Einsatz der konturnahen Vorbearbeitung mittels WAIS vielversprechend. Anhand dieser Kostenanalyse konnten die Eckdaten für die wirtschaftliche Anwendung der konturnahen Vorbearbeitung mittels WAIS-Einstechvarianten ermittelt werden. Das Hauptziel dieser Arbeit war es, durch Erkenntnisse über die Verfahrensvarianten des WAIS-Einstechens die konturnahe Vorbearbeitung von schwer zerspanbaren Werkstoffen zu erweitern und eine anwendungsnahe Vorgehensweise für die Technologie der konturnahen Vorbearbeitung zu erarbeiten. Da alle Teilziele erfolgreich abgeschlossen wurden und insgesamt eine umfassende Qualifizierung der konturnahen Vorbearbeitung durch Verfahrensvarianten des WAIS-Einstechens stattgefunden hat, kann dieses Ziel als erreicht bewertet werden.

Mit dieser Arbeit wurde der Stand der Technik zur Wasserstrahltechnologie um eine neue Prozessvariante, das axiale WAIS-Einstechdrehen, ergänzt. Darüber hinaus wurden vorhandene Erkenntnisse zu den Prozessvarianten radiales WAIS-Einstechdrehen und WAIS-Einstechfräsen um mehrere Prozessparameter erweitert. Zusammengenommen wird damit eine konturnahe Vorbearbeitung vieler Geometrien durch den Wasserabrasivstrahl ermöglicht und das Fertigungsverfahren WAIS um eine effiziente Bearbeitungsmöglichkeit zur Erzeugung dreidimensionaler Bauteile gesteigert. Neben dem Nachweis der Machbarkeit und der effizienten WAIS-Bearbeitungsmöglichkeit wurde in dieser Arbeit auch ein Auslegungsmodell erarbeitet. das eine einfache industrielle Anwendung der Strategie ermöglicht, die direkt eingesetzt oder mit geringem Aufwand auf weitere Werkstoffe übertragen werden kann. Zudem wurde neben der Machbarkeit und der industriellen Anwendbarkeit der effizienten WAIS-Bearbeitungsmöglichkeiten auch die wissenschaftliche Beschreibung des Wasserabrasivstrahls in den Blick genommen und in einem analytisch-numerischen Simulationsmodell umgesetzt. In diesem Zusammenhang wurde der Stand der Technik um ein Werkstoffvolumenabtrennmodell erweitert, das die Strahlablenkung als eigenständigen Strahl beschreibt, der sich aus den Kontaktbedingungen zwischen dem Ursprungsstrahl und dem Werkstoff ergibt. Durch diese Beschreibung der Werkstoffvolumenabtrennung, die im dreidimensionalen Raum für beliebige Maschinenbewegungen und Werkstückgeometrien stattfindet, konnten WAIS-verfahrensspezifische Merkmale qualitativ abgebildet werden. Das Modell ermöglicht somit, auch bedingt durch die kurzen Rechenzeiten, eine Beschleunigung der Prozessauslegung und eine Verbesserung der Produktivität und Qualität bei der WAIS-Vorbearbeitung.

Die untersuchte Prozessstrategie zur dreidimensionalen Vorbearbeitung wurde in dieser Arbeit stets als konturnah bezeichnet, um auf die Tatsache, dass die durch die Technologie erzeugten Oberflächencharakteristiken meist nicht Endkonturansprüchen genügen, aufmerksam zu machen. Eine Schlichtbearbeitung nach der konturnahen Vorbearbeitung mittels WAIS wird wesentlich durch die Oberflächencharakteristiken der WAIS-Bearbeitung beeinflusst. In dem vorgestellten Beispiel wurde eine Verschleißerhöhung von 55 % beobachtet. Dabei gilt es, Werkstückaufhärtungen, Oberflächenwelligkeiten und Rauheiten sowie Abrasiveinlagerungen und ggf. durchzuführende Reinigungsstrategien für Abrasiveinlagerungen, wie sie von FALTIN vorgestellt wurden, zu berücksichtigen [FAL18]. Die vielfältigen Wechselwirkungen zwischen WAIS-Bearbeitungsstrategie, Reinigungsstrategie und Nachbearbeitungsverfahren gilt es, zukünftig näher zu untersuchen. Bei der Erarbeitung einer Prozesskette wurde in dieser Arbeit gezeigt, dass eine umfassende konturnahe Vorbearbeitung alle WAIS-Prozessvarianten, also auch das WAIS-Schneiden und das WAIS-Fräsen berücksichtigen sollte, um eine effiziente Vorkonturierung zu ermöglichen. Durch die verschiedenen Prozessvarianten ergeben sich zahlreiche mögliche Bearbeitungsstrategien. Eine Vorgehensweise zur Ermittlung der effizientesten Bearbeitungsstrategien würde die Anwendung der Technologie zur dreidimensionalen Bearbeitung von Werkstücken weiter beschleunigen.

9 Literaturverzeichnis

- ALB17 Alberdi, A.; Rivero, A.; Artaza, T.; Lamikiz, A.: Analysis of Alloy 718 surfaces milled by abrasive waterjet and post-processed by plain waterjet technology. Procedia Manufacturing 13 (2017), S. 679 686.
- ANS90 Ansari, A. I.: A Study on Turning with Abrasive Waterjets. Houghton, Vereinigte Staaten, Michigan Technological University, PhD Thesis, 1990.
- APP00 Appel, F.; Brossmann, U.; Christoph, U.; Eggert, S.; Janschek, P.; Lorenz, U.; Müllauer, J.; Oehring, M.; Paul, J.D.H.: Recent Progress in the Development of Gamma Titanium Aluminide Alloys. Advanced Engineering Materials 2 (2000) 11, S. 699 - 720.
- APP11 Appel, F.; Paul, J. D. H.; Oehring, M.: Gamma Titanium Aluminide Alloys. Weinheim: Wiley-VCH, 2011.
- AXI09 Axinte, D. A.; Srinivasu, D. S.; Kong, M. C.; Butler-Smith, P. W.: Abrasive waterjet cutting of polycrystalline diamond; A preliminary investigation. International Journal of Machine Tools and Manufacture 49 (2009) 10, S. 797 803.
- AXI10 Axinte, D. A.; Srinivasu, D. S.; Billingham, J.; Cooper, M.: Geometrical modelling of abrasive waterjet footprints: A study for 90° jet impact angle. CIRP Annals - Manufacturing Technology 59 (2010) 1, S. 341 - 346.
- AXI14 Axinte, D. A.; Karpuschewski, B.; Kong, M. C.; Beaucamp, A. T.; Anwar, S.; Miller, D.; Petzel, M.: High Energy Fluid Jet Machining (HEFJet-Mach). CIRP Annals - Manufacturing Technology 63 (2014) 2, S. 751 - 771.
- BER08 Bergmann, S.: Beitrag zur Zerspanung intermetallischer γ-Titanaluminide durch Bohren, Gewindebohren und Fräsen. Schriftenreihe des ISF. Hrsg.: Weinert K. Dissertation, Technische Universität Dortmund. Essen: Vulkan-Verlag, 2008.
- BIT63a Bitter, J. G. A.: A study of erosion phenomena, Part I. Wear 6 (1963) 1, S. 5 - 21.
- BIT63b Bitter, J. G. A.: A study of erosion phenomena, Part II. Wear 6 (1963) 3, S. 169 190.
- BLI90 Blickwedel, H.: Erzeugung und Wirkung von Hochdruck-Abrasivstrahlen. Berichte aus dem Institut für Werkstoffkunde. Dissertation, Universität Hannover. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1990.
- BÖG14 Böge, A.; Böge, W.: Handbuch Maschinenbau; Grundlagen und Anwendungen der Maschinenbau-Technik. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2014.
- BOL15 Bolz, S.: Eigenschaftsoptimierung und Prozessfensterbestimmung der γ-(TiAl)-Schmiedelegierung TNB-V4. Cottbus, Brandenburgische Technische Universität Cottbus, Diss. Senftenberg: BTU Cottbus, 2015.
- BOU10 Boud, F.; Carpenter, C.; Folkes, J.; Shipway, P.: Abrasive waterjet cutting of a titanium alloy: The influence of abrasive morphology and mechanical properties on workpiece grit embedment and cut quality. Journal of Materials Processing Technology 210 (2010) 15, S. 2197 2205.
- CLE11 Clemens, H.; Mayer, S.: Intermetallisches Titanaluminid Ein innovativer Leichtbauwerkstoff für Hochtemperaturanwendungen. BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte 156 (2011) 7, S. 255 - 260.
- DAV13 Davim, J. P.: Nontraditional Machining Processes. London: Springer London, 2013.

DIE03	Dietrich, M.: Titan-Aluminid-Legierungen; Eine Werkstoffgruppe mit Zukunft. Jülich: Forschungszentrum Jülich GmbH, 2003.
DON19	Dong, X.; Li, Z.; Jiang, C.; Liu, Y.: Smoothed particle hydrodynamics (SPH) simulation of impinging jet flows containing abrasive rigid bodies. Computational Particle Mechanics 6 (2019) 3, S. 479 - 501.
EBN17	Ebner, U.: Getriebefan 2.0. Flug Revue (2017) 1, S. 60 - 64.
ELD96	El-Domiaty, A. A.; Shabara, M. A.; Abdel-Rahman, A. A.; Al-Sabeeh, A. K.: On the modelling of abrasive waterjet cutting. The International Journal of Advanced Manufacturing 12 (1996) 4, S. 255 - 265.
ELH18	El-Hofy, M.; Helmy, M. O.; Escobar-Palafox, G.; Kerrigan, K.; Scaife, R.; El- Hofy, H.: Abrasive Water Jet Machining of Multidirectional CFRP Laminates. Procedia CIRP 68 (2018), S. 535 - 540.
ELT05	EITobgy, M.; Ng, EG.; Elbestawi, M. A.: Modelling of Abrasive Waterjet Ma- chining. CIRP Annals - Manufacturing Technology 54 (2005) 1, S. 285 - 288.
ENG84	Engemann, B. K.: Beitrag zu Physik und Technik des Trennens mittels Hoch- geschwindigkeitsflüssigkeitsstrahlen. Darmstadt, Technische Hochschule Darmstadt, Diss, Darmstadt: Technische Hochschule Darmstadt, 1984.
FAL18	Faltin, F.: Endkonturnahe Schruppbearbeitung von Titanaluminid mittels Was- serabrasivstrahlen mit kontrollierter Schnitttiefe. Berichte aus dem Produkti- onstechnischen Zentrum Berlin. Hrsg.: Uhlmann, E. Dissertation, Technische Universität Berlin. Stuttgart: Fraunhofer IRB, 2018.
FEN07	Feng, Y. X.; Huang, C. Z.; Wang, J.; Lu, X. Y.; Zhu, H. T.: Surface Character- istics of Ceramics Milled with Abrasive Waterjet Technology. Key Engineering Materials 329 (2007), S. 335 - 340.
FIN58	Finnie, I.: The Mechanism of Erosion of ductile Metals. Proceedings of the third U. S. National Congress of Applied Mechanics (1958), S. 527 - 532.
FIS92	Fisher, R. A.: Statistical Methods for Research Workers. In: Breakthroughs in Statistics; Volume II. Hrsg.: Kotz, S.; Johnson, N.L. New York, Vereinigte Staaten: Springer New York, 1992, S. 66 - 70.
FLO22	Flow Shape Technologies Group: Wasserstrahlschneiden vs. andere Techno- logien; Schneidgeschwindigkeitsbereich. Darmstadt. Firmenschrift. 2022.
FLÖ13	Flögel, K.; Faltin, F.: Waterjet Turning of Titanium Alloys. Advanced Materials Research 769 (2013) S. 77 - 84.
FOW05a	Fowler, G.; Shipway, P. H.; Pashby, I. R.: A technical note on grit embedment following abrasive water-jet milling of a titanium alloy. Journal of Materials Processing Technology 159 (2005) 3, S. 356 - 368.
FOW05b	Fowler, G.; Shipway, P. H.; Pashby, I. R.: Abrasive water-jet controlled depth milling of Ti6Al4V alloy – an investigation of the role of jet-workpiece traverse speed and abrasive grit size on the characteristics of the milled material. Journal of Materials Processing Technology 161 (2005) 3, S. 407 - 414.
FOW09	Fowler, G.; Pashby, I. R.; Shipway, P. H.: The effect of particle hardness and shape when abrasive water jet milling titanium alloy Ti6Al4V. Wear 266 (2009) 7-8, S. 613 - 620.
FRI10	Fritz, A. H., Schulze, G.: Fertigungstechnik. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2010.
GAO18	Gao, C.; Liu, Z.; Zhao, K.; Guo, C.: Abrasive Water Jet Drilling of Ceramic Thermal Barrier Coatings. Procedia CIRP 68 (2018) S. 517 - 522.

- GE21 GE Aviation: The GEnx Commercial Aircraft Engine. Cincinnati, Vereinigte Staaten. Firmenschrift. 2021.
- GET08 Getu, H.; Ghobeity, A.; Spelt, J. K.; Papini, M.: Abrasive jet micromachining of acrylic and polycarbonate polymers at oblique angles of attack. Wear 265 (2008) 5-6, S. 888 901.
- GFE18 GfE Gesellschaft für Elektrometallurgie GmbH: Titanalum Aluminides; γ-TiAl TNM®-B1 Ingots. Nürnberg. Firmenschrift. 2018.
- GHO09 Ghobeity, A.; Papini, M.; Spelt, J. K.: Abrasive jet micro-machining of planar areas and transitional slopes in glass using target oscillation. Journal of Materials Processing Technology 209 (2009) 11, S. 5123 5132.
- GOP20 Gopichand, G.; Sreenivasarao, M.: Multi-response parametric optimisation of abrasive waterjet milling of Hastelloy C-276. SN Applied Sciences 2 (2020) 11, S. 1 - 17.
- GOS19 Gostimirovic, M.; Pucovsky, V.; Sekulic, M.; Rodic, D.; Pejic, V.: Evolutionary optimization of jet lag in the abrasive water jet machining. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 101 (2019) 9-12, S. 3131 3141.
- GÖT13 Götze, U.; Zönnchen, S.; Schönherr, J.: Wirtschaftliche Bewertung von Prozesskettenvarianten am Beispiel von Strukturbauteilen. In: Energetisch-wirtschaftliche Bilanzierung und Bewertung technischer Systeme – Erkenntnisse aus dem Spitzentechnologiecluster eniPROD; 1. und 2. Methodenworkshop der Querschnittsarbeitsgruppe 1 "Energetisch-wirtschaftliche Bilanzierung" des Spitzentechnologieclusters eniPROD. Hrsg.: Neugebauer, R.; Götze, U.; Drossel, W.G. Chemnitz: Verlag Wissenschaftliche Scripten, 2013, S. 375 - 396.
- GRÜ15 Grüters, J., Galetz, M. C., Schütze, M.: Oxidationsschutz und Erhaltung der mechanischen Eigenschaften von Titanaluminiden durch Kombination von CVD-Beschichtung und Halogeneffekt. Berlin: Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi) über AiF. 2015.
- GUO16 Guo, L.; Deng, S.; Yang, X.: Numerical simulation of abrasive water jet cutting chemical pipeline based on SPH coupled FEM. Chemical Engineering Transactions 51 (2016), S. 73 78.
- GUO94 Guo, N.-S.: Schneidprozess und Schnittqualität beim Wasserabrasivstrahlschneiden. Berichte aus dem Institut für Werkstoffkunde. Dissertation, Universität Hannover. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1994.
- GUß17 Gußfeld, A.; Michels, H.: Prozessentwicklung für Near Net Shape-TiAl-Turbinenräder im Feingießverfahren. In: Konstruieren und Gießen - Informationen für den Konstrukteur und Gussanwender. 2017, S. 38 - 45.
- HAG18 Haghbin, N.; Ahmadzadeh, F.; Papini, M.: Masked micro-channel machining in aluminum alloy and borosilicate glass using abrasive water jet micro-machining. Journal of Manufacturing Processes 35 (2018) S. 307 - 316.
- HAS00 Hashish, M.; Stewart J.: Observations on precision turning with AWJ. In: Papers presented at the 15th International Conference on Jetting. Bury St. Edmunds, Vereinigtes Königreich: Professional Engineering Publications, 2000, S. 367 - 380.

HAS01	Hashish, M.: Macro characteristics of AWJ turned surfaces. In: Proceedings of the 2001 WJTA American Waterjet Conference, Volume 1. Hrsg.: Hashish, M. St. Louis, Vereinigte Staaten: WaterJet Technology Association, 2001, S. 45 - 58.
HAS10	Hashish, M.: AWJ Milling of Gamma Titanium Aluminide. Journal of Manufac- turing Science and Engineering 132 (2010) 4, S. 41005-1 - 41005-9.
HAS15	Hashish, M.; Kotchon, A.; Ramulu, M.: Status of AWJ Machining of CMCs and Hard Materials. In: Proceedings of INTERTECH 2015, Indianapolis, Vereinigte Staaten, 19.05 20.05.2015.
HAS84	Hashish, M.: A Modeling Study of Metal Cutting With Abrasive Waterjets. Journal of Engineering Materials Technology 106 (1984) 1, S. 88 - 100.
HAS87a	Hashish, M.: Prediction of depth of cut in abrasive-waterjet (AWJ) machining. Modelling of Materials Processing (1987), S. 65 - 82.
HAS87b	Hashish, M.: Turning with abrasive waterjets - a first investigation. Journal of Engineering for Industry 109 (1987) 4, S. 281 - 290.
HAS87c	Hashish, M.: Wear in Abrasive-Waterjet Cutting Systems. Wear of Materials (1987), S. 769 - 776.
HAS88a	Hashish, M.: Turning, Milling, and Drilling with Abrasive-Waterjet. In Proceed- ings of the 9th International Symposium on Jet Cutting Technology. Hrsg: Wood, P. A.; Pickford, R. Cranfield, Vereinigtes Königreich: BHRA Fluid Engi- neering, 1988, S. 113 - 131.
HAS88b	Hashish, M.: Visualization of the abrasive-waterjet cutting process. Experi- mental Mechanics 28 (1988) 2, S. 159 - 169.
HAS89	Hashish, M.: A Model for Abrasive-Waterjet (AWJ) Machining. Journal of Engineering Materials and Technology 111 (1989) 2, S. 154 - 162.
HAS91	Hashish, M.: Characteristics of Surfaces Machined with Abrasive-Waterjets. Journal of Engineering Materials Technololy 113 (1991) 3, S. 354 - 362.
HAS93	Hashish, M.: The Effect of Beam Angle in Abrasive-Waterjet Machining. Jour- nal of Engineering for Industry 115 (1993) 1, S. 51 - 56.
HAS95	Hashish, M.; Ansari A.: Erosion modes during AWJ lathe slotting. Manufactur- ing Science and Engineering (1995) MED-Vol. 2-2; MH-Vol. 3-2, S. 1263 - 1269.
HAS98	Hashish, M.: Controlled-Depth Milling of Isogrid Structures With AWJs. Journal of Manufacturing Science and Engineering 120 (1998) 1, S. 21 - 27.
HEI14	Heisel, U.: Handbuch Spanen. München: Hanser, 2014.
HEN07	Henning, A.: Modellierung der Schnittgeometrie beim Schneiden mit dem Wasserabrasivstrahl. Berichte aus dem Institut für Industrielle Fertigung und Fabrikbetrieb. Hrsg.: Westkämper E. Dissertation, Universität Stuttgart. Heimsheim: Jost Jetter, 2007.
HEN99	Henning A.: Modelling of turning operation for abrasive waterjets. In: Proceed- ings of the 10th American Waterjet Conference; Volume II. Hrsg.: Hashish, M. St. Louis: WaterJet Technology Association, 1999, S. 795 - 810.
HER10	Herter, S.: Spanbildung und Randzonenbeeinflussung beim Drehen interme- tallischer Titanaluminide. Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin. Hrsg.: Uhlman, E. Dissertation, Technische Universität Berlin. Stuttgart: Fraunhofer IRB, 2010.

Heßling, M.: Grundlagenuntersuchungen über das Schneiden von Gestein mit HEß88 abrasiven Höchstdruckwasserstrahlen. Aachen, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Diss, 1988. **HIM93** Himmelreich, U.: Fluiddynamische Modelluntersuchungen an Wasserabrasivstrahlen. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1993. HOO00 Hoogstrate, A. M.: Towards High-Definition Abrasive Waterjet Cutting; A model based approach to plan small-batch cutting operations of advanced materials by high-pressure abrasive waterjet. Delft, Technische Universiteit Delft, Diss, 2000. HUL13 Hullin, G.: Mikrostruktur und mechanische Eigenschaften gegossener TiAl-Legierungen. FAU Studien Materialwissenschaften und Werkstofftechnik. Hrsg.: Göken, M. Dissertation. Friedrich-Alexander-Universität. Erlangen: FAU Universitary Press, 2013. JAG19 Jagadish; Bhowmik, S.; Ray, A.: Development of fuzzy logic-based decision support system for multi-response parameter optimization of green manufacturing process: a case study. Soft Computing 23 (2019) 21, S. 11015 - 11034. JAM18 James, S.; Mahajan, A.: Experimental Study of Machining of Smart Materials Using Submerged Abrasive Waterjet Micromachining Process. In: Proceedings of the ASME 2018 13th International Manufacturing Science and Engineering Conference; Volume 4: Processes, College Station, Texas, Vereinigte Staate, 18.06. - 22.06.2018. JAN16 Janschek, P.: Geschmiedete Turbinenschaufeln aus Titanaluminid - Ein neuer Werkstoff lernt fliegen. MassivUmformung (2016) September, S. 26 - 30. Jerman, M.; Valentinčič, J.; Lebar, A.; Orbanić, H.: The Study of Abrasive Wa-JER15 ter Jet Cutting Front Development using a Two-Dimensional Cellular Automata Model. Strojniški vestnik - Journal of Mechanical Engineering 61 (2015) 5, S. 292 - 302. JIA10 Jianming, W.; Na, G.; Wenjun, G.: Abrasive waterjet machining simulation by SPH method. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 50 (2010) 1-4, S. 227 - 234. **KAR17** Kartal, F.: A review of the current state of abrasive water-jet turning machining method. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 88 (2017) 1-4, S. 495 - 505. KÄT14 Kättlitz, O.: Technologische Entwicklung zur Herstellung von near-net shape Niederdruckturbinenschaufeln aus dem intermetallischen Werkstoff Titanaluminid im Feinguss. Ergebnisse aus Forschung und Entwicklung Gießerei-Institut der RWTH Aachen, Dissertation, RWTH Aachen, 2014. KLE20 Kleppmann, W.: Versuchsplanung; Produkte und Prozesse optimieren. München: Hanser, 2020. **KLO07** Klocke, F.; König, W.: Fertigungsverfahren 3; Abtragen, Generieren Lasermaterialbearbeitung. Berlin, Heidelberg: Springer 2007. Klocke, F.; König, W.: Fertigungsverfahren 1; Drehen, Fräsen, Bohren. Berlin: KLO08 Springer, 2008. **KLO15** Klocke, F.; Schmitt, R.; Zeis, M.; Heidemanns, L.; Kerkhoff, J.; Heinen, D.; Klink, A.: Technological and Economical Assessment of Alternative Process Chains for Blisk Manufacture. Procedia CIRP 35 (2015), S. 67 - 72. KLO18 Klocke, F.; Schreiner, T.; Schüler, M.; Zeis, M.: Material Removal Simulation for Abrasive Water Jet Milling. Procedia CIRP 68 (2018), S. 541 - 546.

KOL06	Kolb, M.: Wasserstrahlschneiden; Materialbearbeitung mit einem Hochdruck- wasserstrahl. Landsberg am Lech: Verlag Moderne Industrie, 2006.
KON11	Kong, M.; Axinte, D.; Voice, W.: Challenges in using waterjet machining of NiTi shape memory alloys: An analysis of controlled-depth milling. Journal of Materials Processing Technology 211 (2011) 6, S. 959 - 971.
KON12	Kong, M. C.; Anwar, S.; Billingham, J.; Axinte, D.A.: Mathematical modelling of abrasive waterjet footprints for arbitrarily moving jets: Part I—single straight paths. International Journal of Machine Tools and Manufacture 53 (2012) 1, S. 58 - 68.
KOT12	Kothari, K.; Radhakrishnan, R.; Wereley, N. M.: Advances in gamma titanium aluminides and their manufacturing techniques. Progress in Aerospace Sciences 55 (2012), S. 1 - 16.
KOV92	Kovacevic, R.: Monitoring the depth of abrasive waterjet penetration. Interna- tional Journal of Machine Tools and Manufacture 32 (1992) 5, S. 725 - 736.
KRA17	Krajcarz, D.; Bańkowski, D.; Młynarczyk, P.: The Effect of Traverse Speed on Kerf Width in AWJ Cutting of Ceramic Tiles. Procedia Engineering 192 (2017), S. 469 - 473.
LAN17	Laniel, R.; Bouchareb, O.; Brient, A.; Miroir, M.: Discrete Elements Model of an Abrasive Water-jet through the Focal Canon to the Work-piece. Procedia CIRP 58 (2017), S. 529 - 534.
LAN90	Lange, K.: Umformtechnik; Handbuch für Industrie und Wissenschaft. Berlin: Springer, 1990.
LAU94	Laurinat, A. H.: Abtragen mit Wasserabrasivinjektorstrahlen. Berichte aus dem Institut für Werkstoffkunde. Disseration, Universität Hannover. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1994.
LEB04	Lebar, A.; Junkar, M.: Simulation of abrasive water jet cutting process: Part 1. Unit event approach. Modelling and Simulation in Materials Science and Engi- neering 12 (2004) 6, S. 1159 - 1170.
LIU04	Liu, H.; Wang, J.; Kelson, N.; Brown, R.J.: A study of abrasive waterjet charac- teristics by CFD simulation. Journal of Materials Processing Technology 153- 154 (2004), S. 488 - 493.
LIU14	Liu, D.; Huang, C.; Wang, J.; Zhu, H.; Yao, P.; Liu, Z.: Modeling and optimiza- tion of operating parameters for abrasive waterjet turning alumina ceramics using response surface methodology combined with Box–Behnken design. Ceramics International 40 (2014) 6, S. 7899 - 7908.
LIU19a	Liu, X.; Tang, P.; Geng, Q.; Wang, X.: Effect of Abrasive Concentration on Impact Performance of Abrasive Water Jet Crushing Concrete. Shock and Vibration 2019 (2019) 2, S. 1 - 18.
LIU19b	Liu, S.; Cui, Y.; Chen, Y.; Guo, C.: Numerical research on rock breaking by abrasive water jet-pick under confining pressure. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 120 (2019), S. 41 - 49.
LV19	Lv, Z.; Hou, R.; Chen, X.; Huang, C.: Numerical research on erosion involved in ultrasonic-assisted abrasive waterjet machining. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 103 (2019) 1-4, S. 617 - 630.
MAN09	Manu, R.; Babu, N. R.: An erosion-based model for abrasive waterjet turning of ductile materials. Wear 266 (2009) 11-12, S. 1091 - 1097.

- MEI93 Meier-Wiechert, G.: Unterwassereinsatz von Wasserabrasivstrahlen. Berichte aus dem Institut für Werkstoffkunde. Dissertation, Universität Hannover. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1993.
- MIE17 Mieszala, M.; Torrubia, P. L.; Axinte, D. A.; Schwiedrzik, J.J.; Guo, Y.; Mischler, S.; Michler, J.; Philippe, L.: Erosion mechanisms during abrasive waterjet machining: Model microstructures and single particle experiments. Journal of Materials Processing Technology 247 (2017), S. 92 - 102.
- MIL16 Miles P.; Henning A.: Deep pocket milling with abrasive waterjets. In: Proceedings of the 23rd International Conference on Water Jetting. Hrsg.: Fairhurst, M. Cranfield, Vereinigtes Königreich: BHR Group, 2016, S. 113 - 126.
- MOD18 Modern Materials: Rolled Alloys announces new water jet processing capabilities for bar products. Modern Materials (2018) URL: https://www.modernmetals.com/item/14962-rolled-alloys-announces-new-water-jet-processing-capabilities-for-bar-products.html (Zugriff: 2021-03-15).
- MOH15 Mohankumar, V.; Kanthababu, M.; Raveendran, R.: Review on Machining Aspects in Metal Matrix and Ceramic Matrix Composites Using Abrasive Waterjet. Applied Mechanics and Materials 766-767 (2015), S. 643 - 648.
- MOM98 Momber, A.; Kovacevic, R.: Principles of abrasive water jet machining. London, Berlin: Springer, 1998.
- MON17 Montesano, J.; Bougherara, H.; Fawaz, Z.: Influence of drilling and abrasive water jet induced damage on the performance of carbon fabric/epoxy plates with holes. Composite Structures 163 (2017) S. 257 266.
- MON19 Monoranu, M.; Ashworth, S.; M'Saoubi, R.; Fairclough, J.P.; Kerrigan, K.; Scaife, R.J.; Barnes, S.; Ghadbeigi, H.: A comparative study of the effects of milling and abrasive water jet cutting on flexural performance of CFRP. Procedia CIRP 85 (2019) S. 277 - 283.
- MTU21 MTU Aero Engines AG: PW1100G-JM (MRO). München. Firmenschrift. 2021.
- NAG18 Nag, A.; Ščučka, J.; Hlavacek, P.; Klichová, D.; Srivastava, A.K.; Hloch, S.; Dixit, A.R.; Foldyna, J.; Zelenak, M.: Hybrid aluminium matrix composite AWJ turning using olivine and Barton garnet. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 94 (2018) 5, S. 2293 - 2300.
- NAI18 Nair, A.; Kumanan, S.: Optimization of size and form characteristics using multi-objective grey analysis in abrasive water jet drilling of Inconel 617. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering 40 (2018) 3, S. 1 - 15.
- NEI68 Neilson, J. H.; Gilchrist, A.: Erosion by a stream of solid particles. Wear 11 (1968) 2, S. 111 122.
- NGU15 Nguyen, T.; Wang, J.; Kwok, N. M.; Li, H.; Ha, Q.P.: Predictive models for the geometrical characteristics of channels milled by abrasive waterjet. In: 2015 IEEE International Conference on Automation Science and Engineering (CASE), Gothenburg, Schweden, 24.08. 28.08.2015, S. 1459 1464.
- ÖJM97 Öjmertz, C.: A study on abrasive waterjet milling. Göteborg, Schweden, Chalmers University of Technology, PhD Thesis, 1997.
- ORB04 Orbanic, H.; Junkar, M.: Simulation of abrasive water jet cutting process: Part 2. Cellular automata approach. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering 12 (2004) 6, S. 1171 1184.

OWE90	Oweinah, H.: Leistungssteigerung des Hochdruckwasserstrahlschneidens durch Zugabe von Zusatzstoffen. Darmstädter Forschungsberichte für Kon- struktion und Fertigung. Hrsg.: Schulz, H. Dissertation. Technische Hochschule Darmstadt. München, Wien: Hanser, 1990.
PAH19	Pahuja, R.; Ramulu, M.: Abrasive water jet machining of Titanium (Ti6Al4V)-CFRP stacks – A semi-analytical modeling approach in the predic- tion of kerf geometry. Journal of Manufacturing Processes 39 (2019), S. 327 - 337.
PAS79	Pasche, E.: Gesteinszerstörung mit Hilfe von Höchstdruckwasserstrahlen un- ter Einfluss der Gesteins- und Strahlparameter. Aachen, Rheinisch-Westfäli- sche Technische Hochschule Aachen, Diss, 1979.
PAU98	Paul, S.; Hoogstrate, A.M.; van Luttervelt, C.; Kals, H.: An experimental inves- tigation of rectangular pocket milling with abrasive water jet. Journal of Materi- als Processing Technology 73 (1998), S. 179 - 188.
PET10a	Peters, M.: Titan und Titanlegierungen. Weinheim: Wiley-VCH, 2010.
PET10b	Peters, M.; Clemens, H.: Titan, Titanlegierungen und Titanaluminide – Basis für innovative Anwendungen. BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte 155 (2010) 9, S. 402 - 408.
PHA16	Phapale, K.; Singh, R.; Patil, S.; Singh, R.: Delamination Characterization and Comparative Assessment of Delamination Control Techniques in Abrasive Water Jet Drilling of CFRP. Procedia Manufacturing 5 (2016), S. 521 - 535.
PI08	Pi, V. N.: Performance enhancement of abrasive waterjet cutting. Delft, Tech- nische Universiteit Delft, Diss, Rotterdam: PrintPartners, 2008.
PLI15	Plinke, W.; Rese, M.; Utzig, B. P.: Industrielle Kostenrechnung. Berlin, Heidelberg: Springer, 2015.
POZ18	Pozzetti, G.; Peters, B.: A numerical approach for the evaluation of particle- induced erosion in an abrasive waterjet focusing tube. Powder Techno- logy 333 (2018), S. 229 - 242.
PRA21	Pratt & Whitney: GTF Engine. East Hartford, Vereinigte Staaten. Firmen- schrift. 2021.
PRI08	Prisco, U.; D'Onofrio, M. C.: Three-Dimensional CFD Simulation of Two-Phase Flow Inside the Abrasive Water Jet Cutting Head. International Journal for Computational Methods in Engineering Science and Mechanics 9 (2008) 5, S. 300 - 319.
PRI12	Priarone, P. C.; Rizzuti, S.; Rotella, G.; Settineri, L.: Tool wear and surface quality in milling of a gamma-TiAl intermetallic. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 61 (2012) 1-4, S. 25 - 33.
PRI14	Priarone, P. C.; Robiglio, M.; Settineri, L.; Tebaldo, V.: Milling and Turning of Titanium Aluminides by Using Minimum Quantity Lubrication. Procedia CIRP 24 (2014), S. 62 - 67.
PUT18a	Putz, M.; Rennau, A.; Dix, M.: High Precision Machining of Hybrid Layer Composites by Abrasive Waterjet Cutting. Procedia Manufacturing 21 (2018), S. 583 - 590.
PUT18b	Putz, M.; Dix, M.; Morczinek, F.; Dittrich, M.: Suspension Technology for Abra- sive Waterjet (AWJ) Cutting of Ceramics. Procedia CIRP 77 (2018), S. 367 - 370.

Qiang, Z.; Wu, M.; Miao, X.; Sawhney, R.: CFD research on particle move-QIA18a ment and nozzle wear in the abrasive water jet cutting head. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 95 (2018) 9-12, S. 4091 - 4100. Qiang, Z.; Miao, X.; Wu, M.; Sawhney, R.: Optimization of abrasive waterjet QIA18b machining using multi-objective cuckoo search algorithm. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 99 (2018) 5-8. S. 1257 - 1266. Rabani, A.; Madariaga, J.; Bouvier, C.; Axinte, D.: An approach for using itera-**RAB16** tive learning for controlling the jet penetration depth in abrasive waterjet milling. Journal of Manufacturing Processes 22 (2016), S. 99 - 107. Raju, S. P.; Ramulu, M.: Predicting Hydro-Abrasive Erosive Wear During RAJ94a Abrasive Waterjet Cutting: Part I; A Mechanistic Formulation and Its Solution. Manufacturing Science and Engineering ASME 68 (1994), S. 339 - 352. Raju, S. P.; Ramulu, M.: Predicting Hydro-Abrasive Erosive Wear During RAJ94b Abrasive Waterjet Cutting: Part II; Experimental Study and Model Verification. Manufacturing Science and Engineering ASME 68 (1994), S. 381 - 396. REI12 Reimund Neugebauer: Werkzeugmaschinen; Aufbau, Funktion und Anwendung von spanenden und abtragenden Werkzeugmaschinen. Berlin, Heidelberg: Springer, 2012. **REN17** Rennau, A.; Dix, M.: Präzisionsbeschnitt von CFK-Metall-Verbunden. ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 112 (2017) 10, S. 680 - 683. **RIV18** Rivero, A.; Alberdi, A.; Artaza, T.; Mendia, L.; Lamikiz, A.: Surface properties and fatigue failure analysis of alloy 718 surfaces milled by abrasive and plain waterjet. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 94 (2018) 5-8, S. 2929 - 2938. RÖS17 Rösiger, A.; Goller, R.: Comparison of machining technologies for CMC materials using advanced 3D surface analysis. In: Advances in high temperature ceramic matrix composites and materials for sustainable development; Volume 263. Hrsg.: Singh, M. Hoboken: John Wiley and Sons Inc, 2017, S. 145 - 156. SAL16 Salenko, A. F.; Shchetinin, V. T.; Gabuzyan, G. V.; Nikitin, V.A.; Novikov, N.V.; Klimenko, S.A.: Cutting of polycrystalline superhard materials by jet methods. Journal of Superhard Materials 38 (2016) 5, S. 351 - 362. SAS18 Sasikumar, K. S.; Arulshri, K. P.; Ponappa, K.; Uthayakumar, M.: A study on kerf characteristics of hybrid aluminium 7075 metal matrix composites machined using abrasive water jet machining technology. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 232 (2018) 4, S. 690 - 704. Schwartzentruber, J.; Spelt, J. K.; Papini, M.: Prediction of surface roughness SCH17 in abrasive waterjet trimming of fiber reinforced polymer composites. International Journal of Machine Tools and Manufacture 122 (2017), S. 1 - 17. SCH18 Schwartzentruber, J.; Spelt, J. K.; Papini, M.: Modelling of delamination due to hydraulic shock when piercing anisotropic carbon-fiber laminates using an abrasive waterjet. International Journal of Machine Tools and Manufacture 132 (2018), S. 81 - 95.

SHI05	Shipway, P.; Fowler, G.; Pashby, I. R.: Characteristics of the surface of a tita- nium alloy following milling with abrasive waterjets. Wear 258 (2005) 1-4, S. 123 - 132.
SIE10	Siebertz, K.; Bebbervan, D.; Hochkirchen, T.: Statistische Versuchsplanung Design of Experiments (DoE). Berlin, Heidelberg: Springer, 2010.
SOM14	Sommer, K.; Heinz, R.; Schöfer, J.: Verschleiß metallischer Werkstoffe. Wies- baden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2014.
SOU20	Sourd, X.; Zitoune, R.; Crouzeix, L.; Salem, M.; Charlas, M.: New model for the prediction of the machining depth during milling of 3D woven composite using abrasive waterjet process. Composite Structures 234 (2020), S. 111760.
SRI17	Srivastava, A. K.; Nag, A.; Dixit, A. R.; Tiwari, S.; Scucka, J.; Zelenak, M.; Hloch, S.; Hlavacek, P.: Surface integrity in tangential turning of hybrid MMC A359/B ₄ C/Al ₂ O ₃ by abrasive waterjet. Journal of Manufacturing Pro- cesses 28 (2017), S. 11 - 20.
SRI19	Srivastava, A. K.; Nag, A.; Dixit, A. R.; Scucka, J.; Hloch, S.; Klichová, D.; Hla- váček, P.; Tiwari, S.: Hardness measurement of surfaces on hybrid metal ma- trix composite created by turning using an abrasive water jet and WED. Meas- urement 131 (2019), S. 628 - 639.
SUÁ19	Suárez, A.; Veiga, F.; Polvorosa, R.; Artaza, T.; Holmberg, J.; Lacalle, L.L. de; Wretland, A.: Surface integrity and fatigue of non-conventional machined Alloy 718. Journal of Manufacturing Processes 48 (2019), S. 44 - 50.
SUB97	Subramanian, P.; Mendiratta, M.; Dimiduk, D.; Stucke, M.: Advanced interme- tallic alloys—beyond gamma titanium aluminides. Materials Science and Engi- neering: A 239-240 (1997), S. 1 - 13.
SUS08	Susuzlu, T.: Development and evaluation of ultra high pressure waterjet cut- ting. Delft, Niederlande, Technische Universiteit Delft, Diss, 2008
TAB18	Tabatchikova, T. I.; Tereshchenko, N. A.; Yakovleva, I. L.; Gudnev, N. Z.: Structure of Near-Surface Layer of High-Strength Steel Subjected to Abrasive Waterjet Cutting. Physics of Metals and Metallography 119 (2018), S. 871 - 879.
TEB97	Tebbing, G.: Wasserabrasivsuspensionstrahlen im Bereich Reparatur und Zerlegetechnik unter Wasser. Berichte aus dem Institut für Werkstoffkunde. Dissertation, Universität Hannover. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1997.
THO16	Thongkaew, K.; Wang, J.; Yeoh, G. H.: An Investigation of Hole Machining Process on a Carbon-Fiber Reinforced Plastic Sheet by Abrasive Waterjet. Advanced Materials Research 1136 (2016), S. 113 - 118.
TOR16	Torrubia, P. L.; Billingham, J.; Axinte, D. A.: Stochastic simplified modelling of abrasive waterjet footprints. Proceedings of the royal society A; mathematical, physical, and engineering sciences 472 (2016) 2186.
UHD16	Uhde High Pressure Technologies GmbH: Wasserstrahlpumpen. Hagen. Fir- menschrift. 2016.
UHL12	Uhlmann, E.; Flögel, K.; Kretzschmar, M.; Faltin, F.: Abrasive Waterjet Turning of High Performance Materials. Procedia CIRP 1 (2012), S. 409 - 413.
UHL14	Uhlmann, E.; Flögel, K.; Sammler, F.; Rieck, I.; Dethlefs, A.: Machining of Hypereutectic Aluminum Silicon Alloys. Procedia CIRP 14 (2014), S. 223 - 228.

- Uhlmann, E.; Faltin, F.: Abrasive Waterjet Milling As An Efficient 3D Pre-shap-UHL16 ing Technology For Hard To Cut Materials. Science Update 17 (2016), S. 60 - 62. UHL17 Uhlmann. E.; Männel. C.; Flögel. K.; Faltin. F.: Case study on possible productivity improvements of waterjet turning operations. In: Proceedings of the 2017 WJTA Conference & Expo, New Orleans, Vereinigte Staaten, 25.10. -27.19.2017. UHL18a Uhlmann, E.; Männel, C.: 3D-Vorkonturierung mittels Wasserabrasivstrahl. ZWF 113 (2018) 7-8 S. 479 - 483. UHL18b Uhlmann, E.; Männel, C.: Effects of Abrasive Waterjet Trepanning on the Kerf Formation. In: Proceedings of the 24th International Conference on Water Jetting 2018. Hrsg.: Fairhurst, M. Bedfordshire, England: BHR Group, 2018, S. 155 - 165. Uhlmann, E.; Männel, C.: Radial Abrasive Waterjet Kerf Cutting of Titanium UHL18c Alloys. Metal Finishing News 19 (2018) November Issue 19, S. 54 - 57.
- UHL19a Uhlmann, E.; Männel, C.: Modelling of Abrasive Water Jet Cutting with Controlled Depth for Near-Net-Shape Fabrication. Procedia CIRP 81 (2019), S. 920 - 925.
- UHL19b Uhlmann, E.; Männel, C.: Modelling of the Kerf Formation through Primary and Secondary Jet Energy for the Abrasive Waterjet. In: Proceedings of the 2019 WJTA Conference & Expo, New Orleans, Vereinigte Staaten, 11.11. - 13.11.2019.
- UHL20a Uhlmann, E.; Männel. C.; Braun, T.: Efficient abrasive water jet milling for near-net-shape fabrication of difficult-to-cut materials. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 111 (2020) 3, S. 685 - 693.
- UHL20b Uhlmann, E.; Anders, S.; Jaczkowski, R.; Reder, W.: Near-Net-Shape Trimming Process by Abrasive Water Jet Cutting of High-Performance Workpieces for the Aerospace Industry. In: Proceedings of the Machining Innovations Conference (MIC) 2020, Hannover, 02.12.2020, S.93 - 98.
- UHL21a Uhlmann, E.; Kruggel-Emden, H.; Männel. C.; Barth, E.; Markauskas, D.: Advances in Modeling of the Kerf Formation considering the Primary and Deflection Jets for the Abrasive Water Jet Technology. Procedia CIRP 102 (2021), S. 156 161.
- UHL21b
 Uhlmann, E.; Männel, C.: Effects of the cutting angle on the kerf formation during near-net-shape fabrication with the abrasive water jet. In: Advances in Water Jetting; Selected Papers from the International Conference on Water Jet 2019 Research, Development, Applications, November 20–22, 2019, Čeladná, Czech Republic. Hrsg.: Klichová D., Sitek L., Hloch S., Valentinčič J. Cham, Schweiz: Springe Nature Switzerland AG 2021, S. 252 261.
- VAN17 van Bui, H.; Gilles, P.; Sultan, T.; Cohen, G.; Rubio, W.: A new cutting depth model with rapid calibration in abrasive water jet machining of titanium alloy. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 93 (2017) 5-8, S. 1499 - 1512.
- VAN19 van Bui, H.; Gilles, P.; Sultan, T.; Cohen, G.; Rubio, W.: Adaptive speed control for waterjet milling in pocket corners. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 103 (2019) 1-4, S. 77 - 89.
- WAN03 Wang, J.: Abrasive waterjet machining of engineering materials. Zürich, Schweiz: Trans Tech Publications, 2003.

WAN07	Wang, J.: Predictive depth of jet penetration models for abrasive waterjet cut- ting of alumina ceramics. International Journal of Mechanical Sci- ences 49 (2007) 3, S. 306 - 316.
WAN17	Wang, F.; Wang, R.; Zhou, W.; Chen, G.: Numerical simulation and experi- mental verification of the rock damage field under particle water jet impacting. International Journal of Impact Engineering 102 (2017), S. 169 - 179.
WAN99	Wang, J.: Abrasive Waterjet Machining of Polymer Matrix Composites – Cut- ting Performance, Erosive Process and Predictive Models. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 15 (1999) 10, S. 757 - 768.
WAR96	Warnecke, H. J.; Bullinger HJ.; Hichert R.; Voegele A.: Kostenrechnung für Ingenieure. München, Wien: Hanser, 1996.
WE107	Weinert, K.; Biermann, D.; Bergmann, S.: Machining of High Strength Light Weight Alloys for Engine Applications. CIRP 56 (2007) 1, S. 105 - 108.
WEI12	Schutzrecht EP 2583790 B1 Offenlegungsschrift (2014-09-03). Fraunhofer Gesellschaft; Ruhr-Universität Bochum. Weidner, E.; Pollack, S.; Kilzer, A.; Engelmeier, L.; Krieg, M.; Bilz, M.; Uhlmann, E.: Strahlschneidvorrichtung.
WEN11	Wenjun, G.; Jianming, W.; Na, G.: Numerical simulation for abrasive water jet machining based on ALE algorithm. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 53 (2011) 1, S. 247 - 253.
WES10	Westkämper, E.; Warnecke, HJ.: Einführung in die Fertigungstechnik. Wies- baden: Vieweg + Teubner, 2010.
WIS18	Wiseguy Research Consultants PVT LTD: Global Waterjet Cutting Machinery (Waterjet Cutting Machines) Market 2018, Forecast to 2023. Pune, Indien. Firmenschrift. 2018.
YAN80	Yanaida, K.; Ohashi, A.: Flow Characteristics of Water Jets in Air. In: Proceed- ings of the 5th International Symposium on Jet Cutting Technology, Hanover, FGR, 2 - 4 June 1980. Hrsg.: Stephens, H. S.; Jarvis, B. Cranfield, England: BHRA Fluid Engineering, S. 33 - 44.
ZAU09	Zauner, M.; Schrempf, A.: Informatik in der Medizintechnik; Grundlagen - Software - Computergestützte Systeme. Wien: Springer, 2009.
ZEN92	Zeng, J.: Mechanisms of brittle material erosion associated with high pressure abrasive waterjet processing: a modeling and application study. Kingston, Vereinigte Staaten, University of Rhode Island, PhD Thesis,1992.
ZEN93	Zeng, J.; Kim, T. J.: Parameter prediction and cost analysis in abrasive water jet cutting operations. In: Proceedings of the 7th American Waterjet Confer- ence, August 28-21, 1993, Seattle, WA, USA; Vol. 1. Hrsg.: Hashish, M. St. Louis, Vereinigte Staaten, 1993, S. 175 - 189.
ZEN96	Zeng, J.; Kim, T. J.: An erosion model for abrasive waterjet milling of polycrys- talline ceramics. Wear 199 (1996), S. 275 - 282.
ZEP05	Zeppenfeld, C.: Schnellhubschleifen von γ-Titanaluminiden. Berichte aus der Produktionstechnik. Hrsg.: Klocke, F. Dissertation, RWTH Aachen. Aachen: Shaker, 2005.
ZHA18	Zhao, K.; Gao, C.; Liu, Z.; Guo, C.: Investigation of removing thermal barrier coatings from Nickel based super-alloy using abrasive water jet. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 452 (2018), S. 22112.

ZHA19 Zhang, Z.; Yao, P.; Huang, C.; Wang, J.; Xue, D.; Deng, W.; Zhang, Z.: Investigation and modeling of microgrooves generated on diamond grinding wheel by abrasive waterjet based on Box–Behnken experimental design. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 100 (2019) 1-4 S. 321 - 332.

Normen und Richtlinien

- DIN4760 DIN 4760, (06.1982) Gestaltabweichungen; Begriffe, Ordnungssystem. Berlin: Beuth.
- DIN60529 DIN EN 60529, (09.2000) Schutzarten durch Gehäuse (IP-Code). Berlin: Beuth.
- DIN8200 DIN 8200, (10.1982) Strahlverfahrenstechnik; Begriffe, Einordnung der Strahlverfahren. Berlin: Beuth.
- DIN8580 DIN8580, (09.2003) Fertigungsverfahren; Begriffe, Einteilung. Berlin: Beuth.
- DIN8589-0 DIN 8589-0, Teil 0, (09.2003) Fertigungsverfahren Spanen; Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Berlin: Beuth.
- VDI2906-10 VDI 2906-10, Blatt 10, (05.1994) Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall; Abrasiv-Wasserstrahlschneiden. Berlin: Beuth.
- VDI2225-1 VDI 2225-1, Blatt 1, (11.1997) Konstruktionsmethodik; Technisch-wirtschaftliches Konstruieren; Vereinfachte Kostenermittlung. Berlin: Beuth.
- VDI3633-1 VDI 3633-1, Blatt 1, (12.2010) Simulation von Logistik-, Materialfluss- und Produktionssystemen; Grundlagen. Berlin: Beuth.

Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin

Wissensbasierte Diagnose technischer Systeme mit konnektionistischen Modellen Hartwig Weber. 201 Seiten, 46 Abb., 7 Tab., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4496-6

Untersuchung der Einsatzmöglichkeiten industrieller Qualitätstechniken im Dienstleistungsbereich Alexander Gogoll. 173 Seiten, 71 Abb., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4498-2

Perforierschneiden mit Nd:YAG-Festkörper hoher Impulsenergien Jürgen Betz. 167 Seiten, 97 Abb., 5 Tab., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4499-0

Analyse der Werkstückhaltekräfte am Dreibackenfutter im Rahmen einer Maschinenund Prozeßüberwachung Rolf Thiel. 130 Seiten, 69 Abb., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4495-8

Gestaltung von Entscheidungsstrukturen zur Optimierung von Produktentwicklungsprozessen Florian Golm. 173 Seiten, 83 Abb., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4497-4

Fehlersensitive Produktgestaltung in integrierten Systemarchitekturen Michael Stephan. 164 Seiten, 58 Abb., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4512-1

Wirtschaftliche Einführung der rechnerintegrierten Produktion in kleinen Unternehmen mit komplexer Produktionsstruktur Wolfgang Bilger. 174 Seiten, 42 Abb., 1 Tab., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4511-3

Beitrag zur Organisation von Demontagesystemen Claudia Hentschel. 160 Seiten, 54 Abb., 16 Tab., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4513-X

Entwicklung eines Modells für eine rechnerunterstützte Qualitätswissensbasis Jörg-Peter Brauer. 150 Seiten, 40 Abb., 2 Tab., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4520-2

Kühlschmierung beim Schleifen keramischer Werkstoffe Thomas Brücher. 330 Seiten, 124 Abb., 17 Tab., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4523-7

Einführen und Umsetzen von Total Quality Management Christian Malorny. 310 Seiten, 68 Abb. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4524-5

Qualitätsmanagement für die Einführung bestandsarmer Produktionskonzepte Torsten Walter. 143 Seiten, 37 Abb., 13 Tab., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4525-3

Virtuelle Tonmodellierung zur skizzierenden Formgestaltung im Industriedesign Jörg Lüddemann. 166 Seiten, 76 Abb., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4519-9

Konzept zur Steigerung der Effektivität von Produktionsanlagen Mehdi Al-Radhi, 165 Seiten, 45 Abb., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4528-8

Produktionsstrukturierung auf der Basis strategischer Eigenfertigungskomponenten Olaf Sauer, 144 Seiten, 62 Abb., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4532-6

Auswahl und Konditionierung von Werkzeugen für das Außenrund-Profilschleifen technischer Keramiken

Ingo Liebe, 170 Seiten, 79 Abb., 16 Tab., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4509-1

Automatisiertes Nähen von Zuschnitten ungleicher Kontur

Thomas Gottschalk, 140 Seiten, 70 Abb., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4531-8

Featureintegrierte Fertigungsplanung Armin Ulbrich, 209 Seiten, 93 Abb., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4529-6

Aufgabenbezogene Anordnung und Programmierung von Laserscannern für die 2D-Geometrieinspektion

Heinrich Schuler, 148 Seiten, 81 Abb., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4530-X

Arbeitsgestaltung zur Fehlervermeidung bei der SMD-Elektronikmontage Stephan Krüger, 173 Seiten, 51 Abb., 22 Tab., 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4540-7

Modell der zyklischen Prozeßrestrukturierung als Teil des Total Quality Managements Timo Füermann, 176 Seiten, 79 Abb., 10 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4545-8

Analyse der Rentabilität von Qualitätstechniken Philipp Theden, 158 Seiten, 50 Abb., 10 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4544-X

Thermisch beschichtete CFK-Wellen im Maschinenbau

Andreas Kranz, 148 Seiten, 76 Abb., 12 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4547-4

Integrativer Produktentwicklungsarbeitsplatz mit Multimedia- und Breitbandkommunikationstechnik

Thomas Kiesewetter, 169 Seiten, 60 Abb., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4548-2

Verbesserung der Planung von Produktionsprozessen im Werkzeugbau durch Qualitätsplanung mittels Quality Function Deployment (QFD) Manfred Zoschke, 140 Seiten, 14 Abb., 7 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4546-6

Flexibel anpaßbare Softwaresysteme zur rechnerunterstützten Fertigungssteuerung Harald Krause, 148 Seiten, 89 Abb., 27 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4551-2

Anpassung des Qualitätswesens bei Total Quality Management

Frank Krämer, 262 Seiten, 75 Abb., 40 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4558-X

Integration von Qualitäts- und Umweltmanagementsystemen und ihre betriebliche Umsetzung

Detlev Butterbrodt, 240 Seiten, 60 Abb., 12 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4559-8

Die Entwicklung des deutschen Werkzeugmaschinenbaus in der Zeit von 1930 bis 1960 René Haak, 225 Seiten, 30 Abb., 9 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4556-3

Fertigungsintegrierte Instandhaltung Ralf Jagodejkin, 195 Seiten, 55 Abb., 21 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4557-1

Analyse der Prozeßkette Pulverspritzgießen

Peter Merz, 165 Seiten, 78 Abbildungen, 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4629-2

Bearbeitung von metallischen Gasturbinenwerkstoffen durch Tiefschleifen und Drahterodieren

Achim Meier, 220 Seiten, 80 Abb., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4627-6

Drehzahlsynchronisation der Wirkpartner beim Abrichten und Schleifen Holger Eichhorn, 200 Seiten, 86 Abb., 13 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4630-6

Läppen von einkristallinem Silicium

Hendrik Engel, 200 Seiten, 85 Abbildungen, 13 Tabellen. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4631-4

Verschleißverhalten von polykristallinem Diamant bei instationärer Beanspruchung Uwe Lachmund, 210 Seiten, 100 Abb., 15 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4632-2

Feature-basierte Meßplanung für Koordinatenmeßmaschinen Michael Ciesla, 162 Seiten, 79 Abb., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4613-6

Informationssystem für heterogen verteilte Qualitätsinformationen Volker Kleinhans, 150 Seiten, 67 Abb., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4612-8

Untersuchung und Interpretation der beim Schleifen der Nickelbasislegierung IN 738 LC induzierten Gefügeänderungen in der Randzone Pengxi Li, 147 Seiten, 135 Abb., 19 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4634-9

Thermische Stabilisierung von Werkzeugmaschinen-Spindelkästen durch Carbonfaserverbundkunststoffe

Matthias Liebetrau, 200 Seiten, 122 Abb., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4638-1

Kooperationsentwicklung mit Zulieferern in der Automobilindustrie Indonesien Ida-Bagus Kesawa Narayana, 214 Seiten, 95 Abb., 11 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4642-X

Flexible On-line-ProzeBoptimierung mit integrierten adaptiven Modellen Martin Bauer, 160 Seiten, 55 Abb., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4622-5

Einsatz eines Mobilrobotersystems in der Endmontage des Schiffsstahlkörperbaus Henning Müller, 170 Seiten, 62 Abb., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4552-0

Prozeßmodell für die Kraftübertragung durch neue Wirkflächen zur Entwicklung geometrietoleranter Demontagewerkzeuge Martin Wagner, 170 Seiten, 100 Abb., 12 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-5130-X

Honen keramischer Werkstoffe

Uwe-Peter Weigmann, 250 Seiten, 103 Abb., 15 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4639-X

Modellierung und Vermessung linearer Gelenkbewegungen bei Industrierobotern Michael Grethlein, 154 Seiten, 56 Abb., 5 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4644-6

Globalisierungspotentiale im Maschinenbau Jens Nackmayr, 174 Seiten, 68 Abb., 5 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-5132-6

Entwicklung und praktische Erprobung eines Kennzahlensystems für das Total Quality Management

Olaf Wolter, 190 Seiten, 52 Abb., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-5136-9

Prozeßorientierte Techniken zur systematischen Verbesserung des betrieblichen Umweltschutzes

Ulrich Tammler, 185 Seiten, 72 Abb., 25 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-5134-2

Eine Methode zur automatischen Strukturinterpretation in digitalisierten technischen Zeichnungen

Nailja Luth, 150 Seiten, 76 Abb., 10 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4646-2

Ganzheitliches Modell zur Umsetzung von Total Quality Management Philipp Radtke, 180 Seiten, 50 Abb., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-5148-2

Ein methodischer Ansatz zum Strukturvergleich technischer Objekte Matthias Müller, 245 Seiten, 54 Abb., 11 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-5160-1 **Prozeßparameter beim Scherschneiden von Karosserieblechteilen** Andreas Pöllmann, 154 Seiten, 80 Abb., 11 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-5150-4

Biologisch basierte Verfahren zur Objekterkennung und Texturanalyse Javier Ruiz-del-Solar, 145 Seiten, 98 Abb., 8 Tab., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4647-0

Methodisches Konstruieren als Mittel zur systematischen Gestaltung von Dienstleistungen Wolfgang Schwarz, 130 Seiten, 80 Abb., 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-5140-7

Techniken zur Entwicklung von Führungsqualität im Total Quality Management Claudia Kostka, 200 Seiten, 30 Abb., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5165-2

Metamodellierung als Instrument der Verknüpfung von Unternehmensmodellen Wolfgang Müller, 170 Seiten, 61 Abb., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5164-4

Entwicklung und Realisierung einer Methode für die flexible Auswertung von Profillinien Lorenz Voit, 145 Seiten, 75 Abb., 20 Tab., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5174-1

Gewichts- und Lärmminderung von Laufrädern für Schienenfahrzeuge durch Einsatz von Faserverbundwerkstoffen Frank Warmuth, 130 Seiten, 110 Abb., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5173-3

Prozeß-Benchmarking – Methode zum branchenunabhängigen Vergleich von Prozessen Gunnar Siebert, 130 Seiten, 45 Abb., 21 Tab., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5182-2

Modellierungsvorgehen zur Planung von Geschäftsprozessen Martin Schwermer, 160 Seiten, 54 Abb., 6 Tab., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5163-6

Bewertung und Verkürzung von Anlaufprozessen für Betriebsmittel Ronald Fritsche, 135 Seiten, 71 Abb., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5169-5

Analyse des Drehens duktiler Werkstoffe mit der Finite-Elemente-Methode Steffen Gerloff, 272 Seiten, 116 Abb., 7 Tab., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5161-X

Prozeßorientierte Auswahl von PPS-Systemen Georg Neubauer, 146 Seiten, 85 Abb., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5184-9

Featurebasiertes Gestalten von Produkten mit Freiformgeometrien Christiane Stiel, 153 Seiten, 50 Abb., 1 Tab., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5170-9

Entwicklung und Verifizierung eines Prozeßmodells für das Einzelpunktlöten in der Elektronikfertigung

Jörg Niemeier, 120 Seiten, 75 Abb., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5177-6

Beschleunigte Evolutionsstrategie zur Optimierung von Fertigungsprozessen Jürgen H. Bremer, 125 Seiten, 38 Abb., 23 Tab., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5183-0

Konfigurierbares, multimediales Fernbetreuungssystem für rechnergesteuerte Fertigungseinrichtungen

Zaharya Menevidis, 155 Seiten, 51 Abb., 9 Tab., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5171-7

Funkenerosive Bearbeitung von polykristallinem Diamant Steffen Appel, 150 Seiten, 62 Abb., 10 Tab., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5162-8

Analyse und Simulation des Laserstrahlschneidens von Faserverbundkunststoffen Stefan Liebelt, 180 Seiten, 70 Abb., 12 Tab., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5190-3

Flexible Spannbacken für die Drehbearbeitung Udo Bahrke, 168 Seiten, 120 Abb., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5193-8

Controlling des Fabrikbetriebes auf der Basis des Total Quality Managements (TQM) Dirk Wilmes, 195 Seiten, 51 Abb., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5194-6

Ein Modell zur Reduzierung der Variantenvielfalt in Produktionsunternehmen Sven-Norman Gembrys, 120 Seiten, 48 Abb., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5199-7

Konzept eines Modells zur Produktentwicklung

Hanno Weber, 160 Seiten, 85 Abb., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5205-5

Entwicklung einer handlungsorientierten Interaktionsmethode zur Benutzung produktionstechnischer Datenbanken

Regine Gernert, 168 Seiten, 40 Abb., 15 Tab. 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5213-6

Modell zur Gestaltung und Auswahl von CAQ-Lösungen Thomas Konert, 172 Seiten, 68 Abb., 5 Tab. 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5207-1

Globales Produktdatenmanagement zur Verbesserung der Produktentwicklung Matthias Doblies, 139 Seiten, 49 Abb., 21 Tab. 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5224-1

Designintegrierte Produktplanung und Produktkonzeption Timm Kehler, 158 Seiten, 78 Abb., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5237-3

Verkürzung der Produktentwicklungszeit durch Parallelverarbeitung Haygazun Hayka, 175 Seiten, 46 Abb., 13 Tab., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5228-4

Analyse der Schnitt- und Kerbgeometrie sowie des Strahls beim Abrasivwasserstrahlschneiden

Bernhard Axmann, 199 Seiten, 100 Abb., 20 Tab., 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5236-5

Anwendung neuronaler Netze zur Werkzeugverschleißerkennung beim Fräsen Edgar Fries, 200 Seiten, 106 Abb., 14 Tab., 1999. Kartoniert. ISBN 3-8167-5244-6

Konzept zur lebenszyklusorientierten Verbesserung der Effektivität von Produktionseinrichtungen

Ulf Perlewitz, 162 Seiten, 75 Abb., 6 Tab., 1999. Kartoniert. ISBN 3-8167-5260-8

Methoden zur Verbesserung der Fehlererkennung an Antriebsstrecken Jörg Krüger, 170 Seiten, 101 Abb., 21 Tab., 1999. Kartoniert. ISBN 3-8167-5268-3

Beitrag zur Entwicklung eines modularen TQM-Modells für das Krankenhauswesen Bettina Hahne, 180 Seiten, 50 Abb., 5 Tab., 1999. Kartoniert. ISBN 3-8167-5290-X

Steuerungsintegriertes Prozeßüberwachungssystem für Drehmaschinen Ireneus Suwalski, 167 Seiten, 106 Abb., 13 Tab., 1999. Kartoniert. ISBN 3-8167-5286-1

Montagesystemplanung und -steuerung für die variantenreiche Serienmontage Kuo-Wen Chang, 148 Seiten, 59 Abb., 1999. Kartoniert. ISBN 3-8167-5294-2

Werkstückspannsysteme aus faserverstärkten Kunststoffen für die Hochgeschwindigkeitsdrehbearbeitung Uwe Mette, 227 Seiten, 106 Abb., 27 Tab., 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5271-3

Bildanalysesystem zur robusten Erkennung von Kennzeichen an Fahrzeugen Lutz Lohmann, 184 Seiten, 81 Abb., 18 Tab., 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5534-8

Planung und marktorientierter Betrieb von Demontagefabriken

Holger Perlewitz, 180 Seiten, 72 Abb., 53 Tab., 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5538-0

Simulation von Produktentwicklungsprozessen

Hans-Christoph Raupach, 150 Seiten, 60 Abb., 4 Tab., 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5544-5

Induktive Wegsensoren zur Überwachung und Regelung des Blecheinzugs beim Tiefziehen Ute Forstmann, 110 Seiten, 59 Abb., 2 Tab., 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5547-X

Konstruktive Berechnungsmodelle auf Basis Neuronaler Netze

Alexander Carl, 135 Seiten, 53 Abb., 2 Tab., 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5568-2

Konzeption eines webbasierten Beratungs-Unterstützungs-Systems am Fallbeispiel einer PDM-Systemauswahl

Toralf Kahlert, 140 Seiten, 50 Abb., 4 Tab., 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5569-0

Ein Ansatz zum Konstruieren mit Lösungsräumen

Petrik Ziebeil, 155 Seiten, 44 Abb., 6 Tab., 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5577-1

Rapid Styling Validation - Berechnung und Simulation in der Konzeptphase der Produktentwicklung

Yasmina Bock, 150 Seiten, 57 Abb., 5 Tab., 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5592-5

Einfluss der Relativbewegung auf den Prozess und das Arbeitsergebnis beim Planschleifen mit Planetenkinematik

Thomas Ardelt, 200 Seiten, 102 Abb., 19 Tab., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5609-3

Beitrag zum Greifen von Textilien

Jörg Stephan, 140 Seiten, 100 Abb, 20 Tab., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5622-0

Integrierte Unternehmensplanung auf der Basis von Unternehmensmodellen Roland Jochem, 170 Seiten, 77 Abb., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5623-9

Wege zur Steigerung der Nutzenproduktivität von Ressourcen

Katrin Müller, 177 Seiten, 45 Abb., 46 Tab., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5884-3

Business-Exzellenz als qualitätsorientierter Entwicklungsansatz für Gründungsaktivitäten Gunter Busch. 199 Seiten, 46 Abb., 4 Tab., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-6045-7

Nutzung von Felddaten in der qualitätsgetriebenen Produktentwicklung und im Service Andreas Edler. 131 Seiten, 64 Abb., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5902-5

Package-Features für die Kommunikation in den frühen Phasen der Automobilentwicklung Karsten Gessner. 154 Seiten, 39 Abb., 6 Tab., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5636-0

System zur sicherheitsgerechten Konstruktion von Werkzeugmaschinen Michael Ising, 200 Seiten, 101 Abb., 5 Tab., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5890-8

Verteilte Simulation des Materialversorgungsprozesses in Produktionsverbünden Dirk Krützfeld, 141 Seiten, 78 Abb., 13 Tab., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-6035-X

Integration eines visuellen Lageregelungssystems für sechs Freiheitsgrade in Industrieroboter

Yong-Uk Kwon, 161 Seiten, 63 Abb., 9 Tab., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-6044-9

Magnetische Flüssigkeiten als Schmierstoff in hydrodynamischen Gleitlagern Reiner Patzwald, 176 Seiten, 148 Abb., 27 Tab., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5892-4

Beitrag zum flexiblen Greifen in der Demontage

Alexander Stenzel, 129 Seiten, 66 Abb., 6 Tab., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5885-1

Strategische Unternehmensprozessgestaltung mit der Methode des Target Processing Florian Weymar. 170 Seiten, 59 Abb., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5898-3

Beitrag zur Innovationsentwicklung in indonesischen Unternehmen durch kompetenzorentierte Netzwerkbildung

Agung Budi Utomo Halim. 206 Seiten, 73 Abb., 53 Tab., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-6065-1

Fehlerbeseitigungsmanagement unter Berücksichtigung der Plattformstrategie am Beispiel der Automobilindustrie

Daniel Schukraft. 137 Seiten, 87 Abb., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-6079-1

Auslegung magnetumgeformter Verbindungen durch Simulation Stefan Mehnert. 141 Seiten, 118 Abb., 17 Tab., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-6086-4

Statistische Prozessregelung bei administrativen Prozessen im Rahmen eines ganzheitlichen Prozesscontrollings

Thomas Gerboth. 123 Seiten, 46 Abb., 12 Tab., 2002. Kartoniert. ISBN 3-8167-6080-5

Sichere synchrone Telekooperation zur Optimierung der verteilten Produktentstehung Ralf Schultz. 150 Seiten, 61 Abb., 4 Tab., 2002. Kartoniert. ISBN 3-8167-6088-0

Verbesserte Anpassungsfähigkeit des Änderungsmanagements durch komplementäre Selbstorganisation

Ralf Brunken. 134 Seiten, 52 Abb., 2 Tab., 2002. Kartoniert. ISBN 3-8167-6144-5

Durchlaufzeitreduzierung durch Harmonisierung von Belegungszeiten und Einführung flexibler Prozeßteams

Reiner Friedland. 170 Seiten, 47 Abb., 13 Tab., 2002. Kartoniert. ISBN 3-8167-6139-9

Beitrag zur Steigerung der Nutzenproduktivität von Ressourcen durch eine Life Cycle Unit Waldemar Grudzien. 170 Seiten, 75 Abb., 33 Tab., 2002. Kartoniert. ISBN 3-8167-6174-7

Beitrag zum Variantenmanagement und zur Prozessoptimierung im Wagenkastenbau von Schienenfahrzeugen

Holger Schmidt. 170 Seiten, 84 Abb., 10 Tab., 2002. Kartoniert. ISBN 3-8167-6178-X

Modellierung von Layout und Steuerungsregeln für die Materialfluss-Simulation Markus Rabe. 222 Seiten, 135 Abb., 2003. Kartoniert. ISBN 3-8167-6262-X

CVD-Diamant als Schneidstoff Marcus Brücher. 187 Seiten, 87 Abb., 18 Tab., 2003. Kartoniert. ISBN 3-8167-6280-8

Berechnungsmodell zur Ermittlung von Spannkräften bei Backenfuttern Pingfa Feng. 213 Seiten, 203 Abb., 17 Tab., 2003. Kartoniert. ISBN 3-8167-6371-5

Beitrag zur Entwicklung modularer Demontagewerkzeuge Uwe Rebafka. 138 Seiten, 78 Abb., 28 Tab., 2003. Kartoniert. ISBN 3-8167-6381-2

Beitrag zur voxelbasierten Simulation des fünfachsigen NC-Fräsens Zengxuan Hou. 160 Seiten, 80 Abb., 3 Tab., 2003. Kartoniert. ISBN 3-8167-6401-0

Aufbau hierarchiearmer Produktionsnetzwerke – Technologiestrategische Option und organisatorische Gestaltungsaufgabe Carsten S. Schröder, 210 Seiten, 59 Abb., 1 Tab., 2003. Kartoniert. ISBN 3-8167-6398-7

Sprache zur Optimierung von Produktentwicklungsprozessen Roland Heimann, 158 Seiten, 55 Abb., 6 Tab., 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6456-8

Beitrag zur dynamischen Prozessplanung und Generierung von Steuerungssequenzen für flexible Demontagesysteme

Hyung-Ju Kim. 164 Seiten, 75 Abb., 19 Tab., 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6559-9

Öko-Effizienz durch Nutzenverkauf am Beispiel der Automobilindustrie

Gitta Vischer. 193 Seiten, 62 Abb., 42 Tab., 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6561-0

Applications of Subdivision Techniques in Product Development

Nele Gross. 136 Seiten, 51 Abb., 2003. Kartoniert. ISBN 3-8167-6576-9

Werkzeuge zum impulsmagnetischen Warmfügen von Profilen aus Aluminium- und Magnesiumlegierungen

Robert Hahn. 209 Seiten, 95 Abb., 18 Tab., 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6642-0

Ultraschallunterstütztes Quer-Seiten-Schleifen

Nikolai-Alexander Daus. 145 Seiten, 78 Abb., 5 Tab., 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6657-9

Beitrag zur Steigerung der Nutzenproduktivität von Ressourcen durch Anpassen von Mobiltelefonen

Bahadir Basdere. 208 Seiten, 77 Abb., 26 Tab., 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6662-5

Informationstechnische Integration hybrider Demontagesysteme

Thomas Keil. 183 Seiten, 79 Abb., 15 Tab., 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6688-9

Soft Data Fusion for Computer Vision

Aureli Soria-Frisch. 242 Seiten, 118 Abb., 7 Tab., 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6689-7

Trennende Schutzeinrichtungen für Werkzeugmaschinen zur Hochgeschwindigkeitsbearbeitung

Jörg Bold. 220 Seiten, 99 Abb., 39 Tab., 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6697-8

Auslegung dünner Hartstoffschichten für Zerspanwerkzeuge

Karsten Klein. 172 Seiten, 88 Abb., 17 Tab., 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6700-1

Methode zur Komplexitätsreduzierung der Auftragssteuerung in der Elektronikmontage Dietrich Fischer. 202 Seiten, 97 Abb., 6 Tab., 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6729-X

Sicherheitszentrierte Architektur für Internet-basierte Dienste im Maschinen- und Anlagenbau

Ralf Berger. 120 Seiten, 70 Abb., 16 Tab., 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6777-X

Methodische Entwicklung von modularen IT-Dienstleistungen

Klaus Herbst. 219 Seiten, 63 Abb., 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6778-8

Flexible Integration von Rapid Prototyping Prozessketten in die Produktentwicklung Stefan Dreher. 139 Seiten, 54 Abb., 10 Tab., 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6843-1

Risikominimierung bei der Beschaffung investiver Dienstleistungen durch den Einsatz von Methoden des Qualitätsmanagements

Marc Bockshecker. 195 Seiten, 36 Abb., 6 Tab., 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6900-4

Verfahren zum Einzelpunktlöten von elektrischen Anschlusskontakten mit getrennter Erwärmung von Lötstelle und Lot

Andreas Frenzke. 140 Seiten, 69 Abb., 17 Tab., 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6919-5

Adaptive Modellierung und Simulation von Produktentwicklungsprozessen Johannes Voigtsberger. 174 Seiten, 58 Abb., 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6929-2

Konditionieren von Diamantschleifscheiben Frank Sroka. 229 Seiten, 111 Abb., 7 Tab., 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6937-3

Zustandsorientierte Instandhaltung von Standardkomponenten mit Life Cycle Units Alexander Buchholz. 200 Seiten, 99 Abb., 9 Tab., 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6938-1

Beitrag zur Gestaltung horizontaler Innovationskooperationen in Klein- und Mittelbetrieben am Beispiel Schienengüterverkehr

Ulrich Kroß. 166 Seiten, 56 Abb., 11 Tab., 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6962-4

Verfahren und Systeme zur Demontage komplexer technischer Gebrauchsgüter Jens-Peter Härtwig. 242 Seiten, 108 Abb., 19 Tab., 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6963-2

Neue Einsatzmöglichkeiten von Ferrofluiden in technischen Systemen mit relativ zueinander bewegten Komponenten

Nayim Bayat. 175 Seiten, 113 Abb., 19 Tab., 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7014-2

Wissensbilanzen für mittelständische Organisationen

Kay Alwert. 181 Seiten, 65 Abb., 25 Tab., 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7033-9

Entwicklung eines lernfähigen Bildverarbeitungssystems unter Einsatz von Verfahren des Soft Computing

Mario Köppen. 158 Seiten, 56 Abb., 7 Tab., 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7056-8

Hochleistungsfräsen von Superlegierungen

Eric Wiemann. 239 Seiten, 124 Abb., 34 Tab., 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7082-7

Beitrag zur Steigerung der Nutzenproduktivität durch Anpassungsprogrammplanung Carsten Franke. 220 Seiten, 82 Abb., 34 Tab., 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7095-9

Beitrag zur simulationsgestützten Planung von Demontagefabriken für Elektro- und Elektronikaltgeräte

Markus Ciupek. 179 Seiten, 77 Abb., 26 Tab., 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7112-2

Management von Ingenieurkompetenzen im Spannungsfeld beruflicher Arbeitsteilung Matthias Patrick Meyer. 180 Seiten, 31 Abb., 7 Tab., 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7127-0

Approach of Integrated Order Scheduling and Flexible Resource Planning for Mass Customization

Ingo Lümkemann. 193 Seiten, 38 Abb., 10 Tab., 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7223-4

Entwicklung von Hartmetallwerkzeugen für die Mikrozerspanung mit definierter Schneide Kai Schauer. 178 Seiten, 107 Abb., 15 Tab., 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7245-5

Informationssystemische Prozessorganisation mit sozioorientierter Transformation Dieter Schacher. 163 Seiten, 65 Abb., 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7285-9

Eigenschaften und Einsatzverhalten CVD-diamantbeschichteter Hartmetallwerkzeuge Rouven Kott. 166 Seiten, 84 Abb., 7 Tab., 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7323-8

Grundlagen und Prozessstrategien der Mikrofunkenerosion für die Bearbeitung von Rotationsbauteilen

Sascha Piltz. 266 Seiten, 139 Abb., 27 Tab., 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7345-0

Verfahrensgrundlagen und Technologie des Hubschleifens mit viskosen Schleifmedien Hubert Szulczynski. 175 Seiten, 87 Abb., 13 Tab., 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7379-5

Modellierung und Analyse verteilter Entwicklungsprozesse für mechatronische Systeme Chris Biantoro. 174 Seiten, 102 Abb., 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7406-8

Beitrag zum Vereinzeln flächiger biegeschlaffer Bauteile Frank Szimmat. 177 Seiten, 106 Abb., 19 Tab., 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7424-2

Kompetenzabhängiges Simulationsverfahren zur Optimierung von Produktentwicklungsprozessen Matthias Strebel. 132 Seiten, 33 Abb., 1 Tab., 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7432-7

Wallings Strepel. TSZ Sellen, SS ADD., T Tab., 2007. Karloniert. ISBN 976-3-6107-7452-7

Integriertes Benchmarking für kleine und mittlere Unternehmen Holger Kohl. 166 Seiten, 41 Abb., 19 Tab., 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7439-6

Informationsmanagement zur Planung und Verfolgung von Produktlebenszyklen Holger Jungk. 147 Seiten, 72 Abb., 5 Tab., 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7461-7

Beitrag zum wirtschaftlichen Betrieb von Recyclingnetzwerken

Monica Vanegas. 174 Seiten, 65 Abb., 41 Tab., 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7558-4

Eine Ontologie-basierte Methode zur Entscheidungsunterstützung in der Produktentwicklung

Hauke Arndt. 193 Seiten, 59 Abb., 2008. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7641-3

Analyse der Effekte beim Trockeneisstrahlen

Mark Claudius Krieg. 144 Seiten, 60 Abb., 27 Tab., 2008. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7625-3

Optimierte Zulieferintegration in der Produktentwicklung durch Ad-hoc-Kooperationswerkzeuge

Hendrik Gärtner. 166 Seiten, 61 Abb., 2008. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7655-0

Zerspansimulationslösungen für die Werkzeugkonstruktion und Prozessauslegung beim Fräsen

Alexander Marc Mattes. 169 Seiten, 79 Abb., 20 Tab., 2008. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7847-9

Aerodynamische Trenn- und Förderprozesse zur Steigerung der Demontageflexibilität bei Automobilkomponenten

Stefano Consiglio. 154 Seiten, 71 Abb., 13 Tab., 2009. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7955-1

Planung der Wiederverwendung von Elektro(nik)altgeräten Sebastian Kernbaum. 236 Seiten, 87 Abb., 19 Tab., 2009. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7966-7

Verfahren zur ad hoc-Modellierung und -Simulation räumlicher Feder-Masse-Systeme für den Einsatz in Virtual Reality-basierten Handhabungssimulationen Jens Neumann. 226 Seiten, 106 Abb., 27 Tab., 2009. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7955-1

Beeinflussung des Vorbehandlungszustandes der Substratrandzone durch Trockeneisstrahlen am Beispiel von Klebverbindungen Adil El Mernissi. 157 Seiten, 72 Abb., 21 Tab., 2009. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7980-3

Beitrag zur Steigerung der Nutzenproduktivität durch Modularisierung von Produkten Marco Zettl. 236 Seiten, 65 Abb., 18 Tab., 2009. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7986-5

Herstellung und Einsatz CVD-diamantbeschichteter Bohrgewindefräser Jens König. 188 Seiten, 65 Abb., 18 Tab., 2009. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0025-2

Akzeptanzförderung bei der Einführung von Wissensmanagement - Ein Methodenbaukasten für kleine und mittlere Unternehmen

Ina Kohl. 178 Seiten, 30 Abb., 13 Tab., 2009. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0050-4

Technisch-wirtschaftliche Bewertung von Flexibilität in Rohbaunebenlinien Arne Lambertz. 240 Seiten, 164 Abb., 10 Tab., 2010. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0117-4

Charakterisierung und Auslegung der Grenzschicht PVD-beschichteter Schneidkeramiken. Tom Hühns. 179 Seiten, 72 Abb., 11 Tab., 2010. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0132-7

Virtuelle Rekonstruktion von Innenräumen basierend auf Messdaten von Tiefenkameras Alexander Sabov. 174 Seiten, 86 Abb., 10 Tab., 2010. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0144-0

Ermittlung, Berechnung und Optimierung des strukturmechanischen Verhaltens am Beispiel von Fräsmaschinen

Carsten Mense. 169 Seiten, 58 Abb., 11 Tab., 2010. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0156-3

Beitrag zur nachhaltigen industriellen Wertschöpfung durch multiattributive Bewertung von Montageanlagen

Timo Fleschutz. 193 Seiten, 62 Abb., 8 Tab., 2010. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0171-6

Vorgehensweise für Planung und Betrieb energieeffizienter Produktionssysteme Nils Weinert. 174 Seiten, 52 Abb., 16 Tab., 2010. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0173-0

Semantic-Web-Wissensbank für Planungsprozesse bei der Wiederverwendung von Produktionsanlagen

Robert Harms. 210 Seiten, 93 Abb., 11 Tab., 2010. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0180-8

Einsatzverhalten genuteter CBN-Schleifscheiben mit keramischer Bindung beim Außenrund-Einstechschleifen

Mathias Kirchgatter. 173 Seiten, 85 Abb., 19 Tab., 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0211-9

Planung ingenieurwissenschaftlicher Qualifizierung mit Semantik-Web-Wissensbanken Carsten Reise. 178 Seiten, 61 Abb., 26 Tab., 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0217-1

Development of an Intellectual Capital-Based Management System for Science Parks Hamad Al Hashemi. 154 Seiten, 54 Abb., 7 Tab., 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0218-8

Adaptive physikbasierte Modelle für die interaktive Deformationssimulation in der Virtuellen Realität

Ulrike Völlinger. 222 Seiten, 109 Abb., 25 Tab., 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0273-7

Beitrag zu verteilten technischen Innovationsprozessen unter Berücksichtigung von Nachhaltigkeitskriterien

Semih Severengiz. 208 Seiten, 35 Abb., 15 Tab., 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0232-4

Hybride Interaktionstechniken des immersiven Skizzierens in frühen Phasen der Produktentwicklung

Johann Habakuk Israel. 389 Seiten, 120 Abb., 26 Tab., 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0330-7

Depth Data based Determination of Gait Parameters of Subjects after Stroke for the Use in Clinical Gait Rehabilitation

Jochen Radmer. 152 Seiten, 84 Abb., 14 Tab., 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0332-1

Integration von Modellkonzeption und Management der Unternehmensmodellierung Thomas Knothe. 190 Seiten, 48 Abb., 32 Tab., 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0355-0 Wissensgenerierung in hybriden Leistungsbündeln durch die Virtual Life Cycle Unit René Gegusch. 184 Seiten, 81 Abb., 2012. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0371-0

Strategische Unternehmensentwicklung auf Basis immaterieller Werte in KMU Markus Will. 219 Seiten, 56 Abb., 31 Tab., 2012. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0376-5

Modellbasierte Prozessauslegung des Druckfließläppens am Beispiel keramischer Werkstoffe Vanja Mihotovic. 166 Seiten, 65 Abb., 5 Tab., 2012. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0390-1

Schleifen von Hartmetall- und Vollkeramik-Schaftfräsern Christoph Hübert. 154 Seiten, viele Abb. und Tab., 2012. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0393-2

A haptic control framework for end-effector based gait simulation interfaces and its application in patient-adaptive rehabilitation training Sami Hussein. 160 Seiten, viele Abb. und Tab., 2012. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0464-9

Auditierung von Wissensbilanzen. Eine Methode zur Qualitätssicherung von Bilanzen des Intellektuellen Kapitals

Wen-Huan Wang. 200 Seiten, viele Abb. und Tab., 2012. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0490-8

Einsatzverhalten von PKD und Bor-dotiertem CVD-Diamant bei der Mikrofunkenerosion Markus Röhner. 224 Seiten, viele Abb. und Tab., 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0497-7

Effective Motion Design Applied to Energy-Efficient Handling Processes Tobias Brett. 205 Seiten, 84 Abb., 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0511-0

Fortschrittsbewertung von Fabrikplanungsprojekten Sven Glinitzki. 230 Seiten, viele Abb. und Tab., 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0520-2

Kompensation der Verlagerung an nachgiebigen Werkzeugmaschinengestellen am Beispiel von Fräsmaschinen für die Mikrobearbeitung Jörg Eßmann. 164 Seiten, viele Abb. und Tab., 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0565-3

Approach for Integrating Predictive-Reactive Job Shop Scheduling with PLC-Controlled Material Flow

Azrul Azwan Abdul Rahman. 168 Seiten, viele Abb. und Tab. 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0622-3

Product-Service Systems Enabling for Sustainable City Mobility Jialiang Hu. 167 Seiten, viele Abb. und Tab., 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0632-2

Integration optischer Messtechnik in Ultrapräzisionsmaschinen für die Korrekturbearbeitung beim Drehen mit Slow-Slide-Servo Martin Kurz. 213 Seiten, viele Abb. und Tab., 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0630-8

Contribution to efficient water use and reducing environmental impact of wastewater in industry

Chenging Wang. 213 Seiten, viele Abb. und Tab., 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0637-7

Patientengerechte Gestaltung computerbasierter Anwendungen in der gerätegestützten, motorischen Therapie nach Schlaganfall

Simone Schmid. 182 Seiten, viele Abb. und Tab., 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0634-6

Einfluss der Oberflächenstrukturierung und -texturierung eines Kunststoffsubstrats auf die Anhaftung von Zellen

Quang Ut Huynh. 193 Seiten, viele Abb. und Tab., 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0631-5

Modellierung und Simulation des thermischen Verhaltens einer Werkzeugmaschine mit der Finite-Elemente-Methode

Jiangmin Hu. 191 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0660-5

Möglichkeiten und Grenzen des Strahlspanens mittels CO₂ Hochdruckstrahlen Martin Bilz. 170 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0661-2

Nachhaltige Technologiepfade für unterschiedliche Entwicklungsniveaus Pia Gausemeier. 247 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0670-4

Enabling sustainable value creation by engineering capacity building Sadiq Ahmad Muhammad Abd Elall. 161 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0687-2

Verwendung von Traceability-Modellen zur Unterstützung der Entwicklung technischer Systeme

Grischa Beier. 378 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0681-0

Effiziente Erfassung und Pflege von Traceability-Modellen zur Entwicklung technischer Systeme

Asmus Figge. 311 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0705-3

Steigerung der Wirtschaftlichkeit beim Mikrofräsen durch Schneidkantenpräparation mittels Tauchgleitläppen.

Armin Löwenstein. 222 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0652-0

Integrated Engineering of Products and Services

Patrick Müller. 366 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0549-3

Konzeption und Realisierung einer Methode zur templategestützten Systementwicklung Simon Frederick Königs. 258 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0652-0

Community-Based Design of Process Chains for Manufacturing and Recycling Steffen Heyer. 189 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0731-2

Werker-Assistenz und -Qualifizierung für manuelle (De-)Montage durch bild- und schriftgestützte Visualisierung am Arbeitsplatz

Aleksandra Barbara Postawa. 206 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0733-6

Vereinfachung der Systemmontage von metalloptischen IR-Spiegelteleskopen Sebastian Scheiding. 163 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0774-9

Geschäftsmodelle der Wiederaufbereitung für Hersteller von Originalteilen Henry Widera. 218 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0820-3

Verfahren zur mechanischen Erzeugung periodischer nanooptischer Strukturen mit monokristallinen Diamantwerkzeugen am Beispiel von Blazegittern Kurt Haskic. 196 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0859-3

Absicherung des Innovationserfolgs unter Berücksichtigung des Open-Innovation-Ansatzes Manuel Rothe. 184 Seiten, viele Abb. und Tab., 2015. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0861-6

Steigerung der Nutzungspotenziale von CVD-diamantbeschichteten Werkzeugen Fiona Sammler. 164 Seiten, viele Abb. und Tab., 2015. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0906-4

Prozessstrategien beim NC-Formschleifen mit Schleifstiften Tiago Borsoi Klein. 164 Seiten, viele Abb. und Tab., 2015. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0943-9

Netzfreie Zerspanungssimulation mit der Finite-Pointset-Methode

Robert Gerstenberger. 164 Seiten, viele Abb. und Tab., 2015. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0946-0

Untersuchung des Einflusses von Dreh-, Drehfräs-, Glattwalz- sowie Schleifprozessen auf das tribologische Einsatzverhalten von Stahl am Beispiel des Rad-Schiene-Kontakts Stefan Gebhard. 164 Seiten, viele Abb. und Tab., 2015. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0955-2

Keramische Schaftfräswerkzeuge für die Hochgeschwindigkeitsbearbeitung von Nickelbasis-Legierungen

Manuel Wacinski. 148 Seiten, viele Abb. und Tab., 2015. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0965-1

Additive Fertigung von Nickelbasis-Superlegierungen mittels Laserstrahlschmelzens am Beispiel von Diamalloy 4004NS

Kamilla König-Urban. 190 Seiten, viele Abb. und Tab., 2016 Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0978-1

Modellbasierte Prozessoptimierung für das Mikrofräsen Frederik Felix Mahr. 234 Seiten, viele Abb. und Tab., 2016 Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0986-6

Quantitative Betriebsmittelbedarfsplanung für die getaktete Fließfertigung Jakob Dinse. 158 Seiten, viele Abb. und Tab., 2016 Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0951-4

Entscheidungsmethodik zur kompetenzbasierten Team-Organisation bei der Implementierung von Energiemanagementsystemen Phillip Karcher. 240 Seiten, viele Abb. und Tab., 2016 Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0991-0

Nutzenoptimierter Einsatz präventiver Qualitätsmethoden im Produktentstehungsprozess der Automobilindustrie

Markus Heintzmann. 238 Seiten, viele Abb. und Tab., 2016. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0993-4

Entwicklung eines Vorgehensmodells zur Einführung eines globalen Qualitätsmanagementsystems

Felix Meentken. 208 Seiten, viele Abb. und Tab., 2016 Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0998-9

Qualitätsreferenzmodell für die Produktion von Unikaten und Kleinserien Dominik Rößle. 281 Seiten, viele Abb. und Tab., 2016 Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1035-0

Einfluss von Herstellungs- und Lagerungsfaktoren auf die Eigenschaften von Trockeneispellets und das Strahlergebnis.

Simon Motschmann. 190 Seiten, viele Abb. und Tab., 2016. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1014-5

Niedrigdimensionale Modelle zur Simulation des dynamischen Verhaltens von Werkzeugmaschinen unter Berücksichtigung der Pose. Jens Hermann Wintering. 207 S., viele Abb. und Tab., 2016. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0999-6

Trockenfunkenerosives Feinbohren von Hochleistungswerkstoffen Tassilo-Maria Schimmelpfennig. 149 Seiten, viele Abb. und Tab., 2016. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1060-2

Nachhaltige Unternehmensentwicklung aus ressourcenorientierter Perspektive Ronald Orth. 388 Seiten, viele Abb. und Tab., 2016. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1062-6

Verfahren zur schnellen, digitalen Modellbildung für Inspektions- und Reengineeringprozesse

Hendrik Grosser. 385 Seiten, viele Abb. und Tab., 2016. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1077-0

Prozessauslegung zum Schnellhubschleifen von Hochleistungskeramik Christoph Sammler. 205 Seiten, viele Abb. und Tab., 2016. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1064-0
Co₂-Schneeentstehung und deren Wirkung auf die Effekte beim Co₂-Schneestrahlen

Michael Kretzschmar. 171 Seiten, viele Abb. und Tab., 2016. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1065-7

Einsatzverhalten nanocomposite-beschichteter PcBN-Werkzeuge für die Hartdrehbearbeitung

Javier Alejandro Oyanedel Fuentes. 162 Seiten, viele Abb. und Tab., 2016. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1081-7

Kubisch-kristallines Bornitrid ohne Bindephase als Schneidstoff in der Ultrapräzisions-Zerspanung

Julian Polte. 187 Seiten, viele Abb. und Tab., 2017. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1137-1

Herstellung und Einsatz von PKD-Mikrofräswerkzeugen Mitchel Polte. 173 Seiten, viele Abb. und Tab., 2017. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1138-8

Trockeneisstrahlen als Vorbehandlungsverfahren vor dem Galvanisieren El Mustapha Baira. 171 Seiten, viele Abb. und Tab., 2017. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1157-9

Umweltbewertung und Ökoeffizienz beim Metall-Schutzgasschweißen von Dickblechverbindungen

Gunther Sproesser. 179 Seiten, viele Abb. und Tab., 2017. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1175-3

Einflussfaktoren der Reinigung mit flüssigem Kohlendioxid auf fertigungsrelevante Materialeigenschaften medizintechnischer Kunststoffe Johannes Mankiewicz. 166 Seiten, viele Abb. und Tab., 2017. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1180-7

Simulationsmodell als Basis zur Ableitung von Zerspanstrategien zur Reduzierung von thermischen Bearbeitungseinflüssen beim Hartdrehen Ivan Mitkov Ivanov. 166 Seiten, viele Abb. und Tab., 2017. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1201-9

Adaptives Entwicklungstool zur intelligenten Konfigurierung von Condition-Monitoring-Algorithmen

Abdelhakim Laghmouchi. 176 S., viele Abb. und Tab., 2017. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1222-4

Die-Sinking EDM of High Aspect Ratio Cavities in Nickel-Base Alloy David Carlos Domingos. 249 S., viele Abb. und Tab., 2017. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1163-0

Kinematisch modulierte Schleifprozesse zur Strukturierung von tribologisch beanspruchten Funktionsoberflächen

Clemens Bäcker. 204 S., viele Abb. und Tab., 2017. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1235-4

Resource-Optimized Verification Planning for Mechatronic Systems in the Virtual Stage of Product Creation

Frank Gerhorst. 185 S., viele Abb. und Tab., 2017. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1255-2

Wissensbasierte Entwicklung nachhaltiger Produkte

Kai Lindow. 246 S., viele Abb. und Tab., 2017. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1271-2

Qualitätsmanagement in der Automobilindustrie und dessen Umsetzung an Produktionsstandorten in der Volksrepublik China unter Berücksichtigung kultur- und kooperationsbedingter Einflüsse

Oliver Linthe. 190 S., viele Abb. und Tab., 2017. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1276-7

Gestaltungsaspekte immersiver Fahrsimulationsumgebungen

Diana Reich. 258 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1283-5

Benchmarking-unterstützte Standortplanung von industriellen Wertschöpfungsprozessen Xing Zhou. 226 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1296-5

Einsatzverhalten und Leistungsbedarfe unterschiedlicher Kühlungsmethoden beim Außen-Längs-Runddrehen

Paul Fürstmann. 178 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1317-7

Grinding of high performance materials with spherical mounted point Stefan Koprowski. 160 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1311-5

Methodik zur integrierten virtuellen Auslegung und Absicherung flexibler Bauteile Nicolas Hofheinz. 248 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1298-9

Werkzeug- und prozessseitige Grundlagen des Schienenschleifens unter Berücksichtigung der Schienentemperatur und der Wechselwirkung mit dem Einsatzverhalten der Schiene Pavlo Lypovka. 224 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1306-1

Spannutschleifen von Hartmetall-Schaftwerkzeugen mit gradierten Schleifscheiben Nikolas Schröer. 166 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1310-8

Methode zur Bestimmung spezifischer Kräfte durch Fräsversuche und Anwendung bei der Natursteinbearbeitung

Marcel Manthei. 160 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1288-0

Endkonturnahe Schruppbearbeitung von Titanaluminid mittels Wasserabrasivstrahlen mit kontrollierter Schnitttiefe

Fabian Faltin. 160 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1309-2

Ultrapräzisionsverfahren zur Erhöhung der Güte abbildender Beugungsgitter Stefan Kühne. 209 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1301-6

Fräsbearbeitung von Nickelbasislegierungen mit Industrierobotern Sascha Reinkober. 214 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1328-3

Methodology for the in-process evaluation of software-based process failures in Selective Laser Melting machine tools

Rodrigo Pastl Pontes. 186 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1350-4

The Working Posture Controller: Automated adaptation of the workpiece pose to enable a neutral working posture

The Duy Nguyen. 219 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1355-9

Finishbearbeitung technischer Oberflächen aus gehärtetem Stahl unter Verwendung von Rundbürsten mit Schleiffilamenten

Leif Hochschild. 212 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1347-4

Entwicklung eines hochauflösenden wellenlängendispersiven Spektrometers für den Spektralbereich harter Röntgenstrahlung

Ina Holfelder. 198 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1375-7

Ganzheitliche Planung der Qualitätsorganisation in produzierenden Unternehmen Falk Johannes Behmer. 226 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1368-9

Laser-Pulver-Auftragschweißen in der additiven Prozesskette für Legierungen aus dem Turbomaschinenbau

Benjamin Graf. 138 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1387-0

Vorgehensmodell zur Methodenauswahl in Six-Sigma-Projekte

Julian Enriquev Ariza Alvarez. 236 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1383-2

Optimized Data Integration for Tracelinking in Product Development through the Application of Semantic Web Technologies

Robert Woll. 201 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1389-4

Entwicklung eines methodenbasierten Modells zur Messung und Bewertung der Produktivität von Dienstleistungsprozessen

Ahmad Schafiq Amini. 340 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1412-9

Entwicklung eines Validierungsframeworks zur erlebbaren Absicherung von Fahrerassistenzsystemen

Maik Auricht. 342 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1415-0

Fallbasierte Feinplanung im Rahmen der kurzfristigen Fertigungssteuerung Reinhard Arlt. 246 Seiten, viele Abb. und Tab., 2018. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1429-7

Systematische Methodenanwendung im dynamischen Qualitätsmanagement bei KMU Johannes Schober. 302 Seiten, viele Abb. und Tab., 2019. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1447-1

Entwicklung eines methodengestützten Vorgehensmodells für das Qualitätsmanagement Reporting (QMR)

Tobias Gruber. 252 Seiten, viele Abb. und Tab., 2019. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1451-8

Prototyping von Produkt-Service Systemen und Smart Services in der Konzeptphase des Entwicklungsprozesses

Konrad Exner. 282 Seiten, viele Abb. und Tab., 2019. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1457-0

Merkmalbasiertes Nutzerunterstützungssystem für die Erfassung von Bauteilen mittels industrieller Computertomographie

Nikolas Sawczyn. 275 Seiten, viele Abb. und Tab., 2019. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1464-8

Verfahren zur kamerabasierten Instrumentennavigation am Beispiel der HNO-Chirurgie Manuel Katanacho. 179 Seiten, viele Abb. und Tab., 2019. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1498-3

Liquid Metal Embrittlement of Advanced High Strength Steels during Resistance Spot Welding Julian Frei. 167 Seiten, viele Abb. und Tab., 2019. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1495-2

Assistenzsystem für die Entwicklung nachhaltiger Produkte Tom Buchert. 298 Seiten, viele Abb. und Tab., 2019. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1508-9

Einsatzverhalten keramischer Fräswerkzeuge bei der Zerspanung von glas- und kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen

Bartek Stawiszynski. 182 Seiten, viele Abb. und Tab., 2020. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1610-9

Investigation of the Metallurgical and Thermo-Mechanical Factors Influencing Centreline Solidification Cracking by Laser Beam and Hybrid Vanessa Penaranda Quiroz. 236 Seiten, viele Abb. und Tab., 2020. Kartoniert.

Vanessa Penaranda Quiroz. 236 Seiten, viele Abb. und Tab., 2020. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1601-7

Sortierung von Objekten in mikrofluidischen Systemen auf Basis von piezogetriebenen Aktoren Peter Paul Horbert. 202 Seiten, viele Abb. und Tab., 2020. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1630-7

Management von Innovationsnetzwerken unter Fokussierung von Kollaboration Jan-Patrick Cap. 198 Seiten, viele Abb. und Tab., 2020. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1654-3

Artefaktkorrektur für die 3D-Röntgenbildgebung auf Basis synthetischer Röntgenprojektionen Steffen Melnik. 164 Seiten, viele Abb. und Tab., 2020. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1690-1

Einfluss des Post-Processings auf laserstrahlgeschmolzene Bauteile am Beispiel von ß-Titanlegierungen

Georg Gerlitzky. 178 Seiten, viele Abb. und Tab., 2021. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1692-5

Digitale Unterstützung der aktiven Kundenintegration zur Optimierung der Produktentwicklung

Thomas Damerau. 277 Seiten, viele Abb. und Tab., 2021. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1700-7

Modularized and Reconfigurable Machine Tool Frames based on Polyhedral Building Blocks Bernd Walter Peukert. 190 Seiten, viele Abb. und Tab., 2021. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1696-3

Einsatzverhalten keramisch gebundener Gleitschleifkörper

Alexander Eulitz. 170 Seiten, viele Abb. und Tab., 2021. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1714-4

Requirements-driven Identification and Validation of Reusable System and Development Elements

Atakan Sünnetcioglu. 320 Seiten, viele Abb. und Tab., 2021. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1744-1

Selbstoptimierendes System zur aktiven Schwingungskompensation in Werkzeugmaschinen Jan Mewis. 208 Seiten, viele Abb. und Tab., 2021. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1728-1

Towards Robust Object Detection and Pose Estimation as a Service for Manufacturing Industries

Martin Rudorfer. 222 Seiten, viele Abb. und Tab., 2021. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1712-0

Bedienung digitaler Menschmodelle zur Absicherung manueller Montagetätigkeiten durch Virtual-Reality-Interaktion

Andreas Geiger. 206 Seiten, viele Abb. und Tab., 2021. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1770-0

Untersuchungen zur Beeinflussung der Geometrie und Werkstoffeigenschaften laserimplantierter Werkzeugstahloberflächen sowie zum tribologischen Einsatzverhalten Felix Spranger. 182 Seiten, viele Abb. und Tab., 2022. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1777-9

CFK-Module zur adaptronischen Kompensation thermisch induzierter Winkelverlagerungen an Werkzeugmaschinen

Philipp Marcks. 184 Seiten, viele Abb. und Tab., 2022. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1791-5

Empfehlungsassistent zur Auswahl und Integration von Industrie 4.0-Elementen für Ganzheitliche Produktionssysteme

Christoffer Rybski. 236 Seiten, viele Abb. und Tab., 2022. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1799-1

Einfluss prozess- und geometrieinduzierter Wärmeakkumulation auf die Werkstoffeigenschaften laserstrahlgeschmolzener metallischer Bauteile Gunther Mohr. 192 Seiten, viele Abb. und Tab., 2022. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1819-6

Modellbasierte Prozessvorhersagen für das Bürstspanen mit gebundenem Schleifmittel Christian Sommerfeld. 184 Seiten, viele Abb. und Tab., 2022. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1804-2

Spanbildungsmodellierung unter Berücksichtigung von in situ Dehnungsmessungen bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide Steffen Henze. 180 Seiten, viele Abb. und Tab., 2022. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1844-8

Maschine und Technologie für die Bahnerosion mit gasförmigem Dielektrikum zur Herstellung von Mikrostrukturen

Ivan Perfilov. 147 Seiten, viele Abb. und Tab., 2022. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1845-5

Geschäftsmodellentwicklung in KMU. Eine ressourcen- und implementierungsorientierte Methode zur kontinuierlichen Anpassung und Innovation von Geschäftsmodellen Erik Steinhöfel. 302 Seiten, viele Abb. und Tab., 2022. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1840-0

Empirische Untersuchung eines hybriden Simulators zur ganzheitlichen Erlebbarkeit neuer Fahrzeuginterieur-Konzepte Bert Hartfiel. 354 Seiten, viele Abb. und Tab., 2022. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1843-1

Wasserabrasivinjektorstrahlen zum Formdrehen von Titanaluminid Karsten Flögel. 149 Seiten, viele Abb. und Tab., 2022. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1858-5

Optimierung der optischen Eigenschaften diamantzerspanter Beugungsgitter mit mehreren Freiheitsgraden durch Minimierung der Maschinenkinematik Marco Jagodzinski. 194 Seiten, viele Abb. und Tab., 2022. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1846-2

Prozesstechnologien für die funkenerosive Senkbearbeitung einer Siliziumnitrid-Titannitrid-Keramik mit reduzierter elektrischer Leitfähigkeit Cora-Sophia Wolf. 144 Seiten, viele Abb. und Tab., 2022. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1842-4

Microstructure and Mechanical Properties of Refill Friction Stir Spot Welding of AM50 Cast Magnesium Alloy

Banglong Fu. 178 Seiten, viele Abb. und Tab., 2022. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1865-3

Methodik zur Modell-basierten Systemarchitekturdefinition von Smart-circular Product-Service Systems

Friedrich Andreas Halstenberg. 348 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1862-2

Automatisierte Optimierung der Energieeffizienz verschalteter Anlagen durch steuernden Eingriff

Gregor Thiele. 340 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1890-5

Konzept und Lösungen für automatische Produktdatenverwaltung

Carina Fresemann. 228 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1722-9

Entwicklung eines kognitiven Assistenzsystems zur Nutzung von Erfahrungswissen im Qualitätsmanagement

Marcel Randermann. 260 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1913-1

Eine empirische Untersuchung zur Entstehung und Nutzung von Synergiepotenzialen zwischen der Innovations- und der Qualitätsfunktion im Produktentstehungsprozess Michael Dunst. 377 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1904-9

Kompetenzmanagementmodell zur proaktiven Qualifizierung der Belegschaft eines Nutzfahrzeug-OEMs im Kontext von Technologiesprüngen Maximilian Cedzich. 211 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1915-5

A Data-Driven Concept and Realization for Engineering Change Management Decision Support Yuwei Pan. 253 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1918-6

Entwicklung einer datenbasierten Methodik zur Qualitätssicherung von Fahrerassistenzsystemen aus Kundenperspektive Hendrik Jasper. 168 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1922-3

Infraschallunterstütztes Dornhonen

Sascha Zimmermann. 200 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1920-9

Laser Surface Texturing of Ti6Al4V Alloy for the Reduction of Peri-implantitis Luiz Guilherme de Souza Schweitzer. 198 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1921-6

Herstellung definierter Werkzeugmikrogeometrien an Mikrofräswerkzeugen und deren Einfluss auf die Zerspanung spröder und duktiler Werkstoffe Yves Max Kuche. 200 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1934-6

Algorithmische Konzeption von hochautomatisierten Fließmontagesystemen am Beispiel des automobilen Karosseriebaus

Simon Hagemann. 218 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1933-9

Trennstrahlen mit flüssigem Kohlendioxid

Patrick John. 183 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1951-3

Qualitätsorientiertes Komplexitätsmanagement am Beispiel des automobilen Konfigurationsmanagementprozesses

Alexander Frisch. 221 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1948-3

Electromagnet Assisted Laser-GMA Hybrid Welding of Thick-Walled Structural Steels and its Influence on the Weld Seam Properties

Ömer Üstündag. 182 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1967-43

Auftragschweißen mittels mikrowelleninduziertem Plasma. Anlagenentwicklung und Verfahrensauslegung für die additive Fertigung

Robert Kersting. 214 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1924-743

Methode zur Quantifizierung von Einsatzgrenzen einer zentralen und dezentralen Struktur für die Fertigungssteuerung

Nils Willeke. 225 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1963-6

Semantische Datenspezifikation für KI-basierte Smart Services

Maurice Preidel. 395 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1956-8

Plasma-Laser-Auftragschweißen als hybrides Beschichtungsverfahren

Christian Brunner-Schwer. 148 Seiten, viele Abb. und Tab., 2023. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-1959-9

Die Wasserstrahltechnologie bietet ein großes Potenzial bei der Bearbeitung schwer zerspanbarer Werkstoffe. Der umfassenden Anwendung stehen jedoch komplexe Wirkmechanismen bei der effizienten Erzeugung von dreidimensionalen Formelementen gegenüber.

Vor diesem Hintergrund werden in dieser Arbeit die Wirkzusammenhänge der notwendigen Prozessvarianten hergestellt und dem Anwender Methoden zur Bestimmung der Einsatzbereiche und zur Auslegung der Kerben vorgeschlagen. Darüber hinaus wird ein auf den Wirkmechanismen basierendes dreidimensionales Modell der Werkstoffabtrennung eingeführt, um das allgemeine Verständnis der Wasserstrahltechnologie zu verbessern.



Fraunhofer Verlag