

Moritz Fuß

**Entwicklung eines Verfahrens zur
Herstellung von tiefen nicht
kreisförmigen Bohrungen**

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

Entwicklung eines Verfahrens zur Herstellung von tiefen nicht kreisförmigen Bohrungen

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Dr.-Ing.

von der Fakultät Maschinenbau
der Technischen Universität Dortmund
genehmigte Dissertation

Dipl.-Ing. Moritz Fuß

aus
Bochum

Tag der mündlichen Prüfung: 02.08.2019

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann
2. Gutachter: Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Friedrich Bleicher
3. Gutachter: Prof. i.R. Dr.-Ing. Dr. h. c. Klaus Weinert

Dortmund, 2019

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliographische Daten sind im Internet über www.dnb.de abrufbar.

ISBN 978-3-8027-8917-5

Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Spanende Fertigung (ISF) der Technischen Universität Dortmund. Bedanken möchte ich mich herzlich bei meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann nicht nur für die umfangreiche Unterstützung bei der Erstellung dieser Arbeit, sondern darüber hinaus für die Zuteilung und die Hilfestellung bei den abwechslungsreichen Aufgaben rund um die Zerspanung. Diese Zeit hat mich in jeder Hinsicht positiv geprägt. Bei Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Friedrich Bleicher möchte ich mich zum einen für die bereitwillige Übernahme des Koreferats und des Weiteren für die poetisch ausformulierte Rückmeldung, die sicherlich unvergessen bleibt, bedanken. Weiterer Dank gilt Prof. i.R. Dr.-Ing. Dr. h. c. Klaus Weinert für die Mitwirkung in der Prüfungskommission sowie dem häufigen Erfahrungsaustausch während meiner Zeit am ISF. Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirt.Ing. Wolfgang Tillmann möchte ich für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes und für die Vermittlung der werkstofftechnischen Grundlagen im Studium danken.

Diese Dissertation basiert auf Erkenntnissen, die im Rahmen des vom BMWi geförderten ZIM-Projekts „Entwicklung eines Verfahrens zur Herstellung tiefer Bohrungen mit nicht kreisförmigen Querschnitten (AK-UR)“ entstanden sind, für dessen Förderung ich mich herzlich, u.a. bei Herrn Unger, bedanken möchte. Die Arbeit wäre ohne folgende Personen nicht umsetzbar gewesen, weshalb ich ihnen für ihre Arbeit, für ihre Motivation, ihre Geduld und Unterstützung unendlich dankbar bin: Dr.-Ing. Bernard Buse, Dr.-Ing. Marcel Tiffe, Daniel Koeppen, Dr.-Ing. Hendrik Abrahams, Dr.-Ing. Ekrem Özkaya und Matthias Kaiser. Mein herzlicher Dank gilt zudem den aktuellen Mitarbeitern des ISF, insbesondere den Kollegen aus der Abteilung Zerspanung die mich in der entscheidenden Phase der Arbeit unterstützt, motiviert und Freiraum geschaffen haben. Hervorheben möchte ich die Kollegen Robert Schmidt und Julian Gerken, die mit ihren hervorragenden Masterarbeiten einen großen Beitrag für die vorliegende Arbeit geleistet haben.

Weiterhin gilt mein Dank den anderen Studien- und Abschlussarbeitern sowie meinen studentischen Hilfskräften Nils Felinks und Timo Rinschede. Alle haben über den notwendigen Arbeitsumfang hinaus unterstützt, was ich Ihnen hoch anrechne und niemals vergessen werde. Für die Unterstützung bei der Durchsicht der Dissertation danke ich Marc Bethke. Im privaten Bereich danke ich meinen Freunden und meiner Familie für die Unterstützung und das Verständnis für die geringe freie Zeit. Ein großer Dank gilt meinen Eltern, die mir den Bildungsweg bis hin zur Promotion ermöglicht und mir auf dem nicht immer gradlinigen Weg den Rücken gestärkt haben. Für seine gute Laune, seine Motivation und seine Unterstützung zu Tag- und Nachtzeit möchte ich Maximilian Metzger danken, ohne ihn wäre die Arbeit noch lange nicht fertiggestellt. Nicht zuletzt bedanke ich mich bei meiner Frau Janina für ihren Rückhalt, ihre Nachsicht während der Promotionsphase und für die liebevolle Betreuung unseres Sohnes Oskar.

Moritz Fuß

Dortmund, August 2019

Kurzfassung

In einigen hochtechnischen industriellen Bereichen wie z.B. in der Luftfahrt und der Erdölexploration finden zunehmend Bauteile mit innenkonturierten tiefen Bohrungen Anwendung wie z.B. Flugzeuglandebeine, Bohrgestänge, Turbinenwellen etc.. Stand der Technik ist es, solche rotationssymmetrischen Innenkonturen mit Auskammerverfahren herzustellen. Für spezielle Bauteile, die beispielsweise in der erdölgewinnenden und -erarbeitenden Industrie eingesetzt werden, ist eine rotationssymmetrische Innenkonturierung allerdings nicht ausreichend.

Solche Bauteile wie z.B. Motorstatoren in Bohrgestängen oder strömungsleitende Rohre für die Verfahrenstechnik können bei kleineren Durchmessern bis ca. 80 mm bisher in einem größeren Länge- zu Durchmesser Verhältnis nicht wirtschaftlich bzw. nur mit technologischen Einschränkungen gefertigt werden. Die Querschnitte solcher z.T. meterlangen Werkstücke haben eine nicht kreisförmige Innenkontur, die sich in axialer Richtung mit einer definierten Steigung fortsetzen kann.

Im Rahmen dieser wissenschaftlichen Arbeit wird ein zur Herstellung dieser Teile geeignetes neues spanendes Verfahren vorgestellt, das das gängige Auskammerverfahren um eine weitere Dimension erweitert. Umgesetzt wird dies durch ein Werkzeugsystem, bei dem die Schneide pro Umdrehung in Abhängigkeit der zu erzeugenden Profilkontur periodisch radial aus- und einfährt. Ziel der Arbeit ist es, mit dieser Technologie das Potential der genannten Anwendungen zu erschöpfen und zudem für den allgemeinen Maschinenbau innovative Bauteile zu ermöglichen, die das Spektrum von zukünftigen Konstruktionen bereichern.

Grundlage der Verfahrensrealisierung ist die Entwicklung eines neuartigen Werkzeugantriebs. Das im Prozess zu erwartende hochdynamische Belastungskollektiv wird dafür zunächst rechnerisch abgeschätzt. Nach der Konstruktion sowie der Fertigung der Antriebskomponenten wird das Werkzeugsystem bestehend aus Bohrkopf, Sonderbohrgestänge und Werkzeugantrieb an der am ISF der TU-Dortmund befindlichen Tiefbohrmaschine appliziert und in Betrieb genommen.

Anhand eines zusätzlich entwickelten Aufbaus für einen Versuchstand für Orthogonal-schnitte werden die auftretenden Zerspankraftkomponenten bei den vorliegenden komplexen Eingriffsbedingungen ermittelt. Weitere Grundlagenuntersuchungen bestehend aus einer Analyse der Kinematik und Kinetik des Werkzeugsystems sowie einer Spanbildungssimulation werde zur Förderung des Prozessverständnisses durchgeführt.

In experimentellen Untersuchungen mit dem neuartigen Verfahren werden Statoren für Moineau Motoren (Bohrmotoren für Erdölbohrgestänge) als Testwerkstücke hergestellt. Dabei werden die Zerspanungsbedingungen in relevanten Größen variiert. Neben einer Variation der Ausstellkinematik des Wirkelements werden auch Versuchsreihen zum Einfluss der Schneidengestalt durchgeführt. In weiteren Untersuchungen wird betrachtet, inwiefern der Werkstoff, die Querschnittskontur und die Prozessparameter die Umsetzung des Verfahrens beeinflussen. Abschließend wird eine Strategie zum Wendschneidplattenwechsel entwickelt, durch die nicht kreisrunde Innenkonturen in realen Bauteillängen eingebracht werden konnten. Die Funktionstüchtigkeit des neuen AK-UR-Verfahrens (Auskammern – Unrund) wurde durch die Bearbeitung von Statoren aus Aluminium und 42CrMo4+QT in Längen bis zu $l_f = 2600$ mm nachgewiesen.

Abstract

In some highly technical industrial areas, such as aviation and oil exploration, components with deep bore holes with internal contours for example aircraft landing gears, drill rods, turbine shafts, etc. are increasingly being used. The state of the art is to produce such rotationally symmetric inner contours by using chamber boring techniques. For special components used, for example, in the oil extraction and processing industry, rotationally symmetrical inner contours are not sufficient.

Such components like motor stators in drill pipes or flow-conducting pipes for process engineering cannot be manufactured economically with smaller diameters up to approx. 80 mm in a larger length to diameter ratio or only with technological restrictions. The cross-sections of such workpieces, some of which are meters long, have a non-circular inner contour which can continue in the axial direction with a defined pitch. In the context of this scientific work, a new cutting process suitable for the production of these parts is presented, which extends the current chamber boring process by a further dimension. This is implemented by a tooling system in which the cutting edge moves radially out and in periodically per revolution depending on the profile contour to be produced.

The aim of the work is to use this technology to exhaust the potential of applications mentioned before and also to enable innovative components for general mechanical engineering which will expand the spectrum of future designs. The basis of the process realization is the development of a novel tool drive. The highly dynamic load spectrum to be expected in the process is first estimated mathematically. After the design and manufacture of the drive components, the tooling system consisting of drill head, special drill rods and tool drive is applied to the deep hole drilling machine at the ISF of the TU Dortmund and put into operation.

On the basis of an additionally developed setup for a test rig for orthogonal cuts, the occurring cutting force components are determined under the present complex engagement conditions. Further basic investigations consisting of an analysis of the kinematics and kinetics of the tooling system as well as a chip formation simulation are carried out to promote process understanding.

In experimental investigations with this novel method, stators for Moineau motors (drilling motors for oil drill pipes) are produced as test workpieces. The cutting conditions are varied in relevant quantities. In addition to a variation of the exhibiting kinematics of the active element, test series on the influence of the cutting edge shape are also carried out. Further investigations will examine the extent to which the material, the cross-sectional contour and the process parameters influence the implementation of the process. Finally, a strategy for indexable insert change was developed, which allows the introduction of non-circular inner contours in real component lengths. The functional efficiency of the new AK-UR-process (out-of-round chambers) was proven by machining stators made of aluminium and 42CrMo4+QT in lengths of up to $l_r = 2600$ mm.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungen.....	XI
Formelzeichen.....	XIII
1 Einleitung	1
2 Grundlagen und Stand der Forschung.....	5
2.1 Relevante Grundlagen der Zerspanung.....	5
2.2 Innenkonturierte Bohrungen und ihre Anwendungsgebiete.....	8
2.3 Alternative Verfahren zur Herstellung von innenkonturierten Bohrungen	9
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	11
4 Vorstellung eines neuartigen Zerspanverfahrens für nicht kreisrunde Querschnitte.....	13
4.1 Arbeitsweise des Verfahrens	13
4.2 Spezifische Merkmale des Verfahrens	17
4.3 Analogie zum Tiefbohren.....	26
5 Experimentelle Randbedingungen	27
5.1 Werkzeugmaschinen.....	27
5.2 Werkstoffe und Versuchswerkstücke	29
5.3 Querschnittskonturen.....	32
5.4 Versuchswerkzeugsystem.....	34
5.4.1 Bohrkopf.....	34
5.4.2 Eingesetzte Wendeschneidplattengestalten	38
5.4.3 Sonderbohrgestänge	40
5.5 Mess- und Analysetechnik.....	43
5.5.1 Analyse der Querschnittskontur	43
5.5.2 Erfassung des Bohr- und Pendelmoments.....	43
6 Entwicklung und Integration eines neuartigen Werkzeugsystems	47
6.1 Beschreibung des Werkzeugantriebs und seiner Kinematik	47
6.2 Konzept zur Integration des neuartigen Werkzeugantriebs an die Versuchsmaschine	51
6.3 Abschätzung der Kräfte	55
6.4 Aufbau und Einstellung des Versuchsstands	60
7 Grundlagenuntersuchungen zum Bohren nicht kreisförmiger Querschnitte	67
7.1 Analyse der Kinematik und der Kinetik des AK-UR Verfahrens	67

7.1.1	Einfluss der Ausstellbewegung auf die Konturgenauigkeit	67
7.1.2	Betrachtung der resultierenden Geschwindigkeit und der Beschleunigung	69
7.1.3	Dynamisches Verhalten des Werkzeugsystems im unbelasteten Zustand	72
7.2	Erfassung von Zerspankräften	76
7.2.1	Konstruktions- und Fertigungsprozess des Analogieversuchsstands	76
7.2.2	Einfluss des Werkzeug-Neigungswinkels auf die mechanische Werkzeugbelastung	81
7.2.3	Einfluss der Wendeschneidplattengestalt und -beschichtung auf die mechanische Werkzeugbelastung	85
7.2.4	Einfluss des Vorschubs auf die mechanische Belastung	86
7.2.5	Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die mechanische Werkzeugbelastung	88
7.3	Analyse der Spanbildung mit der Finite-Elemente-Methode	91
7.3.1	Modellierung	91
7.3.2	Auswertung hinsichtlich der Kinematik	95
7.3.3	Auswertung der Spanbildung	97
7.4	Betrachtung der Bohrröhrelastizität	100
7.4.1	Beschreibung des Kraftflusses und Erstellung eines Ersatzmodells	100
7.4.2	Analyse der Bohrröhrelastizität hinsichtlich der Kinematik	102
7.5	Strömungsanalyse der Kühlschmierstoffverteilung	107
8	Zerspanungsuntersuchungen tiefer Bohrungen mit nicht kreisförmigen Querschnitten	109
8.1	Variation der Ausstellkinematik	109
8.2	Untersuchungen zum Einfluss der Schneidengestalt	117
8.3	Variation der Querschnittskontur	121
8.4	Variation des Werkstückwerkstoffs	124
8.5	Standzeituntersuchungen	136
8.6	Untersuchungen zum Wendeschneidplattenwechsel	140
9	Zusammenfassung und Ausblick	145
10	Literatur	149

Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
AK-UR	<u>A</u> uskammern – <u>U</u> ngrund
Al	Aluminium
AS-Vi	Angepasste Schneidvarianten
AWA	Auskammerwerkzeugantrieb
BOZA	Bohrölzführapparat
BTA	Boring and Trepanning Association
C	Kohlenstoff
CAD	Computer-aided design
CFD	Computational Fluid Dynamics
Cr	Chrom
Cu	Kupfer
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMS	Dehnungsmessstreifen
FE	Eisen
FEM	Finite Elemente Methode
FFT	Fast-Fourier-Transformation
FL	Führungsleiste
HS	Hauptschneide
HV	Härte nach Vickers
ISF	Institut für Spanende Fertigung
ISO	International Organization for Standardization
ITER	International Thermonuclear Experimental Reactor
KSS	Kühlschmierstoff
l/D	Länge-zu-Durchmesser-Verhältnis
Mn	Mangan
Mo	Molybdän
MWD	Measuring While Drilling
N	Stickstoff
NC	Numerical Control, Numerische Steuerung
Ni	Nickel
NS	Nebenschneide
P	Phosphor
Pb	Blei

P _r	Werkzeug-Bezugsebene
P _s	Werkzeug-Schneidenebene
PVD	Physical Vapour Deposition
QT	Quenched and Tempered
REM	Rasterelektronenmikroskop
S	Schwefel
Si	Silizium
Sn	Zinn
SW	Schlüsselweite
Ti	Titan
TU	Technische Universität
V	Vanadium
WSP	Wendeschneidplatte
Zn	Zink

Formelzeichen

Formel- zeichen	Einheit	Bedeutung
\dot{Q}_{Span}	W	Wärmestrom in den Span
\dot{Q}_{WST}	W	Wärmestrom in das Werkstück
$\dot{Q}_{WZG,i}$	W	Wärmeströme in das Werkzeug
\dot{v}_{max}	m/s	Strömungsgeschwindigkeit
$\overline{\Delta M}_{tg,au}$	Nm	Gemittelte Grundlastmomente der Außenstange
$\overline{\Delta M}_{tg,i}$	Nm	Gemittelte Grundlastmomente
$\overline{\Delta M}_{tg,in}$	Nm	Gemittelte Grundlastmoment der Innenstange
ΔP	°	Profilverdrehung
h	mm	Spannungsdicke
h_S	mm	Scherhebel
h_{ch}	µm	Spandicke
Δx_{SS}	mm	Translationshub vom Schneidenschieber
A	mm ²	Spannungsquerschnitt
A_{ECM}	mm ³ /min	Abtraggeschwindigkeit beim Elektrochemischen Abtragen
A_{pq}	mm ²	Profilquerschnittsfläche
A_{pqSoll}	mm ²	Soll-Querschnittsfläche
D	mm	Bohrungsdurchmesser
D_F	mm	Klemmdurchmesser
$D_{P,max}$	mm	Maximaler Profildurchmesser
$D_{U,max}$	mm	Maximaler Umlaufdurchmesser
D_m	mm	Führungsbohrdurchmesser
D_{tk}	mm	Kugeldurchmesser des Messtasters
F	kN	Resultierende Zerspankraft
$F_{S,ist}$	kN	Vorliegende Schraubkraft
F_S	kN	Schraubkraft
$F_{a,ps}$	N	Beschleunigungskraft durch die Schieberplattenmasse
F_c	N	Schnittkraft
F_f	N	Vorschubkraft
F_{fa}	N	
F_{fr}	N	
$F_{g,ps}$	N	Gesamt wirkende Kraft auf die Schieberplattenmasse

F_i	kN	Kraft
F_i^{\cdot}	N/mm	Bezogene Kraft
F_n	N	Normalkraft
F_p	N	Passivkraft
F_p^{\cdot}	N/mm	Bezogene Passivkraft
F_{pf}	N	Exemplarischer Kraftvektor aus Passiv- und Vorschubkraft
F_{ps}	N	Passivkraft in Richtung der Schieberplatte
$F_{t,h}$	N	Horizontaler Anteil der Tangentialkraft
$F_{t,v}$	N	Vertikaler Anteil der Tangentialkraft
F_t	N	Tangentialkraft
F_z	N	Resultierende Zerspankraft
H	mm	Hub
H_B	HV	Härte der Beschichtung
I	A	Stromstärke
I_T	mm ⁴	Torsionsträgheitsmoment
I_p	mm ⁴	Flächenträgheitsmoment
K_A		Anwendungsfaktor nach DIN3390
K_t	μm	Kolktiefe
M_B	Nm	Bohrmoment
M_{RV}	Nm	Übetragbares Drehmoment der Klemmverbindung
$M_{a,max}$	Nm	Maximales Drehmoment an der Verbindungsstelle
M_{kat}	Nm	Kalibrierungsmoment
M_t	Nm	Torsionsmoment
P_{St}	mm	Profilsteigung
P_{eff}	mm	Effektive Profilsteigung
R^2		Bestimmtheitsmaß
$R_{e,min}$	MPa	Untere Streckgrenze
R_e	MPa	Streckgrenze
R_m	MPa	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	MPa	Dehngrenze
T_{nenn}	Nm	Nenn Drehmoment
T_s	°C	Schmelztemperatur
U		Umdrehungsanzahl
U_{Anko}	mm	Verfahrweg des Vorschubschlittens bei einer Umdrehung der Ankoppelstelle

U_s	V	Spannung
\dot{V}	l/min	Kühlschmiermittelvolumenstrom
V_{SM}	mm ³	Modellvolumen
a_p	mm ²	Schnitttiefe
$a_{p,k}$	mm	Konstanter Schnitttiefenanteil
$a_{p,max}$	mm	Maximale Schnitttiefe
a_r	m/s ²	Radialbeschleunigung
$a_{res,max}$	m/s ²	Maximale resultierende Beschleunigung
a_{res}	m/s ²	Resultierende Beschleunigung
b	mm	Spannungsbreite
b_a	mm	Balligkeit
b_{sf}	mm	Breite der Schutzfase
d	mm	Durchmesser
d_{AA}	mm	Außendurchmesser der Außenstange
d_{AI}	mm	Innendurchmesser der Außenstange
$d_{I,max}$	mm	Maximaler Innendurchmesser
$d_{K,min}$	mm	Minimaler Konturdurchmesser
d_{PA}	mm	Außendurchmesser der Pendelstange
d_{WN}	mm	Werkzeugennendurchmesser
d_f	mm	Führungsbohrungsdurchmesser
d_m	mm	Mittlerer Profildurchmesser
d_{sb}	mm	Sonderbohrstangendurchmesser
e_{WZ}	mm	Exzentrizitätsabstand Werkzeugnocken
e_{ak}	mm	Exzentrizitätsabstand Antriebskurbelnocken
f	mm/U	Drehvorschub pro Umdrehung
f_{AK-UR}	Hz	Auskammerfrequenz
f_a	mm/U	Arbeitsvorschub
f_{dreh}	Hz	Drehzahlfrequenz
f_{g1}	Hz	Tiefpassfilter 1
f_{g2}	Hz	Tiefpassfilter 2
f_r	mm/U	Radialvorschub
f_s	kHz	Abtastfrequenz
i		Zähneanzahl
i_1		Übersetzungsverhältnis Getriebe 1
i_2		Übersetzungsverhältnis Getriebe 2

i_P		Übersetzungsverhältnis
k		Kalibrierungsmessungen
$k_{c1.1}$	N/mm ²	Spezifische Schnittkraft
$k_{p1.1}$	N/mm ²	Spezifische Passivkraft
l	mm	Länge
l_{AB}	m	Außenbohrrohlänge
l_{FL}	mm	Führungsleistenlänge
l_K	mm	Kontaktlänge
l_{RW}	mm	Rückstelllänge des Wiederanschnitts
l_{SBo}	m	Sonderbohrstangenlänge
l_{SP}	m	Pendelstangenlänge
$l_{WST,max}$	m	Maximale Werkstücklänge
$l_{b,max}$	mm	Maximale Bauteillänge
$l_{ev,t}$	mm	Traganteil der Evolventenverzahnungslänge
l_{ev}	mm	Evolventenverzahnungslänge
l_f	mm	Bohrweg
l_{f-}	mm	Negativer Vorschubweg
l_{fg}	mm	Gesamte Bohrlänge
l_{gK}	mm	Länge des gerade Schieberkopfs
l_{min}	mm	Minimale Realbauteillänge
l_s	mm	Schneidenlänge
l_{sK}	mm	Länge des schrägen Schieberkopfs
m	kg	Masse
n	U/min	Drehzahl
$n_{A,max}$	U/min	Maximaldrehzahl
n_{WZ}	U/min	Werkzeugdrehzahl
n_{as}	U/min	Drehzahl der Antriebsscheibe
n_{ist}	U/min	Ist-Drehzahl
n_{ks}	U/min	Drehzahl der Kurvenschablone
n_{max}	U/min	Maximaldrehzahl
n_{soll}	U/min	Soll-Drehzahl
n_{zr}	U/min	Drehzahl des Zwischenrads
p	N/mm ²	Flächenpressung
$p_{\dot{v},max}$	bar	Maximaler Druck des Kühlschmiermittels
p_{zul}	N/mm ²	Zulässige Flächenpressung

r	mm	Radius
$r_{h,max}$	mm	Radius der max. Hubposition
$r_{h,min}$	mm	Radius der min. Hubposition
r_k	mm	Konstanter Radius
r_{spk}	mm	Radius der Wendeschneidplattenkante
r_v	mm	Variabler Radius
r_β	mm	Schneidkantenradius
r_ε	mm	Eckenradius
S_{As}	mm ²	Schwerfläche
S_{AA}	mm	Wandstärke der Außenstange
S_{ak}	mm	Lose zwischen Abtastrolle und Kurvenschablone
S_d	mm	Schichtdicke
S_s	mm	Schneidendicke
S_{sp}	mm	Wandstärke der Schieberplatte
t	s	Zeit
t_h	min	Hauptzeit
t_{hs}	s	Hauptzeit der Simulation
t_{G4}	s	Verweilzeit
$v_{c,k}$	m/min	Konstanter Schnittgeschwindigkeitsanteil
$v_{c,res}$	m/min	Resultierende Schnittgeschwindigkeit
$v_{c,v}$	m/min	Variabler Schnittgeschwindigkeitsanteil
v_c	m/min	Schnittgeschwindigkeit
v_c	m/min	Schnittgeschwindigkeit
v_r	m/s	Radialgeschwindigkeit
$v_{res,max}$	m/s	Maximale resultierende Geschwindigkeit
v_{res}	m/s	Resultierende Geschwindigkeit
x	mm	Kartesische Koordinate in x-Richtung
x_m	mm	Mittelpunkts Koordinate eines Kreises in x-Richtung
x_{ss}	mm	Translationshub des Schneidenschiebers
x_{ts}	mm	Translationshub der Schieberplatte
y	mm	Kartesische Koordinate in y-Richtung
y_m	mm	Mittelpunkts Koordinate eines Kreises in y-Richtung
Z_{M1}	mm	Abstand zur Messstelle 1
Z_{M2}	mm	Abstand zur Messstelle 2
Z_{WW}	mm	Z-Achsenwert zum Werkzeugwechsel

ΔM_{tk}	Nm	Momentenänderung einer Kammer
ϕ		Scherwinkel
α	°	Freiwinkel
α_{krit}	°	kritischer Winkelbereich
$\alpha_{n,max}$	°	Freiwinkel der Nebenschneide (maximal)
$\alpha_{n,min}$	°	Freiwinkel der Nebenschneide (minimal)
α_n	°	Freiwinkel der Nebenschneide
β	°	Keilwinkel
β_{se}	°	Keilwinkel an der Schneidenecke
β_{sm}	°	Keilwinkel an der Schneidenmitte
γ	°	Spanwinkel
$\gamma_{eff,i}$	°	Effektive Spanwinkel
κ	°	Einstellwinkel
λ		Spanstauchung
$\lambda_{S,n}$	°	Neutraler Werkzeug-Neigungswinkel
λ_S	°	Werkzeug-Neigungswinkel
λ_l	W/mK	Wärmeleitfähigkeit
μ		Reibungskoeffizient
μ_{sp}		Spanflächenreibwert
ξ	°	Verdrehwinkel der Kurvenscheibe
ξ_n	°	Verdrehwinkel der Kurvenscheibe je Umdrehung
ρ	g/cm ³	Dichte
$\tau_{S,zul}$	N/mm ²	zulässige Schubspannung
φ	°	Winkelkoordinate
φ_{ak}	°	Rotationswinkel der Antriebskurbel
φ_n	°	Rotationswinkel des Exzenternockens
ψ		Traganteil der Verzahnung
ω	1/s	Kreisfrequenz
$1 - m_p$		Anstiegswert der Passivkraft bezogen auf die Spannungs- breite in Abhängigkeit der Spanungsdicke

1 Einleitung

Die Sicherung der Energieversorgung ist eine wesentliche Voraussetzung für eine moderne Gesellschaft zum Erreichen und Erhalt eines gewünschten Wohlstandes. Dies steht daher im Focus sowohl von industrieller und gesellschaftlicher bzw. staatlicher Tätigkeit. In den letzten Dekaden steht die Aufgabe zur Bereitstellung der benötigten Energie zunehmend im Zwang die Umweltaspekte der Energiegewinnung als bedeutende Randbedingung zu berücksichtigen. Diese sind insbesondere die Umwelt belastenden Maßnahmen zur Gewinnung der Rohstoffe, z.B. durch die Förderung fossiler und radioaktiver Brennstoffe, aber auch die bei der Energieerzeugung freiwerdenden umweltbeeinträchtigenden Emissionen. In der aktuellen politischen Diskussionen z.B. die Verbrennungsrückstände, insbesondere das entstehende Kohlenstoffdioxid oder die radioaktiven z.T. über viele Generationen strahlenden Abfälle [Bmu14].

Der Fokus auf regenerative Energiegewinnung ist daher sicherlich der für die Zukunft einzuschlagende richtige Weg. Für eine gewisse Übergangszeit gibt es aber wohl keine Alternative alle existierenden eher umweltbelastenden Verfahren kurzfristig zu ersetzen. Zurzeit basieren 80 % des weltweiten Energieverbrauchs auf den fossilen Energieträgern Öl, Gas und Kohle [Bmw17, Ren17]. Der weltweite Energieverbrauch wuchs im Jahr 2018 um 2,3 % und nur ca. 10 % davon wurde bereits durch erneuerbare Energien gedeckt. Damit werden auch 70 % des weltweit steigenden Energiebedarfs durch die fossilen Energieträger abgedeckt. Prognosen sagen, dass der Anstieg des globalen Energiebedarfs bis zum Jahr 2040 um mehr als ein Drittel wächst und der Anteil an erneuerbaren Energien womöglich nur ein Fünftel betragen wird [Iea18].

Allerdings muss berücksichtigt werden, dass sowohl die Vorausschau bezüglich des Energiebedarfs wie auch seine Bereitstellung von sehr vielen komplexen Faktoren wie z.B. Zugang zu Energieträgern, Energiesicherheit, politische Konflikte, Klimapolitik, Wirtschaftspolitik, Technologiepolitik usw. abhängig sind. Es kann zudem noch nicht beurteilt werden, ob aktuelle Megatrends wie die globale Digitalisierung als Hemmnis oder Treiber bezogen auf den Energiebedarf gesehen werden kann [Eco00, Gre18].

Durch die somit eher unsichere Voraussage und Planbarkeit zur Entwicklung bedeutender Faktoren zum Weltenergiebedarf ist es ratsam, daran zu arbeiten, dass auch zukünftig eine möglichst umweltschonende weitere Nutzung fossiler Energieträger zur Verfügung steht [Rei15]. Der Weg, zum gegenwärtigen Zeitpunkt möglichst viele Optionen offenzuhalten, zeigt die Bereitschaft der Weltgemeinschaft auch die technische Realisierung eines Fusionsreaktors voranzutreiben. Dies drückt sich im international geförderten ITER- Projekt zur Entwicklung eines solchen Reaktors aus [Ite19].

So ist auch die Öl- und Gasindustrie mit der Herausforderung konfrontiert, die Exploration und Energieproduktion durch anspruchsvolle neue umweltschonendere Prozesse aufrecht zu erhalten [Sch13]. Dazu soll die hier vorliegende Arbeit einen Beitrag leisten.

Fossile Lagerstätten, die von Land erreichbar sind, sind weitgehend bekannt und werden entsprechend genutzt. Da aber 75 % der Erdoberfläche mit Wasser bedeckt sind, kann man davon ausgehen, dass künftig zunehmend auch in großer Tiefe unter dem Meeresboden gesucht und ggf. gefördert wird [Köh11]. Anders als an Land müssen in diesem Fall große Lagerungsstätten ausgehend von einer einzigen Bohrinnsel an verschiedenen Stellen angezapft werden. Das geht nur über sog. Richtbohrungen [Low04].

Für das Richtbohren wurden Motoren entwickelt, die die notwendige Rotationsenergie zum Antrieb des Bohrmeißels nicht durch das Bohrgestänge sondern durch die Bohrspülung unter hohem Druck direkt am Werkzeug erzeugen. Diese Motoren funktionieren nach dem Verdrängerprinzip und sind aus einem innenliegendem einspindeligen Rotor und den ihm umgebenen Stator aufgebaut. Die Querschnittskontur des Stators ist nicht rund, er ist aus mehreren unterschiedlich großen Kreissegmenten zusammengesetzt und in axialer Richtung schraubenförmig ausgebildet. Der Stator verfügt über einen Gang mehr als der Rotor wodurch sich zwischen Stator und Rotor ein Hohlraum ergibt. Die Bohrflüssigkeit (ggf. eine kilometerhohe Fluidsäule mit entsprechendem Druck) durchströmt diesen Aufbau und verdrängt diesen Hohlraum in axialer und radialer Richtung. Damit versetzt er den Rotor und über ein kurzes Ausgleichsgetriebe den Bohrmeißel in Rotation. Bei der Drehung bilden sich am gegenüberliegenden Ende des Motors immer wieder Hohlräume, so dass der Rotor sich kontinuierlich dreht [Rei15; Bhn02]. Der Rotor ist als Werkstück, da seine Profilfläche eine Außenkontur darstellt, vergleichsweise einfach herzustellen. Aufgrund der schlechten Zugänglichkeit zu seiner komplexen Bohrungsinnenfläche ist die Fertigung der Statoren ungleich schwieriger. Um eine möglichst große Leistung bei kleinem Durchmesser zu erzielen sind die Motoren vergleichsweise sehr lang, das L/D - Verhältnis liegt aktuell bei ca. 40. Die Bohrung des Stators entspricht von den Dimensionen einer Tiefbohrung.

Große Statorquerschnitte können durch schräggestellte Fräser oder durch angepasste Räumverfahren hergestellt werden. Bei kleinen Statorquerschnitten (2-7/8" (Ø73 mm)) wird die Innenkontur aktuell durch ein eingebrachtes Elastomer realisiert. Dazu wird ein innen zylindrisches Rohr, in dem ein Profilkern eingelegt ist, mit dem Elastomer ausgegossen [Tea08; Lem05]. Gerade die kleinen Bohrlochmotoren sind jedoch sehr häufig im Einsatz, da beim Bohren weniger Aufwand nötig ist und auf Basis eines senkrechten Bohrlochs viele Horizontalbohrungen mit vergleichsweise geringen Durchmessern sternenförmig zu den Reservoirs gezielt gebohrt werden können. Die Leistungsfähigkeit des Motors steht allerdings im gegenteiligen Verhältnis zur eingebrachten Elastomerschichtdicke, da die Temperaturbeständigkeit sowie die ungewollte Nachgiebigkeit des Werkstoffs und die im Einsatz vorliegenden thermischen Bedingungen durch Walkarbeit und Erdwärme gegeneinander stehen. Die in tieferen Erdschichten vorherrschenden hohen Temperaturen verkürzen zudem die Einsatzzeiten dieser Motoren oder machen den Einsatz gar unmöglich [Mau00; Zit05; Kru18].

Daraus leitet sich ab, dass der Elastomeranteil deutlich reduziert werden soll. Das ist möglich, wenn das benötigte Gewindeprofil möglichst gut vorgefertigt werden kann, so dass nur die dichtende Randschicht zum Rotor aus Elastomer besteht. Umformend ist dies sicherlich möglich, allerdings nicht in den Materialien, die vorzugsweise eingesetzt werden (z.B. 42CrMo4+QT), weil sie die besten Voraussetzungen für die thermische und mechanische Belastung aufweisen [Bot03; Tea08]. Durch Untersuchungen mit größeren Durchmessern ist bekannt, dass durch solch ein wendelförmiges Profil im Stator eine Leistungssteigerung von 40 %...100 % erreicht werden kann [Bhi02]. Die Bedeutung der Entwicklung eines verbesserten Bohrmotors belegt, dass in der Branche Berechnungen genannt werden, die überschlägig davon ausgegangen, dass ein bis zwei Drittel der Förderkosten durch die Bohrarbeiten entstehen.

Gegenstand dieser wissenschaftlichen Arbeit ist die Entwicklung eines neuartigen Verfahrens zur Herstellung der Stator Innenkontur, das auf einer Tiefbohrmaschine realisiert werden kann. Damit ist u.a. die Option enthalten, dass die Statoren zur weiteren

Leistungssteigerung in der Zukunft in noch tieferen Bohrungen profiliert werden können. Die bisher mögliche Technologie beschränkt sich auf die beschriebene Verwendung von mit Elastomer bestückten Statoren oder die Verwendung von umformend hergestellten Statoren in nicht optimalen Materialien. Ein verbessertes Herstellverfahren soll ermöglichen, die Stator Innenkontur aus dem am besten geeigneten Material möglichst exakt in der benötigten Profilierung herzustellen. Realisiert wird dies durch einen neuartigen spanenden Fertigungsprozess dessen Funktionsweise in der Arbeit vorgestellt und dessen Funktionstauglichkeit auf einer Tiefbohrmaschine belegt wird.

2 Grundlagen und Stand der Forschung

2.1 Relevante Grundlagen der Zerspaltung

Die Prozesssicherheit und die Leistungsfähigkeit von Zerspanwerkzeugen hängt von vielen unterschiedlichen Faktoren wie z.B. dem Werkstückwerkstoff oder dem Kühlmittelkonzept ab. Ein wesentlicher Anteil fällt dabei auf das Wirkelement. Neben der Wahl des Schneidstoffs und der Beschichtung nimmt zudem die Werkzeuggestalt einen großen Einfluss auf die Fähigkeit für einen bestmöglichen Einsatz. *Denkena* unterscheidet bei der Beschreibung der Schneidengestalt zwischen makroskopischer und mikroskopischer Geometrie des Schneidkeils. Erstere charakterisiert die räumlichen Größen des Werkzeuges in der Arbeitsebene, wohingegen die detaillierte Schneidkantenform als Mikrogeometrie definiert wird. Sie trägt maßgeblich zur Bewertung der mechanischen und thermischen Belastungen während des Trennvorgangs bei [Den14]. Die während des Zerspanungsprozesses umgesetzte Energie überträgt sich in unterschiedlichen Anteilen auf das Wirkpaar. Der überwiegende Teil des Wärmeabtrags wird durch das Werkstück sowie den ablaufenden Span aufgenommen, wobei letzterer durch das Abgleiten auf der Spanfläche thermische Energie an das Werkzeug abgibt. Zudem nimmt die Schneide einen nicht unerheblichen Teil der Wärme aus Trenn- und Umformvorgängen in der vor sich bildene Stauzone, wie **Abbildung 2.1a** zeigt, auf.

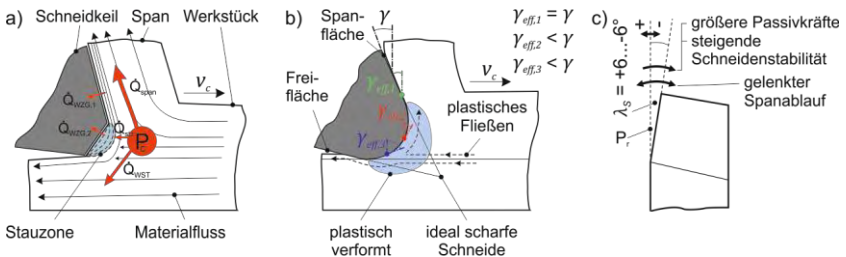


Abbildung 2.1: a) Stauzonmodell mit Wärme- und Werkstofffluss [Koe04]; b) schematische Darstellung des Ploughing-Prozesses [Den14;Alb60]; c) Einfluss des Neigungswinkels auf die Schneidenstabilität [Kön08]

Die gezeigten Eingriffsbedingungen an der Werkzeugfase rufen laut *Koehler* mechanisch und thermisch bedingte Gefügeveränderungen des Stauzonmaterials hervor [Koe04]. Im Falle einer verrundeten bzw. gefasteten Schneidkante unterscheiden sich die effektiven Spanwinkel in der Trennzone von denen der idealen Form sowie der Makrogeometrie. Je nach Lage des Trennpunktes ergeben sich signifikant negative Spanwinkel, durch die der Werkstoff nicht mehr zerspannt wird, sondern durch plastische Verformung induzierte Druckeigenspannungen ins Werkstück fließen. Die aus der Unterschreitung der Mindestspanndicke resultierende mindere Oberflächenqualität geht positiv einher mit gesteigerter Stabilität des Schneidwerkzeugs. Folglich ergeben sich für Schneidkantenfasen Einsatzmöglichkeiten unter extremen sowie unterbrochenen Schnittbedingungen [Alb60; Den14; Klo08].

Als weitere Größe nimmt der Werkzeug-Neigungswinkel λ_s Einfluss auf den Trennprozess, der zwischen der Schneide und der Werkzeug-Bezugsebene P_r , welche stets orthogonal zur angenommenen Schnitttrichtung definiert ist, in der Werkzeug-Schneidenebene P_s , die tangential zur Schneide verläuft, gemessen wird (siehe Abbildung 2.1c). Liegt die vom Schneidenpunkt betrachtete Schneide auf der abgekehrten Seite der Werkzeug-Bezugsebene P_r , wird dieser als positiv definiert [DIN6581]. Positive Werkzeug-Neigungswinkel bewirken einen verbesserten Ablauf des Spans, wohingegen negative Werkzeug-Neigungswinkel eine Entlastung der Schneidenecke zur Folge haben, da der Anschnitt in Richtung Spanfläche verlegt wird [Kön08].

Die während des Zerspanungsprozesses auftretenden mechanischen Werkzeugbelastungen stehen in direktem Zusammenhang zu den Eingriffsbedingungen am Schneidkeil. **Abbildung 2.2a** zeigt schematisch die Zusammenhänge zwischen den mechanischen Kraftkomponenten und den Eingriffsverhältnissen des Zerspanungsprozesses.

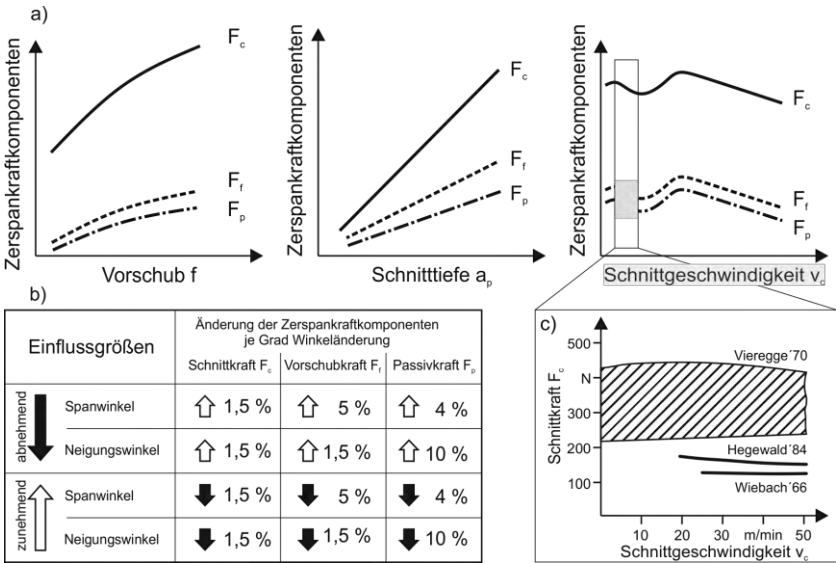


Abbildung 2.2: a) Entwicklung der Zerspankraftkomponenten in Abhängigkeit der Schnittwerte [Kön08]; b) Qualitative Abhängigkeit der Zerspankraftkomponenten in Abhängigkeit vom Span- und Neigungswinkel [Kön08]; c) Zusammenhänge zwischen Schnittkraft und -geschwindigkeiten $v_c < 50$ m/min [Heg84; Vie70; Wie66]

Nach *Klocke* steigen mit wachsendem Vorschub die mechanischen Werkzeugbelastungen degressiv an, wobei die Schnittkraft relativ betrachtet die größte Komponente darstellt. Selbiger quantitativer Zusammenhang ist in Bezug auf eine stetige Erhöhung der Schnitttiefe zu ziehen, jedoch ergeben sich proportionale Verhältnisse zu Schnitt-, Vorschub- und Passivkraft. Ein Anstieg der mechanischen Werkzeugbelastung ist üblich, da sich mit Zunahme dieser Parameter der Spanungsquerschnitt vergrößert.

Eine wichtige prozesstechnische Grundlage dieser Arbeit ist der Einfluss von geringen Schnittgeschwindigkeiten auf die Zerspankraftkomponenten. Für niedrige Schnittgeschwindigkeiten ($v_c < 50$ m/min) führten *Vieregge*, *Hagewald* und *Wiebach* Versuchsreihen durch. Übereinstimmend, jedoch auf unterschiedlichen Kraftniveaus, zeigten sie, dass die Schnittkraft nach der Überschreitung von $v_c = 20 \dots 25$ m/min während des Schnittprozesses von Stählen sinkt. Ursächlich dafür nennen sie Entfestigungsmechanismen durch analog zur Schnittgeschwindigkeit steigenden Temperaturen an der Wirkstelle [Hag84; Vie70; Wie66]. Abbildung 2.2b verdeutlicht, das variierende Eingriffsbedingungen, bedingt durch Span- und Neigungswinkel, im Allgemeinen in umgekehrt proportionalem Zusammenhang zu den Zerspankraftkomponenten stehen. Als signifikanter Einfluss ist die Änderung der Passivkraft bei verändertem Span- und Neigungswinkel zu nennen.

2.2 Innenkonturierte Bohrungen und ihre Anwendungsgebiete

In vielen industriellen Bereichen finden Bohrungen, die in ihrer axialen Achse innenkonturiert sind, Anwendung. Bis auf wenige Ausnahmen liegt der Fokus bei diesen Werkstücken auf der Gewichtsreduzierung. Als Beispiele sind Achsen von Turbinenwellen und Flugzeuglandebeinen zu nennen [Bus94, Hei89]. Für spezielle Anwendungen in der erdölgewinnenden und -verarbeitenden Industrie ist eine Konturierung in axialer Bauteilrichtung nicht ausreichend. Die Querschnitte dieser Werkstücke haben eine radial wellenförmige Kontur, die sich in axialer Richtung mit einer definierten Steigung fortsetzt. **Abbildung 2.3** zeigt zwei Anwendungsbeispiele für Bauteile mit so einem nicht kreisförmigen Querschnitt.

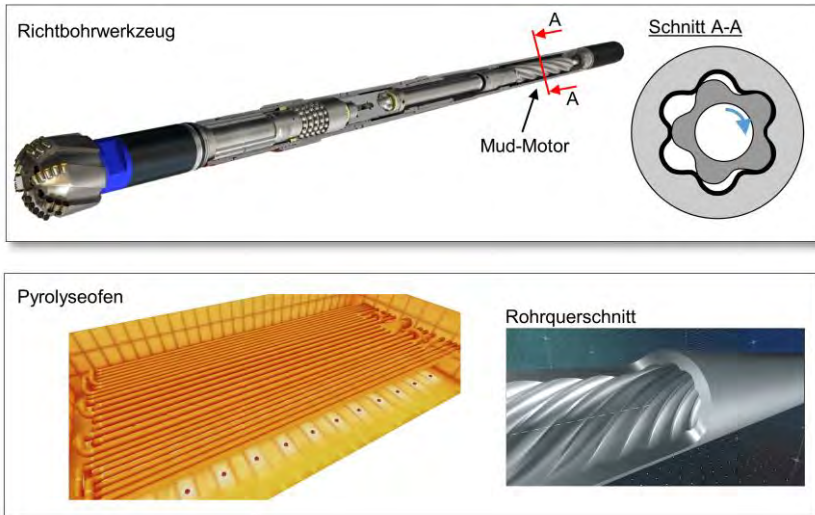


Abbildung 2.3: Anwendungsbeispiele innenkonturierter langer Bauteile mit nicht kreisförmigen Querschnitt [Mal10; Sch16]

Explorationsbohrungen werden nur noch im seltensten Fall ausschließlich vertikal durchgeführt, weshalb überwiegend steuerbare Richtbohrwerkzeuge verwendet werden. Das Herzstück dieser Werkzeuge ist der sogenannte Mud-Motor bzw. nach dem Erfinder benannte Moineau-Motor. Diese Motoren arbeiten nach dem Verdrängerprinzip und wandeln die hydraulische Energie der Bohrspülung in mechanische Energie um, die den Bohrkopf antreibt. Das zugeführte Medium versetzt den Rotor in Bewegung, da dieser eine Ausbuchtung weniger als der Stator besitzt und sich durch die Abdichtung mit einem Elastomer abgeschlossene Kammern bilden [Rei15]. Durch diesen Ablauf ergibt sich, dass der Druck der Bohrspülung, die Kammergröße respektive die Ausbuchtungsanzahl und die Motorlänge die Leistungsfähigkeit des Motors beeinflussen [Bhi02].

2.3 Alternative Verfahren zur Herstellung von innenkonturierten Bohrungen

Die nachfolgend beschriebenen Verfahren zur Herstellung von innenkonturierten tiefen Bohrungen sind ausnahmslos gezielt für die zwei vorgestellten Bauteile entwickelt worden. Publikationen sind bisher nur in Form von Patentschriften erschienen. Eine Möglichkeit zur Herstellung von innenkonturierten langen Bohrungen besteht in der Nutzung des Prinzips des elektrochemischen Abtrags. Jones *et al.*, Bruns *et al.*, und Lievestro *et al.* ließen sich unabhängig voneinander unterschiedliche Anlagen mit variierenden Prozessführungen patentieren. Alle Verfahren benötigen eine zuvor eingebrachte Grundbohrung im Werkstück. **Abbildung 2.4a** zeigt skizziert die von Bruns *et al.* patentierte Anlage und das verwendete Werkzeug. Einig legen sie dar, dass ihre Verfahren bei Werkstoffen zum Einsatz kommen, die nicht durch Umformverfahren, wie das Strangpressen, sowie durch mechanische Abtragsverfahren bearbeitet werden können.

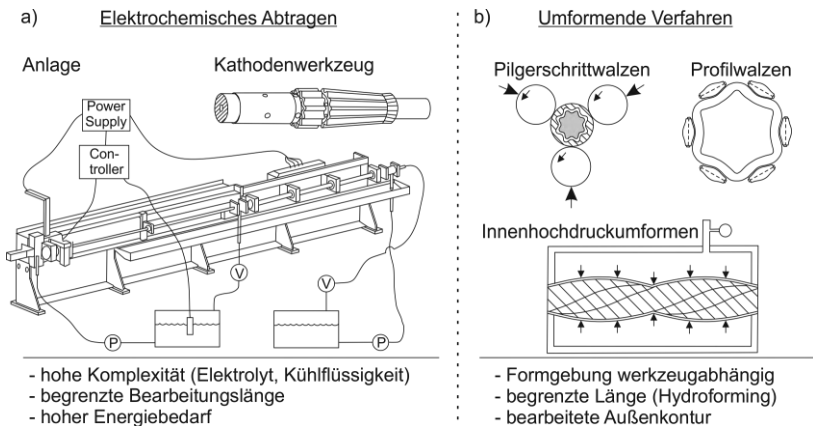


Abbildung 2.4: a) Elektrochemisches Abtragen zur Innenkonturierung [Brun02]; b) Umformende Verfahren zur Innenkonturierung

Für das elektrochemische Abtragen werden Kathodenwerkzeuge genutzt, die die zu erzielende innere Querschnittsform des Werkstücks komplett oder teilweise verkörpern. Durch eine zum Werkzeug angepasste Kinematik wird die Querschnittskontur mittels chemischer Erosion in das Werkstück eingebracht. Keine thermischen und mechanischen Beeinflussungen der Bauteile, geringer Werkzeugverschleiß und die Umsetzung in schwer zu zerspanenden Materialien sind die Vorteile der elektrochemischen Metallbearbeitung. Um das Verfahren in tiefen Bohrungen anwenden zu können, muss die lokale Bearbeitungsstelle abgedichtet werden, damit das Elektrolyt nicht unkontrolliert in der Nähe der Wirkzonen Werkstückmaterial abträgt. Die vorgestellten Apparaturen benötigen eine Stromstärke von bis zu $I = 30000$ A bei einer Spannung von $U_s = 25$ V und realisieren eine Abtraggeschwindigkeit von $A_{ECM} = 0,2 \dots 10 \text{ mm}^3/\text{min}$ [Bru02; Jon00; Lie04]. Das elektrochemische Abtragen in tiefen Werkstücken benötigt demnach eine große Peripherie und erweist sich folglich als eine sehr komplexe ener-

gieintensive Technologie. Die Patentinhaber grenzen den Einsatz des Verfahrens hinsichtlich der Bearbeitungslänge ein, ohne eine Angabe zu der erreichbaren Längen anzugeben.

Abbildung 2.4b zeigt skizziert mehrere umformende Verfahren für die Sonderanlagen zur Herstellung von langen Werkstücken mit konturiertem Querschnittsprofil entwickelt und patentiert wurden. *Krueger et al.* stellt in einem Patent vier unterschiedliche Sonderumformverfahren vor, deren Gemeinsamkeit darin besteht, dass die Innenfläche des Bohrungsquerschnitts durch das Außenprofil eines innenliegenden Dorns definiert wird. Der Umformprozess wird dabei durch das Pilgerschrittwalzen oder durch Kalt- oder Warmschmieden realisiert [Kru03]. *Bottos et al.* erfinden eine Anlage die auf dem Prinzip des Profilwalzens beruht. Das Herstellen der Innenkontur wird mittels Ziehen eines Rohres durch drehbare Innen- und Außengesenke realisiert. Hierfür werden Matrizen eingesetzt, die die axiale Profilsteigung der Innenkontur aufweisen. Verschiedene Verfahrensmethoden führen zu einer präzisen Drehung und Umformung des Rohres, welches daraufhin ausgerichtet und wärmebehandelt wird [Bot03]. Beide zuvor genannten Verfahren erfordern für eine Anpassung der Querschnittskontur veränderte Werkzeuge und weisen zudem zum Teil nicht-zylindrische Außenflächen auf. *Kaiser et al.* und *Lemay et al.* nutzen das Prinzip des Innenhochdruckumformens für die Herstellung der Innenkontur. Für beide Verfahrensvarianten werden komplexe Sondervorrichtungen verwendet. Die axiale Bearbeitungslänge sowie die Wandstärke der Werkstücke sind begrenzt, so dass in einem weiteren Prozessschritt einzelne Segmente mittels schrauben oder schweißen verlängert und zusätzlich mit einem Außengehäuse verbunden werden müssen [Kai08; Lem05].

Froehlich et al. und *Denkena et al.* entwickelten ein Frästechnologie und ein benötigtes Werkzeugmaschinenkonzept zur Fertigung von Innenkonturen in tiefen Bohrungen. Wie in **Abbildung 2.5** skizziert kommt als Werkzeug ein spezieller Fräser zum Einsatz, der die Gestalt des wiederkehrenden Profilausschnitts der Innenkontur verkörpert. Das Fräswerkzeug wird in einer ziehenden Prozessführung bei zeitgleicher Rotation des Werkstücks durch das Werkstück geführt. Die Schnittbewegung des Fräasers wird außerhalb des Bauteils mit einem Aufsatzaggregat erzeugt und über eine Welle und einem 90°-Umlenkgetriebe in das Werkzeug eingeleitet. Aufgrund des geringen Bauraums ist diese Technologie nicht prozesssicher für kleinere Bauteilinnendurchmesser anwendbar. *Denkena et al.* nutzten eine Materialabtragsimulation um eine Werkzeugoptimierung für kleinere Innendurchmesser zu realisieren. Dabei wurde der Kompromiss zwischen Prozesssicherheit, Schneidkantenstabilität und zur Verfügung stehendes Drehmoment bestmöglich ausgelegt [Fro10; Den16].

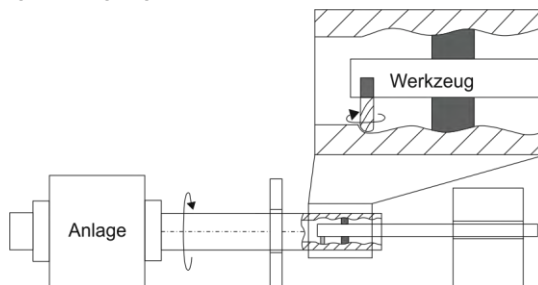


Abbildung 2.5: Fräskonzept zum Innenkonturieren von tiefen Bohrungen [Den16; Fro10]

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Die Exploration von Erdöl- und Gaslagerstätten stellt eine große Herausforderung an die Ingenieursleistung dar. Der wirtschaftliche Einsatz der zur Förderung notwendigen Bohrwerkzeuge bedingt Hochleistungen im Bohrfortschritt bei gleichzeitig größtmöglicher Prozesssicherheit. Ein wesentliches Element zur Nutzung dieser Technologie sind die Bohrlochmotoren, auch „Mud Motoren“ genannt, die sich unmittelbar am Ende des Bohrgestänges hinter dem Bohrwerkzeug befinden.

Diese Motoren funktionieren nach dem Verdrängerprinzip und sind aus einem innenliegendem einspindeligen Rotor und den ihm umgebenen Stator aufgebaut. Aufgrund der ungleichen Anzahl der Profildänge bilden sich zwischen dem Rotor und dem Stator abgeschlossene Hohlräume aus, die sich bei Drehung des Rotors fortbewegen. Der unrunde Bohrungsquerschnitt ist aus mehreren kleinen und größeren Kreissegmenten zusammengesetzt, so dass sich eine ungleiche Bohrungswandstärke am Umfang ausbildet. Um die Dichtheit zu gewährleisten, muss der geringfügig mit Untermaß ausgeführte Stator mit einer Elastomerschicht ausgekleidet werden. Das Spiel zwischen Stator und Rotor mit Elastomeren auszugleichen ist naheliegend und erforderlich, um Fertigungsungenauigkeiten, ungewollte Verformungen im Betrieb sowie Verunreinigungen auszugleichen. Die Herstellung einer profilierten Bohrung ist bislang nur bei größeren Durchmessern spanend möglich. Bei diesen größeren Statoren wird die Elastomerschicht auf ein metallisches Grundprofil aufgetragen. Kleinere Bohrungsdurchmesser werden i. d. R. zylindrisch gebohrt und das Profil anschließend mit Hilfe eines Kerns durch ein Elastomer eingegossen. Durch das Elastomer wird zwar eine gute Abdichtung zwischen Rotor und Stator erreicht, der geringere E-Modul des Elastomers führt jedoch zu erheblichen Leistungsverlusten. Statoren mit einem metallischen Grundgewinde zu versehen und mit einer dünnen Gummilage zu beschichten, realisiert eine Effizienzsteigerung zwischen 40-100 %. Aus diesem Grund wird angestrebt, auch bei geringeren Bohrdurchmessern eine dünne Elastomerschicht zur Abdichtung auf das metallische Grundprofil aufzubringen. Die produktive und wirtschaftliche Fertigung der vorkonturierten Statoren ist bis zum heutigen Stand der Technik allerdings das Hindernis zur breiten industriellen Anwendung.

Ziel dieser wissenschaftlichen Arbeit ist daher die Entwicklung eines neuartigen Verfahrens zur Herstellung der Statorinnenkontur, das auf einer Tiefbohrmaschine realisiert werden kann. Damit ist u.a. die Option enthalten, dass die Statoren zur weiteren Leistungssteigerung in der Zukunft in noch tieferen Bohrungen profiliert werden können. Erster Schritt der Vorgehensweise zur vorliegenden Arbeit ist die Vorstellung des Verfahrens zur Herstellung von tiefen Bohrungen mit nicht kreisförmigen Querschnitten mit einem vorbohrungsgeführten Sonderwerkzeug. Darauf aufbauend sollen in ständiger Interaktion wie sie in **Abbildung 3.1** dargestellt ist, zweigleisig einerseits die Realisierung des Antriebs und des Werkzeugs erarbeitet werden und gleichzeitig andererseits der Prozess und seine Auswirkungen (Schwingungen, Spannbildung) analysiert werden. Schritte der Verfahrensrealisierung sind die Beschreibung des Antriebkonzepts, die Konstruktion der Antriebskomponenten sowie ihre Fertigung, die teilweise mit Unterstützung der BGTB GmbH durchgeführt wurden. Anschließend wurde das System an der am ISF befindlichen Giana Tiefbohrmaschine appliziert und in Betrieb genommen.

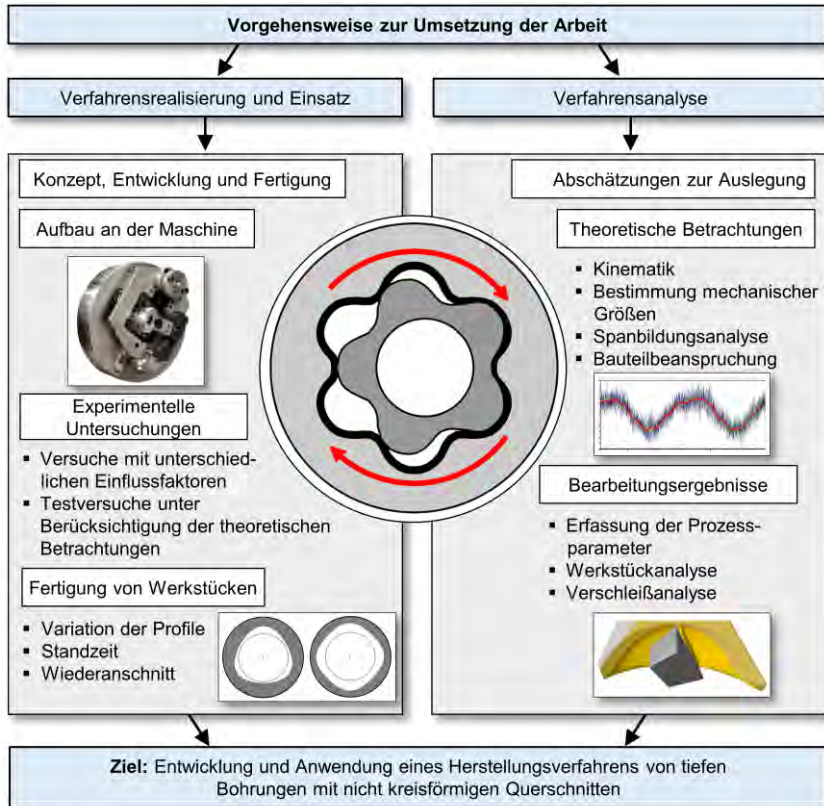


Abbildung 3.1 Zielsetzung und Vorgehensweise der vorliegenden Arbeit

Zusätzlich zu den experimentellen Untersuchungen war es erforderlich, das im Prozess auftretende Beanspruchungskollektiv rechnerisch abzuschätzen, um Werte als Eingangsdaten für die Entwicklungsarbeit nutzen zu können. Gleichzeitig wurden diese abgeschätzten Werte durch Analogieversuche auf einem eigens entwickelten Versuchstand für Orthogonalschnittuntersuchungen experimentell ermittelt. Zudem wurde eine Spanbildungssimulation für die außergewöhnliche Eingriffssituation mit variierendem Neigungswinkel durchgeführt. Durch am gefertigten und an der Maschine applizierten Antrieb wurden experimentelle Untersuchungen zu variierenden Einflussfaktoren durchgeführt und ausgewertet, die wiederum als Eingangsdaten z.B. zur Ermittlung der Gestaltabweichung vom Idealprofil dienen. Durch die Interaktion von experimentellen Untersuchungen und deren Analyse konnten das System und der Prozess so weit entwickelt und verstanden werden, dass erste reale Fertigungsaufgaben umgesetzt werden konnten. Darüber hinaus ermöglicht das System die Fertigung weiterer Querschnittskonturen.

4 Vorstellung eines neuartigen Zerspanverfahrens für nicht kreisrunde Querschnitte

4.1 Arbeitsweise des Verfahrens

Das in dieser Arbeit entwickelte Bearbeitungsverfahren zur Herstellung von nicht kreisförmigen Querschnitten in tiefen Bohrungen ist bezüglich seiner kinematischen Umsetzung neuartig. Als notwendige Vorarbeit muss das zu bearbeitende lange Werkstück schon mit einer präzisen Bohrung versehen sein, weshalb es sich aufgrund des l/D -Verhältnisses und der geforderten Genauigkeit fast immer um eine Tiefbohrung handelt. Die dann durchgeführte Zerspanung zur Erzeugung des Profils erfolgt ziehend und wird durch eine einzelne sich auf einem Schneidenschieber befindliche Wendeschneidplatte durchgeführt. Anders als bei Auskammernverfahren, bei denen aus der Grundbohrung heraus rotationsymmetrische Querschnittsvergrößerungen erzeugt werden, wird bei diesem Verfahren die Wendeschneidplatte je nach Sollkontur pro Umdrehung mehrmals radial aus- und eingefahren. Dadurch entsteht eine unrunde Querschnittkontur, weshalb das neue Verfahren AK-UR (für Auskammern – Ungrund) abgekürzt wird. In **Abbildung 4.1a** ist das Werkzeug innerhalb einer nicht kreisrunden Querschnittskontur schematisch dargestellt.

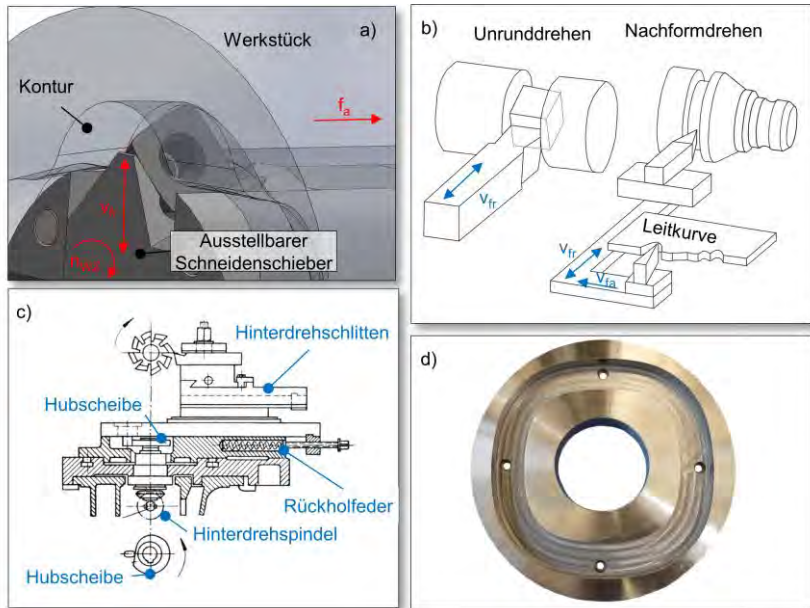


Abbildung 4.1: a) Werkzeugeingriff beim unrundern Auskammern; b) Prinzipskizzen vom Nachform- und Unrunddrehen [DIN8589]; c) Mechanische Hinterdreheinrichtung nach [Sta54]; d) Kurvenschablone

Zunächst sollen im Folgenden lediglich diejenigen Bestandteile des Antriebsstrangs zur Erzeugung der Relativbewegung zwischen Werkstück und Werkzeug vorgestellt werden, die eine wesentliche Rolle spielen. Eine detaillierte Betrachtung der verfahrenstypischen Bewegungskinetik ist Bestandteil nachfolgender Kapitel.

Wird hier für den Anfang der Beschreibung zunächst vernachlässigt, dass es sich um eine Innenbearbeitung handelt, ist das Prinzip der Kinematik des AK-UR-Verfahrens eine Verknüpfung der Eigenschaften der Sonderdrehverfahren „Unrunddrehen“ und „Nachformdrehen“ wie sie in **Abbildung 4.1b** dargestellt sind. Das Unrunddrehen nach DIN 8589-1, definiert sich durch eine „periodische Änderung der Schnittbewegung parallel oder schräg zur Drehachse zur Erzeugung einer unebenen Stirnfläche eines dreh-symmetrischen Werkstücks“ [DIN8589;Vic83]. Vor Einführung der NC-Technik wurde dieses Verfahren durch eine mechanische Zusatzausrüstung auf Universaldrehmaschinen oder auf dafür speziell entwickelten Einzweckdrehmaschinen umgesetzt. In **Abbildung 4.1c** ist das Schema einer mechanischen Hinterdreheinrichtung dargestellt. Bei dieser treibt die Drehspindel über Wechselräder eine (spezielle) Spindel im Maschinenbett an, die wiederum über ein Kegelradgetriebe eine Hubscheibe im Bettschlitten antreibt. Zwischen Planschlitten und Bettschlitten ist ein spezieller Hinterdrehschlitten angeordnet, der durch die Hubscheibe ausgestellt und über die Rückholfeder zurückgestellt wird. Wie bei diesem Verfahren wird auch der Hub des Schneidenschiebers mit montierter Wendeschneidplatte beim AK-UR-Verfahren mechanisch realisiert. Anstatt der Hubscheibe wird ein Exzenter im vorderen Teil des Werkzeugs genutzt, der mit minimalem Spiel zum Schneidenschieber die Aus- und Rückstellbewegung ermöglicht. Anders als die Hubscheibe verkörpert der Exzenter keine Konturelemente. Lediglich die maximale Hubhöhe wird durch den Hebel im Exzenter vorgegeben. In welcher Winkelstellung und wie oft der Schneidenschieber seinen Hub pro Umdrehung ausübt, wird - wie beim Nachformdrehen - durch eine besondere Leitkurve vorgegeben. Da es sich bei dem neuen Verfahren um eine Innenbearbeitung handelt, musste die Erzeugung der Bewegungen hier anders als bei der beschriebenen Drehbearbeitung realisiert werden. Die Umsetzung der benötigten Schnittgeschwindigkeit beim AK-UR-Verfahren wird entgegen derer bei den beiden „Sonderdrehverfahren“ durch das Werkzeug und nicht durch das Werkstück erzeugt. Die Vorschubbewegung wird ebenfalls durch das Werkzeug ausgeübt, welches über das Bohrgestänge vom Werkzeugschlitten aufgenommen ist. Dieser führt, über eine Kugelrollspindel erzeugt, die Vorschubbewegung aus. Damit, wie auch beim Nachformdrehen in der gleichen Achsorientierung abgetastet werden kann, wurde die konturgebende Leitkurve als runde Kurvenschablone umgesetzt, wie sie in **Abbildung 4.1d** dargestellt ist. Wie beim Nachformdrehen existiert auch beim AK-UR-Verfahren eine zusätzliche Kopplung zwischen der radialen - und axialen Vorschubbewegung. Anders als in der dargestellten Skizze zum Nachformdrehen steckt dieses Verhältnis jedoch nicht direkt schon in der Leitkurve. Die axiale Vorschubbewegung der Maschine wird mechanisch abgegriffen und durch ein Getriebe auf die Schablone übertragen. Diese Schablone dreht sich dadurch während der Bearbeitung in einem einstellbaren Übersetzungsverhältnis, wodurch die Kontur mit einer Steigung entlang der Vorschubachse erzeugt wird. Aufgrund dieser Erklärungen, kann die kinematische Umsetzung des Verfahrens als „Innen-Nachform-Unrunddrehen“ beschrieben werden.

Die Umsetzung des Verfahrens ist für eine BTA-Tiefbohrmaschine konzipiert, damit möglichst lange Werkstücke bearbeitet werden können. Das Werkzeugsystem wird in

drei Baugruppen unterteilt. **Abbildung 4.2** zeigt den Sonderbohrkopf, das Sonderbohrgestänge und den Werkzeugantrieb mit der integrierten Kurvenscheibe für die Radialbewegung. Die Rotation des Bohrkopfes zur Erzeugung der Schnittgeschwindigkeit wird durch die Werkzeugspindel der Maschine realisiert. Dazu ist die Außenstange des Sonderbohrgestänges über eine Halbschalenklemmung mit der Spindel kraftschlüssig verbunden. Die Außenstange ragt nach hinten durch den Vorschubschlitten hindurch und ist mit einem Adapter mit dem Werkzeugantrieb für die Radialbewegung verbunden. Eine Abtastrolle durchläuft aufgrund der von der Werkzeugspindel erzeugten Rotation die Kurvenschablone, die mit einer um Faktor 3 skalierten Querschnittskontur versehen ist. Die vom Mittelpunkt betrachtete radiale Positionsänderung der Abtastrolle wird durch eine Klauenverbindung in eine Rotationsbewegung umgewandelt und an die Innenstange des Sonderbohrgestänges übertragen.

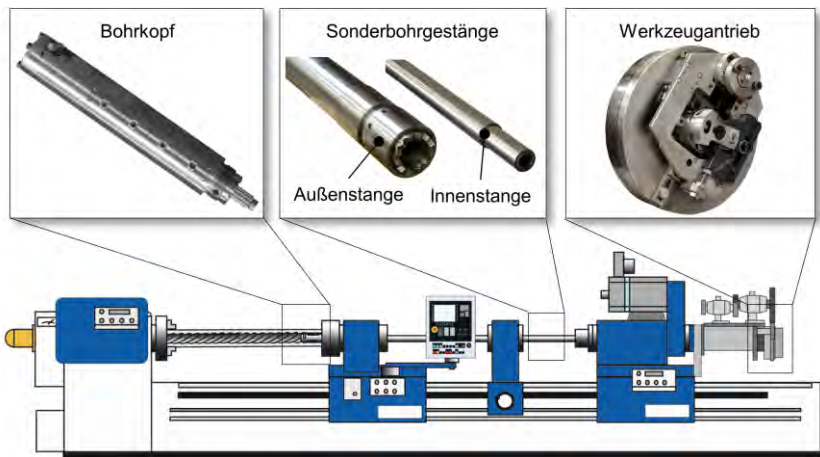


Abbildung 4.2: Skizze der Versuchsmaschine mit montiertem neuartigem Werkzeugsystem

Die Innenstange ist mit einem Ausstellmechanismus im Bohrkopf verbunden. Dieser trägt im vorderen Teil einen Exzenter, der wie beschrieben einen Schneidenschieber mit Wendeschneidplatte - abhängig von der Kontur - formgebunden aus- und einfährt.

In **Abbildung 4.3a** ist diese Bewegungssystematik mit Blickrichtung auf die Werkzeugspindel dargestellt. Das Werkzeug ist linksschneidend damit ein rechtssteigendes Profil erzeugt werden kann.

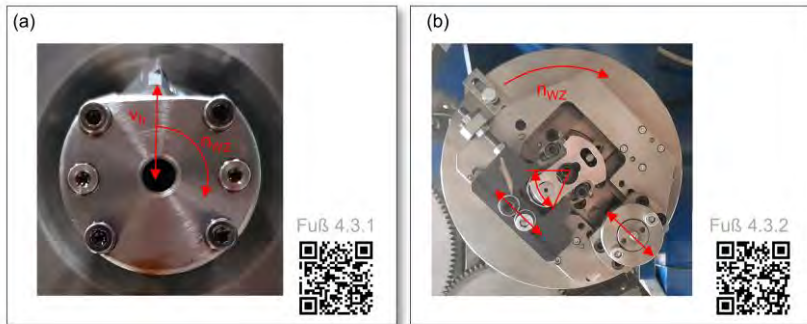


Abbildung 4.3: a) Bewegungen am Bohrkopf; b) Bewegungen am Schieberantrieb

Abbildung 4.3b zeigt den Werkzeugantrieb. Skizziert ist die ablaufende Kinematik, durch die der Schieber im Werkzeug betätigt wird. Der rein mechanische Antriebsstrang wird von der Werkzeugspindel angetrieben. Durch die dynamisch bewegten Massen des Antriebsstrangs, kann nicht der komplette Drehzahlbereich der Spindel genutzt werden.

4.2 Spezifische Merkmale des Verfahrens

Das AK-UR-Verfahren wird ziehend durchgeführt. Zur Zustellung in die Startposition wird der auf dem Sonderbohrgestänge montierte Bohrkopf durch die Führungsbohrung geschoben und an deren Ende die Schneide wenige Millimeter vor der Probe positioniert. Anschließend wird der Bearbeitungsprozess gestartet und die Schneide in der Rückzugsbewegung des Werkzeugs mit zunehmendem Eingriff in die Bohrung gefahren. **Abbildung 4.4a** skizziert den Schneideneingriff in der maximalen Eingriffstiefe. Der Arbeitsvorschub f_a im Prozess erfolgt von der Werkstückspindel weg. Neben dieser Vorschubbewegung existiert durch die mehrmalige Aus- und Einfahrbewegung der Schneide noch eine Vorschubbewegung f_r in radialer Richtung. Die dabei auftretenden Kräfte sind idealisiert in einem Punkt der Schneide dargestellt.

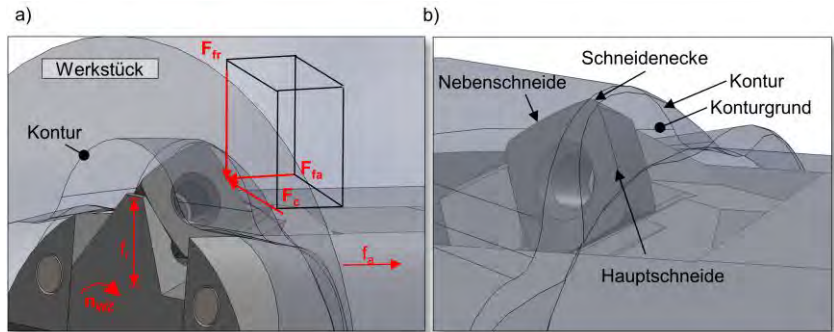


Abbildung 4.4: a) Kinematik und Zerspankraftkomponenten beim AK-UR-Verfahren; b) Bezeichnungen der Schneiden im Bezug zur Kinematik

Die Abbildung 4.4b zeigt aus Richtung Werkzeugspindel durch ein transparentes Bauteil wie die Schneide zum Profil steht. Geblickt wird auf die Hauptschneide so, dass nach vorne gerichtet die Spanfläche und nach hinten die Hauptfreifläche zu sehen ist. Durch die zusätzliche radiale Ausstellbewegung, die sehr hohe Geschwindigkeiten annehmen kann, ist die mechanische Belastung der Schneidenecke groß. Die radiale Ausstellbewegung hat zur Folge, dass sich die Schnittgeschwindigkeit v_c in einem betrachteten Schneidenpunkt je nach Kontur mehrmals pro Umdrehung ändert. In **Abbildung 4.5a** wird anhand einer Profilausbuchtung gezeigt, dass die resultierende Schnittgeschwindigkeit $v_{c,res}$ aus einem konstanten Schnittgeschwindigkeitsanteil $v_{c,k}$ und einem variablen Schnittgeschwindigkeitsanteil $v_{c,v}$ besteht. Das Maximum wird bei der größten Profiltiefe erreicht. Das Minimum liegt beim geringsten Durchmesser, wo gleichzeitig der Wert der konstanten Schnittgeschwindigkeit $v_{c,k}$ erreicht wird. Die resultierende Schnittgeschwindigkeit $v_{c,res}$ berechnet sich aus folgender Formel:

$$v_{c,res} = v_{c,k} + v_{c,v} = 2\pi \times r_k \times n + 2\pi \times r_v \times n_{WZ}. \quad (3.1)$$

Durch die Vorschubbewegung f_r in radialer Richtung verändert sich auch die Schnitttiefe a_p während der Erzeugung einer Profilausbuchtung ständig. Diese Änderung ist maßstabsgetreu in Abbildung 4.5b durch eine Skizze dargestellt. Das mehrmalige Aus-

und Einfahren der Schneide pro Umdrehung führt zu einer extrem dynamischen Beanspruchung der Schneidkante. Wechselbeanspruchung dieser Art treten nur bei Zerspanvorgängen mit Schnittunterbrechung und beim Unrunddrehen auf. Für diese Beanspruchung muss eine stabile Schneidkantengeometrie und ein zähes Hartmetallsubstrat gewählt werden.

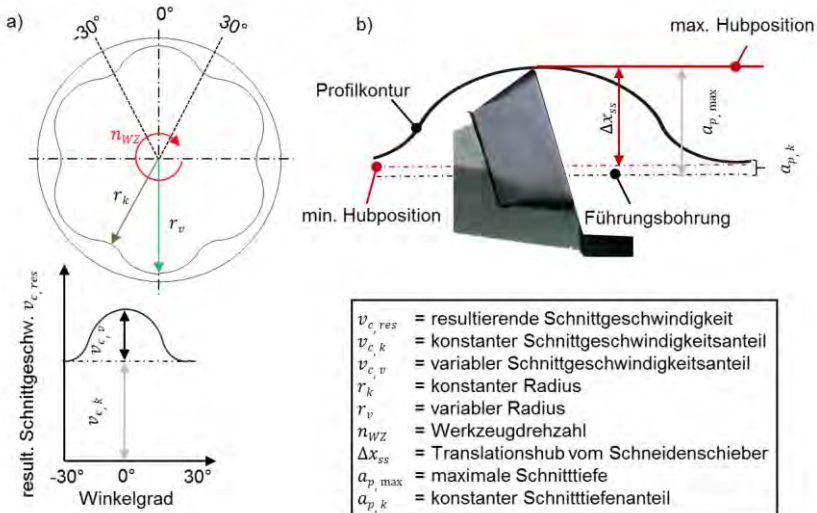


Abbildung 4.5: a) Schnittgeschwindigkeitsänderung über eine Werkzeugumdrehung; b) Änderung der Schnitttiefe a_p im Bezug zur Profilausbuchtung

Das Werkzeug wird so eingestellt, dass die minimale Hubposition nicht unterhalb des Führungsbohrungsdurchmessers liegt. Dadurch ergibt sich ein konstanter Schnitttiefenanteil $a_{p, k}$. Der Translationshub vom Schneidenschieber Δx_{ss} kann in seiner Größe wie auch seine Lage am Werkzeugantrieb eingestellt werden. Bei einer maximalen Schnitttiefe von $a_{p, max} = 5,5$ mm und einem axialen Vorschub von $f_a = 0,1$ mm/U ist das Vorschubverhältnis für ein Profil mit 6 Ausbuchtungen von radial zu axial 660:1 [Fuß16].

Abbildung 4.6 zeigt die Schneide am Eintritt, im Hochpunkt und am Ende einer Profilausbuchtung. Die radiale Vorschubbewegung f_r hat unabhängig von der Position im Profil seine Basis im Querschnittsmittelpunkt. In dem Winkelbereich der Ausstellbewegung wird die Bewegung vom Zentrum aus nach außen vollzogen. In der maximalen Schnitttiefe $a_{p, max}$ kehrt sich die Bewegungsrichtung um (siehe Position 2). In diesem Punkt ist die radiale Vorschubbewegung $f_r = 0$. In der Phase der Rückstellbewegung zeigt die radiale Vorschubbewegung f_r ins Zentrum. Bei dem beschriebenen Profildurchlauf kommt es zu einem Lastwechsel im Werkzeugsystem. Der Exzenter im Schieber wechselt dabei seine Rotationsrichtung und überträgt sein Moment über die obere und untere Kontaktfläche im Schieber. Beide Komponenten sind präzise geschliffen, damit diese Kinematik ohne ein Verklemmen umgesetzt werden kann, muss es jedoch ein geringfügiges Spiel geben. Der Spielausgleich erfolgt beim Überlaufen des Umkehrpunkts.

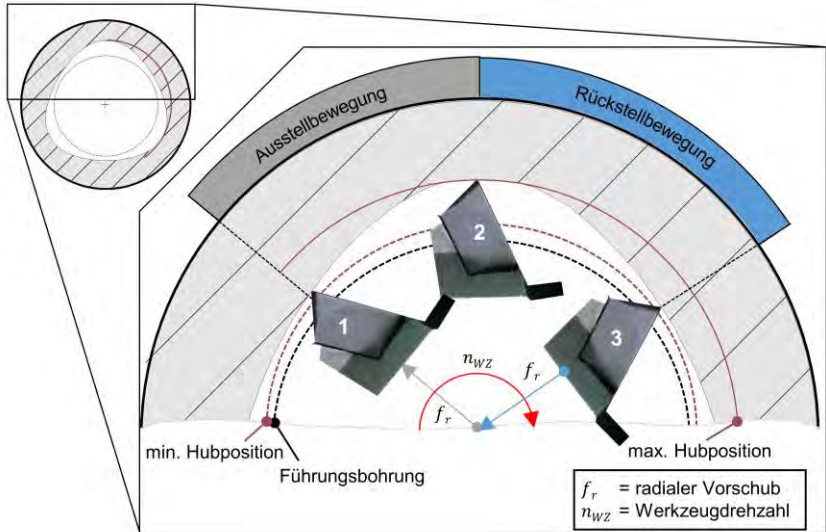


Abbildung 4.6: Skizze zur radialen Vorschubbewegung f_r innerhalb einer Profilausbuchtung

Die beschriebene radiale Vorschubbewegung f_r ist abhängig von der Drehzahl und von der Profilkontur. Das beschriebene Verhältnis der beiden Vorschubbewegungen macht deutlich, dass die radiale Vorschubbewegung f_r nur durch hohe Beschleunigungen des Schiebers umgesetzt werden kann. Die dadurch entstehende Gesamtbewegung ist dynamisch, nicht linear und so recht komplex. Die Erfassung der Bewegung in Formeln ist jedoch Voraussetzung zur Berechnung der Belastung von Verbindungsstellen und Bauteilen des Werkzeugsystems. Solche Daten müssen entsprechend zu deren Auslegung herangezogen werden. Des Weiteren sind die Berechnungen unerlässlich, um das Prozessverständnis zu erarbeiten. Um die Beschleunigung bestimmen zu können, die aus der periodischen Radialbewegung entsteht, wird das Profil in einzelne Kreis- und Linearsegmente zerlegt. In **Abbildung 4.7a** ist als Beispiel zur Berechnung ein Querschnittsprofil mit drei Ausbuchtungen dargestellt. Zur Vereinfachung der Berechnung werden die entsprechenden Segmente - wie in **Abbildung 4.7b** und **Abbildung 4.7c** skizziert - so gedreht, dass ihr Mittelpunkt bzw. Anfangspunkt auf der X-Achse liegt.

Die Koordinatengleichung eines Kreises im zweidimensionalen Raum lautet:

$$(x - x_M)^2 + (y - y_M)^2 = r_k^2. \quad (3.2)$$

Durch die Drehung im Koordinatensystem wird $y_M = 0$. Die Gleichung wird anschließend in Polarkoordinaten mit dem Parameter φ transformiert.

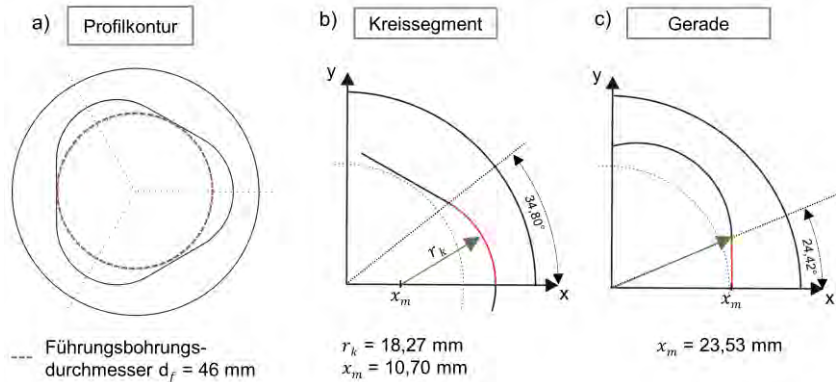


Abbildung 4.7: a) Profilkontur mit drei Ausbuchtungen; b) Kreissegment mit geometrischen Bezugsgrößen; c) gerade mit geometrischen Bezugsgrößen

Dadurch ergibt sich aus Formel 3.2 nun:

$$(r \times \cos(\varphi) - x_M)^2 + (r \times \sin(\varphi))^2 = r_k^2. \quad (3.3)$$

Durch die quadratische Ergänzung kann der Term nach r aufgelöst werden, wodurch sich dann aus Formel 3.3:

$$r = x_M \times \cos(\varphi) \pm \sqrt{(\cos^2(\varphi) - 1) \times x_M^2 + r_k^2} \quad (3.4)$$

ergibt. Im Anschluss wird φ ersetzt durch ωt , so dass eine zeitabhängige Gleichung entsteht:

$$r = x_M \times \cos(\omega t) \pm \sqrt{(\cos^2(\omega t) - 1) \times x_M^2 + r_k^2} \quad (3.5)$$

Durch zweimaliges Ableiten nach t können die Radialgeschwindigkeit v_r und die Radialbeschleunigung a_r bestimmt werden. Dabei muss berücksichtigt werden, dass nur ein Kreissegment im angegebenen Winkelbereich berechnet werden muss. Die Herleitung für die in Abbildung 4.7c skizzierten Gerade ist trivial, weshalb sie hier nicht behandelt wird. Für die Berechnungen muss noch berücksichtigt werden, dass sich die Kreisfrequenz wie folgt aus der Drehzahl bestimmen lässt:

$$\omega = 2 \times \pi \times n. \quad (3.6)$$

Um die Radialgeschwindigkeit v_r und die Radialbeschleunigung a_r für eine komplette Umdrehung darstellen zu können, muss die Symmetrie der Kontur genutzt werden.

Abbildung 4.8a zeigt die entstehenden Radialgeschwindigkeiten v_r der Schneide beim Durchlaufen der Profilkontur mit drei Ausbuchtungen bei einer Drehzahl von $n_{WZ} = 150 \text{ U/min}$. Die (entstehende) Geschwindigkeit ist aus Sicht der Werkzeugspindel dargestellt, was eine Drehrichtung gegen den Uhrzeigersinn zur Folge hat. Die Radialbewegung ist im rot und grün gekennzeichneten Kreissegment nach innen zur Werkzeugachse gerichtet, was hier durch das negative Vorzeichen beschrieben wird. Die Geschwindigkeit hatte im Übergang vom Kreissegment mit $v_r = -0,193 \text{ m/s}$ ihr maximalen Wert. Da der Übergang von Kreissegment zur Gerade nicht tangential verläuft, kommt es in diesem Bereich zu einer abrupten Geschwindigkeitszunahme. Neben der

Richtungsänderung führt diese Sprungstelle zu einem hohen dynamischen Einfluss auf das Werkzeugsystem. Die Einfahrbewegung des Schiebers geht noch im ersten Teil des linearen Bereichs weiter, die Geschwindigkeit reduziert sich allerdings bis zum Wert 0. An dieser Stelle durchläuft die Wendschneidplatte einen Totpunkt. Ab diesem Punkt nimmt die Geschwindigkeit durch die Symmetrie der Profilkontur auf dem zweiten Teil der Gerade so zu, wie sie vorher abgenommen hat. Im Wendepunkt zum Kreissegment erreicht die Geschwindigkeit ihren maximalen positiven Wert. Die Steigung der Geschwindigkeitsänderung des linearen Bereichs ist größer, da ein geringerer Winkelbereich durchlaufen wird.

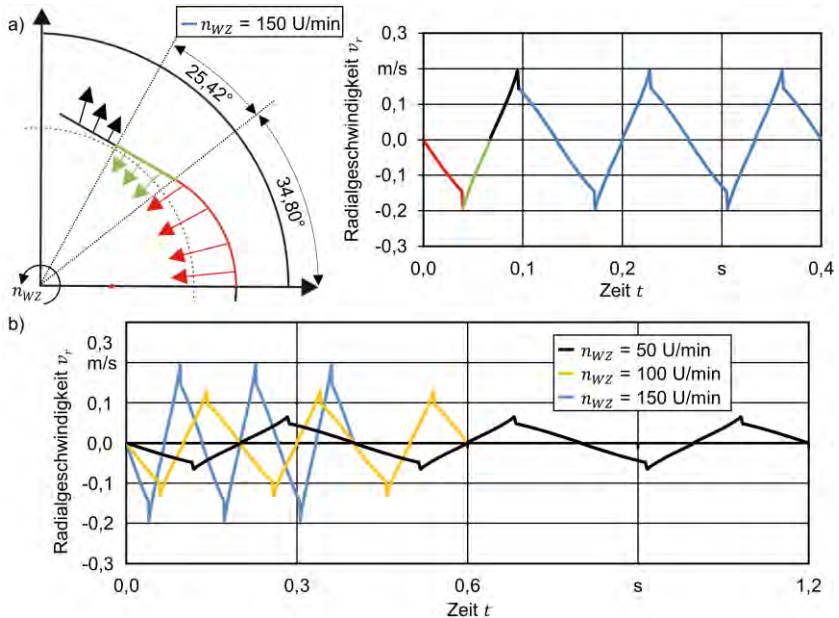


Abbildung 4.8: a) Zuordnung der Radialgeschwindigkeit v_r zur Profilkontur b) Entstehende Radialgeschwindigkeiten v_r in Abhängigkeit der Drehzahl n

In der Abbildung 4.8b ist die Radialgeschwindigkeit v_r bei variierender Drehzahl für eine Werkzeugumdrehung dargestellt. Da die Drehzahl zeitabhängig ist, sind die Geschwindigkeitsverläufe unterschiedlich lang. Der addierte Ausstellweg der Schneide bei einer Umdrehung bleibt unabhängig von der Drehzahl gleich, was bei höherer Werkzeugdrehzahl auch zu höheren Geschwindigkeiten der radialen Schieberbewegung führt. Der Zusammenhang zwischen den Geschwindigkeitsbeträgen bei einer Drehzahlvariation ist linear.

Um diese Geschwindigkeiten zu erreichen muss die Schneide abhängig von der Profilkontur zwischen zwei Endstellungen periodisch hochdynamisch beschleunigt werden. Durch die zweite zeitliche Ableitung der Kreissegmentgleichung kann die Beschleunigung in den jeweiligen Konturpunkten berechnet werden. In **Abbildung 4.9a** sind die Radialgeschwindigkeit v_r und die zugehörige Beschleunigung a_r für die Drehzahl

$n_{WZ} = 150$ U/min in einem Diagramm dargestellt. Durch die zeitsynchrone Abbildung wird der nachfolgend beschriebene Zusammenhang deutlich herausgestellt. Auf die Schneide wirkt im Übergang vom Kreissegment zur Geraden die maximale Beschleunigung, was wie beschrieben durch den nicht tangential verlaufenden Übergang begründet ist. In den Umkehrpunkten in denen die Radialgeschwindigkeit den Wert $v_r = 0$ annimmt, besitzt die Beschleunigungskurve aufgrund ihrer Profilsymmetrie ihre Scheitelpunkte.

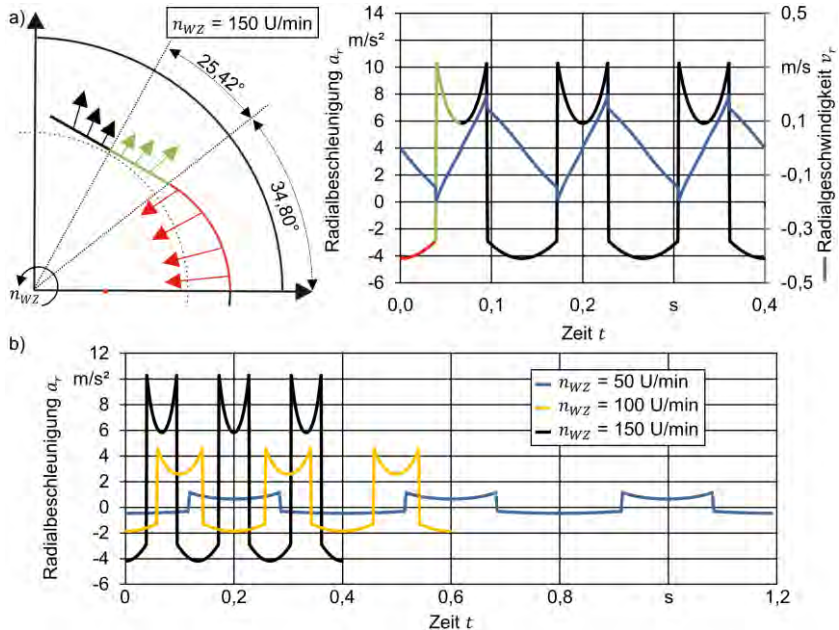


Abbildung 4.9: a) Zusammenhang der Radialgeschwindigkeit v_r und der Radialbeschleunigung a_r bei einer Werkzeugdrehzahl n ; b) Vergleich der Radialbeschleunigung a_r bei variierender Drehzahl

Abbildung 4.9b zeigt den Einfluss der Drehzahl auf die dabei entstehende Radialbeschleunigung des Schiebers und damit auf die Schneidenecke des Werkzeugs. Der Zusammenhang zwischen der resultierenden Radialbeschleunigung und der Drehzahlzunahme ist exponentiell. Durch die höheren Drehzahlen werden die Zeitintervalle der Änderungen deutlich kürzer, wodurch das Werkzeugsystem in einer höheren Frequenz beaufschlagt wird. Dass die maximale Beschleunigung im Übergang der Konturelemente vorliegt, verdeutlicht, welchen Einfluss ein Übergang zwischen zwei Konturelementen hat. Die Gestalt der Kontur und die Orientierung von Konturübergängen zum Querschnittsmittelpunkt bestimmen also ganz wesentlich die Belastung der Bewegungsmechanik im Antriebsstrang. Zudem prägt die die Anzahl der Konturelemente in welcher Rate die dynamische Belastungsänderung auf das Werkzeugsystem wirkt.

Wie beschrieben treibt die Werkzeugspindel eine Abtastrolle durch eine um Faktor 3 skalierte Kurvenschablone. Durch diese Gegebenheit entsteht an der Schieberplatte eine

um Faktor 3 höhere Radialgeschwindigkeit. Die Beschleunigungszunahme ist durch den exponentiellen Zusammenhang noch um ein vielfaches höher als im Werkzeug selbst. An den Enden des Werkzeugsystems wirken demnach unterschiedliche Beschleunigungskräfte. Dies verdeutlicht, dass es sich mechanisch um ein komplexes hochdynamisches System handelt, welches von vielen Faktoren beeinflusst wird. Zudem bringt der dadurch bedingte geringe realisierbare Drehzahlbereich für den Zerspanprozess eine weitere Herausforderung mit sich. Bei einer Drehzahl von $n_{WZ} = 150$ U/min ergibt sich eine maximale Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 28$ m/min. Dieser Parameterbereich ist für die Stahlzerspannung deutlich geringer als er üblicherweise empfohlen wird. Durch den dargestellten Einfluss der Drehzahl auf die dynamische Belastung der Schneide und den aus ihr resultierenden Schnittgeschwindigkeiten wird deutlich, dass eine gewünschte geringe Dynamik und eine üblich verwendete Schnittgeschwindigkeit zueinander in Diskrepanz stehen.

Aufgrund der beschriebenen komplexen Verfahrenskinetik setzt sich die Schnittbewegung aus der rotatorischen Drehbewegung des Werkzeugs und der translatorischen Ausstellbewegung des Schiebers zusammen. Durch die Überlagerung der Bewegungen ändert sich bei der Zerspanung einer Profilausbuchtung die resultierende Wirkbewegung kontinuierlich und liegt immer tangential am Profil an. In **Abbildung 4.10a** wird der Schneideneingriff zum Zeitpunkt innerhalb der Rückstellbewegung gezeigt. Die Werkzeugwinkel werden in der Werkzeug-Orthogonalebene gemessen und sind durch die Schieberkonstruktion und den Plattensitz festgelegt. Diese Winkel bleiben dementsprechend bei intaktem Schieber über den gesamten Prozess konstant. Der Werkzeug-Neigungswinkel λ_s wird in der Werkzeug-Schneidenebene gemessen und ist definiert als der Winkel zwischen der Werkzeug-Bezugsebene P_r und der Schneide. Da sich, wie beschrieben, die Schnittrichtung sich beim Zerspanen entlang einer Profilkurve stetig ändert und die Werkzeug-Bezugsebene P_r durch diese festgelegt wird, ändert sich der Werkzeug-Neigungswinkel λ_s in jedem Punkt.

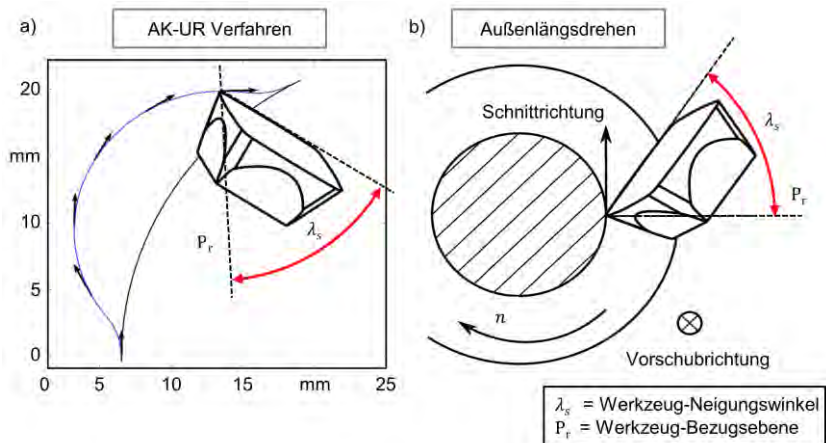


Abbildung 4.10: a) Änderung des Neigungswinkels λ_s in Abhängigkeit der Profilkontur beim AK-UR-Verfahren; b) Veranschaulichung der Neigungswinkeländerung beim Außenlängsdrehen

Abbildung 4.10b veranschaulicht, wie die Lage der Wendeschneidplatte beim Außenlängsdrehen zum gewählten Zeitpunkt mit dem gleichen Werkzeug-Neigungswinkel λ_s zur Probe positioniert würde. Dieser extreme Winkel würde beim Drehen niemals eingestellt. Dort werden leicht negative Neigungswinkel für unregelmäßige Belastungssituationen, wie beispielweise unterbrochene Schnitte, gewählt. Ziel dabei ist die mechanische Belastung von der Schneidenecke mehr ins Wendeschneidplattenzentrum zu verschieben um die Gefahr des Schneidkantenausbruchs zu reduzieren [Pau08]. Der übliche Bereich geht dabei nicht über eine Einstellung von $\lambda_s = -6^\circ$ hinaus. Durch die Abbildung wird deutlich, dass die resultierenden Winkelbereiche beim AK-UR-Verfahren um ein Vielfaches größer sind. Für die geringen negativen Neigungswinkel λ_s , ist z.B. vom Drehen, bekannt, dass sich die Passivkraft erhöht. Welche Änderung sich in einem großen Winkelbereich und zudem noch bei einer dynamischen Änderung beim AK-UR-Verfahren ergeben, muss im Weiteren detailliert analysiert werden. Eine Änderung dieses Winkels hat zudem auch Einfluss auf die Spanabflussrichtung, so dass der Span in ungünstigen Einstellungen auf die bearbeitete Werkstückoberfläche zurückgelenkt werden kann und diese beschädigt. Da es sich beim AK-UR-Verfahren um eine Innenbearbeitung handelt und dadurch der Platz für das Abfließen der Späne reduziert ist, ist die Konsequenz dieses Einflusses noch gravierender als bei der Außenbearbeitung. Eine Änderung des Spanabflusses während einer Profilausbuchtung kann zu einer gleichzeitigen Berührung zwischen Span und Wandung sowie zwischen Span und Schneide führen. Eine solche Kollision würde den Schieber innerhalb des Werkstücks verklemmen. Die Steuerung der Maschine kann eine dadurch verursachte plötzliche Zunahme vom Bohrmoment in diesem verhältnismäßig geringen Wertebereichen über eine Motorstromüberwachung nicht detektieren, da sie für das Vollbohren mit höheren Bohrmomenten ausgelegt ist. In dieser Situation droht ein Werkzeugbruch mit einem Schaden am Innengestänge.

Durch die beschriebene Kinematik ändert sich nicht nur der Neigungswinkel λ_s , sondern auch der Freiwinkel der Nebenschneide α_n . In **Abbildung 4.11a** ist diese Änderung anhand drei unterschiedlicher Positionen in einer ovalen Kontur dargestellt. Diese Winkeländerung hängt maßgeblich von der Profilkontur ab. Beim Durchlaufen des oberen konvexen Kreisbogens nimmt der Freiwinkel der Nebenschneide α_n zu.

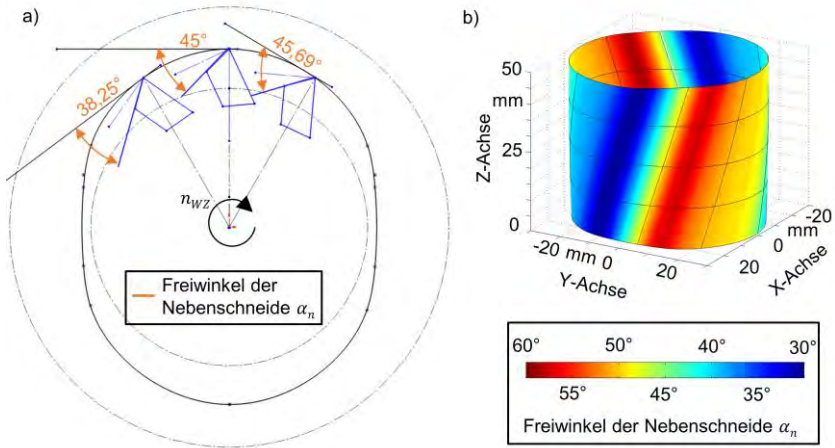


Abbildung 4.11: a) Freiwinkeländerung an drei unterschiedlichen Konturpunkten einer ovalen Querschnittskontur; b) Freiwinkeländerung bezogen auf eine komplette ovale Querschnittskontur

In **Abbildung 4.11b** ist diese Winkeländerung für die komplette Innenkontur einer Bauteillänge von $l_B = 50$ mm dargestellt. Da in der praktischen im Späteren beschriebenen Anwendung des AK-UR-Verfahrens die Konturen noch eine Steigung von $P_{St} = 500$ mm besitzen, wurde diese hier schon berücksichtigt. Während der Zerpannung dieser Kontur ändert sich die Freiwinkel der Nebenschneide in einem Winkelbereich von $\alpha_{n,min} = 30^\circ$ bis $\alpha_{n,max} = 60^\circ$. Durch diese Änderung und die des Neigungswinkels λ_s wird deutlich, dass eine Herausforderung für die Realisierung dieses Verfahrens darin besteht, eine Schneide so durch die Querschnittskontur zu führen, dass sie selbst nicht mit dieser kollidiert und noch sicher ein Span abheben kann. Die gleiche Herausforderung muss beim Konstruieren des Schneidenschiebers gelöst werden. Auch die Freiwinkel am Schieber müssen so gewählt werden, dass er nicht mit der Probe kollidiert. Dabei ist der Konflikt zwischen maximaler Stabilität und möglichst viel Freiraum zur Konturwand gegeben.

4.3 Analogie zum Tiefbohren

Das AK-UR-Verfahren kann laut der Richtlinie VDI 3210 als einem dem Tiefbohren zugehörigen Verfahren angesehen werden. Die Richtlinie listet drei Kriterien auf, wobei die Erfüllung eines Kriteriums schon die Zugehörigkeit gewährleistet [VDI3210]:

- Folgebearbeitung für vorhandene Tiefbohrungen,
- Werkzeuge mit den Tiefbohrwerkzeugen ähnlichem Aufbau und
- Einsatz auf Tiefbohrmaschinen.

Das beschriebene AK-UR-Verfahren erfüllt alle drei definierten Kriterien. Dem Verfahren muss ein Tiefbohrverfahren vorgelagert werden, damit eine Führungsbohrung vorhanden ist. Diese Bohrung wird üblicherweise durch BTA-Vollbohren in die Werkstücke eingebracht [VDI3209]. Je nach Genauigkeitsanforderung kann diese noch durch Aufbohren und/oder Honen nachbearbeitet sein. Das Werkzeug hat einen asymmetrischen Aufbau (eine Schneide am Umfang) und Führungsleisten und erfüllt somit auch das Kriterium „ein den Tiefbohrwerkzeugen ähnlichem Aufbau“. Der Werkzeugantrieb wurde an die Tiefbohrmaschine Giana GGB 560 adaptiert und eingesetzt. Eine Tiefbohrmaschine ist für solche Länge-/Durchmesser-Verhältnisse (l/D) konzipiert und deswegen ideal für das Verfahren geeignet. Zudem muss analog zu Tiefbohrverfahren, eine kontinuierliche Kühlschmierstoffzufuhr in großen Mengen und bei hohem Druck realisiert werden, um eine stetige Spanabfuhr ohne Ausspannhübe zu gewährleisten. Gerade durch die veränderlichen Werkzeug-Neigungswinkel λ_s ist die Spanabfuhr erschwert, weshalb ein gerichteter Kühlmittelstrom von großer Bedeutung für eine sichere Prozessführung ist. Da das konzipierte Werkzeug keinen Spänedurchlass für eine Spänerückführung besitzt, wird das Kühlschmierstoff-Späne-Gemisch nach vorne durch die Werkstückspindel hindurch abgeleitet. Um den KSS-Kreislauf aufrecht zu erhalten, muss am Werkstückspindelstock ein zusätzlicher Kühlmittelkrümmer angebracht werden, der die Rückführung des Gemisches zur Entsorgung der Späne und zum Filtern ermöglicht. Die Durchführung des Prozesses erfolgt ziehend. Die Montage der Werkzeugschneide findet aus diesem Grund erst nach dem Durchfahren des Bohrrohres durch das eingespannte Werkstück statt. Für diese Art der Bearbeitung wird anstatt des Werkstückfutters eine sogenannte „Laterne“ eingesetzt. In diesem Bauteil ist seitlich eine Klappe integriert, die es ermöglicht in den Innenraum zu gelangen und die Wendeschneidplatte in den Werkzeugschieber zu schrauben. Auf der dem Werkstück zugewandten Seite ist die Werkstückaufnahme, die als Spankegel oder Futter ausgeführt sein kann, montiert. In die Laterne kann eine Bohrbuchse zur Vorzentrierung und Führung der Werkzeuge eingesetzt werden, was bei den eingesetzten Werkzeugen des AK-UR-Verfahrens durch die radial ausfahrende Schneide nicht möglich ist. Das Verwenden einer „Laterne“ ist nur auf Tiefbohrmaschinen etabliert. Letztendlich zeigen die aufgezeigten notwendigen Umsetzungen, dass das AK-UR-Verfahren nur auf Tiefbohrmaschinen sinnvoll und wirtschaftlich eingesetzt werden kann.

5 Experimentelle Randbedingungen

Im folgenden Kapitel werden die experimentellen Randbedingungen der durchgeführten Untersuchungen vorgestellt. Neben einer Beschreibung der genutzten Anlagen, der bearbeiteten Versuchswerkstoffe, der verwendeten Messtechnik wird detailliert auf das neu entwickelte Werkzeugsystem bestehend aus Bohrkopf und Sonderbohrgestänge eingegangen.

5.1 Werkzeugmaschinen

Die experimentellen Untersuchungen zum AK-UR-Verfahren wurden auf einer horizontalen BTA- Tiefbohrmaschine vom Typ *Giana GGB 560* der Firma *Giana S.p.A. Magnano*, wie sie in der **Abbildung 5.1** dargestellt ist, durchgeführt. Die Maschine wird durch eine *Sinumerik 840D sl* der Firma *Siemens AG* bedient und umfasst im Wesentlichen die für sie üblichen Baugruppen, Steuerung, Werkstückspindelkasten, Werkzeugspindelkasten, Führungsschlitten mit montiertem Bohrölzuführapparat (BOZA) und Lanchester-Dämpfer, welche alle auf dem Maschinenbett montiert sind.

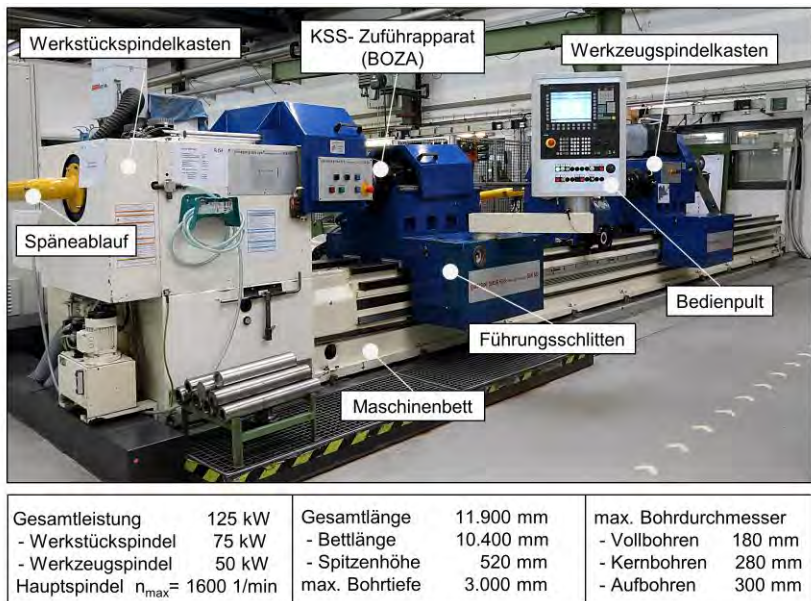


Abbildung 5.1: BTA - Tiefbohrmaschine Giana GGB 560

Zusätzlich zur Maschine gehört die nicht abgebildete KSS-Pumpenanlage, die $\dot{V} = 10 \dots 600$ l/min bei einem Öldruck bis zu $p_{v,max} = 40$ bar bereitstellen kann, mit ihrer dazugehörigen KSS-Filterung und Späneentsorgung. Als Kühlschmierstoff wurde das Tiefbohröl „*Berucut RMO TC 22*“ des Herstellers *Carl Bechem GmbH* (Hagen) verwendet. Wie überwiegend alle Tiefbohröle ist auch dieses zur Verbesserung der

Schmiereigenschaften mit phosphor- und schwefelhaltigen Additiven versetzt und besitzt eine kinematische Viskosität von ca. $\nu = 24 \text{ mm}^2/\text{s}$ [Bec09]. Die Werkzeugmaschine wird üblicherweise durch das Tiefbohrwerkzeug bestehend aus Bohrkopf und Bohrrohr einsatzbereit. Da die Maschine sowohl über einen Werkstück- als auch über einen Werkzeugantrieb verfügt, sind die drei Verfahrensvarianten rotierendes Werkstück und feststehendes Werkzeug, feststehendes Werkstück und rotierendes Werkzeug sowie gegenläufig rotierendes Werkstück und Werkzeug möglich. Im Rahmen der hier vorgestellten Untersuchungen wurde die Prozessführung mit rotierendem Werkzeug verwendet. Der für die Versuche verwendete Bohrkopf hat einen Werkzeugennendurchmesser $d_{WN} = 46 \text{ mm}$, welcher auf eine Sonderbohrstange mit dem Durchmesser $d_{sb} = 39 \text{ mm}$, montiert wird. Für die Durchführung mussten alle bohrrohrspezifischen Komponenten wie Halbschalenfutter, Reibungskegel des Lanchesterdämpfers und Hinterenddichtung hergestellt und umgerüstet werden. Darüber hinaus wurde der BOZA um eine gesondert gestaltete Ausbohrbuchse ergänzt.

Für die Grundlagenuntersuchungen wurde eine weitere Werkzeugmaschine verwendet, welche in **Abbildung 5.2** mit ihren Leistungsdaten dargestellt ist. Bei dieser Maschine handelt es sich um eine Sonderentwicklung der Firma *Heinz Berger Maschinenfabrik GmbH & Co. KG*, welche für die Durchführung von Spanbildungsanalysen konzipiert wurde. Diese Maschine ist in Portalbauweise realisiert, wobei die beiden sich am Portal befindlichen Achsen über Kugelrollspindeln angetrieben werden und in Kreuztischbauweise angeordnet sind. Als horizontale Achse ist ein Lineardirektantrieb der Firma Siemens verbaut, der mit einer maximalen Beschleunigung von $a_x = 30 \text{ m/s}^2$ um ein vielfaches dynamischer angesprochen werden kann als die restlichen Maschinenachsen.

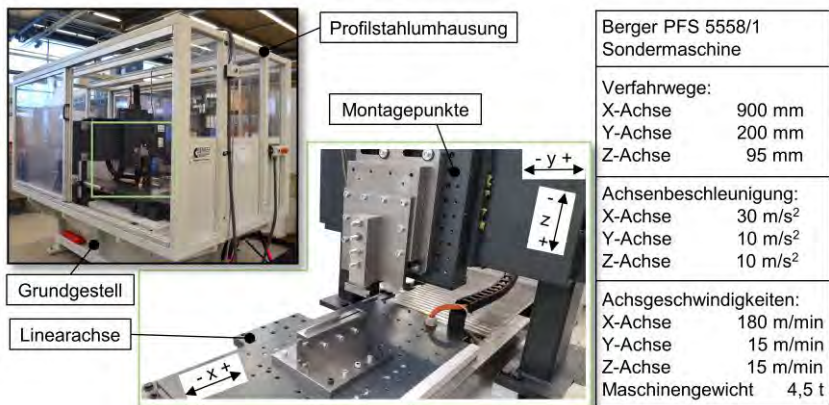


Abbildung 5.2: Orthogonalschnittversuchsstand Berger PFS 5558/1

Aufgrund der hohen dynamischen Beschleunigung und dabei einhergehenden Massenbeschleunigung ist das Grundgestell der Maschine mit einem Gewicht von ungefähr 4t sehr massiv ausgeführt. Sowohl auf der Linearachse als auch am Portal sind Grundplatten montiert, die als Montagehilfen eine Vielzahl an metrischen Gewinden eingebracht haben. Die Maschine ist mit einer Profilstahlkonstruktion und Maschinenschutzscheiben umhaust um den Arbeitsschutzrichtlinien gerecht zu werden.

5.2 Werkstoffe und Versuchswerkstücke

Als Versuchswerkstoffe wurden zwei verschiedene Stähle und eine Aluminiumlegierung eingesetzt. Auf der Tiefbohrmaschine wurden zunächst die notwendigen Führungsbohrungen, mit dem Bohrungsdurchmesser $d = 46$ mm, in die Werkstücke eingebracht. Im Vorhinein wurde beidseitig jeweils eine Fase an die Werkstücke gedreht, um diese zwischen BOZA und Laterne spannen zu können. Für die Versuchsreihen wurden die Werkstücke im Anschluss auf eine reduzierte Länge getrennt und wiederholt mit Fasen versehen. Ein Teil der Versuchsproben besteht aus der aushärtbaren Aluminiumknetlegierung AlCuMgPb mit der Werkstoffnummer 3.1645 und dem Kurznamen EN AW-2007. In **Abbildung 5.3** sind die mechanischen Eigenschaften und die chemische Zusammensetzung des Werkstoffes dargestellt. Anwendungsgebiete für die Legierung sind der Maschinenbau, die Bauindustrie, die Lebensmittelindustrie, der Türen- und Fensterbau und der Automobilbau [Del17]. Diese Aluminiumlegierung kann im ausgehärteten Zustand sehr gut spanend bearbeitet werden. Für die Zerspanung werden scharfe, unbeschichtete Werkzeuge aus Hartmetall oder Diamant empfohlen. Das hinzugefügte Silizium begünstigt den Spanbruch. Es ist darauf zu achten, dass die Temperaturen in der Wirkzone nicht die relativ geringe Schmelztemperatur ($T_S = 585 \dots 650^\circ\text{C}$) des Werkstoffes erreichen [Gom14; Del17; Kön08].

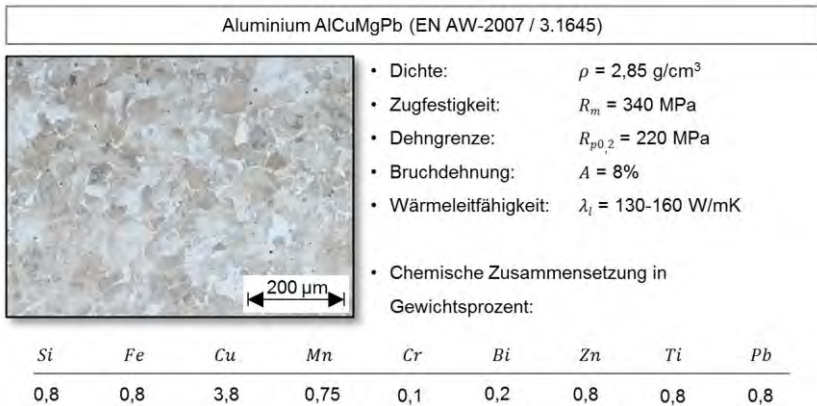


Abbildung 5.3: Chemische Zusammensetzung und mechanische Eigenschaften des Aluminiumwerkstoffes AlCuMgPb [Del17]

Ein weiterer Teil der Versuchsproben besteht aus einem unlegierten Baustahl, bei welchem es sich um einen C60-Stahl mit der Werkstoffnummer 1.0601 handelt. Nach der DIN EN 10083 gehört dieser Stahl zur Gruppe der Vergütungsstähle. Der Werkstoff C60 kann wärmebehandelt und warmformgebend bearbeitet werden. Häufige Anwendungsgebiete sind der allgemeine Maschinenbau und der Fahrzeugbau [Saa16].

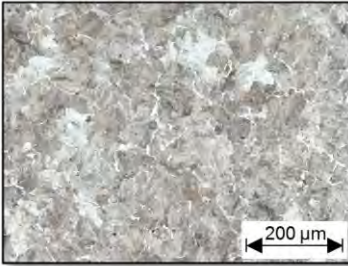
Vergütungsstahl C60 (1.0601)									
					<ul style="list-style-type: none"> • Dichte: $\rho = 7,83 \text{ g/cm}^3$ • Zugfestigkeit: $R_m = 685 \text{ MPa}$ • Dehngrenze: $R_{p0,2} = 395 \text{ MPa}$ • Bruchdehnung: $A = 14\%$ • Wärmeleitfähigkeit: $\lambda_i = 42,6 \text{ W/mK}$ • Zustand: normalisiert • Chemische Zusammensetzung in Gewichtsprozent: 				
					<i>C</i>	<i>Si</i>	<i>Mn</i>	<i>P</i>	<i>S</i>
0,6	0,4	0,75	0,045	0,045	0,4	0,1	0,4		

Abbildung 5.4: Chemische Zusammensetzung und mechanische Eigenschaften des Vergütungsstahls C60 [Saa116]

Der für die Bohrmotoren verwendete Werkstoff ist der legierte Vergütungsstahl 42CrMo4+QT mit der Werkstoffnummer 1.7225. Einige seiner mechanischen Kennwerte, ein Gefügeschliff sowie seine chemische Zusammensetzung sind in der nachfolgenden **Abbildung 5.5** dargestellt. Dieser Vergütungsstahl wird aufgrund des Gehalts der Legierungselemente als niedriglegierter Vergütungsstahl eingeordnet. Ausschlaggebend dafür ist, dass zwei Elemente über den Grenzwerten für unlegierte Stähle aber noch unter 5% liegen. Der Kohlenstoffanteil und die Legierungselemente sind aus der Bezeichnung abzulesen, sodass ein Kohlenstoffgehalt von $C = 0,42\%$ bei erhöhten Konzentrationen von Chrom und Molybdän vorliegt. Das Molybdän verbessert die Härtebarkeit und verringert die Anlasssprödigkeit. Das Element Chrom kann die Dehnung verringern, wodurch sich die Verschleißfestigkeit des Stahls erhöht.

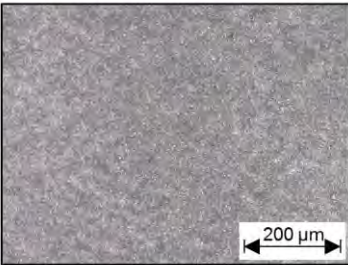
Vergütungsstahl 42CrMo4+QT (1.7225)									
					<ul style="list-style-type: none"> • Dichte: $\rho = 7,72 \text{ g/cm}^3$ • Zugfestigkeit: $R_m = 1050 \text{ MPa}$ • Dehngrenze: $R_{p0,2} = 675 \text{ MPa}$ • Bruchdehnung: $A = 18\%$ • Wärmeleitfähigkeit: $\lambda_i = 42,6 \text{ W/mK}$ • Zustand: vergütet • Chemische Zusammensetzung in Gewichtsprozent: 				
					<i>C</i>	<i>Si</i>	<i>Mn</i>	<i>P</i>	<i>S</i>
0,4	0,26	0,71	0,017	0,025	0,97	0,18	0,017	0,09	

Abbildung 5.5: Chemische Zusammensetzung und mechanische Eigenschaften des Vergütungsstahls 42CrMo4+QT [Saa17]

Dieser Stahl wird überwiegend für die Herstellung hochbelasteter Komponenten verwendet. Aktuelle Anwendungsgebiete aus dem Automobilbau sind aus dem Bereich der Antriebskomponenten z.B. Lagerschalen, Zahnräder und Kurbelwellen [Bob15; Son15; Saa17]. Der Stahl 42CrMo4 ist, bezüglich der Anforderungen an die Zerspanung, anspruchsvoller als C60. Der unlegierte Vergütungsstahl besitzt einen höheren Kohlenstoffgehalt und damit einen höheren Perlitanteil im Gefüge. Daraus resultiert in der Regel eine höhere Festigkeit was zu einem höheren Schneidenverschleiß führt. In diesem Fall wurde der Werkstoff 42CrMo4 vergütet, woraus eine höhere Festigkeit als bei C60 resultiert. Des Weiteren sind die Anteile von Chrom (Cr) und Molybdän (Mo) ebenfalls höher. Diese Legierungselemente verbessern die Härbarkeit und können, aufgrund der Neigung Sonder- und Mischkarbide zu bilden, die Zerspanbarkeit erschweren.

5.3 Querschnittskonturen

Für unterschiedliche Produkte werden definierte, unrunde Innenprofile benötigt. Die in **Abbildung 5.6** dargestellte Querschnittskontur gehört zu einem Stator eines Verdrängungsmotors, der für geologische Bohrungen genutzt wird. Der Profilquerschnitt ist durch sechs am Umfang angeordnete Vertiefungen gekennzeichnet. Den Übergang dieser Ausbuchtungen bilden sechs konkave Kreissegmente, die tangential an die größeren Radien anbinden. Die Konturelemente sind symmetrisch angeordnet, wodurch sich eine 60° Teilung ergibt. Die dargestellte Querschnittskontur erreicht einen maximalen Durchmesser von $d_{I,max} = 58$ mm. Die Profilhahn zu dieser Kontur ist um den Faktor 3 skaliert. Dieser Profilzug muss zur Konstruktion der Konturscheibe um den Radiuswert der Kurvenrolle nach innen und außen versetzt werden.

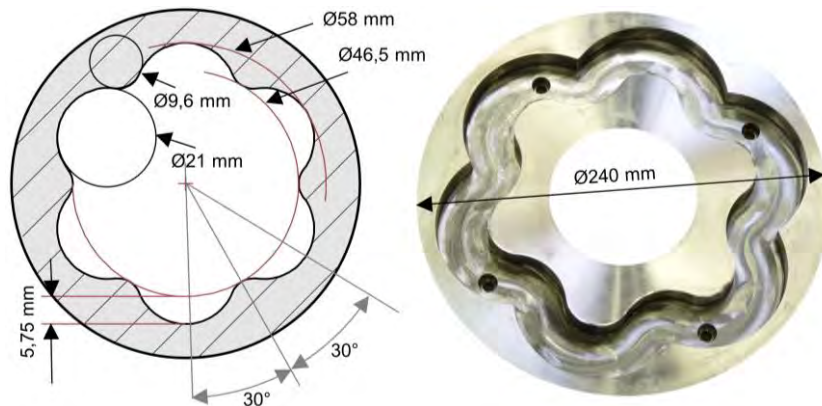


Abbildung 5.6: Skizze des Innensechsrundprofils und die dazugehörige Konturschablone

Das Spektrum von Innenprofilen ist vielfältig, so dass neben dem Innensechsrundprofil drei weitere Profilquerschnitte mit variierender Ausbuchtungsanzahl konstruiert und die dazu benötigten Konturscheiben gefertigt wurden. Diese Profilquerschnitte unterscheiden sich neben der Anzahl ihrer konvexen Ausbuchtungen in der maximalen Schnitttiefe und im Bogenmaß der Konturelemente (siehe **Abbildung 5.7**). Diese Unterscheidungen nehmen einen Einfluss auf die mechanische Werkzeugbelastung und auf die entstehende Dynamik des Werkzeugsystems.

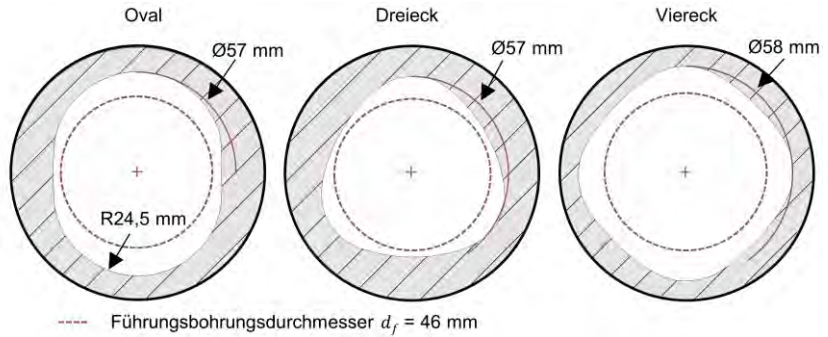


Abbildung 5.7: Querschnittskonturen mit variierenden Ausbuchtungsanzahlen

5.4 Versuchswerkzeugsystem

5.4.1 Bohrkopf

Das beim AK-UR-Verfahren eingesetzte Werkzeug setzt sich aus einem Bohrkopf und einem Sonderbohrgestänge zusammen. Die konstruktive Auslegung und die Herstellung des Werkzeuges wie es in **Abbildung 5.8** dargestellt ist, erfolgten gemeinsam mit der *Beratenden Gesellschaft für Tiefbohrtechnik und Zerspanung GmbH*. Der kleinste am Markt nachgefragte Verdrängungsmotorquerschnitt für Richtbohrungen beträgt im Durchmesser aktuell ca. $\varnothing 73$ mm. Der geringste Durchmesser seiner Konturelemente des Stators liegt bei $d_{K,min} = 46,5$ mm weshalb der Werkzeugenndurchmesser für diese Arbeit auf $d_{WN} = 46$ mm festgelegt worden ist.

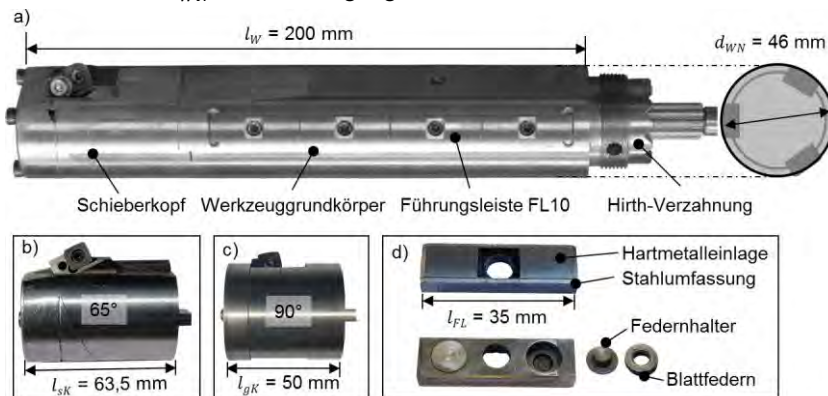


Abbildung 5.8: a) Bohrkopf; b) Schieberkopf 65°; c) Schieberkopf 90°; d) Stabilisierungsleisten

Ein Werkzeug für das Innenkonturieren in diesem Durchmesserbereich zu konzipieren und zu fertigen ist aus vielerlei Hinsicht ambitioniert. Der Bauraum für die benötigte Mechanik im Werkzeug ist sehr gering, weshalb die benötigten Komponenten nicht mit einer größeren Sicherheit ausgelegt werden können. Zudem limitiert der Werkzeugquerschnitt den möglichen Ausstellhub. Der Bohrkopf, sieht aufgrund seiner schlanken Gestalt und der angebrachten Führungsleisten einem Tiefbohrwerkzeug ähnlich und trägt im Innern einen Schneidhubmechanismus. Zusammengesetzt wird er aus einem Werkzeuggrundkörper, einem Schieberkopf und einem Schieberkopfdeckel. Als Konstruktionswerkstoff ist, abgesehen von den Zukaufteilen, der Stahl 42CrMo4+QT (Werkstoffnummer: 1.7225) verwendet worden. Der Grundkörper besitzt am Umfang drei Nuten, die als Führungsleistensitze dienen. Die Führungsleisten werden durch Torx-Schrauben in dem Werkzeuggrundkörper befestigt. Die Nuttiefe ist so gewählt, dass das Einsetzen von Führerlehrenbändern unter die Leisten, bei weiterhin festem Sitz, möglich ist. Auf diese Weise kann der Werkzeugenndurchmesser d_{WN} in einem kleinen Bereich vergrößert werden. Eine Führungsleistenreihe ist auf der Rückseite mit Blattfedern versehen (siehe Abbildung 5.8d). Durch Variation der Blattfedern kann die Vorspannung des Werkzeuges innerhalb der Führungsbohrung eingestellt werden.

Durch eine im Bereich der Schneide angebrachte Fase ist der Querschnitt zwischen Bohrungswand und Werkzeug größer als am restlichen Umfang. Durch diese größere Querschnittsöffnung soll der Hauptanteil des Tiefbohröl-volumenstroms geführt werden, um einen sicheren Spanabtransport zu erreichen. Der Schieberkopfgrundkörper wurde nach der Fräsbearbeitung gehärtet und anschließend geschliffen. Durch diese Bearbeitung wird sichergestellt, dass der Schieberhalter ohne Spiel und verschleißarm geführt wird. Der Kopf ist an der Fügestelle mit einem Steg versehen, um ihn verdrehsicher mit dem Werkzeuggrundkörper fügen zu können. Beim Einbringen der Schraubenlöcher sollte der Schieberkopf mit dem Werkzeuggrundkörper über die Nutverbindung gefügt sein, um die Flucht der Bohrungen sicherzustellen. Die Fluchtgenauigkeit und auch das plane Anliegen des Schieberkopfdeckels an dem Schieberkopf wird durch das Einbringen von Stiften gewährleistet. Die Koppelstelle zwischen dem Bohrkopf und der Außenbohrstange des Sonderbohrgestänges ist nicht, wie beim Tiefbohren üblich, durch ein BTA-Gewinde, sondern durch eine Hirth-Verzahnung mit Überwurfmutter realisiert worden. Durch die hochfrequente radiale Ausstellbewegung der Schneide, die durch eine Pendelbewegung im Werkzeug erzeugt wird, entstehen zurückfedernde Kräfte. Beim Fügen mit einem BTA-Gewinde, kann dies zu einem kontinuierlichen Wechsel zwischen Lösen und Festziehen des Werkzeugs führen, wodurch diese Verbindungsart ungeeignet ist. Zudem konnte das Problem, dass der benötigte Bauraum für den Pendelmechanismus im Innern des Werkzeugs die Querschnittsfläche verringert, durch die Auswahl der gering aufbauenden Hirth-Verzahnung gelöst werden. In **Abbildung 5.9** ist der Schneidenhubmechanismus dargestellt. Das während des Prozesses eingeleitete Drehmoment wird über die Verzahnung auf die Innenwelle übertragen. Die Innenwelle wird an zwei Punkten im Werkzeug gelagert. Auf der Höhe dieser Lagerstellen wurden zwei Lagerinnenringe aufgepresst.

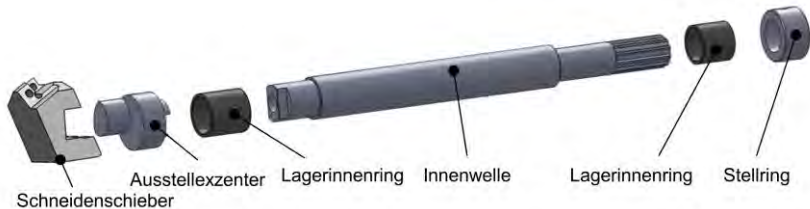


Abbildung 5.9: Schneidenhubmechanismus im Werkzeug

Die axiale Position wird an der vorderen Stelle durch die Montage des Ausstelllexzenter und im hinteren Bereich durch einen Stellring gewährleistet. Die Verbindungsstelle zwischen Innenwelle und Ausstelllexzenter ist durch eine Steckkupplung realisiert. Die Verbindungsflächen beider Fügepartner werden auf ihr Maß geschliffen, um eine spielfreie Verbindung zu erhalten. Die Innenwelle ist mit einer Bohrung versehen durch die von hinten eine lange Zylinderschraube durchgesteckt wird. In dem Ausstelllexzenter ist ein Gewinde eingebracht, mit dem dieser gegen die Innenwelle verspannt wird. Der Ausstelllexzenter wird im zusammengebauten Zustand in die Nut des Schneidenschiebers montiert. Bei einer Drehbewegung des Exzenter überträgt er die Kraft je nach Lage auf die obere oder untere Anlagefläche. Sobald der Schneidenschieber im Schieberkopf geführt ist, verschiebt er sich in radialer Richtung. Sowohl der Schneidenschie-

ber- als auch der Ausstellxentergrundkörper werden gehärtet und anschließend geschliffen, damit durch den Einsatz bedingte Verschleißerscheinungen an der Kontaktstelle vermindert werden.

Das beschriebene Werkzeug besitzt nur eine Schneide, woraus ein asymmetrischer Werkzeugaufbau resultiert und die Positionierung der Führungsleisten am Umfang des Bohrkopfes einen großen Einfluss auf die Prozessstabilität hat. **Abbildung 5.10** zeigt die ausgewählte Anordnung der Führungsleisten.

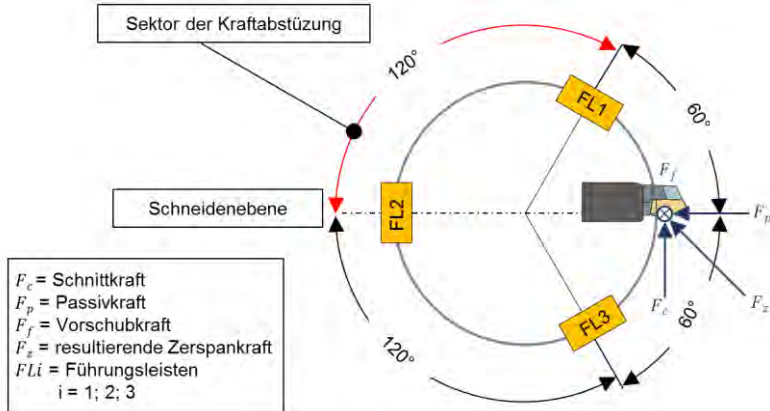


Abbildung 5.10: Führungsleistenpositionen am Bohrkopfumfang

Aufgrund der radialen Ausstellbewegungen der Schneide beim Zerspanprozess entstehen hohe radial gerichtete Kräfte, die das Werkzeug aus der Bohrachse drücken. Diese Kräfte greifen an veränderlichen Hebelarmen an, weshalb es zusätzlich zum Abdrängen aus der Bohrachse noch zu wechselnden Kippmomenten des Bohrkopfes kommt. Um dennoch eine sichere Führung in der Vorbohrung zu gewährleisten, ist die Abstützlänge durch eine Aneinanderreihung von vier Führungsleisten umgesetzt worden. Beim konventionellen Tiefbohren entsteht durch die an der Schneide angreifende Schnittkraft F_c und die Passivkraft F_p an der Rundschliffase der Schneide eine zwischen die Führungsleisten FL1 und FL2 gerichtete „Abdrängkraft“. Wie in Kapitel 3.2 beschrieben, verändert sich die Orientierung dieser Kraft bei AK-UR-Verfahren pro Umdrehung mehrmals. Dabei lassen sich die genauen Orientierungsrichtungen in einem möglichen Sektor zusammenfassen. Um ein sicheres Abstützen des Bohrkopfes zu gewährleisten, werden drei Führungsleistenreihen vorgesehen. Die gewählte Positionierung der Führungsleiste FL1 und FL2 stellt sicher, dass der Sektor der Kraftabstützung größtmöglich wird. Die wechselnde Richtung und der sich gleichzeitig ändernde Betrag der Kraft können zu einer zurückfedernden Bewegung des Bohrkopfes führen. In diesem Fall gewährleistet die Führungsleistenreihe FL3 die sichere Führung in der Vorbohrung.

Abbildung 5.11 zeigt die gefertigten Schieber mit ihren Maßen und den sich ergebenden Winkeln. In die Schieber werden die Plattensitze durch Fräsarbeiten eingebracht. Im Anschluss werden die Schieber durchgehärtet bevor ihre Planflächen geschliffen werden. Die Herausforderung dabei besteht im Einhalten der Schneidenlage. Diese Lage dient in der gesamten Fertigungskette als Bezugsmaß.

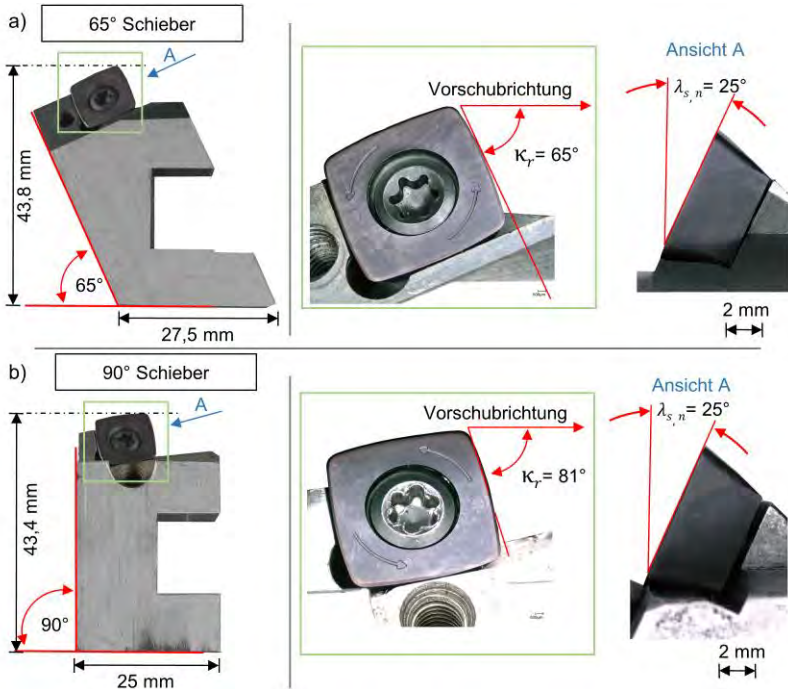


Abbildung 5.11: a) 65° Schieber; b) 90° Schieber

5.4.2 Eingesetzte Wendeschneidplattengestalten

Ein Parameter, der während der Versuchsreihen variiert wird, ist das Einsetzen von unterschiedlichen Wendeschneidplatten. Insgesamt wurden vier Schneidvarianten für die Versuche eingesetzt, wobei Grundlage immer die Wendeschneidplatte *Pokolm Quadworx SDHX 100510 SN* (Größe L) ist. In **Abbildung 5.12** werden die Gestalt und die Grundmaße dieser Wendeschneidplatte gezeigt. Die Wendeschneidplatte besitzt vier Schneidkanten und ist aus beschichtetem Hartmetall K10. Üblicherweise wird sie im Bereich des Hoch-Vorschub-FräSENS eingesetzt. Der Hersteller empfiehlt diesen Ausführungstyp für die Bearbeitung von Eisenguss und gehärteten Werkstoffen. Die Schneidkante ist nicht gerade, sondern mit einem Radius von $r_{spk} = 30$ mm ausgeführt. Sie besitzt einen Eckenradius von $r_{\epsilon} = 1$ mm und eine umlaufende Schutzfase im Bereich der Schneidkante. Viele der angegebenen Daten werden nicht vom Hersteller angegeben sondern, wurden durch eigens durchgeführte Messungen ermittelt. Die Wendeschneidplatte besitzt einen größeren Freiwinkel als übliche Schneidplatten, die für die Drehbearbeitung genutzt werden. Durch die außergewöhnlichen Eingriffsbedingungen mit einer großen Neigungswinkeländerung ist gerade dieser Freiwinkel wichtig, damit die Schneide ohne Kollision durch die Profilkontur geführt werden kann.

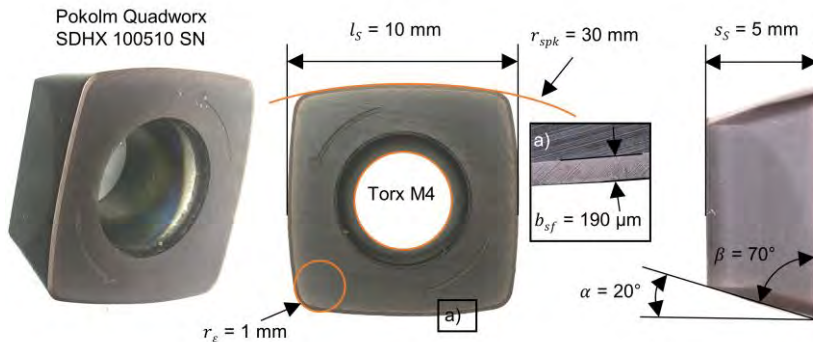


Abbildung 5.12: Pokolm Quadworx SDHX Größe L

Die vier unterschiedlichen Varianten sind mit den Ansichten der Schneidkante, der Spanfläche und ihren Charakteristika in der **Abbildung 5.13** dargestellt. Die Standardplatte ist mit einer Schutzfase und einer TiAlN-Beschichtung versehen. Diese Beschichtung hat eine Schichtdicke von $s_d = 2 \dots 4$ μm und besitzt eine Schichthärte von $H_B = 3600$ HV [Pok16]. Die Schutzfasenbreite beträgt $b_{sf} = 190$ μm (Abbildung 5.12/Detailbild a)). In Abhängigkeit des gewählten Vorschubs kann es zu einem negativen Spanwinkel kommen. Die Variante AS-V1 ist ohne Schutzfase und mit der TiAlN-Beschichtung ausgeführt, weshalb sie dadurch mit $r_g = 27,5$ μm einen geringeren Schneidkantenradius besitzt. Der Spanwinkel ist wie auch bei Variante AS-V2 somit neutral. Die Variante AS-V2 ist ohne Beschichtung ausgeführt und wurde stattdessen poliert. Sie besitzt aufgrund der Nachbehandlung und durch die fehlende Beschichtung

den geringsten Schneidkantenradius. Um den Freiwinkel zu vergrößern wurde auf einem 5-Achs Bearbeitungszentrum mit einem Schleifstift die Haupt- und Nebenfleichen der Variante AS-V3 zurückgeschliffen.

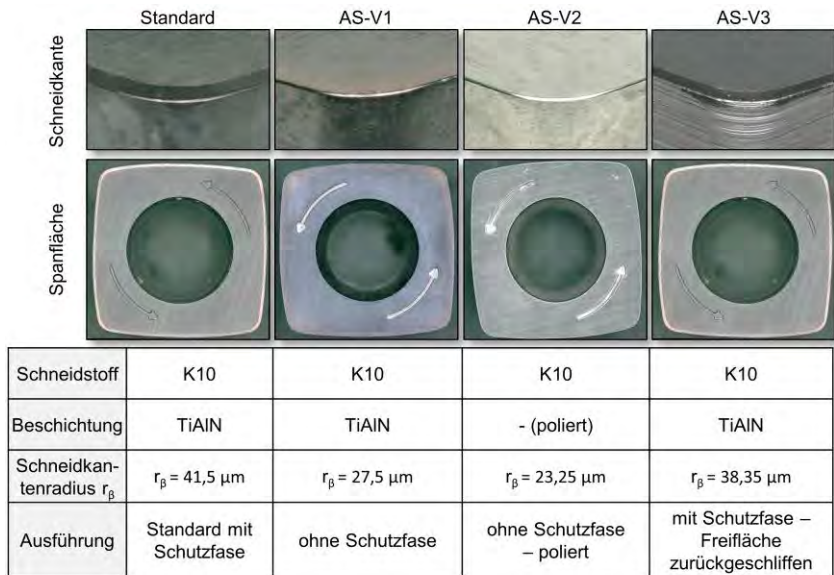
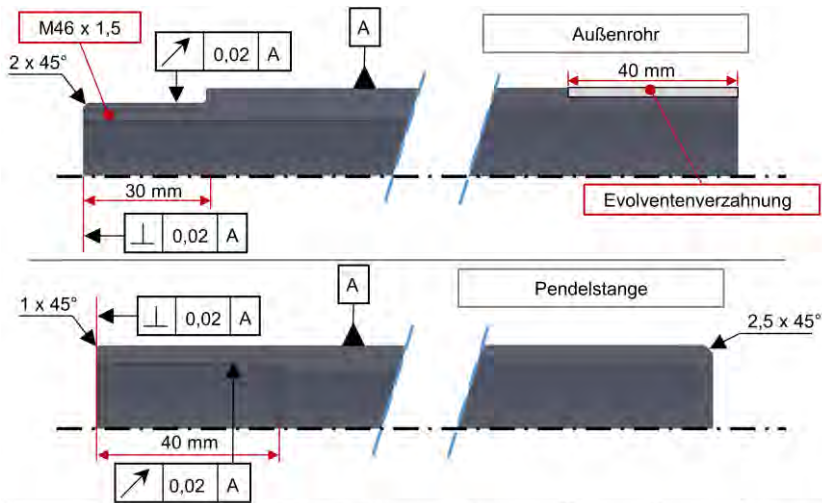


Abbildung 5.13: Eingesetzte Wendeschneidplatten

5.4.3 Sonderbohrstänge

Für das Arbeiten mit dem Antrieb wird neben dem Bohrkopf noch ein Sonderbohrstänge benötigt. Die Funktion des Sonderbohrstanges ist es die Drehbewegung der Spindel auf das Werkzeug zu übertragen, um die Schnittgeschwindigkeit v_c erzeugen zu können. Zudem wird durch das Bohrgestänge die pendelnde Drehbewegung ins Werkzeug eingeleitet, um die radiale Ausstellbewegung der Schneide zu realisieren. Für den Einsatz auf der Tiefbohrmaschine Giana wurde eine Sonderbohrstänge mit einer Länge von $l_{SB0} = 5,62$ m realisiert, was der Länge l_{SP} der Pendelstange entspricht. Durch die Einbausituation ergibt sich eine maximale bearbeitbare Werkstücklänge von $l_{WST,max} = 2,5$ m. In **Abbildung 5.14** sind die beiden verwendeten Bohrstangen mit ihrem Maßen dargestellt. Alle vier Bohrstangenenden müssen mit Koppelstellen zur Drehmomentübertragung versehen werden, weshalb sie in Abhängigkeit dieser konzipiert und im Auftrag von der Herstellerfirma *botek Präzisionsbohrtechnik GmbH* aus Riederich gefertigt wurden. Die Ausnahmen bilden dabei die Evolventenverzahnung und das metrische $M46 \times 1,5$ Gewinde, die erst im Rahmen dieser Arbeit gefertigt wurden.



	Länge	Außendurchmesser	Innendurchmesser	Schubmodul	Dichte	1. Eigenfrequenz	2. Eigenfrequenz	3. Eigenfrequenz
Außenstange	3,9 m	39 mm	29 mm	79,3 GPa	7720 kg/m ³	205 Hz	616 Hz	1027 Hz
Pendelstange	5,62 m	28 mm	18 mm	79,3 GPa	7720 kg/m ³	285 Hz	570 Hz	854 Hz

Abbildung 5.14: Eingesetzte Bohrohre incl. ihrer Daten

Die Außenstange besitzt einen Außendurchmesser von $d_{AA} = 39$ mm und hat eine Wandstärke von $s_{AA} = 5$ mm, wodurch sich ein Innendurchmesser von $d_{AI} = 29$ mm ergibt. Ausschlaggebend für die Auswahl sind der Nenndurchmesser des Werkzeugs

und die Anbindung zum Werkzeug. Für die innenliegende Pendelstange wurde in Abhängigkeit des zur Verfügung stehenden Rohrquerschnitts eine Bohrstange mit dem Außendurchmesser $d_{PA} = 28$ mm vorgesehen. Durch das Ausnutzen des vorhandenen Einbauquerschnitts besitzt die Pendelstange ihre maximale Torsionssteifigkeit. Da es sich beim AK-UR-Verfahren um ein dynamisches Verfahren mit Rotations- und Pendelbewegungen handelt, können die verwendeten Bohrrohre, wie beim klassischen Tiefbohren üblich, zum Schwingen angeregt werden. Um den Einfluss der Schwingungen in den Messungen der Prozesskräfte identifizieren zu können, wurde die Eigenschwingungen der Bohrstangen berechnet und in der Abbildung 5.14 angegeben. Da es sich um Torsionsschwingungen handelt, ist diese Berechnung durch den Drallsatz umsetzbar und lässt sich mit dem Bernoulli Ansatz lösen. Dazu wurde für die Außenstange eine Fest-Los-Lagerung und für die Pendelstange eine Los-Los-Lagerung angenommen.

Die Außenstange wird durch eine Halbschalenklemmung mit der Spindel verbunden, wodurch sie die Spindelrotation auf das Werkzeug und über einen Adapter, der in Kapitel 6.3 detailliert vorgestellt wird, auf den Antrieb übertragen kann. Die Pendelstange muss die vom Antrieb eingeleitete wechselnde Drehbewegung aufnehmen und auf das Werkzeug übertragen, um so die radiale Ausstellbewegung der Schneide umzusetzen. Die Verbindungsstellen werden mit Adaptern versehen. Abhängig von diesen konstruierten Adaptern sind die Enden der Bohrrohre unterschiedlich konzipiert und gefertigt (siehe Abbildung 5.14). Die Achslagen der Fügestellen sind verhältnismäßig eng toleriert, um einen geraden Sitz der Adapter zu gewährleisten. Ein Achsfehler würde eine Schiefelage des Werkzeugs oder des integrierten Schiebermechanismus zur Folge haben. **Abbildung 5.15** zeigt die Bohrstangenenden mit ihren Bindegliedern. Die werkzeugseitigen Adapter werden zum einen mit einem metrischen M46-Gewinde verschraubt und zum anderen gelötet. Die Drehmomentübertragung zwischen Außenrohr und Antrieb erfolgt durch einen Adapter (siehe Kapitel 6.3) mit Nabenverbindung, weshalb auf das Bohrstangenende eine Passverzahnung nach *DIN* 5480 – $39 \times 1 \times 38$ angefräst wurde [DIN5480]. Das Verbindungsstück zwischen der Pendelstange und dem Antrieb wird auf das Ende der Pendelstange gelötet. In der Abbildung 5.15 ist der gefertigte und umgesetzte Adapter zwischen dem Außenrohr und dem Werkzeug skizziert. Am Grundkörper sind zwei Flächen angefräst, damit der Adapter mit einem Gabelschlüssel der Schlüsselweite *SW*46 nach *DIN* 475 auf das Bohrrohr geschraubt werden kann [DIN475]. Der Stoß zwischen dem Adapter und dem Werkzeug ist als Hirth-Verzahnung, bei der eine formschlüssige Kupplung entsteht, ausgeführt. Die Hirth-Verzahnung überträgt Drehmomente in beide Richtungen, ist leicht wieder lösbar und benötigt nur wenig Bauraum. Um einen vollen Kraftschluss zu erhalten, ist eine axiale Verspannung notwendig. Die Verspannung wird mit Hilfe einer Überwurfmutter realisiert. Diese wird nicht durch eine Torsionskraft belastet und kann sich daher nicht lösen. Die Mutter muss bei der Montage zuerst auf den Grundkörper geschoben werden, bevor in die dafür eingebrachten Nuten die Sprengringe mit dem dazwischen liegendem Ring eingesetzt werden können. Durch den Zwischenring wird die axial aufgebrachte Kraft gleichmäßig auf beide Sprengringe verteilt. Der Einsatz von zwei Ringen ersetzt die Notwendigkeit, einen größeren, steiferen Ring, der mehr Kraft aufnehmen kann, einzusetzen zu müssen. Hieraus würde der Nachteil resultieren, dass der Außendurchmesser der Überwurfmutter im Bereich des Nenndurchmessers vom Bohrwerkzeug liegen würde. Die Überwurfmutter ist auf dem Umfang mit Bohrungen versehen.



Abbildung 5.15: Bohrstangenenden zur Werkzeug- und Antriebsseite

In diese kann ein Gelenk-Hakenschlüssel mit Zapfen eingesetzt werden, um die Überwurfmutter mit dem Werkzeug verschrauben zu können. Die Verbindungsstelle zwischen der Pendelstange und dem im Werkzeug integrierten Schiebermechanismus ist durch eine Zahnwellenverbindung nach DIN 5480 ausgeführt. Die 18 Zähne der Verbindung sind evolventenförmig ausgeführt. Durch die Zahnanzahl können die wechselnden Drehmomente bei gleichmäßiger Belastung übertragen werden. Die Verbindungspartner zentrieren sich über die Zahnflanken, wodurch bei wechselnder Beanspruchung kein Verdrehspiel entsteht. Realisiert wird die Verbindungsstelle in der Pendelstange durch das Einlöten einer modifizierten Muffe. Der Adapter für die Verbindung der Pendelstange mit dem Antrieb besteht aus einem Grundkörper, in dem eine Muffe mit Evolventenverzahnungsprofil eingelötet wird. Dieser Grundkörper wird von außen auf die Pendelstange geschoben und ebenfalls gelötet. Um das Lot besser zur Fügestelle zuführen zu können, sind auf dem Umfang sechs Bohrungen eingebracht. Die Pendelstange ragt durch die Innenwelle des Antriebs bis auf die Höhe der Kurvenscheibe. Damit die Pendelstange im Bereich der Drehbewegungseinleitung kein Spiel in ihrer axialen Lage hat, ist durch das Nadellager eine Lagerstelle erzeugt worden. Die axiale Position des Lagers wird durch einen Spannring definiert. Dieser wird vor dem Fügen des Adaptergrundkörpers mit dem Lager zusammen auf das Pendelrohr geschoben und nach dem Lötens mit vier Gewindestiften auf dem Rohr fixiert.

5.5 Mess- und Analysetechnik

5.5.1 Analyse der Querschnittskontur

Im Anschluss an die Versuchsreihen wurden die Querschnittskonturen auf der 3D-Koordinatenmessmaschine vom Typ *Zeiss Prismo 5 HGT VAST* von der Firma *Carl Zeiss Industrielle Messtechnik GmbH* wie sie in **Abbildung 5.16** dargestellt ist, vermessen. Dazu wurden die Proben auf einer CNC-Drehmaschine im hinteren Bereich der Kontur abgestochen und die Messseite im Anschluss noch mit einer Fase versehen. Die Mantelfläche der Werkstücke ist überdreht und liegt für den Messvorgang auf einem Prisma. Für die Messungen ist ein Messtaster mit einer Rubinkugel mit dem Durchmesser von $D_{tk} = 1$ mm verwendet worden. Durch den kleinstmöglichen Durchmesser wird sichergestellt, dass die Geometrie des Tasters den geringsten Einfluss auf die Konturmessung nimmt. Der Messzyklus erfolgte kraft geregelt entgegen der Werkzeugdrehrichtung. Bei der Messung werden entlang des Umfangs insgesamt 365 Messpunkte aufgenommen.

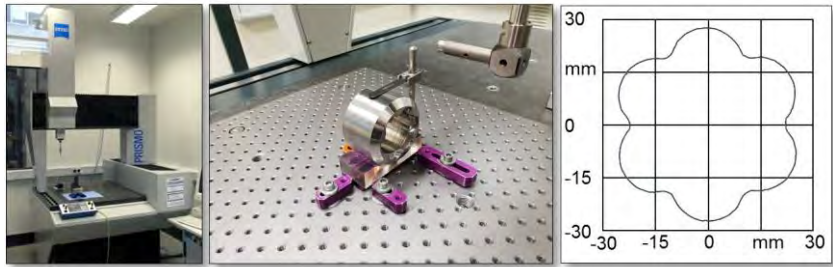


Abbildung 5.16: 3D-Koordinatenmessmaschine Zeiss Prismo 5 HGT VAST mit dem genutzten Messaufbau und eine exemplarische Messung

Dazu werden aus den Punkten durch eine Spline-Interpolation der Messpunkte die Konturprofile ausgegeben. Die jeweiligen gemessenen Konturen wurden in Bezug zum Soll-Profil immer identisch positioniert, um eine Vergleichbarkeit herstellen zu können.

5.5.2 Erfassung des Bohr- und Pendelmoments

In **Abbildung 5.17** ist dargestellt wie der Messaufbau für die Erfassung des Bohr- und Pendelmoments realisiert wurde. Die Umsetzung diese Messwerte erfassen zu können ist hauptsächlich davon beeinträchtigt, dass sich die Sonderbohrstange während des Prozesses dreht. Zudem gibt es zwischen den Pendelstange und der Außenstange eine oszillierende Relativbewegung. Um die Messwerte erfassen zu können, wurde auf beide Stangen Dehnungsmessstreifen (DMS) appliziert und mit einem latexhaltigen Schutzlack überzogen. Die notwendige Messkarte von National Instruments wurde zusammen mit einem wartungsfreien Blei-Vlies-Akku innerhalb der Spindel befestigt. Die Verle-

gung der Messkabel ist aufgrund von unterschiedlichen Befestigungsstellen herausfordernd, zudem muss für den Zusammen- und Einbau des Sonderbohrgestänges eine exakte Reihenfolge eingehalten werden.

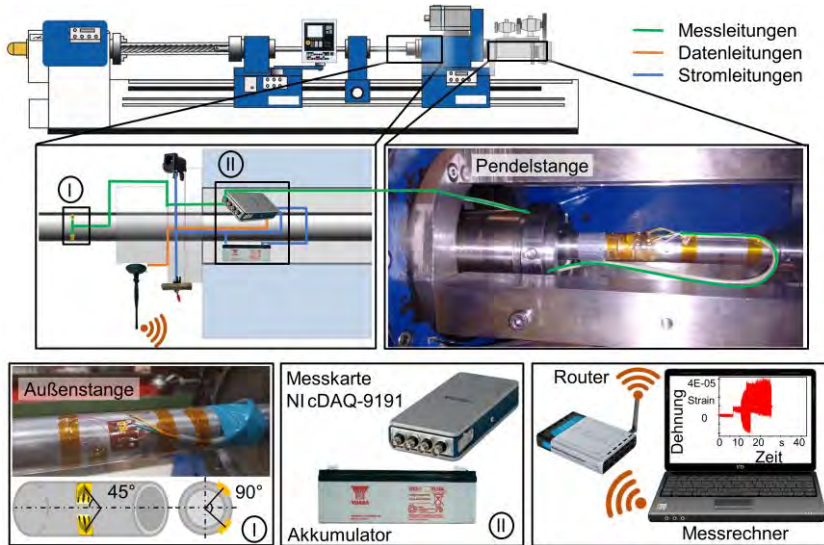


Abbildung 5.17: Messaufbau zur Erfassung des Bohr- und Pendelmoments

Die Messsignalübertragung erfolgt mittels WLAN-Signal drahtlos. Da aus dem Inneren der Spindel kein Signal übertragen werden kann, wurde eine Antenne außen an der Spindel befestigt. In Reichweite zum Messrechner und der Maschine wurde über einen Router ein Netzwerk erstellt, um die Messsignale auf den Messrechner zu übertragen. Ein Schalter schließt oder unterbricht den Stromkreis der Messkette, um die gespeicherte Energie des Akkumulators effizient nutzen zu können. Durch eine DC-Netzsteckerverbindung konnte der Akkumulator bei Bedarf geladen werden.

Das Torsionsmoment der Innen- und Außenstange ist nicht direkt messbar. Um das Moment zu bestimmen, muss die aus dem Torsionsmoment resultierende Dehnung der Rohre ermittelt werden. Um diese Torsion messen zu können wurden, für jede Messstelle vier V-DMS vom Typ 1–XY41–6/120 der Firma *Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH* verklebt. Ein V-DMS Träger besteht aus zwei um 90° stehende Messgitter. Diese Träger werden horizontal so auf die Bohrstange geklebt, dass sie in einem Winkel von 45° zur Bohrachse orientiert sind. In Umfangsrichtung müssen die Träger um 90° versetzt positioniert werden. Durch die Anschlussstellen können je zwei V-DMS zu einer vollen Wheatstone-Brücke verschaltet werden. Das Prinzip der Torsionsmessung mit Dehnungsmessstreifen beruht auf einer Änderung des elektrischen Widerstands durch Querschnitts- bzw. Längenänderung der Messgitter. Der Zusammenhang zwischen Dehnung des DMS-Messgitters und der Änderung des Widerstands wird mit einem „*k*–Faktor“ von $k = 2,02 \pm 1\%$ vom Hersteller angegeben. Um von dem Betrag der Torsion auf ein Moment schließen zu können, müssen

Kalibrierungsmessungen durchgeführt werden. Zur Kalibrierung wurden die Stangen voneinander entkoppelt und im Anschluss mit definierten Momenten von $M_{kal} = 10 \dots 60 \text{ Nm}$ und in $\Delta M_{kal} = 10 \text{ Nm}$ Schritten belastet. Der Umrechnungsfaktor ist in geringem Ausmaß vom Momentenbetrag abhängig, was durch diese Vorgehensweise berücksichtigt wird. Die aufgenommenen Messwerte werden mit der Software DIAdem von der Firma National Instruments in die Bohrmoment umgerechnet, so dass ein Messschrieb pro Messstelle ausgegeben werden kann. Diese Messschriebe verlaufen nicht konstant sondern sind von Schwingungen überlagert. Diese Schwingungen werden mithilfe einer Fast-Fourier-Transformation (FFT) identifiziert und analysiert. Diese Ergebnisse werden für die dynamische Bewertung des Prozesses genutzt.

6 Entwicklung und Integration eines neuartigen Werkzeugsystems

6.1 Beschreibung des Werkzeugantriebs und seiner Kinematik

Wie in Kapitel 3.1. beschrieben wird, besteht das komplette Werkzeugsystem aus drei Komponenten: dem Werkzeug, dem Sonderbohrgestänge und dem Werkzeugantrieb. Der Antrieb ist so konstruiert, dass er auf der Rückseite des Werkzeugschlittens an einer Grundplatte montiert werden kann. Der Antrieb wird sowohl mit der Außenstange als auch mit der innenliegenden Pendelstange fest verbunden, daher liegen beide Montagestellen zur Verbindung in der Flucht der Bohrspindelmitte (siehe **Abbildung 6.1**). Der Antrieb besteht mit dem Schablonenträger, der Kurvenschablone und dem Umlenkstrang aus drei Baugruppen. Die Antriebsspindel des Umlenkstrangs ist fest mit der Außenstange verbunden. Die Außenstange ist durch eine Bohrohraufnahme mittels Halbschalenklemmung (siehe **Abbildung 6.1a**) mit der Spindel arretiert, wodurch die Spindelrotation in den Antrieb übertragen wird. Unweigerlich vollziehen somit die Antriebsscheibe, die Spindel, die Außenstange wie auch das Werkzeug die vom Spindelkastenmotor erzeugte Rotation.

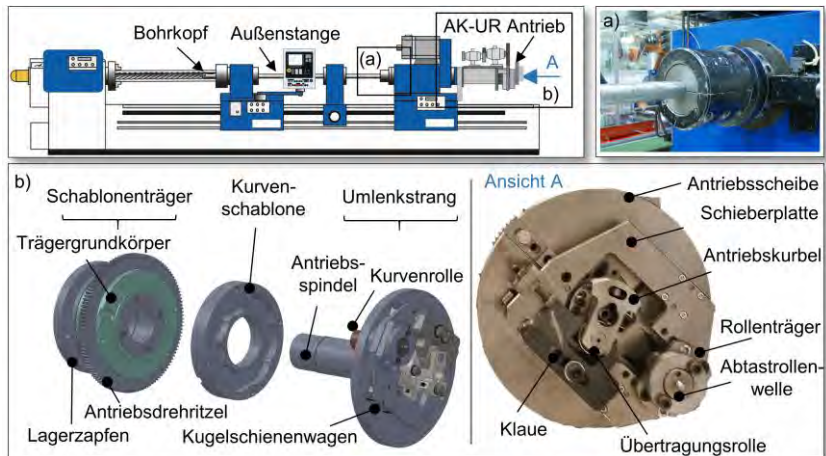


Abbildung 6.1: Montageposition des AK-UR-Antriebs; a) Bohrohraufnahme; b) Komponenten des AK-UR-Antriebs

Auf der Antriebsscheibe ist eine schienengeführte Schieberplatte montiert. Deren Lagerung ist durch zwei Kugelschienenführungen und drei Kugelschienenwagen der Firma Bosch Rexroth umgesetzt. Die Wagen sind so auf den Schienenführungen platziert, dass es zu einer Dreipunktauflage kommt. Durch diese Positionierung wird sichergestellt, dass es bei der Momentenübertragung nicht zu einem Verkippen der Schieberplatte kommen kann. Die Schieberplattenstärke ist mit $s_{sp} = 12$ mm bewusst recht klein dimensioniert, damit nur eine geringe Masse bewegt werden muss. Fest auf der Schieberplatte ist der Rollenträger verschraubt, der wiederum die Abtastrollenwelle mit der Kurvenrolle trägt. Der Rollenträger lässt sich je nach Größe der Kurvenschablone

noch auf der Schieberplatte versetzen. Des Weiteren ist auf der Schieberplatte noch eine lange Passfeder vorhanden. Durch eine Nut in der Klaue kann diese zur Einstellung der Hubposition verschoben werden. Durch zwei M8-Schrauben kann sie fest mit der Platte verschraubt werden. Die Kurvenrolle passt mit ihrem Durchmesser exakt in die Profilhahn der Schablone, so dass es zu einem Kontakt zwischen Umfang der Rolle und der Profilflanke kommt. Die Kurvenschablone ist durch vier Schrauben mit dem Schablonenträger befestigt. Der Schablonenträger selbst ist durch einen Lagerzapfen mit der Maschine verbunden. Der Trägergrundkörper (Abbildung 6.1b, links) ist durch zwei Kugellager axial auf dem Lagerzapfen positioniert und ermöglicht so bei angetriebenen Antriebsdrehritzel eine Rotation der Kurvenschablone. Die Antriebsspindele des innenliegenden Umlenkstrangs wird zusätzlich durch ein Kugellager innerhalb des Schablonenträgers in der axialen Lage, die gleichzeitig die Bohrspindelmitte ist, geführt. Die Schieberplatte mit montierter Klaue ist kraftschlüssig mit der Innenstange des Sonderbohrgestänges verbunden. Dieser Kraftschluss wird durch eine Zahnwellenverbindung mit Evolventenflanken (nach DIN 5480) an den Enden, zwischen der Innenstange und der Antriebskurbel, realisiert. Durch diese Art der Verbindung können Drehmomente in beide Rotationsrichtungen übertragen werden. Durch eine lange Schraube ist die kaum belastete axiale Positionierung der Antriebskurbel zur Innenstange sichergestellt. Die Antriebskurbel trägt eine Übertragungsrolle, die sich in der Klaue führt, damit eine Bewegung dieser beiden Komponenten zueinander umgesetzt werden kann.

Abbildung 6.2 zeigt eine Skizze der Bewegungsmechanik des AK-UR-Antriebs. Durch die Rotation der Antriebsscheibe gegen den Uhrzeigersinn mit montierter Schieberplatte wird die Kurvenrolle zwangsgeführt durch die Profilhahn gefahren.

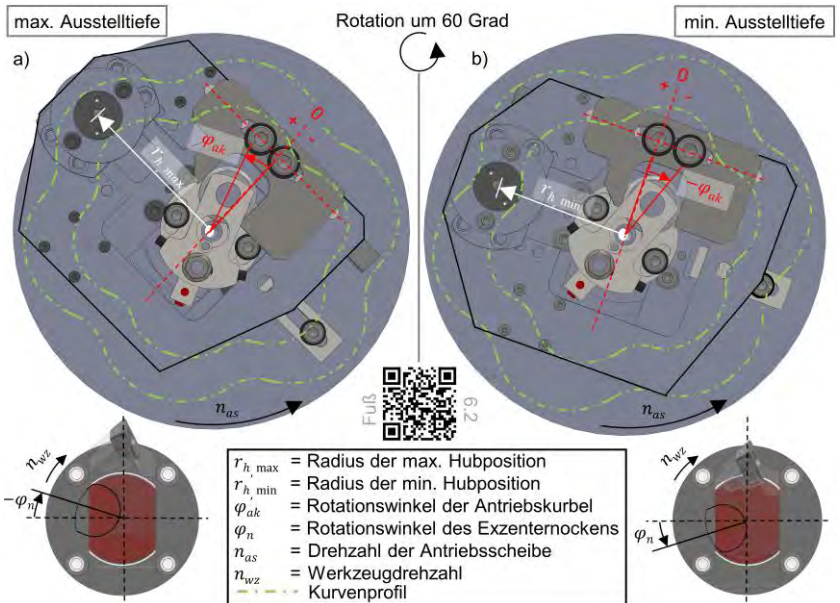


Abbildung 6.2: Skizzen zur Bewegungsmechanik des AK-UR-Antriebs mit Bezug zum Werkzeug

Die Abtastrollenachse führt durch die Differenz zwischen den zwei Extrempunkten der Profilhahn in radialer Richtung eine periodische Translationsbewegung aus. Da diese Achse durch den Rollenträger fest mit der Schieberplatte verbunden ist, treibt sie diese an. Die Schieberplatte bewegt durch eine Klauenverbindung die exzentrische Übertragungsrolle, wodurch die periodisch-translatorische Bewegung in eine periodisch-rotatorische Bewegung überführt wird. Diese Rotationsbewegung wird über die Innenstange bis in den Werkzeuggrundkörper geleitet. Der Ausstellzenter (Nocken) im Werkzeug treibt den Schieber an und so kehrt sich die Rotationsbewegung wieder in eine Translationsbewegung um. Damit kommt es zu einer Aus- und Einfahrbewegung des Schiebers und damit der Werkzeugschneide. Die Abbildung 6.2a zeigt die Situation, bei der die maximale Ausstelltiefe erreicht wird. Die eingebaute Kurvenschablone gibt den maximalen Radius der Hubposition vor. Die eingezeichnete (rot dargestellte) Lotgerade zwischen dem Mittelpunkt des Antriebs und der Kurbelschleife markiert die einmalig eingestellte Mittelstellung zwischen Hoch- und Tiefpunkt des Hubs am Antrieb. Antrieb und Werkzeug sind so miteinander verbunden, dass genau in dieser Stellung auch der Exzenter des Werkzeugs sich in seiner Mittellage befindet. In der maximalen Ausstelltiefe nimmt der Rotationswinkel den größten Wert an. Die so in den Schieber eingeleitete Bewegung erfolgt im Gleichsinn zur Rotation der Antriebschleife. Die schematisch eingezeichnete Kurvenschleife besitzt in diesem Fall sechs Ausbuchtungen, weshalb nach einer Verdrehung von 60 Grad die jeweils minimale Ausstelltiefe erreicht wird. Bei der Rückstellbewegung auf die minimale Ausstelltiefe, erfolgt die Rotation der Antriebskurbel gegen die Drehrichtung der Antriebsschleife. Der Exzenternocken im Werkzeugkopf durchläuft die Rotation, ebenfalls entgegen der Drehrichtung des Werkzeugs, da eine direkte Verbindung durch die Innenstange besteht. Bei der kinematischen Gesamtbetrachtung der Antriebskurbel- und der Exzenternockenbewegung muss berücksichtigt werden, dass dem Werkzeug und der Antriebsschleife durch die Werkzeugmaschine eine Drehbewegung aufgeprägt wird.

Das untersuchte Innensechsrundprofil des Werkstücks besitzt eine Profilsteigung (Drall) von $P_{St} = 500$ mm. Um diese Profilsteigung umzusetzen, wird die Vorschubbewegung des Vorschubschlittens benutzt. Dessen Bewegung wird als Drehbewegung im Vorschubgetriebe abgegriffen, dann untersetzt und durch ein Zwischenrad, wie es in **Abbildung 6.3** schematisch skizziert ist, am AK-UR-Antrieb seitlich als Drehung in die Kurvenschleife eingeleitet. Der die Kurvenschleife aufnehmende Schablonenträger trägt am Umfang ein Ritzel und bildet so zusammen mit dem Zwischenrad ein Getriebe. Dadurch wird der Schablonenträger in linearer Abhängigkeit des Übersetzungsverhältnisses zur Vorschubgeschwindigkeit gedreht und die durch die Kurvenschleife verursachte Pendelbewegung erfährt eine dem Vorschubweg proportionale Fasenverschiebung. Diese wird über den Drehwinkel der Innenstange zum Werkzeugschieber weitergeleitet. Dadurch produziert die Schneidplatte des Schiebers die gewünschte Profilsteigung, den Drall der Innenprofile. Der durch die Kurvenrolle von der Schablone abgegriffene Translationshub der Schieberplatte Δx_{tS} dreht sich als Folge um das gleiche Bogenmaß. Die daraus entstehende Konturverdrehung wird auch von der Pendelstrecke der Antriebskurbel $\Delta \varphi_{ak}$ durchgeführt. Da die Pendelstrecke vom Werkzeugexzenter $\Delta \varphi_n$ exakt die gleiche ist, wird durch den sich ebenfalls ändernden Translationshub des Schneidenschiebers Δx_{SS} die Profilsteigung P im Bauteil erzeugt. Die Konturverdrehung erfolgt mit einem Verhältnis von ca. 1:6000 zur Antriebsschleifendrehung (bei

mittleren Zerspanparametern) sehr langsam. Der Einfluss dieser Bewegung auf die sonst sehr dynamische Kinematik des Antriebs darf daher als sehr gering angenommen werden.

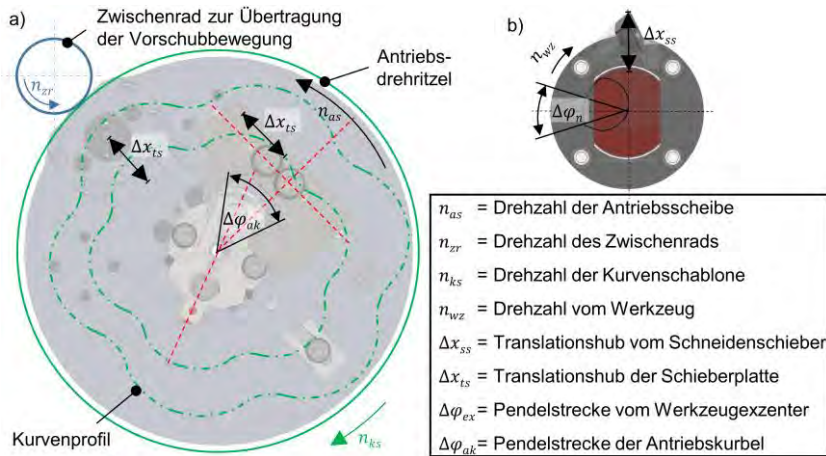


Abbildung 6.3: Skizze der mechanischen Umsetzung zur Realisierung der Profilsteigung mit den abhängigen Bewegungen am Werkzeug

6.2 Konzept zur Integration des neuartigen Werkzeugantriebs an die Versuchsmaschine

Das Konzept des Antriebs lässt nur eine Montage auf der Rückseite des Werkzeugspindelkastens fluchtend zur Spindelachse zu. Ein an die Versuchsmaschine bereits montierter Auskammerwerkzeugantrieb (AWA) nimmt Einfluss auf die Montage. Auf den Bildern in **Abbildung 6.4a** ist dargestellt, dass das AWA auf einer Konsole verschraubt ist. Diese Konsole ist am Spänerohrflansch vom Spindelkasten befestigt und reduziert den nutzbaren Bauraum. Er erlaubt kein direktes Montieren am Spänerohrflansch, weshalb ein Gestell konstruiert und gefertigt wurde (siehe **Abbildung 6.4b**). Das gefertigte Gestell besteht aus einem Montageflansch, vier Abstandshalter, einer Grundplatte, einer Deckplatte und einem Verstreblungsblech. Die recht massiv ausgelegte Deckplatte und das Verstreblungsblech sollen zusätzlich die Torsionssteifigkeit erhöhen (**Abbildung 6.4c**).

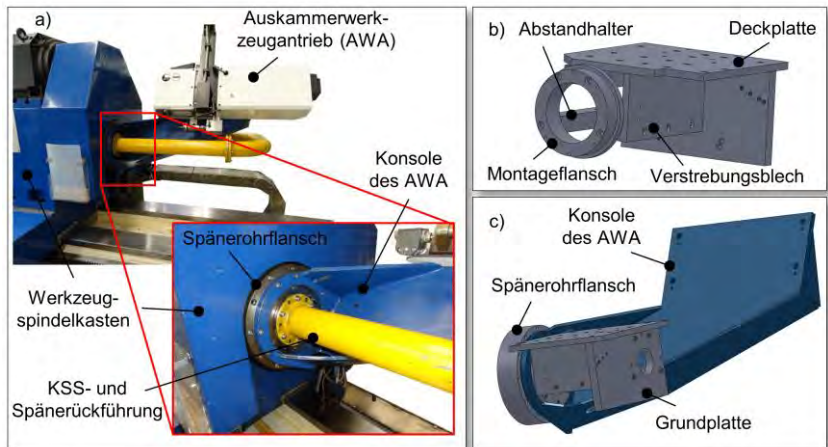


Abbildung 6.4: a) Rückseite des Werkzeugspindelkastens mit montiertem Auskammerwerkzeugantrieb; b) Montagekonsole; c) 3D-Konstruktion der Montagesituation

Wie in Kapitel 6.1 erläutert ist die vom Vorschubschlitten abgegriffene Bewegung untersetzt in den AK-UR-Antrieb übertragen. Dazu wird ein Riementrieb verwendet. Weiterhin sind zwei Stirnradgetriebe verbaut, die ihre Montagefläche auf der Deckplatte haben. In diese Platte sind Gewinde und Langlöcher eingebracht, um den Riemen zwischen den Getrieben spannen und sie zudem noch befestigen zu können.

In **Abbildung 6.5** sind die drei am Werkstückspindelkasten identifizierten Optionen zur Aufnahme und Übertragung der Linearbewegung dargestellt. In der **Abbildung 6.5d** ist die Seitenansicht des Vorschubantriebs zu sehen. In der Mitte unter einem verschraubten Plastikdeckel befindet sich am Ende einer Welle eine M6 Sechskantmutter. Diese Welle gehört zum Tachogeber des Vorschubantriebs und dreht sich in einem festen Verhältnis zur Vorschubbewegung. Diese Fügemöglichkeit wurde für das Abgreifen der Linearbewegung allerdings als nicht geeignet eingestuft. Von dieser Verbindung ist

nicht bekannt, wie stark sie belastet werden darf, ohne Schaden zu nehmen. Des Weiteren ist der Tachogeber in einem Regelkreis für den Vorschub implementiert, wodurch es durch eine aufgebrachte Last zu Störungen kommen kann. Die am Maschinenbett verschraubte Zahnstange, mit Hilfe derer der Werkzeugspindelkasten verfahren wird, könnte wie in Abbildung 6.5c am Beispiel des Dämpferschlittens der Maschine dargestellt ist, genutzt werden um den Vorschub abzugreifen. Da die dabei entstehende Achslage allerdings senkrecht zu den Wellen des folgenden Untersetzungsgetriebes liegen würde, müsste ein zusätzliches Getriebe mit 90° Umlenkung konstruiert, gefertigt und montiert werden. Da Umkehrspiel im Spindelkastengetriebe und dazu voraussichtlich weiteres Spiel in der Ritzel-Zahnstangenverbindung die Qualität der Vorschubkopp- lung einschränken könnte, wurde auch diese mögliche Anschlussstelle nicht verwendet.

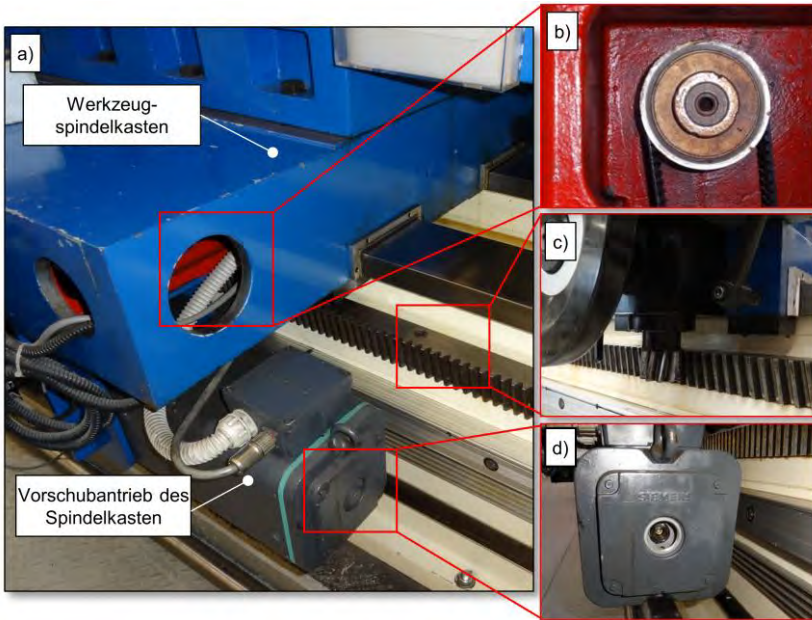


Abbildung 6.5: Mögliche mechanische Übertragungsstellen der Vorschubbewegung des Spindelkastens

Hinter einer Montageöffnung im Spindelkastengehäuse konnte eine geeignete Füge- stelle zum Übertragen der Linearbewegung gefunden werden (siehe Abbildung 6.5b). Zu sehen ist der Riementrieb zwischen Vorschubmotor und der im Bohrschlitten gela- gerten Antriebswelle für den Schlitten. Eine Ankopplung an diese Welle ist über eine bereits stirnseitig vorhandene Bohrung mit M12 Gewinde gut möglich. Diese weist überwiegend Vorteile auf.

- Die Achslage der Drehbewegung ist parallel zu der benötigten Lage,
- Über die Gewindebohrung kann die benötigte Wellenverlängerung recht ein- fach angeschraubt werden,
- Die im Vorschubschlitten vorhandene kreisförmige Montageöffnung kann mittels eines neuen Deckels mit Lagerstelle für die Lagerung der Wellenver- längerung genutzt werden,

- Durch eine Variation der Länge der Verlängerungswelle kann ohne konstruktiven Aufwand auf Veränderungen der Antriebsposition bzw. auf die Position der Stirnradgetriebe reagiert werden,
- Seitens der Maschine steht einer direkten Verbindung von der Verlängerungswelle zum Antrieb nichts im Weg.

Aus den vorgenannten Gründen wurde diese Option zum Abgriff des Vorschubs gewählt.

Wie schon beschrieben wurde, muss die abgegriffene Linearbewegung des Werkzeugschlittens untersetzt werden bevor sie auf den Antrieb übertragen werden kann, um eine definierte Steigung von $P_{St} = 500$ mm erzeugen zu können. Die Untersetzung wird durch Stirnradgetriebe bewerkstelligt. Eine Eingangsgröße zur Auswahl der nachfolgenden Untersetzungsgetriebe ist die möglichst exakte Kenntnis des Verhältnisses zwischen dem Vorschubweg den der Schlitten zurücklegt und dem entsprechenden Drehwinkel der Abgriffswelle. Um dieses Verhältnis zu ermitteln wird mit Hilfe des originalen Konstruktionsplans der Übertragungsstrang des Vorschubschlittens nachvollzogen. Es ergibt sich, dass eine Umdrehung U_{Anko} der Abgriffswelle $U_{Anko} = 3,403$ mm Verfahrenweg des Vorschubschlittens entsprechen. Um das Getriebe zur Untersetzung auswählen zu können, muss zunächst das Übersetzungsverhältnis i_p der Sollsteigung $P_{St} = 500$ mm und dem Umdrehungswert der Ankoppelstelle U_{Anko} berechnet werden:

$$i_p = \frac{P_{St}}{U_{Anko}} = \frac{500 \text{ mm}}{3,403 \text{ mm}} = 146,929 \quad (6.1)$$

Durch das Ergebnis dieser Zielgröße wurden bei der Firma *Mädler* Stirnradgetriebe des Typs BT/I mit den Übersetzungen $i_1 = 6,13$ und $i_2 = 23,96$ ausgewählt. Mit diesen Getrieben lässt sich ein Übersetzungsverhältnis von

$$i_{Aus} = i_1 \times i_2 = 6,13 \times 23,96 = 146,875 \quad (6.2)$$

realisieren.

Mit dem Übertragungsverhältnis der Ankoppelstelle und den ausgewählten Stirnradgetrieben lässt sich die effektive Steigung von

$$P_{eff} = i_{Aus} \times U_{Anko} = 146,875 \times 3,403 = 499,816 \text{ mm} \quad (6.3)$$

erzeugen. Diese Steigung entspricht nicht exakt der gewünschten Steigung von $P_{St} = 500$ mm, ist aber für die spätere Anwendung schon ausreichend genau.

Die abgegriffene Drehbewegung muss über die beiden ausgewählten Getriebe durch einen Riementrieb in den Antrieb eingeleitet werden. **Abbildung 6.6** zeigt die umgesetzte Vorschubübertragung. Durch eine auf der verlängerten Welle fixierten Riemenscheibe (Abbildung 6.6a) und einem Zahnriemen wird die Drehbewegung in das erste Stirnrad eingeleitet.

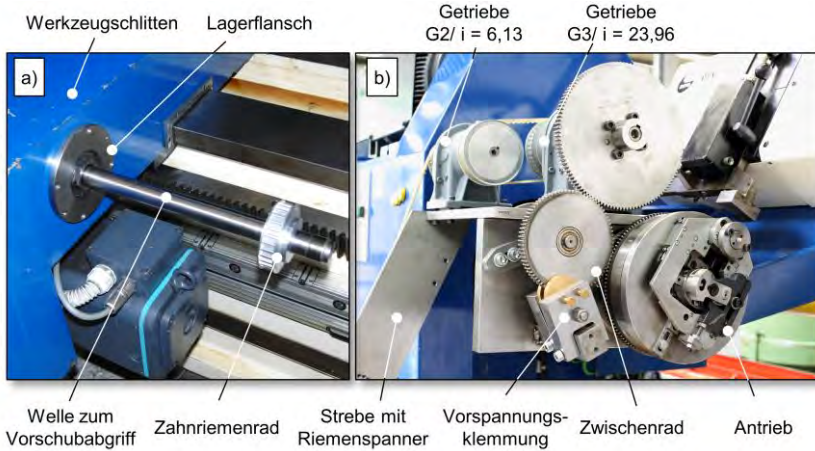


Abbildung 6.6: a) Gelagerte Wellenübertragung der Vorschubbewegung; b) Montierter Antrieb mit mechanischer Übertragung der Vorschubbewegung

Die montierten Zahnriemenscheiben sind in ihren Durchmesser und in der Anzahl der Zähne identisch, um das Übersetzungsverhältnis nicht zu verändern. Die Drehübertragung zwischen den beiden Getrieben wird ebenfalls durch einen Riemen umgesetzt (siehe Abbildung 6.6b). Durch drei stirnverzahnte Zahnräder wird die Vorschubbewegung vom zweiten Getriebe G3 in den Antrieb eingeleitet. Die Zahnräder am Getriebe und am Antrieb besitzen den gleichen Modul. Das Zwischenrad wird verwendet um die gewünschte Drehrichtung des Profils im Bauteil zu erhalten. Ein weiteres Detail im Abbildung 6.6b zeigt die Vorspannungsklemmung. Da der Schablonenträger durch die oszillierend bewegte Kurvenrolle in Schwingung versetzt wird, ist diese zusätzlich montiert. Mit ihr wird das Zwischenrad vorgespannt, damit sich die Schwingungen nicht auf den Riementrieb übertragen.

6.3 Abschätzung der Kräfte

Die während des Zerspanprozesses auftretenden Kräfte sind aufgrund der speziellen Eingriffssituation der Schneide nicht bekannt und sind Gegenstand der späteren Untersuchungen. Während der Konzipierungsphase muss jedoch schon eine Abschätzung der auftretenden Kräfte durchgeführt werden, damit die Verbindungselemente zwischen dem Werkzeugantrieb und dem Sonderbohrgestänge konstruiert und gefertigt werden können. Die Anforderungen an diese Verbindungen sind vielfältig. Sie müssen vor allem spielfrei, drehsteif und montierbar sein. Weitere zu berücksichtigende Bedingungen sind dabei durch die jeweilige Größe des Einbauraumes und dessen Lage gegeben.

Eine Aufgabe ist dabei die Anbindung der Außenstange des Sonderbohrgestänges an die Bohrspindel des Werkzeugantriebs sowie die Konstruktion einer Koppelstelle zur Übertragung der Drehbewegung auf den AK-UR-Antrieb. Diese Verbindungsstelle befindet sich axial zwischen dem Werkzeugspindelkastenende und dem Montagegestell. Durch die umliegenden Abstandshalter der Konsole darf der Umlaufdurchmesser nicht größer als $D_{U,max} = 120$ mm sein. Berücksichtigt werden muss, dass die Länge der Innenstange durch ihre Anbindung zum Werkzeug und zur Innenwelle des Antriebs schon festgelegt ist. Die Anbindung der kürzeren Außenstange zur Antriebsspindel muss dazu angepasst werden. Um die Montage zu vereinfachen und eventuelle Differenzen im Bohrgestänge ausgleichen zu können, wird eine Einstellbarkeit der Länge dieser Verbindung angestrebt.

Zur Auslegung der Schnittstelle muss überschlagen werden, wieviel Kraft von der Verbindung übertragen werden muss. Beim Eingriff der Schneide wirken die Schnittkraft F_c , die Vorschubkraft F_f und die Passivkraft F_p . Die Vorschubkraft F_f und die Schnittkraft F_c übertragen sich durch die Schieberführung auf den Bohrkopf. Das dabei entstehende Bohrmoment M_B und die Vorschubkraft F_f werden durch das Halbschalenfutter der Werkzeugspindel in der Maschine vom Getriebe aufgenommen. Der zu konstruierende Adapter zwischen dem rückwärtig durch den Werkzeugspindelkasten herausragenden Teil der Bohrstange und der Antriebsspindel des AK-UR-Antriebs bildet eine gegen Verdrehung feste Verbindung. Durch die Übertragung der Drehbewegung in den AK-UR-Antrieb wird, wie bereits in Kapitel 6.1 beschrieben, eine periodisch oszillierende Rotation der Innenstange erzeugt. Im Werkzeugkopf führt diese Rotation durch den Exzenternocken zu einem Ausstellen der Schneide. Dabei wirkt der Schneide die Passivkraft F_p entgegen. Statisch betrachtet wirkt auf die Verbindungsstelle lediglich die Passivkraft F_p , da die Reibungskräfte im Antrieb als vernachlässigbar klein angesehen werden können. Im Prozess wird die Schieberplatte periodisch in radialer Richtung beschleunigt und abgebremst, so dass zusätzliche Kräfte entstehen. Diese Kräfte müssen bei der Auslegung einberechnet werden, damit die Verbindungsstelle während des Zerspanprozesses nicht versagt. Dies würde zum Ausfall des Systems führen und es besteht auch die Möglichkeit, dass Schäden am Versuchsaufbau und Umfeld entstehen.

Zunächst wird die maximale Passivkraft an der Werkzeugschneide mit der Gleichung nach Kienzle berechnet [Kön81]. Der größte erreichbare Profildurchmesser ist $D_{P,max} = 58$ mm. Der Werkzeugennendurchmesser ist $d_{WN} = 46$ mm wodurch sich eine

maximale erreichbare Schnitttiefe von $a_{p,max} = 6$ mm ergibt. Der axiale Vorschub wird mit $f_a = 0,05$ mm angenommen. Der Spanwinkel beträgt im Plattensitz $\gamma = 0^\circ$ und der Freiwinkel $\alpha = 20^\circ$. Der Neigungswinkel wird vorerst mit $\lambda_s = 0^\circ$ berücksichtigt. Die Spannungsbreite ergibt sich damit zu:

$$b = \frac{a_p}{\sin(\kappa)} \approx 6,62 \text{ mm} \quad (6.4)$$

Die Spannungsdicke berechnet sich wie folgt:

$$h = f_a \times \sin(\kappa) \approx 0,045 \text{ mm} \quad (6.5)$$

Die maximale Drehzahl des Antriebs wird mit $n_{A,max} = 150$ U/min abgeschätzt, so die Schnittgeschwindigkeit zur Berechnung mit $v_c = 25$ m/min angenommen wird. Das üblicherweise mit diesem Verfahren zu zerspanende Material ist 42CrMo4+QT. Diese für dieses Material z.B. im Vergleich zum Drehen geringe Schnittgeschwindigkeit wird gewählt, weil die pro Umdrehung des Werkzeugs ausgeführten Beschleunigungs- und Bremsvorgänge des Schiebers direkt von der Drehzahl abhängen. Diese mit hoher Frequenz vollzogene oszillierende Beanspruchung des Antriebsstranges begrenzt daher die mögliche Schnittgeschwindigkeit.

Der vorliegende Spanwinkel unterscheidet sich um 6° zu der Schneidenlage für die der Wert aus der Literatur gültig ist. Diese Differenz muss zur Bestimmung der Passivkraft berücksichtigt werden. Die Passivkraft F_p erhöht sich je Grad um 4 %, weshalb mit einer Gesamtzunahme von 24 % gerechnet wird. Dadurch ergibt sich für die spezifische Passivkraft $k_{p1.1} \approx 320$ N/mm² und der Anstiegswert $1 - m_p = 0,397$. Dadurch resultiert für die Passivkraft F_p dann:

$$F_p = b \times k_{p1.1} \times h^{1-m_p} \approx 618,491 \text{ N} \quad (6.6)$$

Die Passivkraft F_p wird über den Hubexzenter (Nocken) des Werkzeugs, dessen Exzentrizität $e_{WZ} = 8$ mm beträgt, auf die Innenstange übertragen. Diese erzeugt über die Exzentrizität in der Antriebskurbel von $e_{ak} = 24$ mm eine Kraft auf die Schieberplatte, so dass insgesamt ein Kraftübersetzungsverhältnis von 3:1 besteht. Durch die Berechnung der Passivkraft F_p am Werkzeug ergibt damit einen Passivkraftanteil in Richtung der Bewegung der Schieberplatte von ca. $F_{ps} = 206$ N.

Mit den Berechnungen aus Kapitel 3.2 lässt sich die maximale Beschleunigung $a_{sp,max}$ der Schieberplatte bei einer Drehzahl der Spindel von $n = 150$ U/min auf $a_{sp,max} = 365$ m/s² berechnen. Die Schieberplatte mit ihren Anbauelementen besitzt eine Masse von 3058g, wodurch sich eine Beschleunigungskraft von $F_{a,sp} = 1116$ N ergibt. Zu dieser maximalen Beschleunigungskraft wird der bereits berechnete um 1:3 reduzierte Passivkraftanteil addiert, so dass eine Gesamtkraft von $F_{g,sp} = 1.322$ N wirkt. Der Kraftangriffspunkt an der Schieberplatte liegt beim Hochpunkt des Hubs bei einem Radius von $r_{h,max} = 96$ mm, so dass die Gesamtkraft $F_{g,sp}$ ein Drehmoment von ca. $M_{a,max} = 127$ Nm auf die Antriebsachse des Antriebs und so auch auf die Verbindungsstelle im Außengestänge erzeugt. Nachdem die Belastung an dieser Verbindungsstelle überschlägig bekannt ist, kann ein Verbindungsadapter mit Berücksichtigung der vorhandenen Rahmenbedingungen konzipiert werden.

Im zusammengebauten Zustand beläuft sich der Abstand zwischen dem Ende des Bohrrohrs und der Ankoppelstelle vom Antrieb auf $l_{AA} = 450$ mm. Die Verbindung wird durch eine Welle hergestellt. Da die Antriebswelle am AK-UR-Antrieb schon einen maßhaltigen Absatz besitzt, bietet sich an, die Verbindungsstelle zu dieser Seite durch eine Klemmung herzustellen. Das Konzept sieht vor, die Welle an ihrem hinteren Ende einzufräsen und durch Schrauben auf der Antriebswelle zu klemmen. Dazu wird ein Ring mit vier Innengewinden für M10-Sechskantschrauben über die Klemmstelle geschoben, mit dem die Wellenhälften zusammengedrückt werden können. Diese Umsetzung bringt einige Vorteile mit sich. Der Klemmring baut radial nur gering auf und die Klemmstelle kann axial eingestellt werden. Die eingefrästen Schlitzte müssen lang genug sein, damit das notwendige Biegemoment zum Zusammendrücken der Hälfte aufgebracht werden kann. Unter dieser Annahme berechnet sich das übertragbare Drehmoment der Verbindung nach [Bod14] wie folgt:

$$M_{RV} = k \times F_S \times \mu \times D_F, \quad (6.7)$$

Dabei sind M_{RV} das maximal übertragbare Drehmoment, k die Anzahl der Klemmschrauben, F_S die Schraubkraft, μ der Reibkoeffizient und D_F der Klemmdurchmesser. Der Reibkoeffizient ist bei der Paarung Stahl auf Stahl $\mu = 0,1$. Als Klemmschrauben werden vier M10-Sechskantschrauben in der Festigkeitsklasse 8.8 verwendet, wodurch sich für die Schraubkraft $F_S = 26,3$ kN ergibt. Der Klemmdurchmesser beträgt $D_F = 58$ mm. Somit lässt sich durch die Gleichung 6.13 das übertragbare Drehmoment auf

$$M_{RV} = 610,16 \text{ Nm} \quad (6.8)$$

bestimmen. Die Verbindung kann also das auftretende Drehmoment auf dieser Seite mit genügend Sicherheit übertragen.

Die Verbindungsstelle des Adapters zum Bohrrohr liegt innerhalb des Werkzeugspindelkastens und ist bei der Montage nicht mit Werkzeugen zu erreichen. Da die axiale Lage durch die Klemmung an der gegenüberliegenden Seite schon festgelegt ist, reichte es, eine spielfreie und verdrehsichere Steckverbindung herzustellen. Verbindungsarten, die diese Anforderungen erfüllen können sind z.B. Keilwelle und Keilnabe, eine Klauenkupplung, die Hirtverzahnung und eine Kerbverzahnung. Eine Keilwellenverbindung würde die geringe Wandstärke des Bohrrohrs zu sehr schwächen, weshalb diese Verbindungsart ausgeschlossen wird. Die Flächen zur Kraftübertragung, die durch das Anfräsen von Verbindungsstellen am Umfang wie auch auf der Stirnseite für eine Klauenverbindung entstehen würde, sind zu gering um die berechnete Kraft zu übertragen. Die fehlende Zugänglichkeit zum Anziehen einer Überwurfmutter schließt auch die Nutzung einer Hirth-Verzahnung aus. Als geeignete Fügmöglichkeit wird daher am Bohrrohrende eine Kerbverzahnung nach DIN 5480 – $39 \times 1 \times 38$ in Betracht gezogen. Da das Bohrrohr eine Länge von $l_{AB} = 3,9$ m besitzt muss zuerst sichergestellt werden, dass diese Verzahnung mit vertretbarem Aufwand an den zur Verfügung stehenden Maschinen gefertigt werden kann. Im Anschluss wird die Flächenpressung in der Kerbverzahnung mit der folgenden Formel berechnet:

$$p = \frac{2 \times K_A \times T_{nenn}}{d_m \times h_t \times i \times L \times \psi} \leq p_{zul} \quad (6.9)$$

Für den mittleren Profildurchmesser d_m ergibt sich für diese Verzahnung,

$$d_m = \text{Modul} \times \text{Zähnenzahl} = 38 \text{ mm}. \quad (6.10)$$

Die wirksame Flankenhöhe ergibt sich aus der doppelten Kopfhöhe zu $h_t = 0,9 \text{ mm}$. Der Traganteil ψ wird in der Literatur für eine Evolventenverzahnung in diesem Durchmesserbereich mit $\psi = 0,75$ angegeben und die Anzahl der Zähne mit $i = 38$ [Bod14]. K_A ist der Anwendungsfaktor nach DIN 3990, der hier aufgrund des gleichmäßigen Antriebs durch einen Elektromotor gepaart mit starken Stößen auf der Abtriebsseite mit $K_A = 1,75$ angesetzt wird. Für das Nenndrehmoment T_{nenn} wird $T_{nenn} = 127 \text{ Nm}$ eingesetzt. Die Länge der angefrästen Verzahnung beträgt $l_{ev} = 40 \text{ mm}$, jedoch sollte die Verzahnung eine axiale Einstellmöglichkeit bieten, so dass diese Länge nur in Ausnahmefällen komplett trägt. Zur Absicherung wird daher davon ausgegangen, dass nur ein kleinerer Abschnitt der Verzahnung im Eingriff ist. Die tragende Länge wurde darum für diese Berechnung mit $l_{ev,t} = 10 \text{ mm}$ angenommen. Durch Einsetzen dieser ermittelten Werte in Formel 6.16 ergibt sich gesamt eine Flächenpressung von:

$$p = 45,60 \text{ N/mm}^2. \quad (6.11)$$

Die zulässige Flächenpressung wird durch die Formel:

$$p_{zul} = 0,9 \times R_{e,min} \quad (6.12)$$

berechnet. Wobei $R_{e,min}$ das Minimum der Streckgrenze von Welle- oder Nabenwerkstoff ist. Die passverzahnte Nabe besteht aus ungehärtetem 16MnCr5 mit einer Streckgrenze von $R_e = 590 \text{ MPa}$ und liegt unter der Streckgrenze vom Bohrrohrmaterial, weshalb ihre Festigkeit ausschlaggebend ist. Durch Einsetzen in die Formel 6.18 ergibt sich für die zulässige Flächenpressung:

$$p_{zul} = 531 \text{ N/mm}^2. \quad (6.13)$$

Dieser Wert ist um mehr als Faktor 10 höher als der der berechneten Flächenpressung, so dass mit Sicherheit nachgewiesen wird, dass die konzipierte Verzahnung das Drehmoment an der Koppelstelle übertragen kann.

In **Abbildung 6.7** ist der gefertigte Adapter dargestellt. Die verzahnte Nabe wird durch einen Presssitz in den Adapter gefügt. Ob durch diesen Reibschluss das auftretende Drehmoment sicher übertragen lässt, konnte nicht genau beurteilt werden. Zur Absicherung der Kraftübertragung wurden daher zusätzlich vier Passstifte eingebracht (Abbildung 6.7b).

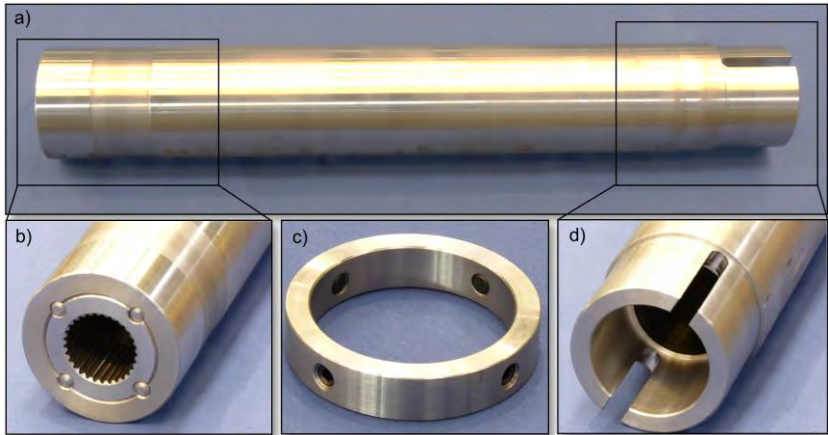


Abbildung 6.7: a) Adapter zur Anbindung des Sonderbohrgestänges mit dem Antrieb; b) eingepresste Verzahnungsnabe; c) Spannring; d) Wellenende für Klemmverbindung

Diese konstruktive Lösung wurde im Vorfeld wie folgt berechnet. Die Scherfläche der vier Stifte gesamt berechnet sich zu $s_{4s} = 1280 \text{ mm}^2$. Die zulässige Schubspannung $\tau_{S,zul}$ für einen Stift aus ST 50 (E295) ist bei schwellender Beanspruchung $\tau_{S,zul} = 50 \text{ N/mm}^2$ [Bod4]. Dadurch ergibt sich eine zulässige Kraft von $F_{S,zul} = 64 \text{ kN}$. Das berechnete Drehmoment $T_{nenn} = 127 \text{ Nm}$ erzeugt in der Scherebene bei dem Hebel von $h_S = 29 \text{ mm}$ eine Kraft von $F_{S,ist} = 4,38 \text{ kN}$. Die durchgeführte Berechnung zeigt, dass das Anbindungskonzept ausreichend dimensioniert ist.

6.4 Aufbau und Einstellung des Versuchsstands

Die Installation von Antrieb, Sonderbohrgestänge und Werkzeug muss in einer bestimmten Reihenfolge durchgeführt werden. Nur in dieser Reihenfolge lassen sich die Komponenten in ihre erforderlichen Positionen bringen. Die Außenstange des Sonderbohrgestänges muss zwingend von vorne durch den Bohrzuführapparat (BOZA) geschoben werden, da die Überwurfmutter zur Anbindung des Werkzeugs, aufgrund eines größeren Querschnitts, nicht durch die Hinterenddichtung des BOZA passt. Dafür wird der Werkzeug- und Führungsschlitten bis an das Ende des Maschinenbetts gefahren, damit der Bereich zwischen Werkstückspindel und BOZA maximal groß wird. **Abbildung 6.8** zeigt die Reihenfolge der Umbaumaßnahme an der Werkstückaufnahme des BOZA. Zuerst muss der Bohrbuchsenenträger ausgebaut und mit der speziellen Ausbohrbuchse wieder eingebaut werden. Die axiale Lage des Bohrbuchsenenträgers wird durch einen Ring sichergestellt. Im Anschluss wird der für die Versuchsproben passende Spannskegelflansch eingebaut und später die Proben zwischen Spindelstock und BOZA aufnehmen zu können.



Abbildung 6.8: Montageabfolge am Bohrzuführapparat

Auf der Rückseite des Werkzeugspindelkastens wird die Konsole mit sechs M8-Schrauben montiert. Wie in **Abbildung 6.9** zu sehen ist, muss im ersten Schritt der Verbindungsadapter auf die Kerbverzahnung der Außenstange geschoben werden. Erst im Anschluss kann die Innenstange von rechts in die Außenstange geschoben werden, da der hintere Adapter der Innenstange nicht durch die Nabe der Passverzahnung passt. Zur Montage des Kurvenscheibenenträgers wird das gesamte Bohrgestänge in Richtung Werkstückspindel geschoben. Mit Hilfe des Positionierads des an der Maschine vorhandenen Lancheater-Dämpfers kann das Sonderbohrgestänge axial nach rechts Richtung Antrieb verschoben werden. Diese Unterstützung ist notwendig um die Klemmseite des Verbindungsadapters auf die Antriebsspindel zu schieben. Die vier Schrauben im Spanning werden mit einem Drehmoment von $M_{sa} = 56 \text{ Nm}$ angezogen. Die axiale Lage des Bohrgestänges zum Antrieb liegt danach fest (siehe Punkt 2), weshalb die Bohrstange nun durch das Halbschalenfutter in der Spindel gespannt werden kann. Der in Kapitel 6.2 beschriebene Untersetzungsstrang mit seinen Getrieben kann nun montiert werden. Die Getriebe müssen dabei auf der Grundplatte ausgerichtet werden, so dass die Zahnräder und Zahnriemenscheiben parallel und jeweils in einer Flucht stehen (siehe Punkt 4). Es ist zu beachten, dass der kurze Zahnriemen zwischen den Getrieben bestmöglich gespannt wird. Bevor die Riemenschwinde mit montiertem Riemenspanner auf die Lagerstelle der Antriebswelle des Supports geschoben werden kann, muss der Zahnriemen über die Welle gelegt werden. Im Anschluss wird die Schwinde mit

zwei M8-Schrauben an der Deckplatte befestigt. Nachdem Auflegen des Zahnriemens auf die Riemenscheiben wird die Spannrolle so an der Riemenschlinge angeschraubt, dass der Zahnriemen auf Spannung gehalten wird. Die Kurvenscheibe wird nachfolgend im fünften Bearbeitungsschritt fest mit dem Schablonenträger verschraubt bevor die Antriebsscheibe mit aufgesetzter Schieberplatte und Kurvenrollenträger wird anschließend kraftschlüssig mit der Antriebsspindel verbunden (siehe Punkt 6).

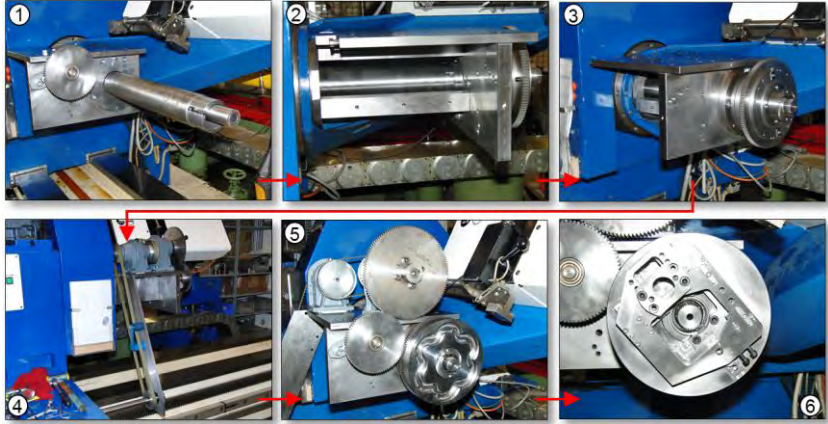


Abbildung 6.9: Installationsreihenfolge des AK-UR-Antriebs

Um die richtige Lage zwischen Werkzeug und Antrieb einstellen zu können, muss der Werkzeugkopf vom Werkzeuggrundkörper abgenommen werden, so dass der Hubexzenter der inneren Mechanik sichtbar ist. Sowohl beim Fügen der Steckverzahnung mit der Innenstange als auch beim Zusammenstecken der Hirth-Verzahnung des Grundkörpers mit der Außenstange müssen eingebrachte Markierungen auf beiden Seiten beachtet werden. Diese Markierungen sind durch Körnerpunkte bzw. Fasen an den Verzahnungen zum Zeitpunkt der Fertigung eingebracht worden. Für das Aufstecken der Kurvenscheibe auf die Evolventenverzahnung soll die Abtastrolle in eine der beiden oberen Mittelstellung des Hubs, wie sie in **Abbildung 6.10a** dargestellt sind, gebracht werden. Durch vorsichtiges Vor- und Zurückfahren des Werkzeugschlittens kann die Kurvenscheibe gedreht werden. Mit einer an der Schieberplatte anliegenden Messuhr lässt sich die Abtastrolle genau in der Hubmittellage positionieren. In dieser Stellung wird die Kurvenscheibe montiert. Dabei muss beachtet werden, dass die Achse der Antriebskurbel bestmöglich im Lot zur Klauenachse liegt. Durch eine lange M8-Schraube wird die Antriebskurbel gegen die Innenstange gezogen und so axial in Position gehalten.

Anschließend muss die Innenwelle des Werkzeugs so gedreht werden, dass der Exzenter von vorne gesehen auf der linken Mittelage, wie sie in **Abbildung 6.10b** zu sehen ist, liegt. Nun wird der Werkzeugkopf mit innenliegendem Schneidenschieber angeschraubt. Abschließend wird die Werkzeugspindel manuell einmal gedreht, um eine mechanische Blockade auszuschließen. Sollte es zu einer Kollision kommen muss die Evolventenverzahnung an der Kurvenscheibe oder am Werkzeuggrundkörper zur Außenstange um einen Zahn versetzt werden. Nach kollisionsfreier Umdrehung ist die

Grobeinstellung des Werkzeugsystems abgeschlossen. Bedingt durch die vielen Freiheitsgrade am AK-UR-System muss nach dieser Installation die Feineinstellung des Ausstellhubs erfolgen.

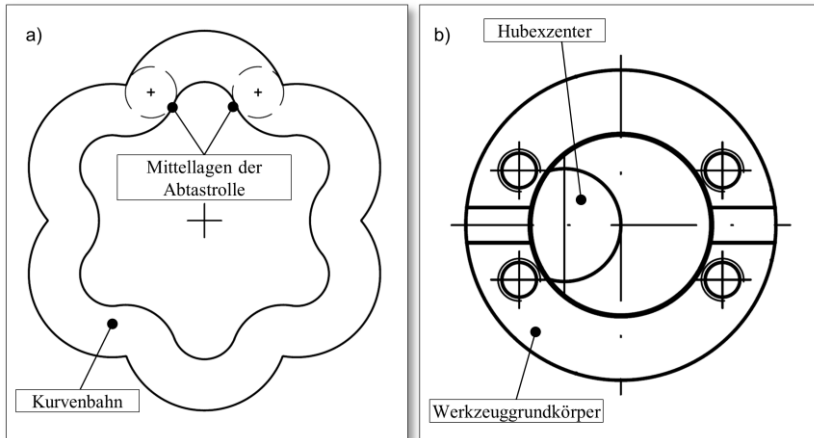


Abbildung 6.10: a) Positionen der Abtaströlen in der Hubmittellage; b) Vorderansicht des Werkzeuggrundkörpers mit Exzenter in Mittellage

Der Werkzeugantrieb ist so konstruiert, dass es möglich ist sowohl die Größe des Hubs als auch seine Lage einzustellen. Dazu muss die Schneidenecke des Werkzeugs auf die 12-Uhr Position gestellt werden. Auf das Werkzeug wird eine Messhülse mit Magnethalter geschoben, ihr Innendurchmesser entspricht dem Werkzeugnennendurchmesser (Führungsbohrungsdurchmesser). Die Hülse wird von dem Führungsleisten des Werkzeugs zentriert und gehalten. Der bekannte Außendurchmesser der Messhülse wird zur Kalibrierung der Messuhr verwendet. Der gemessene Wert wird um die Wandstärke der Hülse reduziert und so der Werkzeugnennendurchmesser zu Null gesetzt. Der Magnethalter wird daraufhin so weit nach vorne geschoben, dass der Messtaster mit eingeschraubter Tellerspitze auf der äußersten Schneidenecke aufliegt. Nun kann der aktuelle Werkzeugdurchmesser bestimmt werden, indem der Messwert verdoppelt wird und zum Führungsbohrungsdurchmesser addiert wird. In **Abbildung 6.11a** ist eine Draufsicht des Antriebsstrangs mit den skizzierten Hubeinstellachsen zu sehen. Durch das Lösen und Verschieben der Klaue, lässt sich die Hubposition einstellen. Durch eine eingebaute Gewindestange zwischen der Schieberplatte und der Klaue ist die Feineinstellung der axialen Verschiebung umgesetzt worden. Der Kurbelwinkel besteht aus einem Ober- und Unterteil (siehe **Abbildung 6.11b**). Nach dem Lösen der beiden frontal positionierten Schrauben, kann die Lage dieser beiden Komponenten durch den M6-Gewindestift auf der Einstellachse der Hubgröße verschoben werden. Im Bezug zur Lagerstelle verändert sich bei gleicher Schieberplattenbewegung das zurückgelegte Bogenmaß der Übertragungsrolle. Aufgrund dieser Veränderung vergrößert oder verkleinert sich die Amplitude des Ausstellhubs der Schneidenecke. Dabei bewirkt das Hereinschrauben des Stifts eine Verringerung des Hubs, das Herausschrauben eine Erhöhung des Hubs. Durch seitlich in den Kurbelwinkel eingebrachte Madenschrauben lässt sich das Ober- zum Unterteil noch zusätzlich im geringen Maß verdrehen. Dies verändert den Bezug zwischen der Einstellachse des Kurbelwinkels zum im Werkzeug verbauten Exzenter

in minimalen Schritten, so dass der Hub auf hundertstel Millimeter genau eingestellt werden kann.

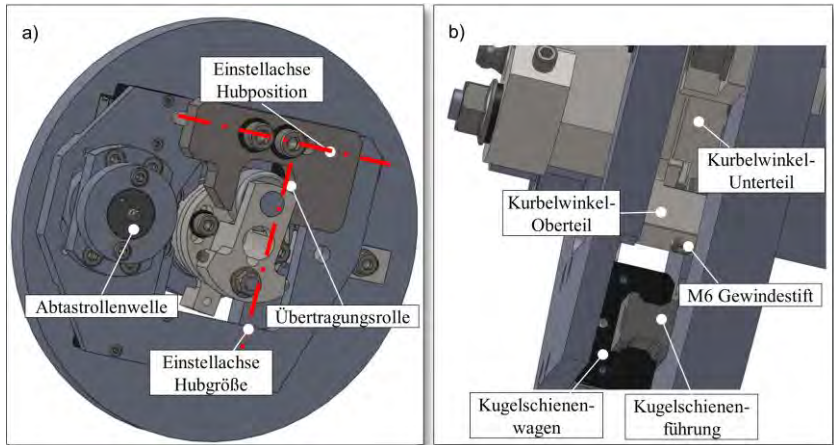


Abbildung 6.11: a) Draufsicht des Antriebsstrangs mit skizzierten Hubeinstellachsen; b) Seitenansicht des Einstellmechanismus für den Hub

Die ersten Bohrversuche mit dem AK-UR-Antrieb sollen in leicht zu zerspanenden Materialien durchgeführt werden. Für den ersten Einsatz wird Plexiglas® und Aluminium verwendet. Anders als alle restlichen Werkstücke wird die notwendige Führungsbohrung $D_m = 46$ mm nicht auf einer Tiefbohrmaschine sondern auf einer konventionellen Drehmaschine erzeugt. Die Enden der Probe aus Plexiglas werden mit Fasen versehen. Für die Aluminiumprobe werden zusätzlich noch zwei Aufnahmeadapter mit Fasen angefertigt, um sie zwischen Spindelstock und BOZA in Spannkegeln aufnehmen zu können. Das AK-UR-Verfahren arbeitet ziehend, weshalb das Werkzeug zunächst ohne Eingriff durch die Führungsbohrung vorgeschoben werden muss. Da die Kurvenscheibe des Antriebs durch den Bohrschlittenvorschub verdreht wird, findet dabei auch bei stillstehendem Werkzeug eine radiale Schneidenbewegung statt. Aus diesem Grund muss das Werkzeug zuerst in eine Position gefahren werden, bei dem die Schneide den tiefsten Punkt erreicht. Im Anschluss muss die Probe von Hand über das Werkzeug geschoben werden bis die Schneide auf der Werkstückspindelseite aus der Vorböhrung austritt. Die Z-Achse muss verfahren werden bis sich die Probe im Spannkonus auf der Spindelseite zentriert, bevor der BOZA die Probe mit einem einstellbaren Spanndruck klemmt. Zur Reduzierung der Knicklast wird bei diesen Proben die Spannkraft im Verhältnis zum Vollbohren gering gewählt. Um sicherzustellen, dass die Bohrproben sich im Prozess bei einer maximalen Schnitttiefe von $a_{p,max} = 6$ mm nicht zwischen den Spannkegeln verdrehen können, wird zusätzlich auf den Proben ein Drehherz befestigt. Dieses Drehherz ist so montiert, dass es an einem in Spannkegel befestigten Mitnehmerstift anliegt. Ein zwischenzeitliches Mitnehmen würde zu einem fehlerhaften Eintauchen in das schon erzeugte Querschnittsprofil führen und die Schneidenecke in Vollmaterial ausgestellt. In diesem Fall würde neben der Schneide auch die Innenmechanik des Werkzeugs und ggf. sogar der der Kurbelschleifentrieb beschädigt werden. **Abbildung 6.12** zeigt die ersten beiden gefertigten Testbauteile die mit dem AK-UR-Antrieb zerspan wurden. Für die ersten Versuche wurde mit einem hohen KSS-Volumenstrom

von $\dot{V} = 200$ l/min gearbeitet, damit die Spanabfuhr durchs Kühlmittel sichergestellt wird. Die Schnittparameter wurden, um die mechanische Werkzeugbelastung und die Prozessdynamik gering zu halten, niedrig gewählt.

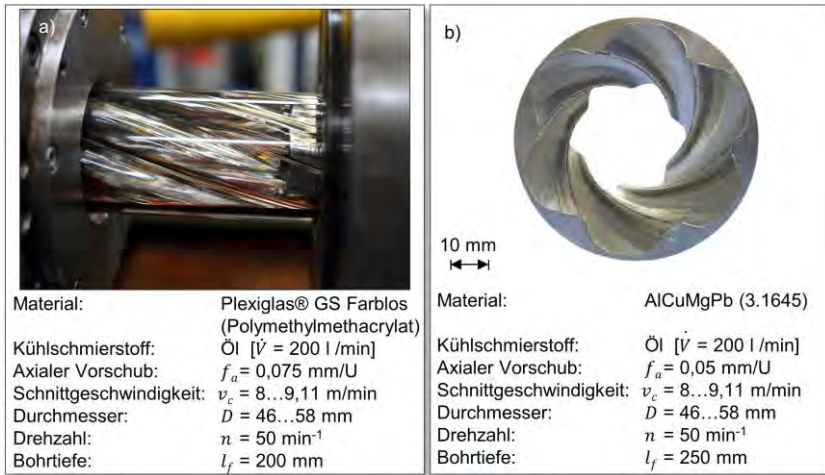


Abbildung 6.12: a) Testversuch in Plexiglas; b) Testversuch in Aluminium

Die gebohrten Proben sind im Anschluss auf einem Renishaw Cyclone Digitalisiergerät vermessen worden. Dazu wird das Profil der Bohrung auf der Austrittsseite in einem Abstand von $z_{M1} = -4$ mm und $z_{M2} = -8$ mm von der Probenstirnseiten durch ein Tastschnittverfahren aufgenommen. In **Abbildung 6.13a** ist ein Vergleich zwischen der Sollgeometrie und dem vermessenem Aluminiumquerschnitt dargestellt. Es ist zu erkennen, dass das erzeugte Profil im Durchmesser kleiner ist als das Ziel-Profil. Im Bereich der geringsten Schnitttiefe weist die Kontur anstatt des konkaven Radius eine Kante auf.

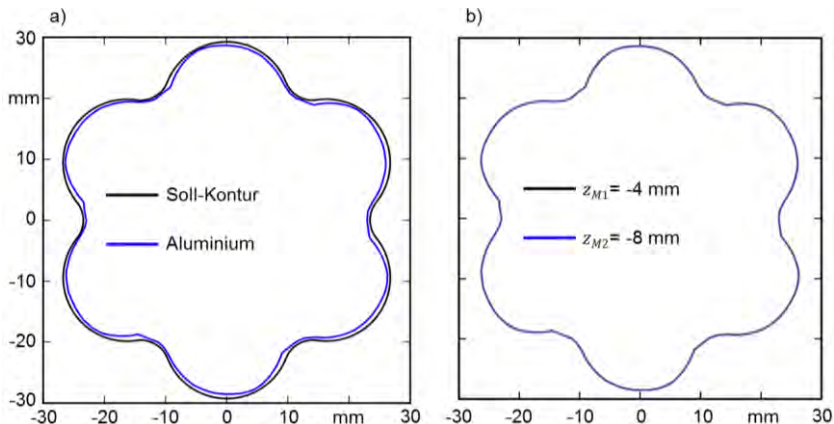


Abbildung 6.13: a) Vergleich zwischen Soll-Kontur und vermessenem Aluminiumquerschnitt; b) Überprüfung der Steigung durch Konturvergleich

Durch die Aufnahme von zwei Profilgeometrien lässt sich die Einhaltung der gewünschten Steigung von $P_{St} = 500$ mm kontrollieren. Bei einem Vorschubweg von $l_f = 4$ mm muss sich das Profil um $\Delta P = 2,865^\circ$ verdrehen. In Abbildung 6.13b ist der zweite Profilschrieb um diesen Betrag zurückgedreht und über die erste Kontur gelegt. Die Abweichungen dieser Profilschriebe sind sehr gering, dies belegt, dass der geplante Vorschubabgriff funktioniert und sich die gewünschte Steigung des Profils über den realisierten Bewegungsstrang zum Abgriff des Vorschubs sehr gut erreichen lässt [Fuß16].

Grundsätzlich wird mit dem neuartigen Auskammerantrieb das Ziel verfolgt Bauteile mit einer Länge von $l_{b,max} \geq 3000$ mm zu zerspanen. Die oszillierende Beschleunigung des Schiebers im Werkzeugkopf regt im Antrieb und seinen Komponenten (speziell im gegen Torsion vergleichsweise empfindliche Gestänge) Schwingungen an. Wie sich eine längere Bearbeitungsdauer auf das Werkzeugsystem auswirkt kann nicht ohne weiteres berechnet werden. Grundsätzlich wäre dies durch eine komplexe Mehrkörpersimulation ggf. möglich, der dafür notwendige Zeitaufwand macht dies allerdings unrealisierbar. Wie sich eine längere Prozesszeit auf das Werkzeugsystem auswirkt, wurde daher mittelbar durch einen Langzeittest untersucht. **Abbildung 6.14** zeigt eine ausgekammerte Probe aus dem Werkstoff Aluminium 6060. Trotz der langen Prozesszeit von $t_h = 6,5$ std können über den Einsatzzeitraum keine wesentlichen Veränderungen am Werkzeugsystem festgestellt werden. Lediglich eine vermutlich nicht genug festgezogene Madenschraube die zur zusätzlichen Fixierung der Überwurfmutter der Außenstange dient, hatte sich über die Prozesszeit gelöst und wies Reibspuren durch den Kontakt zur Führungsbohrung auf. Im Bereich des Werkzeugantriebs konnte auch keine prozessbedingte Wärmeentwicklung festgestellt werden [Fuß17].

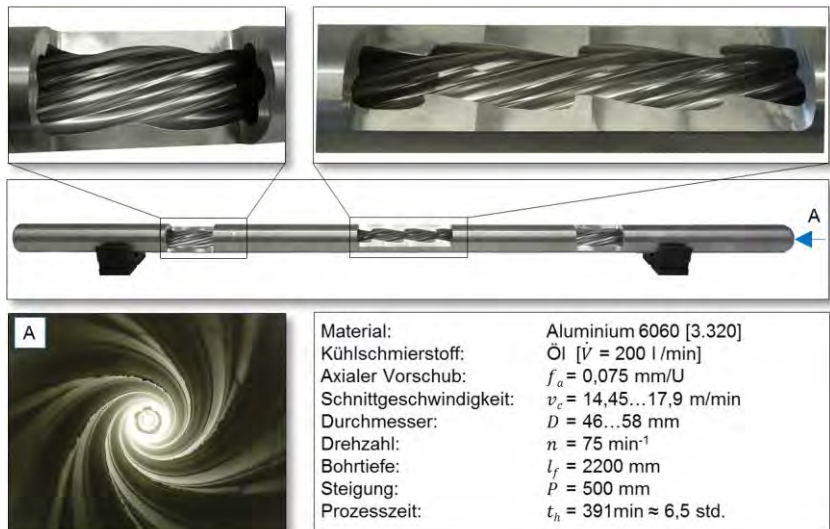


Abbildung 6.14: Ergebnisse des Langzeittests in Aluminium

7 Grundlagenuntersuchungen zum Bohren nicht kreisförmiger Querschnitte

In Kapitel 3 wurden die Arbeitsweise des AK-UR-Verfahrens und seine spezifischen Merkmale beschrieben. Dabei wurde insbesondere die außergewöhnliche Kinematik vorgestellt. Diese führt zu unkonventionellen Eingriffsbedingungen mit nicht vorhersehbaren Zerspanbedingungen. In den Grundlagenuntersuchungen wird zuerst eine Analyse der Eingriffs- und Antriebskinematik durchgeführt. Zudem wird vorgestellt, welchen Einfluss die Neigungswinkeländerung auf die resultierenden Zerspankraftkomponenten nimmt. Neben einer Spanbildungssimulation wird der Einfluss der Bohrohrrelaxizität untersucht, um ihre Auswirkungen auf das Zerspanen nicht kreisrunder Schnittbewegungen analysieren zu können. Alle Untersuchungen werden mit dem Ziel durchgeführt, ein notwendiges Prozesswissen zu erarbeiten, um dies in die praktischen Versuchsreihen des AK-UR-Prozesses auf der Tiefbohrmaschine einfließen zu lassen.

7.1 Analyse der Kinematik und der Kinetik des AK-UR-Verfahrens

7.1.1 Einfluss der Ausstellbewegung auf die Konturgenauigkeit

In Kapitel 3.2 ist detailliert beschrieben, dass die Hubbewegung einen Einfluss auf die resultierende Schnittgeschwindigkeit nimmt. Bei der Verwendung des 65° Schiebers wird beim Durchlaufen einer Profilausbuchtung noch ein Einfluss auf die Position der Schneide in der Vorschubrichtung genommen. In **Abbildung 7.1a** ist die Bewegung der Schneide beim Durchlaufen einer Profilkontur in der Y-Z-Ebene in zwei unterschiedlichen Profilkonturstellungen gegenübergestellt.

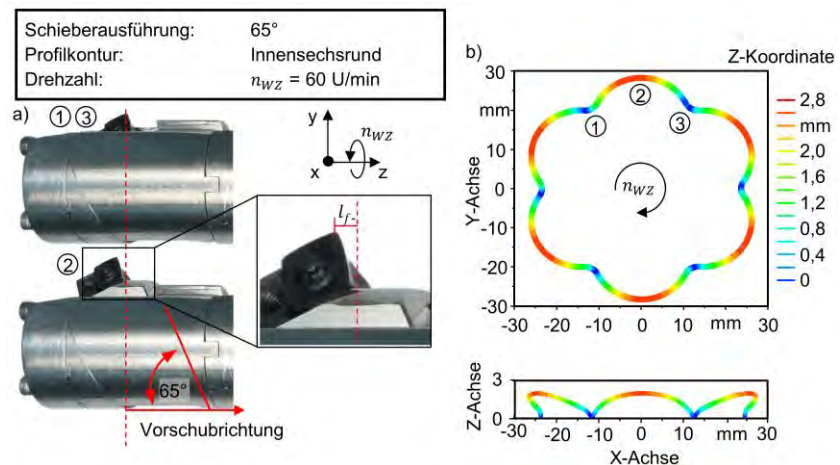


Abbildung 7.1: a) Positionsänderung der Schneide; b) Erzeugtes Profil in der X-Y und der X-Z Ebene

Durch die nummerierten Zeitpunkte wird verdeutlicht, dass die Hubbewegung der Schneide nicht orthogonal zur Bohrachse erfolgt. In Abbildung 7.1b wird in zwei Ebenen dargestellt, dass sich die Schneide bei der Ausstellbewegung entgegen die Vorschubrichtung bewegt, bis die maximale Hubposition erreicht ist. Die Einfahrbewegung erfolgt in Vorschubrichtung wodurch in diesem Beispiel ohne Vorschubbewegung die Schneidenposition wieder die ursprüngliche Position in der X-Y Ebene erreicht. Durch die Ausstellbewegung in einem 65° Winkel lässt sich der maximale Versatz bei einem Hub von $H = 6 \text{ mm}$ zu $l_{f-} = 2,8 \text{ mm}$ berechnen. Die Umdrehungszahl die benötigt wird, um diesen Versatz zurückzulegen lässt sich durch:

$$U = \frac{l_{f-}}{f} = \frac{2,8 \text{ mm}}{0,06 \frac{1}{\text{mm}}} = 46, \bar{6} \approx 47 \quad (7.1)$$

berechnen. In **Abbildung 7.2a** ist dargestellt, welche Umdrehung den farblich markierten Querschnittsbereich fertigt. Da die Kontur mit einer Steigung von $P_{St} = 500 \text{ mm}$ versehen ist, dreht sich die Kurvenschablone über diesen Weg um 360° . Aus dieser Rotation folgt, für ein Profil in der X-Y Ebene, dass Anfangs- und Endpunkt im Vergleich zum Maximum des Hubs mit einer unterschiedlich orientierten Kurvenschablone gefertigt wurde.

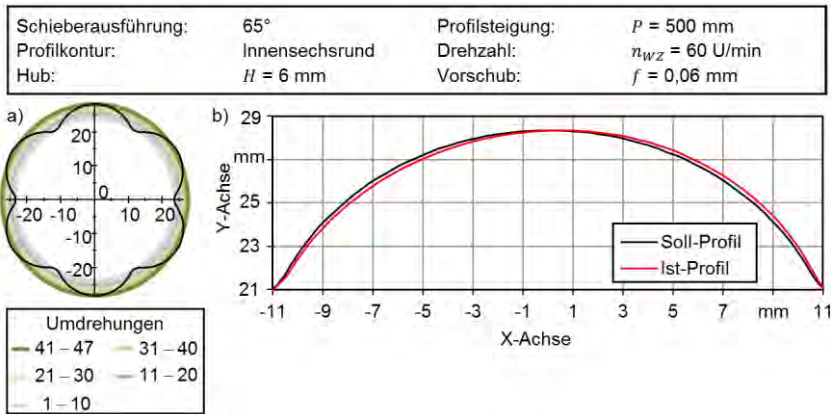


Abbildung 7.2: a) Erzeugte Querschnittsbereiche in Abhängigkeit der Umdrehung; b) Konturabweichung durch den 65° Schieber

Der Verdrehwinkel der Kurvenscheibe ξ für den Zeitraum der 47 Werkzeugumdrehungen kann für die festgelegten Parameter wie folgt berechnet werden:

$$\xi = \frac{360^\circ}{l_B} \times l_{f-} = \frac{360^\circ}{500 \text{ mm}} \times 2,8 \text{ mm} = 2,0^\circ \quad (7.2)$$

Die berechnete Verdrehung bezieht sich auf den Anfangs- bzw. Endpunkt der Ausbuchtung und dessen Hochpunkt. Mit jeder Umdrehung wächst die Verdrehung des erzeugten Querschnittsbereichs um $\xi_n = 0,0425^\circ$, im Vergleich zum Soll-Profil. Die Auswirkung dieser Verdrehung wird in Abbildung 7.2b dargestellt. Die beiden berechneten Profilausbuchtungen sind nicht kongruent. Das Ist-Profil ist in Richtung der X-Achse verschoben, wobei der Anfangs- und der Endbereich geringere Abweichungen zum

Soll-Profil haben. Im Bereich der Ausstellbewegung verläuft das Ist-Profil flacher, als das Soll-Profil. In der zweiten Hälfte der Profilausbuchtung ist der umgekehrte Effekt zu sehen. Die Verschiebung einzelner Konturpunkte erfolgt grundsätzlich in beide Koordinatenrichtungen. Der Versatz in Y-Richtung ist jedoch deutlich geringer. Im Bereich des Hochpunkts wird mit $\Delta l_H \approx 1$ mm der maximale Versatz in X-Richtung erreicht.

7.1.2 Betrachtung der resultierenden Geschwindigkeit und der Beschleunigung

Die Schneidenbewegung beim AK-UR-Verfahren setzt sich aus einem rotatorischen und translatorischen Anteil zusammen. In **Abbildung 7.3a** ist die resultierende Geschwindigkeit v_{res} und die resultierende Beschleunigung a_{res} der Werkzeugschneide bei einer Drehzahl von $n_{WZ} = 80$ U/min graphisch mit ausgewählten Vektoren dargestellt.

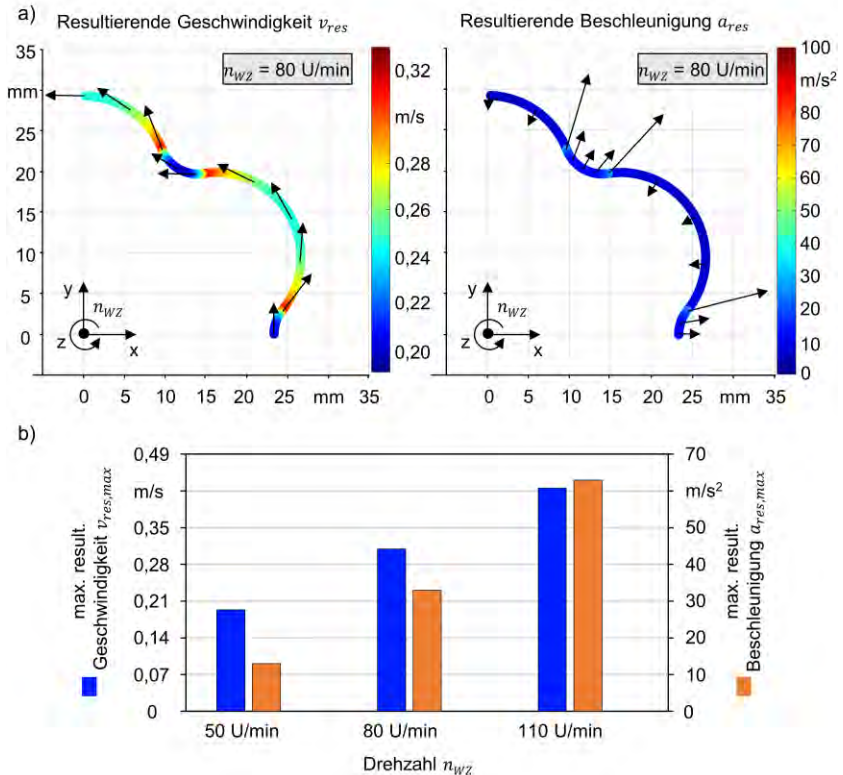


Abbildung 7.3: a) Resultierende Geschwindigkeit v_{res} und Beschleunigung a_{res} der Werkzeugschneide beim AK-UR-Prozess; b) Maximalwerte der Schneidenkinematik in Abhängigkeit von der Drehzahl n_{WZ}

Die Kontur ist symmetrisch aufgebaut, deshalb repräsentiert der gezeigte Ausschnitt den gesamten Profilverzug. Die Vektoren der resultierenden Geschwindigkeiten liegen tangential an der Profilkontur an. Je nach Ein- und Ausfahrbewegung zeigen die Vektoren entweder ins Innere der Querschnittsfläche oder von der Bohrachse weg. Im Übergang vom konvexen zum konkaven Kreissegment erreicht die resultierende Geschwindigkeit ihr Maximum mit $v_{res,max} = 0,31 \text{ m/s}$. Die Geschwindigkeit im konkaven Profilelement ist geringer, weshalb es direkt an dem tangentialen Übergangsbereich den größten Beschleunigungsunterschied gibt. Genau in diesem Profilverpunkt liegt dementsprechend mit $a_{res,max} = 33 \text{ m/s}^2$ der Maximalwert der resultierenden Beschleunigung vor. Eine gleichmäßige Kreisbewegung ist eine beschleunigte Bewegung bei der der Beschleunigungsvektor auf den Kreismittelpunkt zeigt. Die Beschleunigungsvektoren für die Schneidenbewegung auf dem konvexen Kreissegment zeigen in Richtung der Bohrachse, liegen allerdings in der Flucht zu ihrem gehörenden Kreismittelpunkt. Die Beschleunigungsvektoren des kleineren konkaven Kreiselements zeigen weg von der Werkzeugachse. Die beiden Darstellungen verdeutlichen, dass die Wendeschneidplatte beim AK-UR-Verfahren einer hochdynamischen Belastung ausgesetzt ist. Durch die stetigen Richtungswechsel erfährt das Hartmetallsubstrat eine wechselnde Zug- und Druckbeanspruchung.

Wie schon im vorherigen Kapitel beschrieben, führt die Schneide bei der Verwendung des 65° Schiebers zusätzlich noch eine Bewegung in die Z-Richtung aus. Die daraus resultierende Geschwindigkeit wird in **Abbildung 7.4** anhand einer dreidimensionalen Kontur dargestellt.

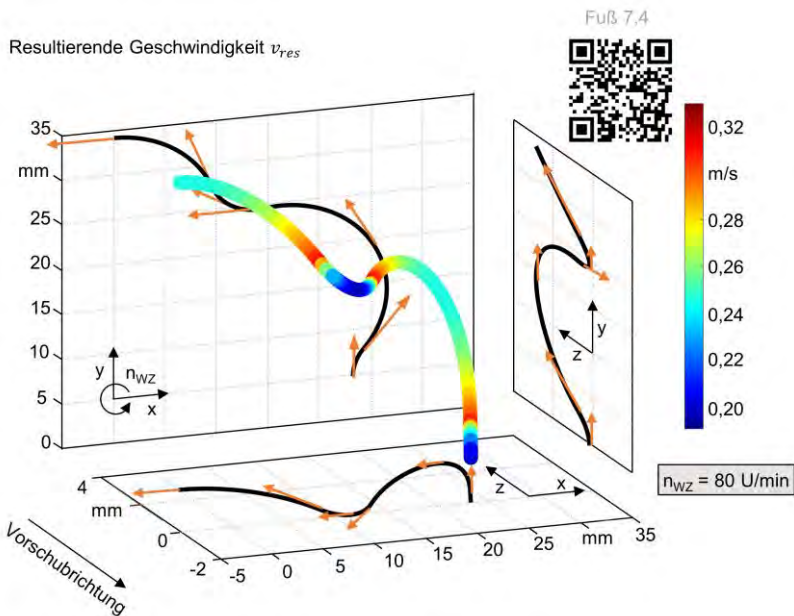


Abbildung 7.4: Resultierende Geschwindigkeit v_{res} der Werkzeugschneide bei der Verwendung des 65° Schiebers

Der blaue Graph zeigt die räumliche Bewegung eines Schneidpunkts im ausgewählten Profilauszug. Dieser Graph wird zusätzlich auf die drei Raumebenen projiziert. Um die Schneidenbewegung visuell nachvollziehen zu können, wurden die Geschwindigkeitsvektoren in den jeweiligen Ebenen angetragen. Die Z-Achse wurde in einem größeren Maßstab abgebildet, damit verdeutlicht werden kann, dass die Schneidenbewegung je nach Profilstelle sowohl entgegen als auch mit der Vorschubrichtung verläuft. Auch in der dreidimensionalen Ansicht zeigt sich, dass der tangentielle Übergang die maximale Geschwindigkeitskomponente mit Richtung zur Z-Achse aufweist.

In Kapitel 6 wurde die Mechanik des Antriebs gezeigt und erklärt. Die Ausstellbewegung wird durch die Schieberplatte in die Pendelstange eingeleitet und durch einen Exzenter übertragen. In **Abbildung 7.5a** sind die bei einer Drehzahl von $n_{WZ} = 80$ U/min resultierenden Beschleunigungen a_{res} an der Schneide und an der Schieberplatte gegenübergestellt.

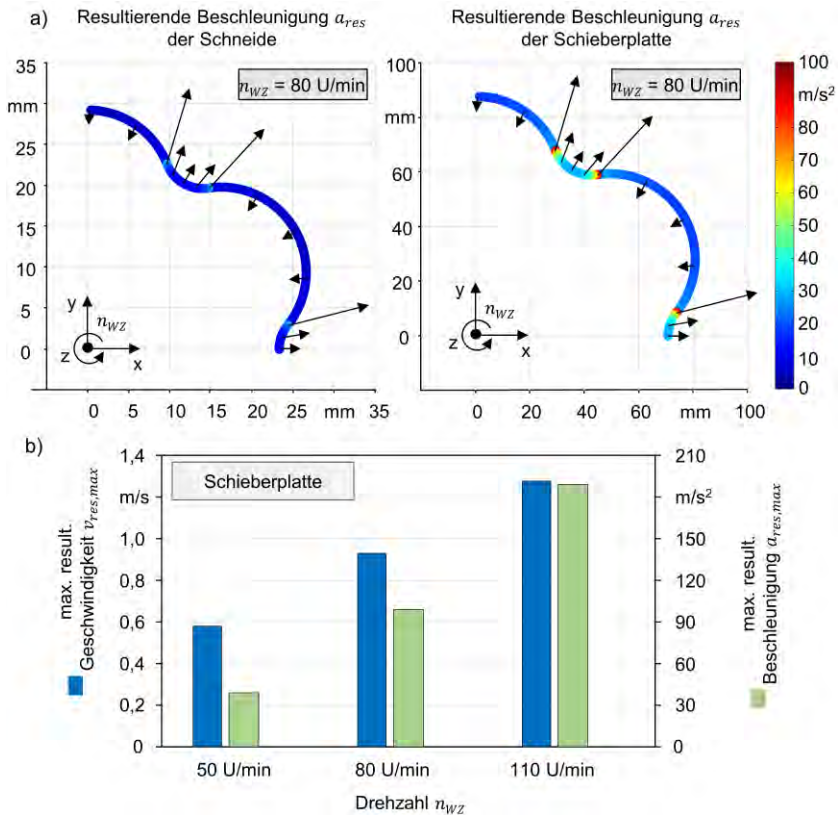


Abbildung 7.5: a) Gegenüberstellung der resultierenden Beschleunigungen an den Pendelstangenenden, b) Maximalwerte der Schieberkinematik in Abhängigkeit von der Drehzahl n

Zwischen der Profilkontur und der Kurvenschablone existiert das Größenverhältnis von 1:3. Die Gegenüberstellung verdeutlicht bei Betrachtung der Maximalwerte in den tangentialen Übergangspunkten, dass dieses Verhältnis auch für die resultierende Beschleunigung gilt. Abbildung 7.5b zeigt, dass bei einer Erhöhung der Drehzahl die Zunahme der Maximalwerte der resultierenden Geschwindigkeit $v_{res,max}$ linear und die der resultierenden Beschleunigung $a_{res,max}$ quadratisch ansteigen. Dies hat zur Folge, dass die Beschleunigungsänderung mit steigenden Drehzahlen n zunimmt. Durch die unterschiedlichen anliegenden Massen an den Enden der Pendelstange, wird diese durch deutlich unterschiedliche Beschleunigungskräfte beaufschlagt. Diese mechanische Gegebenheit führt zu einem komplexen dynamischen Verhalten des Werkzeugsystems.

7.1.3 Dynamisches Verhalten des Werkzeugsystems im unbelasteten Zustand

Das Verhalten des Werkzeugsystems im unbelasteten Zustand zu analysieren ist für die spätere Analyse der Versuchsergebnisse entscheidend. Ist das dynamische Verhalten bekannt, kann in den folgenden Auswertungen unterscheiden werden, ob eine Charakteristik durch den Zerspanprozess hervorgerufen wird, oder aus der Beschaffenheit des Antriebs resultiert. Um das dynamische Verhalten analysieren zu können, wurden Messungen bei variierenden Drehzahlen ohne Werkstück durchgeführt. **Abbildung 7.6** zeigt das Schwingverhalten des unbelasteten Sonderbohrgestänges bei einer Werkzeugdrehzahl von $n_{WZ} = 80$ U/min. Das Schwingverhalten der beiden Bohrstangen unterscheidet sich, aufgrund der unterschiedlichen Bewegungen, die sie vollziehen, deutlich voneinander. Durch eine FFT der jeweiligen Messschriebe können Erregerfrequenzen ermittelt werden. Für beide Bohrstangen ergibt sich die Drehzahlfrequenz von $f_{dreh} = 1,28$ Hz. Für die Innenstange wird noch die Auskammerfrequenz $f_{AK-UR} = 7,7$ Hz ausgegeben. Die geringen Peaks die sich als Vielfache der Frequenzen zeigen, sind harmonische Schwingungen der beiden Erregerfrequenzen und können für die Analyse unberücksichtigt bleiben. Durch den Tiefpassfilter von $f_{g1} = 15$ Hz (roter Graph) lässt sich der Momentenverlauf auf das drehzahlabhängige Moment und das sich darauf abbildende Auskammermoment reduzieren. Wird ein weiterer Filter von $f_{g2} = 3$ Hz (grüner Graph) angewendet, bleibt nur noch das drehzahlabhängige Moment über. Verantwortlich für dieses Moment ist die Masse der jeweiligen Bohrstange, die nicht genau in der Bohrachse gelagert ist und daher zu einer Unwucht führt. Der ungefilterte Messschrieb der Innenstange zeigt noch überlagert auf den Auskammermomenten hochfrequente Impulsanregungen. Diese entstehen durch das notwendige Passungs-spiel zwischen der Kurvenrolle und der Kurvenschablonenbahn und der sich daraus ergebenden Kontaktsituation. Da die beiden Stangen durch den montierten Bohrkopf miteinander kraftschlüssig verbunden sind, wird die Außenstange durch die hochfrequente Impulsanregung der Innenstange auch geringfügig angeregt, was sich gut sichtbar im ungefilterten Momentenverlauf der Außenstange widerspiegelt.

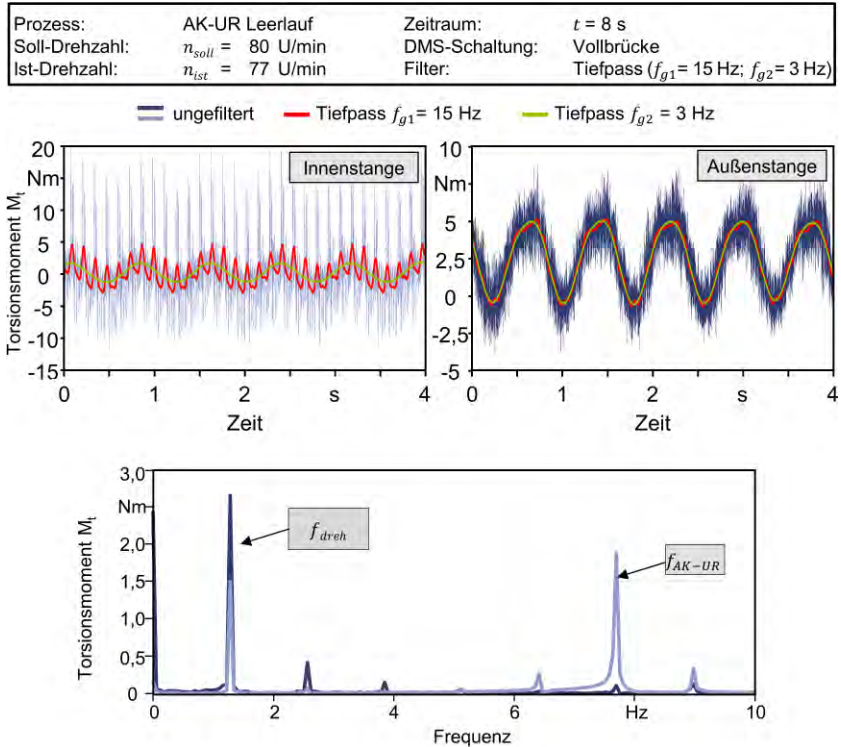


Abbildung 7.6: Schwingverhalten des unbelasteten rotierenden Sonderbohrgestänges

In **Abbildung 7.7** sind zur detaillierten Betrachtung die Momentenverläufe für einen kürzeren Zeitbereich dargestellt. Die Innenstange vollzieht während der Umdrehung noch eine Pendelbewegung, weshalb die Stange in jeder Ausbuchtung einen Lastwechsel durchführt. Diese Wechsel sind durch die sechs gekennzeichneten Momentenänderungen ΔM_{tk} gut erkennbar. Es wird dabei deutlich, dass die Momentenänderungen ΔM_{tk} in Abhängigkeit der Kammern unterschiedliche Beträge haben. Eine ausführliche Betrachtung zeigt, dass sich diese Betragsunterschiede regelmäßig wiederholen. Diese regelmäßige Wiederholung kann der Werkzeugdrehzahl zugeordnet werden. Am Momentenverlauf der Außenstange kann erkannt werden, dass sie nur in sehr geringem Anteil das Schwingverhalten der Innenstange aufnimmt. Es zeigt sich auch eine grundsätzliche Momentenänderung, die aber wie durch die Übereinstimmung mit dem auf die Drehzahlabhängigkeit runtergefilterten Graph nur durch die Unwucht entsteht. Die im Leerlauf deutlich unterschiedlich auftretenden Grundlastmomente der Innenstange müssen aufgrund der Symmetrie der Kurvenschablone ein Charakteristikum des Werkzeugantriebs sein. Diese wird im Folgenden analysiert und bestimmt, damit die Ergebnisse der praktischen Versuchsreihen des AK-UR-Verfahrens auf der Tiefbohrmaschine eindeutig nur den Vorgängen des Zerspanungsprozesses zugeordnet werden können.

Prozess:	AK-UR Leerlauf	Zeitraum:	$t = 1,5 \text{ s}$
Soll-Drehzahl:	$n_{soll} = 80 \text{ U/min}$	DMS-Schaltung:	Vollbrücke
Ist-Drehzahl:	$n_{ist} = 77 \text{ U/min}$	Filter:	Tiefpass ($f_{g1} = 15 \text{ Hz}$; $f_{g2} = 3 \text{ Hz}$)

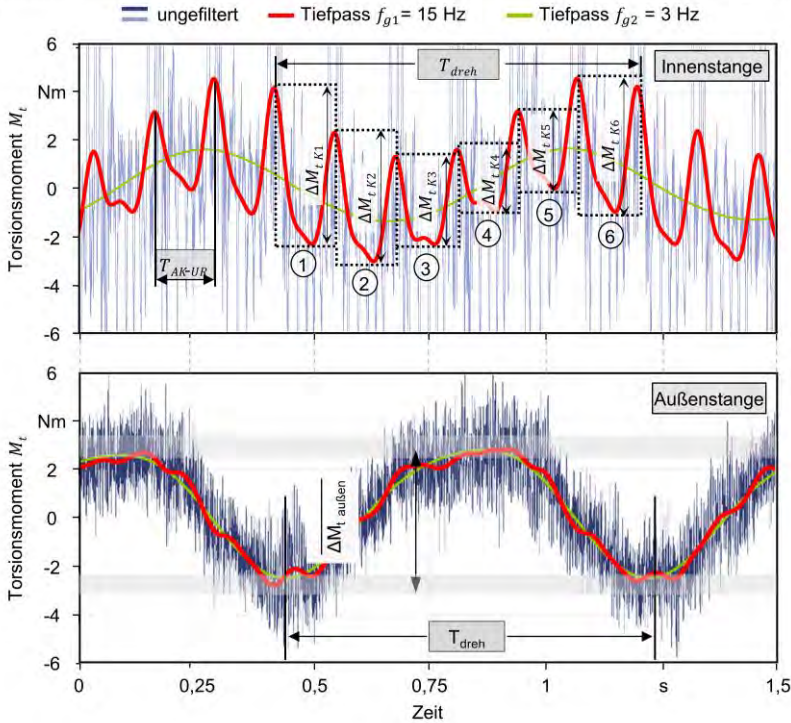


Abbildung 7.7: Detailbetrachtung des Schwingverhaltens des unbelasteten Sonderbohrgestänges bei einer Werkzeugdrehzahl von $n_{WZ} = 80 \text{ U/min}$

Im Rahmen der Analyse zur Grundbelastung werden das aufgenommene Leerlaufmoment der Innenstange und die dabei ablaufende Antriebsmechanik verglichen. In der **Abbildung 7.8a** ist das Torsionsmoment der Innenstange für die sechs Kammern exemplarisch bei einer beliebigen Umdrehung bei einer Drehzahl von $n_{WZ} = 80 \text{ U/min}$ angegeben. Es lässt sich immer ein Maximalbetrag, ein Minimalbetrag und jeweils zwei Paare mit nahezu denselben Beträgen ermitteln. Verantwortlich für die unterschiedlichen Torsionsmomente in der Innenstange bei einer Umdrehung ist die Kinematik der Schieberplatte. Die Schieberplatte ist durch zwei Schienenführungen auf der Rotations-scheibe gelagert. In Abhängigkeit des Rotationswinkels nimmt diese Lagerung einen Anteil des Moments, erzeugt durch die Schieberplattenmasse (ca. 3kg) und dem Hebel der Übertragungskurbel, auf. Die durch die Masse entstehende Kraft ist Abhängig von der Beschleunigung. Wie im vorherigen Kapitel beschrieben ändert, sich diese durch die Translationsbewegung innerhalb der Kurvenschablonenkontur und steigt mit einer Erhöhung der Werkzeugdrehzahl deutlich an. In Abbildung 7.8b sind die gemittelten

Grundlastmomente der Innen- und Außenstange in einem Diagramm für unterschiedliche Drehzahlen gezeigt. Für die Mittelwerte wurden insgesamt 20 Umdrehungen mit jeweils 6 Ausbuchungen betrachtet. Die Ergebnisse bestätigen den beschriebenen Zusammenhang. Die Außenstangenmasse wird nicht zusätzlich durch eine Translationsbeschleunigung bewegt, weshalb das Grundlastmoment $\overline{\Delta M}_{t,g,au}$ bei einer Erhöhung der Drehzahl nur geringfügig zunimmt.

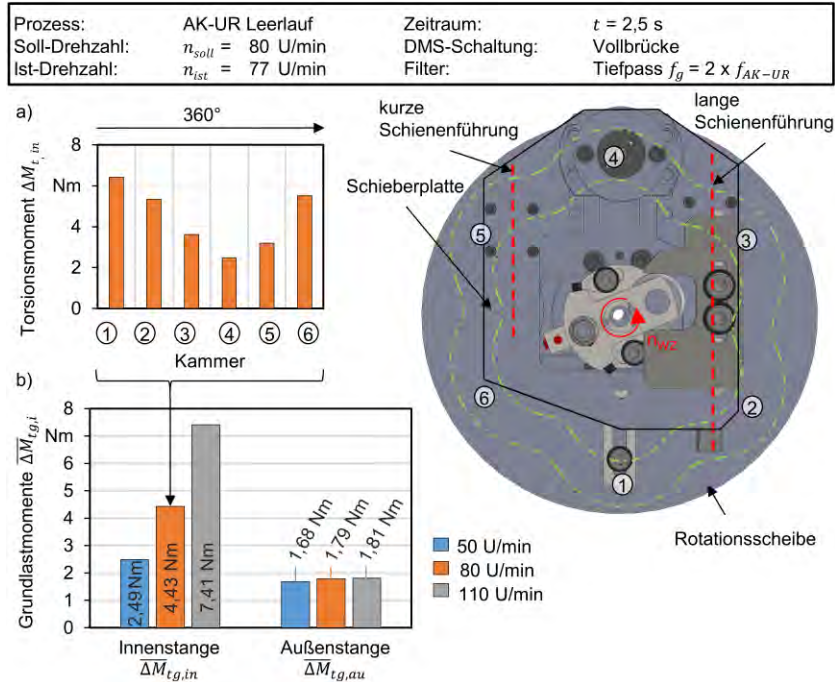


Abbildung 7.8: a) Übersicht zur winkellageabhängigen Torsionsmomentunterschieden, b) Ergebnisse zur Grundlastmomenten des Sonderbohrgestänges in Abhängigkeit von der Drehzahl

7.2 Erfassung von Zerspankräften

7.2.1 Konstruktions- und Fertigungsprozess des Analogieversuchsstands

Im Kapitel 3.2 wurde beschrieben, dass sich bei der komplexen Verfahrenskinetik durch die gekoppelte rotatorische und translatorische Bewegung der Werkzeug-Neigungswinkel λ_s bei einer Umdrehung variiert. Der Winkelbereich beträgt in den meisten Zerspanprozessen $\lambda_s = -6^\circ \dots 6^\circ$. Bekannt ist, dass sich für geringe Neigungswinkel λ_s der Passivkraftanteil erhöht. Welche Änderungen sich in einem großen Winkelbereich ergeben wird nachfolgend beschrieben. Die Veränderung des Winkels ist beim Innensechsrund durch die Kontur im Vergleich zu den anderen Konturen maximal. Die Eingriffssituation ändert sich in jedem Profilmoment einer Ausbuchtung. Sie wiederholt sich jedoch aufgrund der symmetrischen Querschnittskontur periodisch in allen sechs Ausbuchtungen, so dass eine detaillierte Berechnung der Änderung des Neigungswinkels λ_s nur für eine Profilausbuchtung gemacht wird. In **Abbildung 7.9** sind die geometrischen Zusammenhänge zur Berechnung des Neigungswinkels λ_s im Maßstab 8:1 dargestellt. Die Herleitung anhand der trigonometrischen Funktionen ist exemplarisch für den maximalen negativen Neigungswinkel λ_s gezeigt.

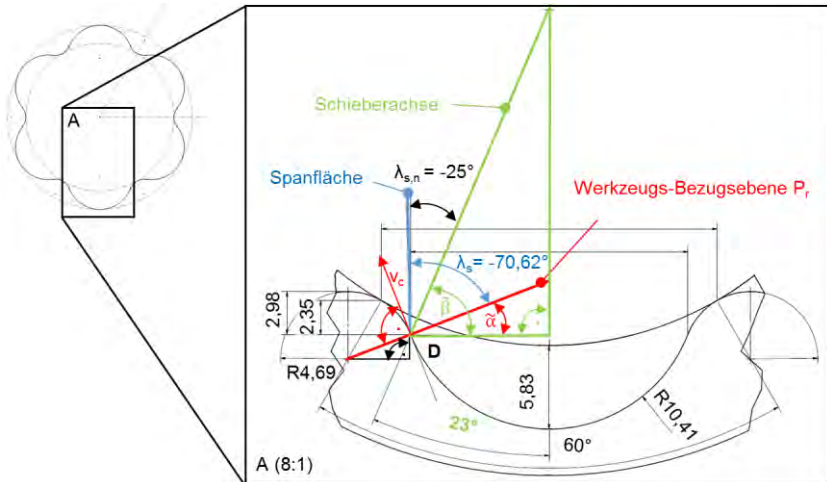


Abbildung 7.9: Geometrische Zusammenhänge zur Berechnung des Neigungswinkels λ_s innerhalb einer Profilausbuchtung

Der Plattensitz im Werkzeugschieber ist so konstruiert, dass sich zwischen der Spanfläche und der Werkzeugachse ein Neigungswinkel von $\lambda_{s,n} = -25^\circ$ ergibt. Die für die Herleitung benötigten Hilfswinkel sind mit einer Tilde gekennzeichnet, damit sie sich in der Nomenklatur vom Frei- und Keilwinkel unterscheiden. Die resultierende Tangentensteigung nimmt in den Wendepunkten zwischen den Kreissegmenten ihre Extremwerte an, weshalb auch dort der Neigungswinkel λ_s seine höchsten Werte erreicht.

In der Skizze ist von der Wendeschneidplatte zur besseren Übersicht nur die Spanfläche durch eine blaue Linie gezeigt. Die Werkzeug-Bezugebene P_r liegt senkrecht zur Schnittgeschwindigkeit v_c . Die Orientierung der Schnittgeschwindigkeit v_c ist tangential am Kreissegment in Richtung der Werkzeugdrehrichtung. Die Ebene P_r ist durch den Mittelpunkt des konkaven Kreissegments mit dem Radius $r_k = 4,69$ mm und dem angenommenen Schneidenkontaktpunkt D konstruierbar. Dazu orthogonal kann der Schnittgeschwindigkeitsvektor v_c skizziert werden. Durch die Winkelbeziehungen kann der Hilfswinkel $\tilde{\alpha} = 21,38^\circ$ berechnet werden. Der Hilfswinkel $\tilde{\beta} = 67^\circ$ liegt zwischen der Werkzeugachse des Schiebers und der verlängerten Mittellinie durchs Profil. Daraus lässt sich nun wie folgt der Werkzeug-Neigungswinkel λ_s berechnen:

$$\lambda_s = \lambda_{s,n} - \tilde{\beta} + \tilde{\alpha} = -70,62^\circ. \quad (7.3)$$

In **Abbildung 7.10a** ist die Änderung des Werkzeug-Neigungswinkels λ_s für die komplette Querschnittskontur dargestellt. Durch die Berechnung wird deutlich, dass es zu einer Neigungswinkeländerung von ca. $\Delta\lambda_s = 90^\circ$ beim Durchlaufen des Profils kommt. Dieser Wert verdeutlicht, dass eine Variation der Schneidenlage im Plattensitz nicht möglich ist. Nur in der konstruierten und gefertigten Lage kann die Platte mit einem Keilwinkel von $\beta = 70^\circ$ und einem Freiwinkel $\alpha = 20^\circ$ von durch die Profilkontur geführt werden.

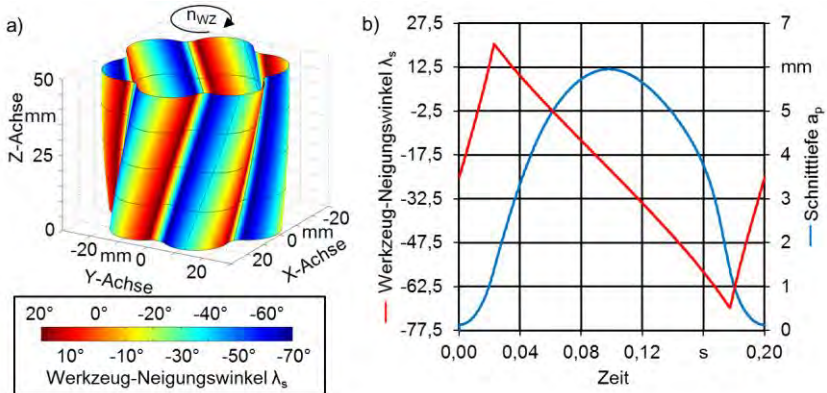


Abbildung 7.10: a) Änderung des Werkzeug-Neigungswinkels λ_s für den Profilquerschnitt; b) Zeitlicher Verlauf des Werkzeug-Neigungswinkels λ_s und der Schnitttiefe a_p beim Zerspanvorgang einer Profilausbuchtung

Abbildung 7.10b zeigt den Werkzeug-Neigungswinkel λ_s im Bezug zur Schnitttiefe a_p beim Durchlaufen einer Profilausbuchtung für die Drehzahl $n = 50$ U/min. Es zeigt sich, dass für beide Kreissegmente eine nahezu konstante Steigung für die Winkeländerung angenommen werden kann. Konkav oder konvex gebogen nimmt dementsprechend einen Einfluss über eine positive oder negative Steigung. Die Schnitttiefe a_p ist für das konvexe Kreissegment am größten, weshalb die Untersuchung zum Neigungswinkeinfluss für den Wertebereich von $\lambda_s = +20^\circ$ bis $\lambda_s = -70^\circ$ mit den entsprechenden Schnitttiefen a_p durchgeführt wurden. Für die Versuchsdurchführung

wurde der Winkelbereich in Abschnitte von $\Delta\lambda_s = 7,5^\circ$ unterteilt, um ein möglichst detailliertes Ergebnis über kritische Bereiche zu erzielen. Die sich daraus ergebenden Versuchspunkte sind in **Tabelle 7-1** aufgelistet.

Tabelle 7-1: Aufgliedern der Profilkontur in Versuchspunkte mit ihren Eingriffsbedingungen

Position:	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Neigungswinkel λ_s :	20°	12,5°	5°	-2,5°	-10°	-17,5°	-25°	-32,5°	-40°	-47,5°	-55°	-62,5°	-70°
Schnitttiefe a_p in mm:	1,4	2,8	4	5	5,6	5,9	5,9	5,7	5,3	4,8	4,1	3	1,4

Um die vorherrschenden Schnittbedingungen untersuchen zu können, wurde eine Positioniervorrichtung für den Orthogonalschnittversuchsstand der Firma Berger konzipiert und gefertigt. Der Konstruktionsprozess wurde dabei in Anlehnung an die VDI-Richtlinie 2222, dokumentiert. In **Abbildung 7.11a** ist die Positioniervorrichtung inklusive der Werkstückaufnahme dargestellt. Neben dem flexiblen Einstellen des Neigungswinkels λ_s musste eine Montagemöglichkeit auf einer Kraftmessplattform berücksichtigt werden, so dass eine nachfolgende Analyse der resultierenden Kraftkomponenten gewährleistet werden kann. Da die beim AK-UR-Verfahren auftretenden Kräfte bisher nicht erfasst wurden, sind berechnete Zerspankraftwerte nach Kienzle als Auslegungsgrundlage verwendet worden. Die nach Kienzle berechneten Werte zeigen für einen Vorschub von $f = 0,1$ mm einen Spitzenwert für die Passivkraft von $F_p = 4,1$ kN und bei der Schnittkraft von $F_c = 3,3$ kN.

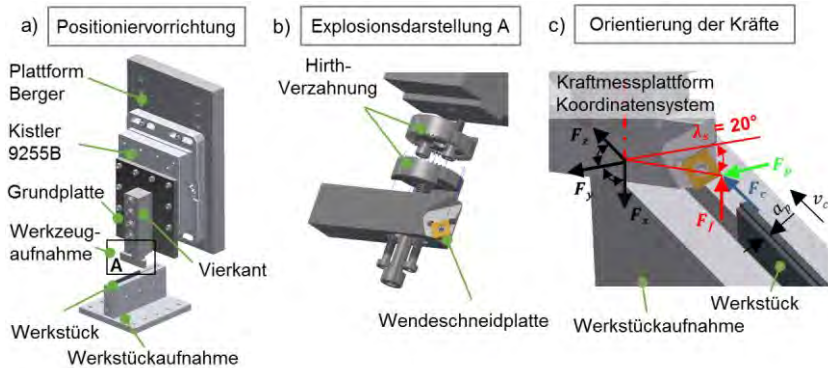


Abbildung 7.11: a) Positioniervorrichtung; b) Explosionsdarstellung der Positioniermechanik; c) Orientierung der Zerspankräfte

Durch die Variationsmöglichkeit des Neigungswinkels muss eine selbstzentrierende Fixierung realisiert werden. Dadurch wird gewährleistet, dass auch nach einer Neuarrangierung des Werkzeugs, die gewünschte Lage jederzeit reproduzierbar erreicht werden kann. Des Weiteren muss diese Verbindung, trotz des durch die hohen Kräfte auftretenden Moments, seine Lage ohne sich zu verschieben und verdrehen beibehalten. Auf Grundlage dieser Anforderungen wurde für das einstellbare Verbindungselement ein Rastscheibenpaar ausgewählt, was stirnseitig mit einer Hirth-Verzahnung versehen ist (siehe Abbildung 7.11b). Diese planseitige Verzahnung besitzt einen Keilwinkel von

$\beta_{ver} = 60^\circ$ und wird im Maschinenbau dort Verwendung wo eine feste aber lösbare Kupplung eingesetzt wird. Der Fertigungsaufwand für ein solches Verzahnungselement ist sehr hoch, weshalb auf ein gefertigtes Normteil der Firma *Otto Ganter GmbH & Co. KG* zurückgegriffen wurde. Mit Berücksichtigung der zu betrachtenden Versuchsmesspunkte wurde die Zähnezahl auf $i = 48$ festgelegt, wodurch Rotationsversuche auf jeweils $\Delta\lambda_s = 7,5^\circ$ möglich sind. Die Rastscheiben sitzen als Verbindungsstück zwischen der Werkzeugaufnahme, mitsamt des eingebrachten Schneidplattensitzes, und der restlichen Konstruktion. Durch sie wird der Kraftfluss der Zerspankraft, der von der Schneide bis zur Kraftmessplattform geht, durchlaufen. Zur sicheren Kraftübertragung wurden die Rastscheiben auf den ebenen Seiten mit einer Nut versehen. Die Gegenstücke wurden so angearbeitet, dass es montiert zu einer Passfederverbindung kommt. Eine besondere Herausforderung waren die Positionierungen der Nuten. Diese müssen im Bezug zueinander und mit Berücksichtigung der Verzahnungslage eingebracht werden, damit eine korrekte Einstellung des Neigungswinkels λ_s möglich ist. Letztlich musste bei der Konstruktion noch sichergestellt werden, dass es für den gesamten Positionierbereich beim Verfahren der X-Achse der Maschine zu keiner Kollision zwischen der Werkstückaufnahme und der montierten Positioniervorrichtung oder der an der Z-Achse befestigten Plattform kommt. Abbildung 7.11c zeigt exemplarisch für einen Neigungswinkel von $\lambda_s = 20^\circ$ die wirkenden Kräfte und das vorhandene Koordinatensystem der Kraftmessplattform. Aufgrund der vorhandenen Verfahrenskinetik und der Eigenschaften der Kistler Kraftmessplattform ist ein direkter Rückschluss auf die drei entstehenden Zerspankraftkomponenten möglich. Lediglich ist für die Vorschubkraft das Vorzeichen im Anschluss anzupassen.

Nach der Montage muss das Ausrichten des gesamten Versuchstands besonders sorgfältig durchgeführt werden, da schon kleine Lagefehler zu großen Abweichungen der Eingriffsbedienung führt. Vor der Versuchsdurchführung müssen in die Versuchsproben noch die Schneidenkontur der jeweiligen Einstellung eingebracht werden. In **Abbildung 7.12a** ist die Vorderansicht des Versuchsaufbaus dargestellt. Es wird deutlich, dass die Konturform mit ihren geometrischen Maßen von dem Plattensitz, dem Einstellwinkel λ_s und der dabei zugeordneten Schnitttiefe a_p abhängig ist. Die Konturform wird soweit in das Werkstück eingebracht, dass die komplette Schneidenecke beim Versuchsablauf Kontakt mit dem Werkstück bekommt. Abbildung 7.12b zeigt einen exemplarisch über die Zeit dargestellten Kraftschrieb. Es zeigt sich deutlich, dass sich die Kraftschriebe in drei Bereiche einordnen lassen. Zum Zeitpunkt des Anschnitts I ist ein Anstieg der Kräfte, bis zum Erreichen der Maxima vorzufinden. Die Steigung, der Betrag und die zeitliche Dauer von diesem Kraftverlauf ist abhängig von der gewählten Eingriffsbedienung. Nach einem Absinken der Kraft, ist ein stetiger Kräftebereich messbar. Dieser Kraftbereich wird für die anschließende Auswertung betrachtet. Der dritte Bereich III ist thermisch beeinflusst. Die im Versuchsprozess entstehende Temperatur wird zu Beginn vom Werkzeug aufgenommen. Im Folgenden kann sich die Wärme, durch den geringer werdenden Volumenanteil vom Werkstoff, nicht mehr gleichmäßig verteilen, weshalb es zu einer größeren thermischen Entfestigung des Materials und sinkenden Kräften kommt. Dieser Bereich ist für die Auswertung ungeeignet, da es beim AK-UR-Prozess durch die Verwendung von Tiefbohröl als Kühlschmierstoff zu anderen thermischen Bedienungen kommt.

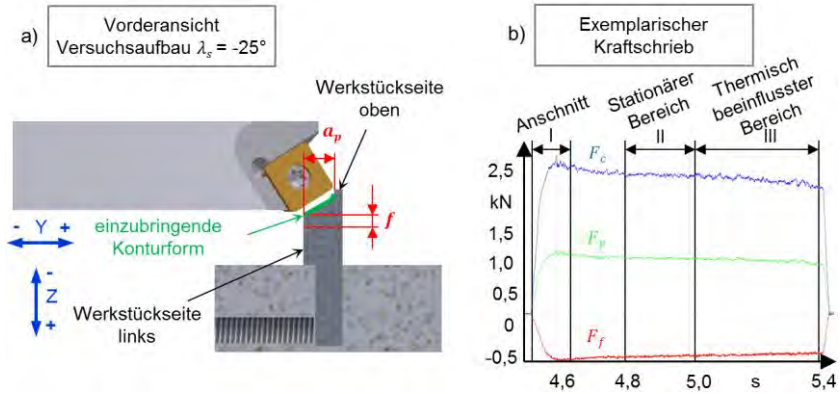


Abbildung 7.12: a) Vorderansicht vom Versuchsaufbau mit dem Werkzeug-Neigungswinkels $\lambda_s = -25^\circ$;
b) Exemplarischer Kraftschrieb

Für jede Einstellwert wurden drei Versuche durchgeführt und im Anschluss der stationäre Bereich ausgewertet. Die Abtastrate ist mit einem Wert von $f_s = 60$ kHz sehr hoch gewählt, damit eine hochauflösende Messung des Kraftverlaufs sichergestellt ist. Bei der Auswertung musste die durch das Eigengewicht der Vorrichtung entstehende Grundbelastung der Kraftmessplattform von den berechneten Werten abgezogen werden.

7.2.2 Einfluss des Werkzeug-Neigungswinkels auf die mechanische Werkzeugbelastung

Im Folgenden wird der Einfluss des Werkzeug-Neigungswinkels λ_s auf die Zerspankraftkomponenten vorgestellt und analysiert. Als Basis für die jeweiligen Versuchseinstellungen dient die Aufgliederung der Profilkontur mit ihren Eingriffsbedingungen (siehe Tabelle 7-1). Diese Versuchsreihe wurde mit der Standard-Wendeschnidplatte und dem Werkstoff 42CrMo4+QT durchgeführt. Bei der Versuchsreihe mit einem Neigungswinkel von $\lambda_s = 20^\circ$ treten die höchsten mechanischen Belastungen auf. In **Abbildung 7.13** werden die auftretenden Kraftwerte der jeweiligen Zerspankraftkomponenten für diese Einstellung gezeigt. Durch eine Hochgeschwindigkeitsaufnahme konnte analysiert werden, dass es bei dieser Einstellung nicht zu einer Zerspannung kommt. Bei diesem Versuch kommt die Nebenfrefläche in Kontakt mit dem Werkstück und drängt es ab. Dabei kommt es aufgrund von Reib- und Quetschvorgängen zu der hohen mechanischen Belastung. Der Plattensitz für die Kontur ist so konstruiert und gefertigt, dass bei dieser Eingriffssituation der Nebenfrefwinkel nur noch $\alpha_n = 0,5^\circ$ beträgt. Beim Vorschneiden der Kontur kommt es aufgrund der Zerspankräfte zu einer geringen Abdrängung. In dem Standbild der Hochgeschwindigkeitsaufnahme bei der Versuchsdurchführung mit der korrekten Einstellung des Vorschubs kann erkannt werden, dass sowohl die Nebenschnede als auch die Hauptschnede keinen Span bilden.

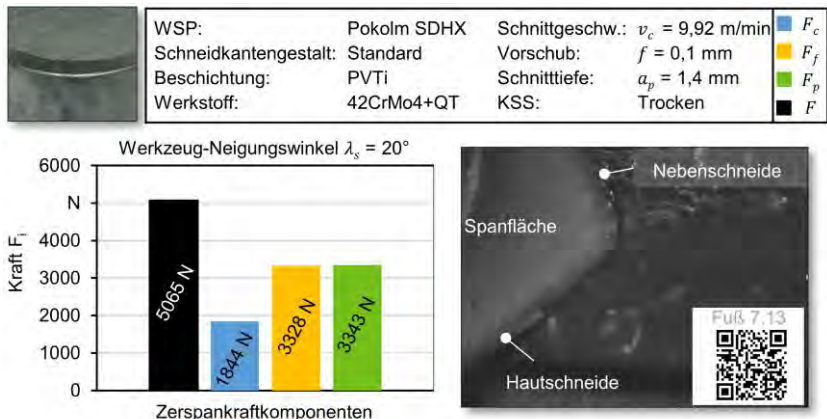


Abbildung 7.13: Analyse zum Werkzeugeingriff bei einem Werkzeug-Neigungswinkel von $\lambda_s = 20^\circ$

Eine geringe Verlagerung des gesamten Bohrkopfes beim AK-UR-Prozess durch die Torsion der Außenstange kann gegebenenfalls zum gleichen Ergebnis führen. Diese Kontaktbedingungen können zu einem Schneidenbruch führen. Kommt es nicht direkt zu einer Überbelastung, muss zumindest mit einem erhöhten Freiflächenverschleiß mit eventueller Schwächung der Schneidkante gerechnet werden. Eine Versuchsdurchführung mit dem Neigungswinkel $\lambda_s = 20^\circ$ ist daher auf dem Orthogonalschnittversuchsstand nicht umsetzbar. Aufgrund der Teilung des Winkelbereichs in $\Delta\lambda_s = 7,5^\circ$ Schritten, kann kein Versuch in direkter Nähe dieser Einstellung umgesetzt werden.

Abbildung 7.14a zeigt die Ergebnisse zur Variation des Werkzeug-Neigungswinkels $\Delta\lambda_s$ auf die resultierenden Zerspankkraftkomponenten. Dabei muss berücksichtigt werden, dass die Schnitttiefe a_p je nach Versuchspunkt ebenfalls variiert wurde. Der Bereich konventioneller Neigungswinkel ist in den folgenden Diagrammen zur Orientierung grau hinterlegt worden. Für die Passivkraft F_p ergibt sich eine fast lineare Kraftzunahme. Über den gesamten Winkelbereich steigt diese Kraftkomponente um +617 %. Die Kraftverläufe der Vorschubkraft F_f und die der Schnittkraft F_c steigen auch nahezu linear an. Allerdings nur bis ca. zu den mittigen Negativwerten, bevor sie bei einer weiteren Zunahme in den Negativenbereich wieder sinken. Der Kraftverlauf der Schnittkraft F_c steigt und fällt in Abhängigkeit der Schnitttiefe a_p deutlicher als der Passiv- und der Vorschubkraftverlauf. Dies ist nachzuvollziehen, da diese Kraftkomponente eine größere Abhängigkeit vom Spannungsquerschnitt besitzt.

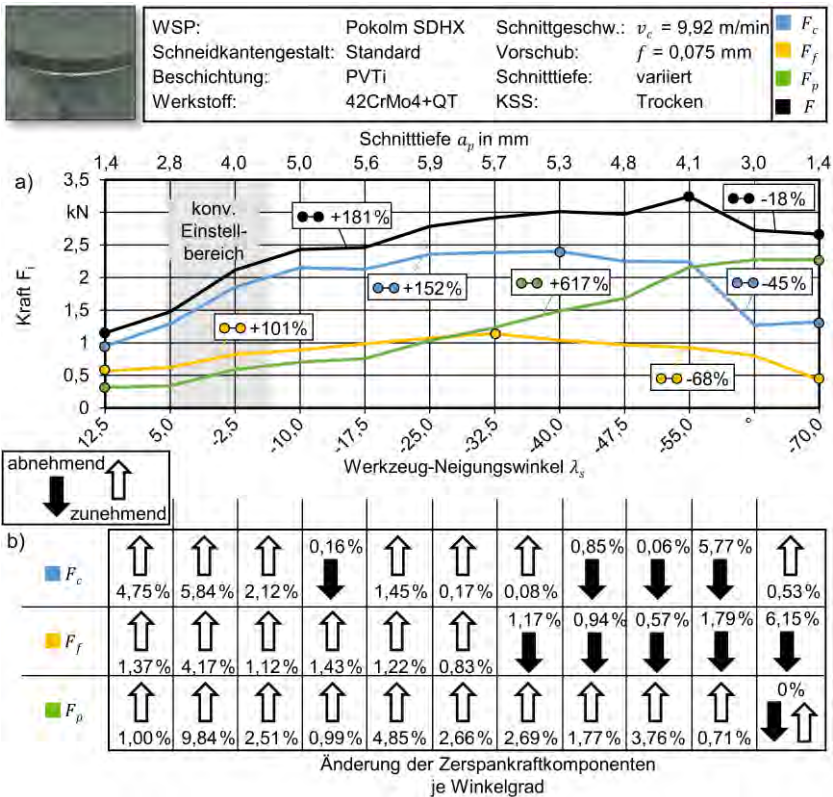


Abbildung 7.14: a) Versuchsergebnisse zum Einfluss der Änderung des Werkzeug-Neigungswinkels $\Delta\lambda_s$ auf die resultierenden Zerspankkraftkomponenten unter Variation der Schnitttiefe a_p ; b) Analyse zur Veränderung der Zerspankkraftkomponenten je Winkelgrad

Die resultierende Zerspankkraft F nimmt im Bereich sehr kleiner Neigungswinkel λ_s ab. Dass abgesehen von der Passivkraft F_p die Zerspankkraftkomponenten sinken, ist durch

die geringer werdenden Schnitttiefen a_p erklärbar. In Abbildung 7.14b ist eine Analyse zur Änderung der Zerspankkraftkomponenten in dem zugeordneten Wertebereich dargestellt. Die Auswertung bezieht sich auf einen Winkelgrad und ist in Prozent angegeben. Es zeigt sich, dass im Winkelbereich von $\lambda_s = 5^\circ$ bis $-2,5^\circ$ die Kraftverläufe für alle Zerspansungskomponenten sprunghaft ansteigen. Die Vorschubkraft F_f sinkt im Bereich der kleinsten Einstellungen am stärksten. Eine gleiche Tendenz zeigt sich für die Schnittkraft F_c schon etwas früher. Diese Auswertung zeigt in welchen Konturpunkten die Änderung des Neigungswinkels λ_s den größten Einfluss auf eine wechselnde Zerspansungsbedingung nimmt.

Da diese Ergebnisse abhängig von der Schnitttiefe a_p sind, ist der Einfluss des Neigungswinkels auf die Zerspanskräfte kaum beurteilbar. Die mechanische Werkzeugbelastung wird im Folgenden in Form von bezogenen Kraftkomponenten dargestellt. Diese werden als Quotienten der jeweiligen Kraftkomponente und der Schnitttiefe berechnet, z.B. $F_p' = F_p / a_p$. Durch diese Berechnung wird der Einfluss der Schnitttiefe a_p reduziert, wodurch eine Aussage über die Eingriffsbedingung über den gesamten Wertebereich ermöglicht wird. In **Abbildung 7.15** sind die Kraftkomponenten für alle Versuchspunkte dargestellt.

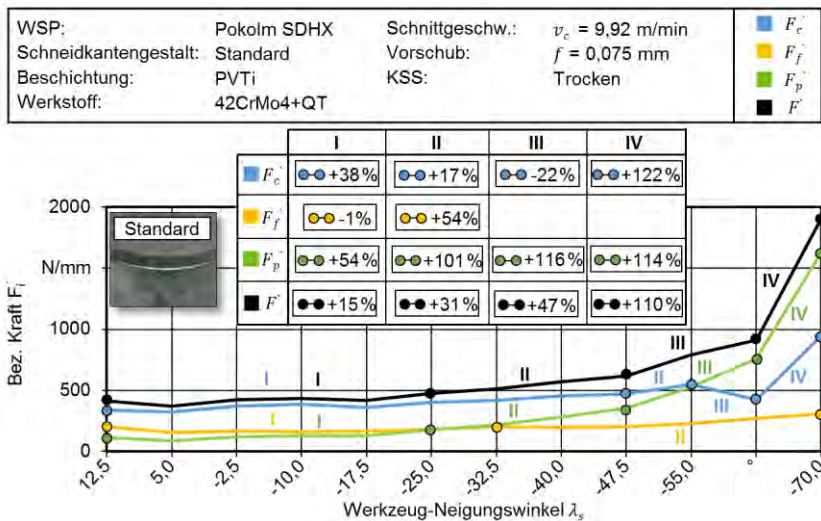


Abbildung 7.15: Auswertung von bezogenen Zerspanskraftkomponenten bei variierendem Werkzeug-Neigungswinkel λ_s

Alle Kraftkomponenten und somit auch die resultierende Zerspanskraft F' nehmen mit kleiner werdendem Neigungswinkel λ_s zu. Mit einer Zunahme von 1335% sticht die Passivkraft F_p' dabei heraus. Die Verläufe zeigen, dass bis zum Versuchspunkt $\lambda_s = -25^\circ$ die Zunahme im Verhältnis zum Versuchsbereich von $\lambda_s = -25^\circ$ bis -70° nur geringfügig ansteigen. Die jeweiligen Kraftverläufe wurden zusätzlich in Bereiche aufgeteilt und die Kraftzunahme für diesen in Prozent ausgewertet. Dadurch wird deutlich, dass die größte Kraftzunahme im Bereich von $\lambda_s = -62,5^\circ$ bis -70° stattfindet. Bei kleiner werdendem Neigungswinkel λ_s kommt es im Bereich der Schneidenecke zu einem

immer größer werdenden Schwerwinkel. Dieser wirkt sich auf die Spanstauchung aus, was analog zu einer Kraftzunahme führt. Bei einer Abnahme des Neigungswinkels kommt es zudem dazu, dass bei der Spanbildung der Werkstoff in Richtung der Schneidenecke verdrängt wird. Da aus diesem Bereich das Material ins Schneidenzentrum laufen möchte kommt es auch deshalb zu einer höheren Spanstauchung. Dieser Ablauf nimmt bei stark negativen Eingriffsbedingungen um ein vielfaches zu, weshalb sich die größere Zunahme erklären lässt.

In **Abbildung 7.16** ist eine Analyse zur Änderung der Zerspankraftkomponenten in dem zugeordneten Winkelbereich dargestellt. Die Auswertung bezieht sich auf ein Winkelgrad und ist in Prozent angegeben. Diese Werte können nur als Richtwerte angesehen werden, da diese von diversen Bedingungen abhängen. Der konventionelle Variationsbereich reicht nur von $\lambda_s = 6^\circ$ bis -6° weshalb diese Ergebnisse die Richtwerte für einen größeren Variationsbereich ergänzen. Gerade für negative Neigungswinkel kleiner als $\lambda_s = -10^\circ$ ist eine Hochrechnung durch die konventionellen Richtwerte nicht zulässig was sich in den kontinuierlichen Zunahmen des Kraftanstiegs zeigt.

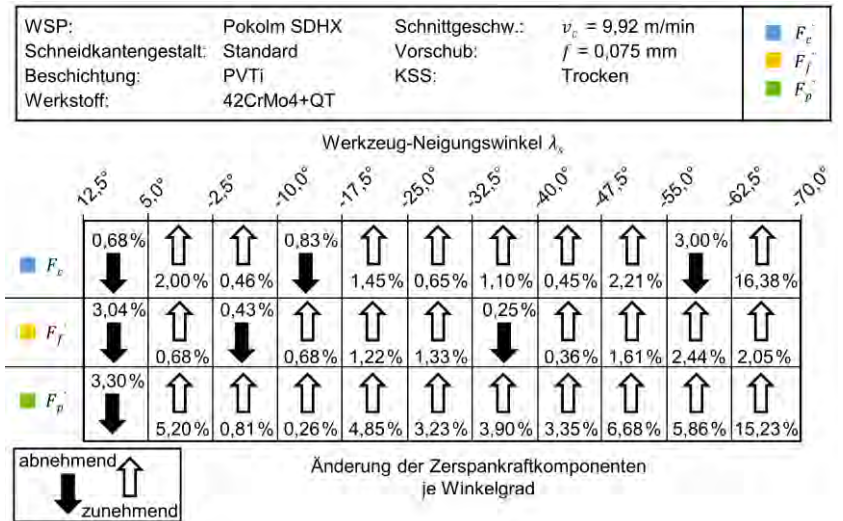


Abbildung 7.16: Richtwerte zur Änderung der Zerspankraftkomponenten bei Variation des Werkzeug-Neigungswinkels λ_s je Winkelgrad

7.2.3 Einfluss der Wendeschneidplattengestalt und -beschichtung auf die mechanische Werkzeugbelastung

Ein Ansatz das AK-UR-Verfahren abzusichern und spontane Schneidenbrüche zu verhindern, liegt in der Variation der Wendeschneidplatten und der Beschichtung. Die Variation der Wendeschneidplattengestalt bezieht sich auf die unterschiedlich gestaltete Schneidkante. Anders als die Standardausführung besitzt die Variante AS-V1 keine Schutzfase. Durch den geringen Vorschub f ergibt sich für die Standardausführung mit Schutzfase ein stark negativer Spanwinkel γ . Welchen Einfluss dieser auf die Zerspankräfte bei den außergewöhnlichen Eingriffsbedingungen hat, ist nicht vorherzusagen. In Kapitel 3.2 wurde beschrieben, dass der Neigungswinkel λ_s einen Einfluss auf die Spanabflussrichtung nimmt. Der Platz für das Ablaufen der Späne ist beim AK-UR-Verfahren durch das umgebene Werkstück gering und die Konsequenz eines Spanverklommens gravierend. Durch eine geringe Spanflächenreibung kann dieser Spanablauf gegebenenfalls verbessert werden. Zudem ist bekannt, dass sich durch eine geminderte Reibung der Scherwinkel Φ vergrößert und sich somit die Zerspankräfte reduzieren lassen. Um diesen Einfluss zu untersuchen, wurde die unbeschichtete und polierte Wendeschneidplatte AS-V2 eingesetzt. In **Abbildung 7.17** sind die Ergebnisse zum Einfluss der Schneidplattengestalt und ihrer Beschichtung auf die mechanische Belastung bei einer Änderung des Neigungswinkels λ_s dargestellt. Die vorliegenden Kraftverläufe zeigen, dass eine Versuchsdurchführung mit den Wendeschneidplattentypen ohne Schutzfase im Bereich von $-62,5^\circ \geq \lambda_s \geq -70^\circ$ nicht möglich war. Bei diesen Versuchen kam es stets zum Abbruch der gesamten Schneidkante im Bereich der Schneidenecke. Ein negativer Neigungswinkel λ_s wirkt einer Beschädigung der Schneidkante theoretisch entgegen, da der Anschnitt in Richtung der Wendeschneidplattenmitte erfolgt und somit die Scherbelastung geringer ist. Bei einem hohen negativen Winkelwert und einer geringen Schnitttiefe a_p wirkt der Passivkraftanteil exponiert nur im Bereich der Schneidkante. Dieser Belastung konnte nur die Wendeschneidplatte mit Fase standhalten, da sie einen größeren Schneidkantenradius β_r und somit eine höhere Kantenstabilität besitzt. Die angegebenen Kräfte verdeutlichen, dass ohne die Fase der Passivkraftanteil um ca. 30% reduziert ist. Diese Differenz kann im Bereich der Schneidkante entstehen. Durch die angebrachte Fase ist die Spanstauchung in diesem Bereich erhöht. Dies führt zu einem höheren Kraftanteil. Diese Tendenz zeigt sich für alle eingestellten Neigungswinkel. Für alle Wendeschneidplatten ist im Bereich von $5^\circ \geq \lambda_s \geq -32,5^\circ$ eine stetige Zunahme der Zerspankraftkomponenten bei abnehmenden Neigungswinkel λ_s erkennbar. Für den größten Neigungswinkel zeigt sich eine ganz unterschiedliche mechanische Belastungen. Im Vergleich zu den beiden anderen Variationen kommt es bei der Variante AS-V1 für die Vorschubkraft F_f und Passivkraft F_p in dieser Einstellung zu einer ca. doppelt so hohen mechanischen Belastung. Durch eine geringere Reibung kann der Anteil an Werkstückmaterial, das unter der Schneidkante durchgedrückt wird, zunehmen. Da auch über die Schneidenecke hinaus mit der Nebenschneide zerspannt wird, kann dies neben höheren Vorschubkräften auch zu ansteigenden Passivkräften führen. Im restlichen Verlauf zeigt sich, dass bei den Versuchen mit der polierten Schneide höhere mechanische Belastungen als mit der PVTi beschichteten entstehen. Es ist zu vermuten, dass auch der Spanflächenreibungswert μ_{sp} der Be-

schichtung niedriger ist als der des polierten Hartmetalls. Die Verbesserung der Oberflächengüte durch den Nachbearbeitungsprozess des Polierens optimiert das tribologische Verhalten bezüglich des Spanablaufens nicht ausschlaggebend.

WSP:	Pokolm SDHX	Schnittgeschw.:	$v_c = 9,92 \text{ m/min}$	F_c
Schneidkantengestalt:	variiert	Vorschub:	$f = 0,075 \text{ mm}$	F_f
Beschichtung:	PVTi / Ohne	Schnitttiefe:	variiert	F_p
Werkstoff:	42CrMo4+QT	KSS:	Trocken	F

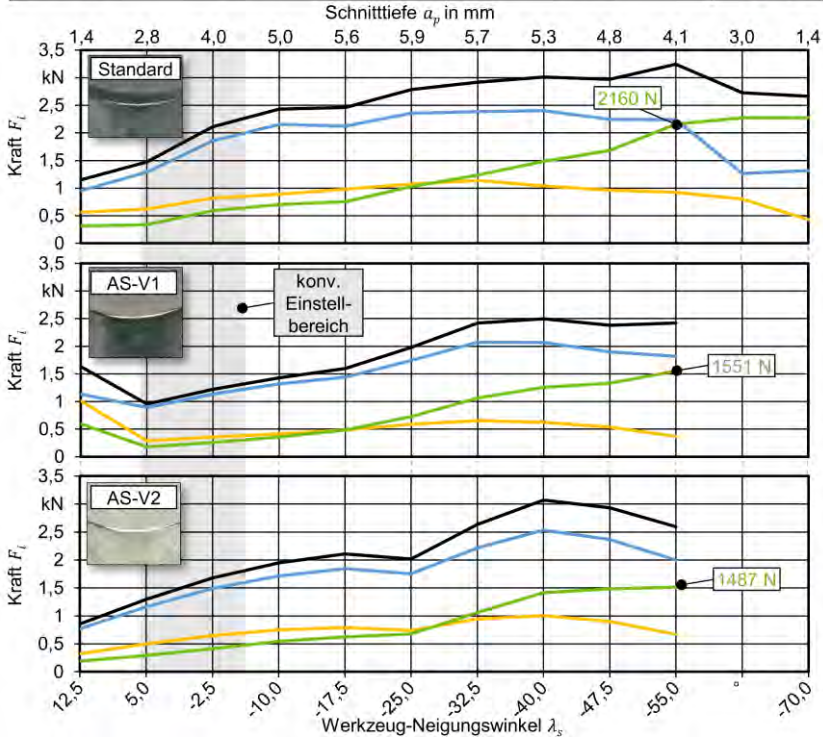


Abbildung 7.17: Ergebnisse zum Einfluss der Wendeschneidplattengestalt und -beschichtung auf die mechanische Belastung bei Änderung des Werkzeug-Neigungswinkels λ_s

7.2.4 Einfluss des Vorschubs auf die mechanische Belastung

Im Folgenden wird der Einfluss des Vorschubs auf die Zerspankraftkomponenten bei einer Variation des Neigungswinkels λ_s dargestellt. In **Abbildung 7.18** sind die Kraftverläufe für drei Vorschübe dargestellt. Die Vorschübe sind im Verhältnis zu klassischen Innendrehprozessen als gering einzustufen. Durch die Variationen der Schnitttiefe bis zu einem Wert von $a_p = 5,9 \text{ mm}$ kommt es trotz des geringen Vorschubs zu einem vergleichbaren Spanungsquerschnitt. Das Verwenden von höheren Vorschüben

beim AK-UR-Prozess ist unrealistisch, da die Belastung der Schneide durch die Eingriffsbedingungen hochdynamisch ist.

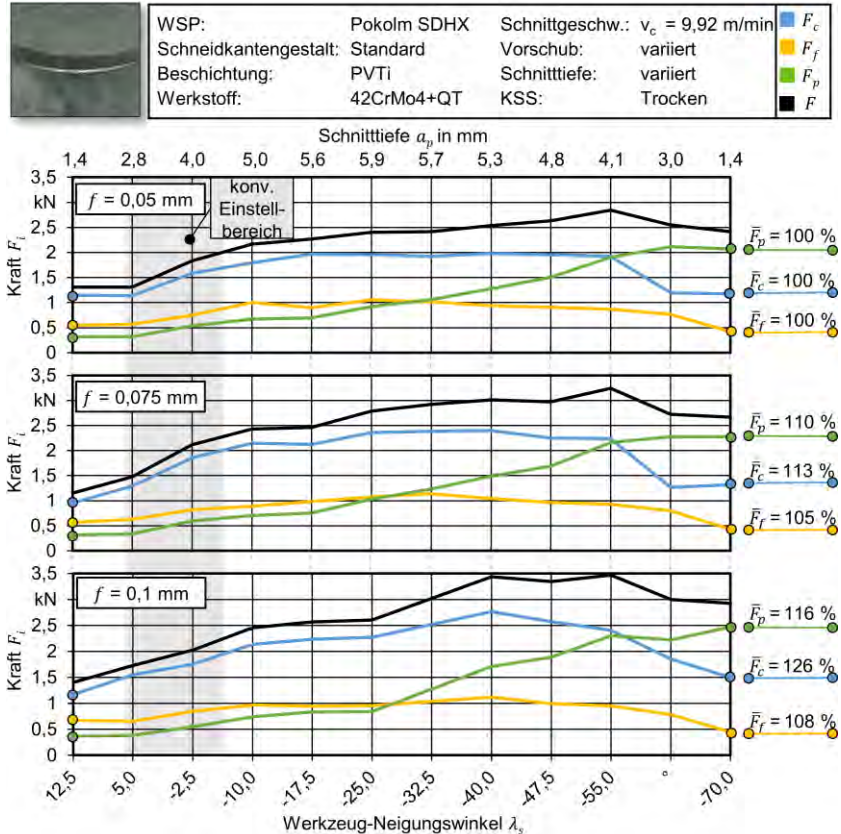


Abbildung 7.18: Ergebnisse zum Einfluss des Vorschubs f auf die mechanische Belastung bei Änderung des Werkzeug-Neigungswinkels λ_s .

Die Kraftverläufe zeigen, dass durch eine Steigerung des Vorschubs alle Zerspankraftkomponenten ansteigen. Die gemittelte Zerspankraftzunahme für eine Erhöhung des Vorschubs um $\Delta f = 0,025$ mm beträgt 9,7 %. Durch die arithmetischen Mittelwerte wird deutlich, dass die Zunahme der Schnittkraft F_c , begründet durch die größere Abhängigkeit zum Spanungsquerschnitt am größten ist. Aus dem Diagramm geht nicht hervor, dass für den Vorschub von $f = 0,05$ mm der Versuchsumfang dreimal so hoch gewesen ist. Die Kraftmessungen unterlagen einer extrem hohen Schwankung, weshalb sie oftmals wiederholt werden mussten. Durch den geringen Vorschub und der vorhandenen Fase am Werkzeug kommt es zum Ploughing-Effekt. Hierdurch entstand ein ungleichmäßiger Werkzeugeingriff, welcher eine wellige Oberfläche hinterlässt. Im AK-UR-Prozess muss bei diesem Vorkommen mit einem Regenerativeffekt gerechnet werden.

7.2.5 Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die mechanische Werkzeugbelastung

In **Abbildung 7.19** wird dargestellt welchen Einfluss die Schnittgeschwindigkeit v_c auf die mechanische Werkzeugbelastung bei einer Variation des Neigungswinkels λ_s hat. Für die Versuchsdurchführung wurden Neigungswinkel von $\lambda_s = -55^\circ \dots 12,5^\circ$ betrachtet.

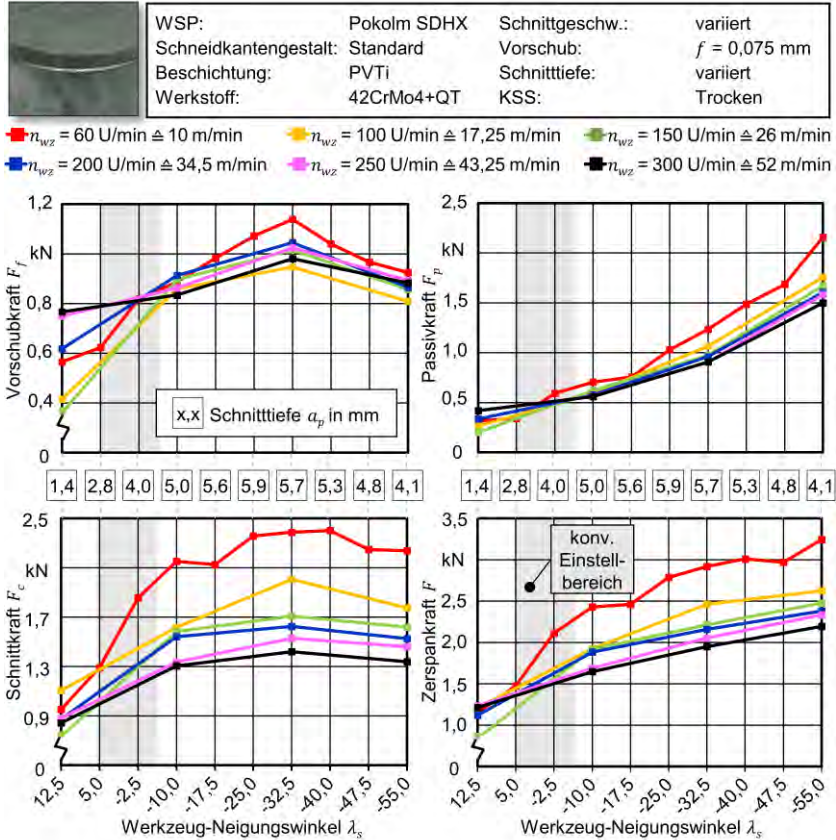


Abbildung 7.19: Ergebnisse zum Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c auf die mechanische Werkzeugbelastung bei einer Variation des Werkzeug-Neigungswinkels λ_s .

Da durch die translatorische Schieberzustellung eine über den Eingriff variierende Schnittgeschwindigkeit v_c vorliegt, erfolgt die Darstellung der Messergebnisse über die Drehzahl n . In Kapitel 3.2 ist detailliert beschrieben welche Beschleunigungen die Schneide beim AK-UR-Prozess mit einer Drehzahl von $n = 150 \text{ U/min}$ erfährt. Die Beschleunigung der Schieberplatte ist noch um ein Vielfaches höher. Aus diesen Gründen ist eine maximale Drehzahl von $n_{max} = 300 \text{ U/min}$ gegebenenfalls realisierbar. Die

Schnittkraftverläufe zeigen einen deutlichen Abfall der Kraft bei ansteigender Drehzahl n . Im Bereich der positiven Neigungswinkel liegen die Kraftverläufe noch näher zusammen. Im mittleren Einstellungsbereich sind die Differenzen untereinander größer. Es zeigt sich, dass es mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit v_c zu geringeren resultierenden Schnittkräften F_c kommt. Es kommt dabei zu einer thermischen Entfestigung des Werkstoffs, wodurch die Schnittkraft mit steigender Schnittgeschwindigkeit sinkt. Ein weiterer Grund für die Abnahme der mechanischen Belastung ist die viskose Verfestigung des Werkstoffs durch die ansteigende Verformungsgeschwindigkeit. Dies führt zu einer Vergrößerung des Scherwinkels Φ , was zu einer Verkürzung der primären Scherzone und somit zu geringeren Schnittkräften führt. Da im Bereich der positiven Neigungswinkel die Schnitttiefe a_p und somit der Spanungsquerschnitt geringer ist, wirken diese Einflüsse in einer geringeren Ausprägung weshalb die Kraftverläufe näher beieinander liegen. Bei detaillierter Betrachtung aller aufgenommenen Zerspankraftkomponenten zeigt sich für den positiven Winkelbereich eine konträre Tendenz hinsichtlich der Kraftzunahme bei Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit als für negative Einstellungswinkel. In diesem Bereich kommt es mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten zu geringeren Kräften.

Abbildung 7.20 zeigt zwei Diagramme zur Auswertung der bezogenen Zerspan- und Vorschubkraft bei variierendem Werkzeug-Neigungswinkel λ_s in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit v_c . Bei Betrachtung der Passivkräfte für den positiven Winkelbereich zeigt sich deutlich, dass die Schnittgeschwindigkeitszunahme mit einer Erhöhung der bezogenen mechanischen Zerspankraftkomponente korreliert. Für diesen Zusammenhang scheinen zwei voneinander getrennte Mechanismen verantwortlich zu sein. Zum einen kommt es bei zunehmender Spanablaufgeschwindigkeit zu einer geringeren Spankrümmung. Dadurch vergrößert sich die Kontaktfläche zwischen Spanunterseite und Spanfläche. Die Spanflächenreibung nimmt aufgrund dessen zu, wodurch wiederum die Passivkraft erhöht wird. Durch die ansteigende Schnittgeschwindigkeit kommt es zu einer höheren Temperatur in der Spanbildungszone, was zu einer thermischen Entfestigung des Werkstoffs führt. Bei positiven Neigungswinkeln orientiert sich der Materialfluss tendenziell entlang der Schneidkante von der Nebenschneide weg. Der Werkstoff läuft in der sekundären Scherzone diagonal über die Fase auf die Spanfläche zu. Durch die Fase an der Schneidkante kommt es zu einem negativen effektiven Spanwinkel. Der diagonale Werkstofffluss hemmt die Reibung, so dass ein Durchdrücken des Materials unter der Schneide begünstigt wird. Dieser als Ploughing-Effekt bekannte Mechanismus nimmt mit zunehmender Entfestigung des Materials für diese Eingriffsbedingung zu. Der Einfluss der beiden Mechanismen reduziert sich mit sinkendem Neigungswinkel. Durch die orthogonale werdende Lage der Spanfläche zur Schnitttrichtung wird der Span bei seinem Ablauf über die Spanfläche deutlicher umgelenkt, wodurch sich eine geringere Kontaktfläche mit der Spanfläche ergibt. Resultierend führt diese Schneidenlage zu geringeren Kräften.



WSP:	Pokolm SDHX	Schnittgeschw.:	variiert
Schneidkantengestalt:	Standard	Vorschub:	$f = 0,075 \text{ mm}$
Beschichtung:	PVTi	Schnitttiefe:	variiert
Werkstoff:	42CrMo4+QT	KSS:	Trocken

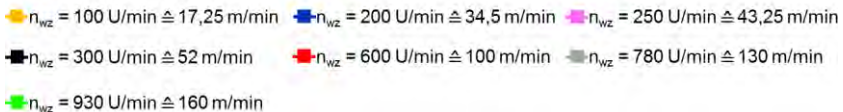
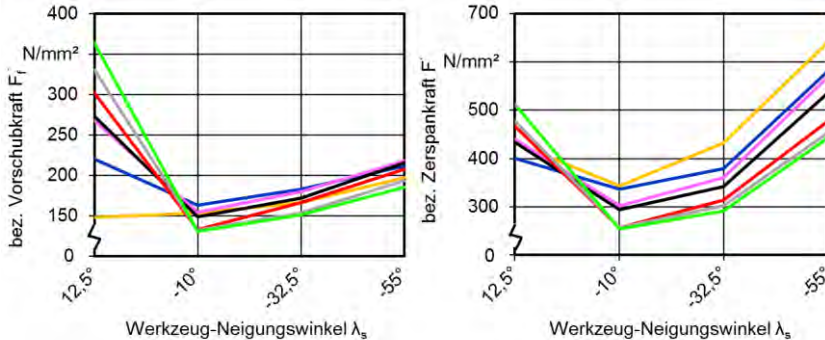


Abbildung 7.20: Auswertung der bezogenen Zerspan- und Passivkraft bei variierendem Werkzeug-Neigungswinkel λ_s , in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit v_c .

Bei sinkendem Neigungswinkel läuft der Werkstoff zum Zeitpunkt des Trennvorgangs von der Schneidenecke und Nebenschneide verstärkt zur Hauptschneide. Das Material von der Hauptschneide läuft in Richtung der Schneidenecke, was bedeutet, dass die Fließrichtungen des Materials aufeinander zulaufen. Diese Gegebenheit begünstigt das Ansteigen der Verformungsgeschwindigkeit und somit die viskose Verfestigung des Werkstoffs. Die daraus resultierende Verkürzung der Scherzone durch eine Vergrößerung des Scherwinkels ϕ führt zu einer geringeren bezogenen Zerspankraft. Dieser Mechanismus nimmt mit steigender Schnittgeschwindigkeit zu, was sich deutlich in den Kraftverläufen zeigt.

7.3 Analyse der Spanbildung mit der Finite-Elemente-Methode

Die vorausgegangenen Kapitel haben ausführlich die besonderen kinematischen Bedingungen erläutert. Gerade der sich über eine Profilausbuchtung ändernde Neigungswinkelbereich geht weit über den konventionellen Einstellbereich hinaus. Bekannt ist, dass eine geringe Änderung des Neigungswinkels λ_s den Passivkraftanteil und die Spanabflussrichtung beeinflusst. Eine Änderung des Spanablaufs während einer Profilausbuchtung kann während des AK-UR-Prozesses zu einer Kollision des Spans mit der Schneidplatte und der Bohrungswand führen. Bei der Durchführung von praktischen Versuchsreihen ist es zu unregelmäßigen Schneidenbrüchen während des Prozesses gekommen. Ein Schneidenbruch wird aufgrund der innenliegenden Wirkstelle oft erst spät erkannt. Durch diese Problematik werden häufig der Plattensitz und der Schneidenschieber und im ungünstigsten Fall der gesamte Bohrkopf beschädigt. Da sich bei allen Bauteilen um Sonderanfertigungen handelt ist der Instandsetzungsaufwand groß. Im Folgenden werden die Ergebnisse einer rechnergestützten Simulation des AK-UR-Prozesses vorgestellt. Im Fokus bei dieser Simulation steht neben der Spanbildung der Erkenntnisgewinn bezüglich der geometrischen Profilabweichungen. Für diesen Zweck eignet sich eine Simulation mit der Finite-Elemente-Methode (FEM). Genutzt wurde die Simulationssoftware *DEFORM 3D v.11.1* der Firma *Scientific Forming Technologies Corporation*.

7.3.1 Modellierung

Für eine Zerspanungssimulation müssen als Eingangsgrößen Modelle für das Werkstück sowie das Werkzeug erzeugt werden. Abhängig von der Art und der Anforderung der Simulation können diese sehr unterschiedlich ausfallen. Die Modelle müssen so gestaltet werden, dass die reale Eingriffssituation in hinreichend hoher Abbildungsgenauigkeit wiedergegeben wird. Eine genaue Abstimmung vom benötigten Detailgrad ist von hoher Wichtigkeit weil sie im direkten Einfluss zur Rechenzeit der Simulation steht [Zab10].

Erstellung des Werkzeugmodells

Für die Erstellung des Werkzeugmodells muss zu Beginn entschieden werden, welche Teile des Werkzeugs berücksichtigt werden sollen. Wichtig ist dabei, dass alle Konturen die beim Zerspanprozess in Kontakt mit dem Span oder dem Werkstück kommen können berücksichtigt werden. Beim AK-UR-Prozess wird nur eine Wendeschneidplatte verwendet. Diese sitzt in einem Schieber, der in einem Werkzeugkopf geführt ist. Während der Zerspannung des Innensechsrundprofils ist durch die Lage der Schneide und durch die Kinematik nicht zu erwarten, dass der Span unmittelbar nach seiner Entstehung in Kontakt mit dem Schieber oder dem Werkzeugkopf kommt. Daher beschränkt sich die Generierung des Werkzeugmodells auf die Wendeschneidplatte der Firma *Pokolm* mit der Bezeichnung *SDHX 100510 SN* die vornehmlich zum Hochvorschubfräsen eingesetzt wird. Der Hersteller gibt alle für ihren bestimmten Einsatz erforderlichen geometrischen Größen an. Die Eingriffsbedienug unterscheidet sich durch den komplexen Werkzeugpfad gänzlich von ihrem angedachten Einsatzfeld. Daher ist es unter Umständen möglich, dass Freiformflächen in Kontakt mit der Kontur

kommen können. Diese Flächen könnten durch ein CAD-Modell lediglich angenähert werden. Da die Freiflächen der Schneide nur mit sehr geringem Abstand zur Bohrungs- wand durch das Profil geführt wird, muss das Modell mit der realen Wendeschneid- platte bestmöglich übereinstimmen. Um dies zu erfüllen, wurde das Werkzeug optisch vermessen und anschließend digitalisiert. Die Vermessung wurde an einem 3D-Mess- gerät der Firma *Alicona* vom Typ *InfiniteFocus G5* durchgeführt. In **Abbildung 7.21** ist der Ablauf bis hin zum digitalisierten 3D-Werkzeugmodell dargestellt. Zu Beginn wurde festgelegt, dass nur die Hälfte der Wendeschneidplatte abgebildet werden muss. Trotz der Reduktion sind Haupt- sowie Nebenschneide mitsamt der Schneidenecke ab- gebildet. Zudem wird die gesamte Haupt- und Nebenfreesfläche aufgenommen. Die Di- gitalisierung erfolgte bei einer 5-fachen Vergrößerung und benötigte eine reine Mess- zeit von ca. 4 Stunden.

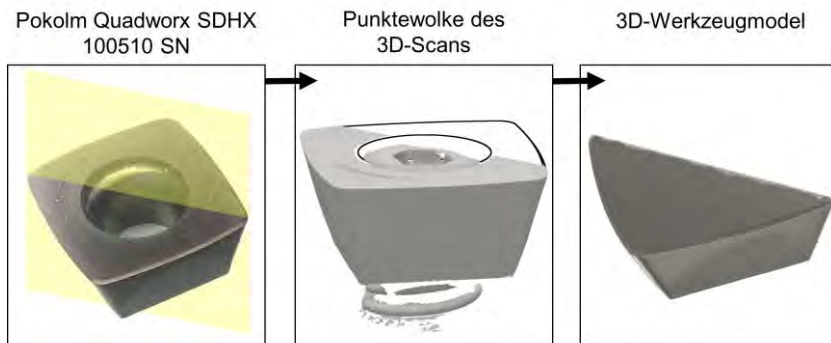


Abbildung 7.21: Erstellung eines digitalisierten Werkzeugmodells

Aufgrund von stark wechselnden Eintrittswinkeln des Lichtstrahls kommt es in Abhän- gigkeit der Bauteillage zu einer problematischen Belichtungssituation. Um Fehlstellen durch Reflexion verhindern zu können, wurden die Flächen mit einer Rußschicht ver- sehen. Eine Vergleichsmessung ergab, dass es zu keiner signifikanten Auswirkung der Schicht auf die digitalisierte Geometrie gekommen ist. Im Anschluss muss die aufge- zeichnete Punktwolke aufbereitet werden. Dies wurde in der *3D-CAD/CAM-Software Autodesk Fusion 360* gemacht. Ziel ist dabei, zunächst die optisch erfassten Punkte der Aufspannungsvorrichtung zu entfernen und die diagonal getrennte Rückseite der Schneide zu schließen. Nachdem alle Fehlstellen der Messung bereinigt sind, entsteht ein Werkzeugmodell mit geschlossenen Oberflächen bestehend aus ca. 8200 Facetten.

Erstellung des Werkstückmodells

Während des AK-UR-Verfahrens bewegt sich das Werkzeug ziehend durch das Werk- stück und zerspannt durch die beschriebenen Ausstellbewegungen der Schneide ein Innen- sechsrundprofil. Um den Berechnungsaufwand der Simulation niedrig zu halten wird vorerst nur ein Segment von 80° des Konturquerschnitts berücksichtigt. In **Abbil- dung 7.22** ist das erstellte CAD Modell dieses Segmentbereich dargestellt. Die axiale Bauteillänge ist mit $l_{BM} = 20$ mm und mit Berücksichtigung der Kontursteigung ge- wählt. Dadurch wird sichergestellt, dass der Spanraum dargestellt wird und der Span somit realistische Kontaktbedingungen zum Werkstück erhält. Der Winkel des Boh- rungsgrundes entspricht dem Einstellwinkel der Schneidplatte und damit dem schrägen

Ausfahrwinkel des Schneidenschiebers. Da die Schneidkante, wie in Kapitel 5.4.2 beschrieben, in einem großen Radius ausgeführt ist, entspricht die Spanbrust deshalb und aufgrund des besonderen Werkzeugpfads nicht dem realen Profilgrund der Bearbeitung. Zusätzliche Abweichungen entstehen durch die Veränderung des Neigungswinkels. Während die Schneidkante der Hauptschneide im ersten Drittel der Bearbeitung nahezu senkrecht zur Schnittrichtung steht, neigt sich der Vektor der Schnittrichtung im letzten Drittel in Richtung der Spanfläche. Dieser Umstand führt dazu, dass sich der Schneidenradius ungleichmäßig im Werkstück abbildet. Die reale Profilgrundgestalt lässt sich nicht durch ein CAD Programm erstellen. Um in der Simulation eine gleichmäßige Spannungsdicke zu erhalten, muss ein erster Simulationsdurchlauf zur Erzeugung des Ausgangswerkstücks durchgeführt werden.

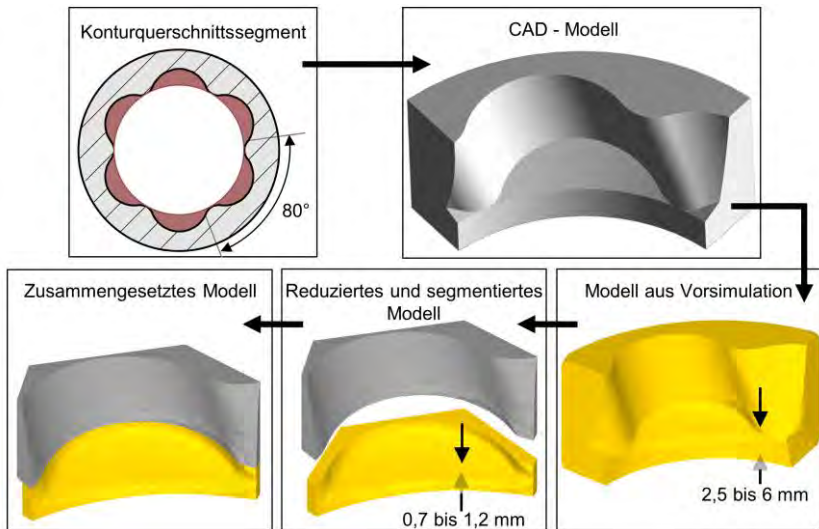


Abbildung 7.22: Erstellung eines reduzierten Werkstückmodells

Das so erzeugte Modell hat ein Volumen von $V_{SM} = 5500 \text{ mm}^3$ und ist für eine feine Vernetzung und anschließender Simulation zu groß und hätte sehr lange Rechenzeiten zur Folge. Der unmittelbare bei der Zerspanung zu berücksichtigende Materialanteil beschränkt sich auf den Profilgrund sowie auf einen geringen Teil der Profilwand, weshalb das Modell mittels *3D-CAD/CAM-Software Autodesk Fusion 360* editiert wird. Die der Bearbeitung abgewandte Seite und die Materialstärke des Profilgrunds wurden reduziert. Das Bauteil wurde zudem noch in zwei Segmente unterteilt. Das Segment der Profilwand wird als starrer Körper angenommen und muss für die Simulation nicht vernetzt werden. Das zu zerspanende Segment besteht aus dem Profilgrund und einem geringen Teil der Profilwand und wird mit dem starren Segment der Profilwand zusammengesetzt. Durch diese Systematik wird das zu vernetzende Volumen auf unter 5 % des Ausgangswerts reduziert.

Erstellung des Werkzeugpfads

In der Simulationssoftware *DEFORM 3D* sind die Bewegungen für die üblichen Zerspanvorgänge wie für die Dreh-, Fräs- und Bohrprozesse hinterlegt und anwendbar. Die Kinematik des AK-UR-Systems kann mit diesen vorhandenen Möglichkeiten nicht umgesetzt werden. Es besteht darüber hinaus die Option den Werkzeugpfad über eine Funktion anzugeben. Um diese Funktion für den AK-UR-Prozess aufzustellen muss zunächst eine Diskretisierung des zweidimensionalen Profils erfolgen. Wie in **Abbildung 7.23a** dargestellt wird, wurde dazu das Profil aus kleinen Innen- und großen Außenradien beschrieben, die tangential ineinander übergehen. Ziel der Diskretisierung ist eine sortierte Punktwolke, bei der die einzelnen Punkte den gleichen Winkelabstand um den Koordinatenursprung haben. Um dies zu erreichen, wird mit Hilfe eines Scripts, das in der Programmiersprache Python erstellt wurde, wiederholt der Schnittpunkt zwischen einer Geraden durch den Ursprung und eines Kreises berechnet, der den gleichen Mittelpunkt und Radius wie das Sollprofil besitzt. Durch eine Fallunterscheidung wird der gewünschte der beiden Schnittpunkte ausgewählt. Die Gerade wird in jedem Durchlauf um ein Winkelinkrement weitergedreht. Eine zweite Fallunterscheidung bestimmt, mit welchem Kreis die Schnittpunkte gebildet werden. Die Winkelgrenzen für diese Fallunterscheidung ergeben sich aus den Verknüpfungspunkten der Profiltrajektorien und werden mittels CAD bestimmt. Eine Auflösung von $0,1^\circ$ führt zu einem guten Kompromiss zwischen der Anzahl der Punkte und der maximalen Profilabweichung. Die so ermittelte Funktion muss sich zur Einbindung in die Software auf den geometrischen Mittelpunkt der bewegten Schneide beziehen, weshalb eine Transformation der vorliegenden Profilverpunkte zu diesem Punkt durchgeführt werden musste. Abschließend wurde für jeden Profilverpunkt die Z-Verschiebung der Schneidplatte berechnet, so dass die Profilkontur dreidimensional als Funktion vorliegt. Mit einer Überlagerung der rotatorischen Bewegung um die Z-Achse lässt sich die in **Abbildung 7.23b** dargestellte Werkzeugbahn in der Simulation durchlaufen.

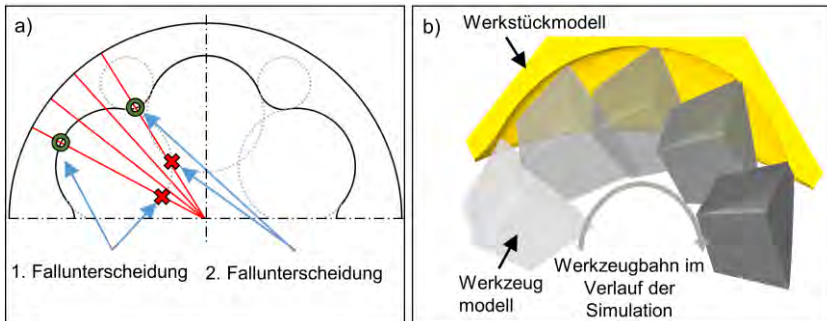


Abbildung 7.23: a) Skizze zur Erstellung der Punktwolke von der Profilkontur; b) Darstellung der Werkzeugbahn in der Simulation

Vernetzung des Modells

Für die Simulation der Spanbildung erfolgt im Anschluss die Diskretisierung des Modellvolumens in eine endliche Anzahl einzelner Tetraederelemente. Die Kantenlänge der Elemente ist in dieser Simulation nicht einheitlich, damit die für die Spanbildung relevanten Stellen detaillierter erfasst werden können. Gerade die Zone der Spanentstehung wird lokal feiner vernetzt. Nach der manuellen Erstvernetzung erfolgt während der Simulation eine automatische Neuvernetzung. Damit die Rechenzeit nicht unnötig ansteigt, wurden die für die Spanbildung irrelevanten Bereiche des Modells von der Neuvernetzung ausgenommen. Das Werkstücknetz besteht mit den gewählten Einstellungen aus ca. 150.000 - 200.000 Elementen. Als Fließspannungsmodell wurde das phänomenologische Johnson-Cook-Modell und für die Berücksichtigung der Reibung das Coulomb'sche-Modell verwendet [Joh83; Gft02].

7.3.2 Auswertung hinsichtlich der Kinematik

Abbildung 7.24 zeigt das Ergebnis der Spanbildungssimulation zu sechs unterschiedlichen Zeitpunkten. Die Simulation wurde mit ca. 3000 Berechnungsschritten durchgeführt und benötigte eine Rechenzeit von ca. 127 Stunden.

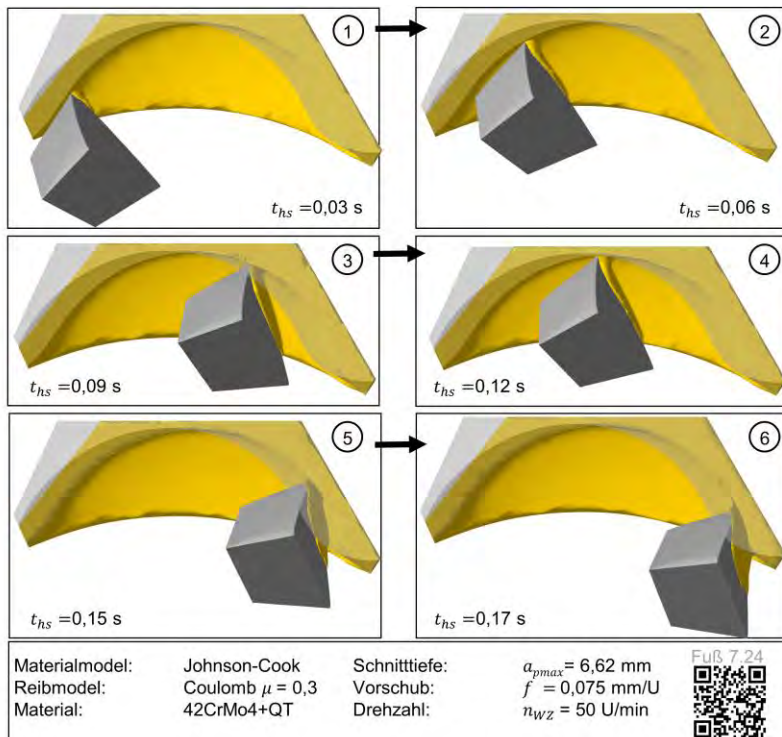


Abbildung 7.24: Übersicht der Spanbildungssimulation beim AK-UR-Verfahren

Die eingestellten Vorschübe betragen $f = 0,075$ mm und $f = 0,1$ mm. Die Simulation konnte nicht über den gesamten Profilausschnitt von 60° erfolgen. Nach $t_{hs} = 0,17$ s kommt es aufgrund des verengten Spanraums zu einer starken Selbstdurchdringung des FE-Netzes. Hierdurch ist es bei der Neuvernetzung nicht möglich, die Werkstückgeometrie aus dem FE-Netz eindeutig zu extrahieren. Als Folge kann kein neues FE-Netz erzeugt werden, wodurch die Simulation an diesem Zeitpunkt gestoppt wird.

Bei der Simulation zeigt sich zu Beginn der Ausstellbewegung eine Kollision des Übergangs zwischen Neben- zu Hauptfreifläche mit der Bohrungswand. In der **Abbildung 7.25** ist dieser Kontakt für den Zeitpunkt $t_{hs} = 0,03$ s dargestellt. In der Simulation lassen sich die Elementknoten, die Kontakt mit der Werkzeugfreifläche haben, hervorheben, wodurch der Kontaktbereich im Werkstück identifiziert werden kann.

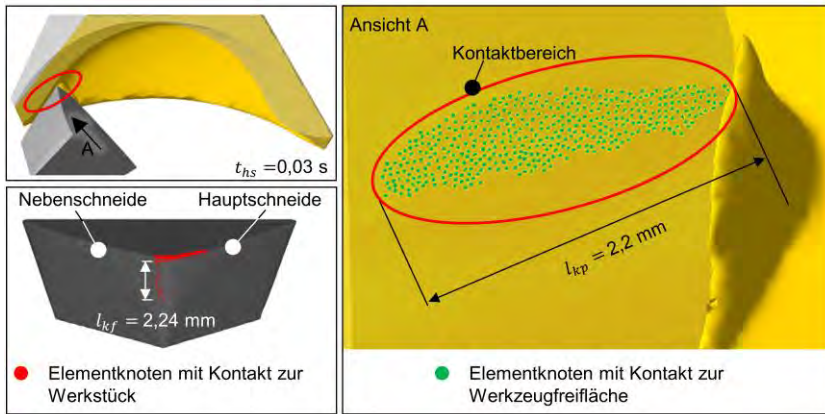


Abbildung 7.25: Freiflächenkontakt zwischen Werkzeug und Bohrungswand

Die Vernetzung der Freifläche erfolgte mit einer geringeren Auflösung als im Bereich der Schneidkante, wodurch sich an der Freifläche nur wenige Kontaktknoten erkennen lassen. In dieser Eingriffssituation kommt es über eine Länge von $l_k = 2,5$ mm zu einem Linienkontakt. Zudem muss beachtet werden, dass es direkt unterhalb der Schneidkante zu einem Freiflächenkontakt kommt. Dieser Kontakt findet über die gesamte Spannungsbreite statt und führt im realen AK-UR-Prozess zu erhöhtem Freiflächenverschleiß. Eine Analyse der digitalisierten Wendeschneidplatte, dargestellt in **Abbildung 7.26** zeigt, dass der vom Hersteller angegebene Keilwinkel von $\beta = 70^\circ$ nur in der Schneidkantenmitte mit geringfügiger Abweichung existiert. Im Bereich der Schneidenecke ist der Keilwinkel grundsätzlich größer. Da die Freifläche eine Balligkeit von $b_a = 0,03$ mm aufweist, variiert der Freiwinkel α entlang der Übergangskante zwischen Haupt- und Nebenfreifläche. Für die betrachtete Querschnittskontur ist ein Freiwinkel von mindestens $\alpha = 20^\circ$ nötig, damit die Wendeschneidplatte ohne Kollision durchs Profil geführt werden kann. Im realen Prozess kommt es aufgrund der vorherrschenden Zerspankräfte zu einer geringen Torsion des Sonderbohrgestänges, was im folgenden Kapitel 7.4 noch behandelt wird.

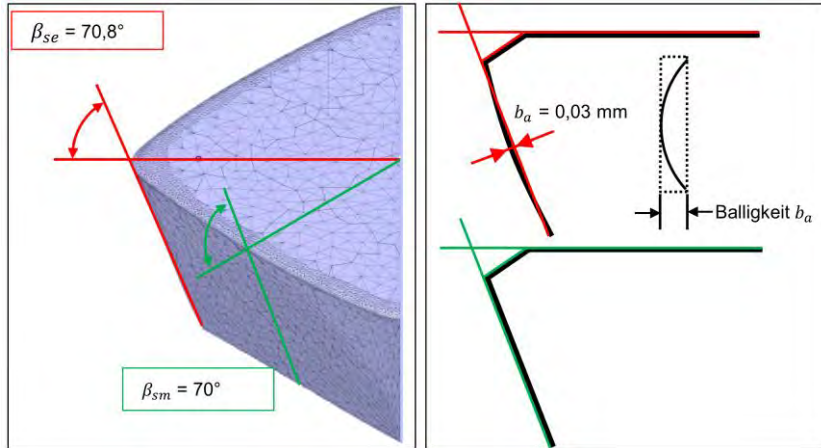


Abbildung 7.26: Detailbetrachtung des Keilwinkels entlang der Schneidkante

Diese Torsion wirkt sich auf die reale Werkzeugbahn und somit auch auf die benötigten Freiwinkel aus. Daher kann nicht sicher gesagt werden, ob die Kollisionsbetrachtung aus der Simulation auf den realen AK-UR-Prozess übertragbar ist. Kommt es zu dieser Kollision ist eine Herabsetzung der Werkzeugstandzeit zu erwarten. Zudem kommt es zu einer Abweichung der erzeugten Profilgeometrie von der vorgesehenen Soll-Kontur, weil Material entlang der bereits bearbeiteten Profilwand verdrängt wird. Dabei ist eine hohe Kräfteinwirkung zu erwarten, die zu Konturverzügen führen kann.

7.3.3 Auswertung der Spanbildung

In der Übersicht der gesamten Spanbildungssimulation (Abbildung 7.24) ist zu erkennen, dass es während dem Durchlaufen einer Profilausbuchtung nicht zu einem Spanbruch kommt. Da innerhalb der Simulationsberechnung keine Trennkriterien definiert sind, kann ein Trennvorgang gar nicht berechnet werden. Ob es zu einem Spanbruch kommen kann, muss durch eine manuelle Betrachtung und Beurteilung der Spandicke h_{ch} in der Simulation oder durch einen Vergleich mit Prozessspänen bewertet werden. Im Bereich des Anschnitts rollt sich der Span in geringem Maß von der Spanfläche weg. Die Spanfläche der Schneidplatte besitzt keinen Spanbrecher, womit der Spanablauf nicht gelenkt wird und der Span entlang der Spanfläche läuft. Durch die Schutzfase der Schneide liegt ein stark negativer effektiver Spanwinkel γ_{eff} vor. Dieser bewirkt, dass es von Beginn an zu einer Vergrößerung der Spandicke h_{ch} kommt. Bis zum Erreichen des maximalen Hubs ist die Schnitttrichtung nahezu orthogonal, weshalb die Spanbildung keine Besonderheit aufweist. Ab dem äußersten Profilpunkt beginnt eine vermehrte Aufstauchung von Material im Bereich der Schneidenecke. Ansicht A in der **Abbildung 7.27** zeigt diesen Vorgang für einen stark negativen Einstellwinkel von ca. $\lambda_s = -55^\circ$, der wie beschrieben durch die radial aus dem Profil heraus gerichtete Schnittbewegung entsteht. Die Spandickenzunahme ist in diesem Bereich der Schneide

noch deutlich höher. Durch die Annäherung der Spanfläche an die schon erzeugte Profilwand wird der Spanraum verkleinert. Da die Profilwand noch entgegen der Bearbeitungsrichtung gekippt ist, ist der verfügbare Raum für den Span zusätzlich eingeschränkt. Ansicht B zeigt, dass es zu einem Klemmen des Spans zwischen Wendeschneidplatte und Bohrungswand kommt.

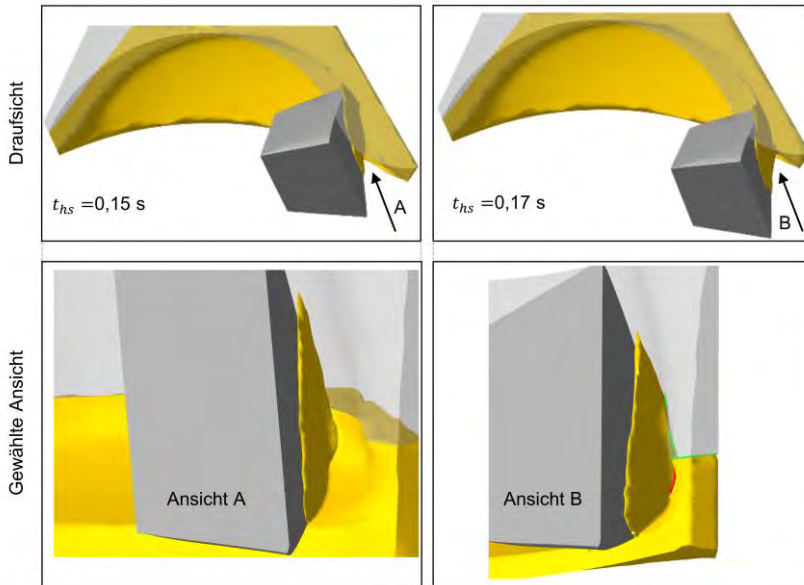


Abbildung 7.27: Betrachtung der Spanbildung

Der Span wird sowohl zwischen Haupt- wie auch Nebenschneide und der Bohrungswand verklemt. Im Bereich der Nebenschneide werden die Elemente extrem verzerrt, weshalb die Neuvernetzung nicht erfolgt und die Simulation ab diesem Zeitpunkt nicht weiter berechnet werden kann. Die mechanische Schneidenbelastung steigt in dieser Situation deutlich an. Dadurch, dass sowohl die Haupt- als auch die Nebenschneide betroffen sind, kommt es zu Querkräften die exponiert auf die Schneidenecke wirken. Im realen Prozess könnte es zu einem Ausbruch der Schneidenecke kommen.

Abbildung 7.28 zeigt einen Vergleich des simulierten und realen Spans aus dem AK-UR-Prozess zum Zeitpunkt des Simulationsabbruchs. Betrachtet werden beide Spanseiten. In der Ansicht der Spanrückseite ist zur besseren Beurteilung, der durch den Simulationsabbruch noch nicht entstandene Spanteil, skizziert. Die Form des simulierten Spans zeigt eine gute Übereinstimmung mit der realen Spanform. Beide Ansichten zeigen, dass die Spankrümmung aus dem Anschnittsbereich deutlich stärker ausgeprägt ist als in der Simulation. Der simulierte Span zeigt lediglich dort wo die Spankrümmung real einsetzt an der Außen- wie auch an der Innenseite diagonal orientierte Einkerbungen. Die Segmentierung der Spanvorderseite und die Oberflächenstruktur der Spanunterseite werden in der Simulation gar nicht abgebildet.

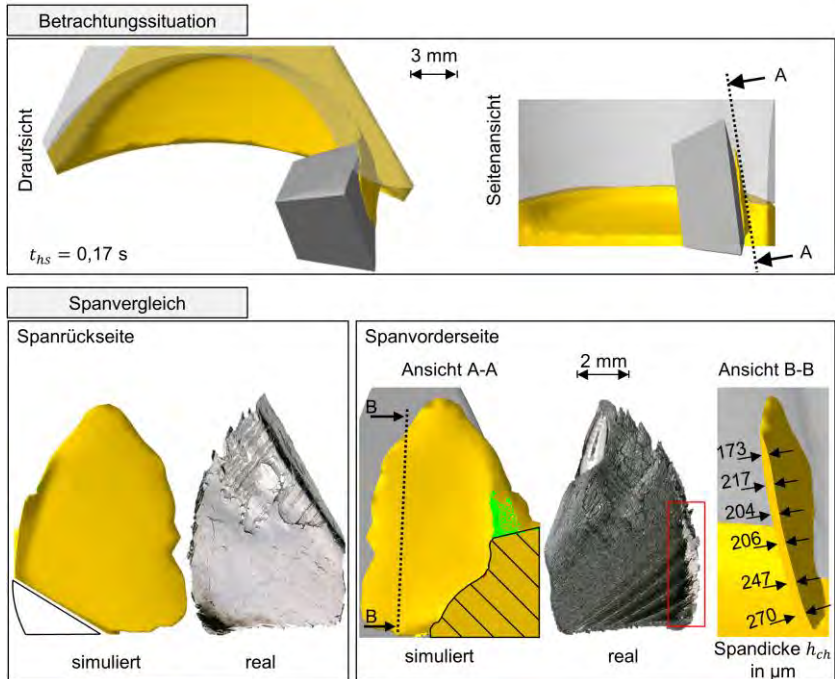


Abbildung 7.28: Vergleich zwischen simuliertem und realem Span

In der Schnittansicht der Spanvorderseite wurden die Elementknoten des Spans, die Kontakt zur Bohrungswand haben, grün markiert. Im Vergleich zeigt sich, dass auch der reale Span markiert durch den roten Kasten in diesem Bereich deutliche Spuren dieser Kontaktsituation aufweist. In der Schnittansicht B-B ist die Spandicke an unterschiedlichen Stellen gemessen. Durch die Werte wird verdeutlicht, dass es zu einer hohen Spanstauchung kommt. Zudem zeigt sich, dass die Neigungswinkeländerung einen Einfluss auf die entstehende Spandicke hat.

7.4 Betrachtung der Bohrrohrelastizität

7.4.1 Beschreibung des Kraftflusses und Erstellung eines Ersatzmodells

Tiefbohrprozesse sind oftmals aufgrund des großen I/D- Verhältnisses durch Schwingungen in Umfangsrichtung gekennzeichnet. Diese Schwingungen werden hauptsächlich durch die gewählten Schnittwerte und den Werkstückwerkstoff beeinflusst. Zudem kann diese Prozessdynamik durch den tribologischen Kontakt zwischen Führungsleiste und Bohrungswand, wobei ein Stick-Slip-Effekt auftreten kann, begünstigt werden [Tha83; Web07; Ber87; Fuß86]. Um die beim Tiefbohren auftretenden Torsionschwingungen des Werkzeugs zu reduzieren, kommen passive Dämpfungssysteme wie, z.B. ein Lanchesterdämpfer, zum Einsatz um den Prozess zu stabilisieren. Auch bei einer guten Wirkungsweise dieser Dämpfungssysteme ist der Bohrkopf durch die Schnittkraft tordiert. Diese durch die Schnittkraft erzeugte rotatorische Verlagerung nimmt auf die Prozessführung keinen großen Einfluss. Beim AK-UR-Verfahren kommt es hingegen bei einer Torsion der Außenstange zu einer sekundären Abweichung der Schneidenposition. Der für den Prozess entwickelte Sonderbohrkopf ist sowohl mit der Außenstange als auch mit der Pendelstange verbunden. Durch diese Tatsache ergibt sich eine torsionsbedingte Abweichung der Werkzeugschneide von der Sollkontur. Diese Abweichung wird im Folgenden detailliert betrachtet, da es beim Einsatz dieses Sonderverfahrens aufgrund der sich dynamisch ändernden Spannungsquerschnitten zu einer schwellenden Belastung kommt. Um die Auswirkung der wechselnden Prozesskräfte auf die Konturtreue bezüglich der Außenstangentorsion zu analysieren muss zu nächst der Kraftfluss betrachtet werden.

Die **Abbildung 7.29** zeigt den Kraftfluss zu einem beliebigen Zeitpunkt im Zerspanprozess. Die Tribologie innerhalb des Systems ist vernachlässigt worden, da die Relativbewegungen von Stahl auf Stahl durchgängig ausreichend mit Schmierstoff versorgt wird.

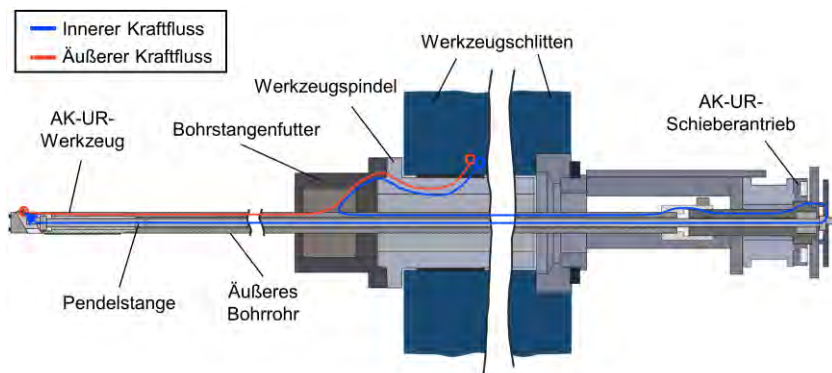


Abbildung 7.29: Kraftfluss im AK-UR-Werkzeugsystem im Zerspanprozess

Als Referenz für den Kraftfluss und die Berechnung wird die Werkzeugspindel festgelegt. Durch die Rotation der Spindel werden die Kräfte ins System eingeleitet und die werkzeugseitigen Prozesskräfte auf die Maschinenstruktur übertragen, so dass hier eine sinnvolle Grenze für den betrachteten Kraftfluss gezogen werden kann. Von dieser Grenze aus laufen zwei weitestgehend unabhängige Kraftflüsse zur Wirkstelle an der Werkzeugschneide. Der erste in rot dargestellte Kraftfluss durchläuft von der Spindel durch das Bohrstangenfutter entlang der Außenbohrstange bis in den Werkzeuggrundkörper. Vom Werkzeuggrundkörper wird die Kraft auf den Schieber und somit zur Wirkstelle übertragen. Es werden dabei nur tangential oder längs zur Bohrachse angreifende Kräfte übertragen, da durch die Führung des Schiebers im Werkzeugkopf keine Kräfte senkrecht zur Werkzeugachse übertragen werden können. Das Drehmoment an der Außenstange ist daher nur durch die Schnittkraft F_c erzeugt. Der zweite in blau gekennzeichnete Kraftfluss läuft von der Spindel aus durch die Außenstange, dem Verbindungsgadaper in den AK-UR-Antrieb. Dort bingt er wie beschrieben ein Drehmoment auf die Pendelstange. Dieses Moment wird durch einen Exzenter auf den Werkzeugschieber übertragen, wodurch die radiale Position des Schiebers festgelegt wird. Die Ausstellbewegung der Schneide wirkt entgegen der Passivkraft F_p des Zerspanvorgangs. Durch diese Kraftflüsse wird verdeutlicht, dass das Torsionsmoment der Außenstange nur durch die Schnittkraft F_c und der Innenstange nur durch die Passivkraft F_p erzeugt wird. Da diese Kräfte im Verlauf einer Umdrehung der Profilkontur variieren und die Stangen jeweils unterschiedliche Torsionssteifigkeit besitzen, kommt es abhängig vom aktuellen Belastungsfall zu einer Beeinflussung der Werkzeugbahn. Erfährt der Werkzeugkopf zum Beispiel aufgrund der Schnittkraft F_c eine Verdrehung durch ein tordiertes Außenrohr findet ebenfalls eine Radialbewegung des Schneidenschiebers statt. Die Pendelstange wird zwar nicht direkt durch die Schnittkraft F_c beeinflusst, allerdings ist der Schieber im Werkzeuggrundkörper zwangsgeführt, weshalb die Torsion der Pendelstange auf die geänderte Passivkraft F_p reagiert.

Um diese Veränderung berechnen zu können, muss eine mechanisches Erstazmodell erstellt werden. Dieses Modell wird auf die wesentlichen Einflussfaktoren für die betrachtung der Torsion beschränkt. Da der Bohrkopf beim Prozess gänzlich mit Tiefbohröl umspült ist und auch in das Sonderbohrgestänge gelangt, ist der Reibungseinfluss gemindert. Zentrales Element für das Modell sind wie in **Abbildung 7.30** dargestellt, die beiden konzentrischen Bohrohre, die an ihren Enden mit unterschiedlichen Drehmomenten beaufschlagt werden. Für die Außen- und Innenstange wird die Einspannung auf der Maschinenseite als starr angenommen, so dass mechanisch betrachtet ein einseitig eingespanntes Rohr tordiert wird. Auf der linken Abbildungsseite sind die durch die Zerspanung angreifenden Kräfte mit den wirkenden Hebelarmen freigeschnitten. Zur Bestimmung des Verdrehwinkels φ_t in Abhängigkeit des Torsionsmoments M_T muss das polare Flächenträgheitsmoment I_p aufgestellt werden. Die hier betrachtete Rohre haben über ihre ganze Länge ein konstanten, geschlossenen Ringquerschnitt. Für diesen Fall gilt, dass das polare Flächenträgheitsmoment I_p gleich dem Torsionsträgheitsmoment I_T ist [Gro14].

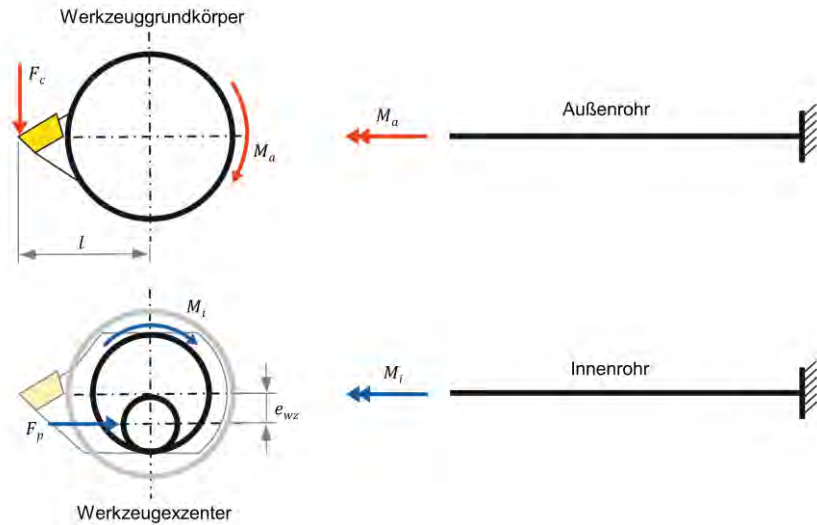


Abbildung 7.30: Mechanisches Ersatzmodell für die beiden Einheiten aus Bohrstange und Werkzeug

In Abhängig des Außen- und des Innendurchmessers lässt sich das Torsionsträgheitsmoment berechnen zu

$$I_T = I_P = \frac{\pi}{2} \times (r_a^4 - r_i^4). \quad (7.3)$$

7.4.2 Analyse der Bohrrohrelastizität hinsichtlich der Kinematik

Die Kräfte, die auf den Werkzeuggrundkörper und auf den Exzenter am vorderen Ende der Pendelstange wirken, sind abhängig vom betrachteten Zeitpunkt und der sich daraus ergebenden Eingriffsbedingung in der Profilkontur. Durch die Gleichung nach Kienzle ist es möglich diese Kräfte angenähert zu berechnen [Kie52]. Um die prozesskraftbedingte Schneidenverlagerung berechnen zu können müssen die variierenden Spannungsbreiten b , die sowohl in die Berechnung der Schnittkraft F_c als auch zur Bestimmung der Passivkraft F_p benötigt wird, zeitabhängig vorliegen. Da das Zielprofil nicht als geschlossene Funktion dargestellt werden kann, wird die Berechnung der Schneidenverlagerung näherungsweise in diskreten Schritten durchgeführt. Es wurde dazu eine Punktwolke bestehend aus 3600 Einträgen, die das Profil wiedergeben, erstellt wie es in Kapitel 7.3.1 beschrieben wurde. Die Punkte liegen immer im gleichen Abstand mit einem Winkelinkrement von $\Delta\varphi = 0,1^\circ$ um den koordinatennullpunkt (der Bohrachse), wodurch das Iterieren über die einzelnen Punkte einer konstanten Maschinendrehzahl entspricht. Ausgangspunkt jedes Berechnungsschritts ist der Drehwinkel der Tiefbohrmaschinenspindel. Dieser entspricht sowohl dem Drehwinkel des hinteren Endes der Außenstange wie auch dem hinteren Ende der Innenstange. In **Abbildung 7.31** ist der im Folgenden beschriebene Algorithmus zur Bestimmung der Schneidenposition mit

Berücksichtigung der Bohrohrrelaxizität dargestellt. Die vorgegebene Startposition beginnt mit dem kleinsten Durchmesser und mit einer angenommenen Spannsbreite von $b = 0$ mm. Zum Startzeitpunkt wird definiert, dass beide Stangen noch nicht durch eine Torsion belastet sind. Damit wird das von der Kurvenschablone vorgegebene Profil originaltreu auf das Werkzeug übertragen. In jedem nun folgendem Berechnungsschritt wird aus dem aktuellen Torsionswinkel von Außen- und Innenstange und dem jeweils von dem AK-UR-Antrieb vorgegebenen Drehwinkel der Drehwinkel der beiden Rohrvorderenden bestimmt. Der Drehwinkel des Außenrohrvorderendes definiert dann die Winkelposition der Schneide. Durch den resultierenden Drehwinkel des Innenrohrvorderendes über den Exzenter wird die radiale Position der Schneide festgelegt.

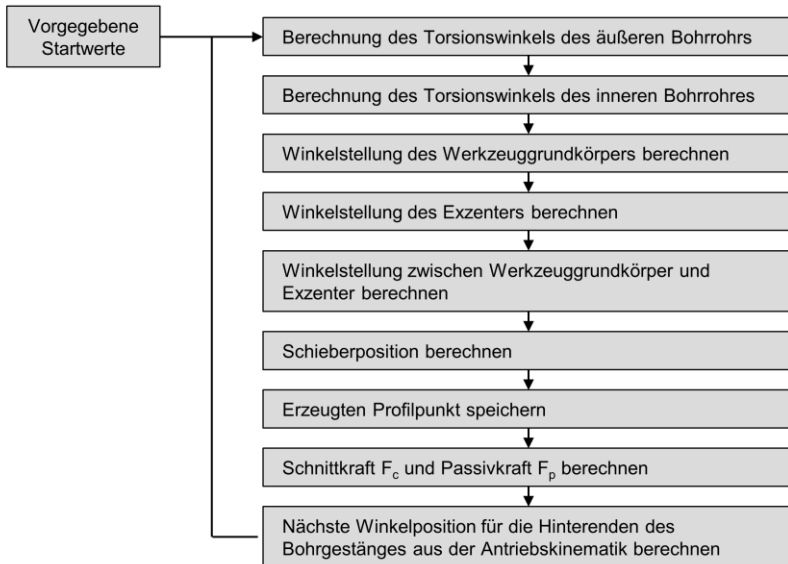


Abbildung 7.31: Algorithmus zur Bestimmung der prozesskraftbedingten Schneideposition

Diese Werte werden in einer Liste abgelegt, aus der sich später das verzerrte Profil darstellen lässt. Für diese Position werden über die Gleichungen von Kienzle die Schnittkraft F_c und die Passivkraft F_p berechnet. Die spezifischen Kräfte und die Anstiegswerte sind in Abhängigkeit des Werkstoffs und der Eingriffsbedingung im AK-UR-Prozess gewählt [Kön81]. Mit den Kräften und den jeweiligen Hebelarmlängen, die für diese Schneidenposition gelten, werden die Momente berechnet. Aus diesen Momenten lassen sich wiederum die Torsionswinkel bestimmen. Diese Werte bilden wieder die Grundlage für den darauffolgenden Berechnungsschritt, womit der aktuelle Berechnungsablauf beendet wird.

Die gesamte Berechnung durch diesen Algorithmus berücksichtigt den statischen Fall. Im realen Prozess kommt es zusätzlich zu dynamischen Effekten, die hier nicht berücksichtigt wurden. In **Abbildung 7.32** sind die berechneten Kräfte in Abhängigkeit der prozessbedingten Schneidenposition dargestellt. Zur besseren Orientierungsmöglichkeit ist die Werkzeugbahn vom Sollprofil über die Zeit mit abgebildet. Für beide Zerspangkraftkomponenten zeigt sich bis zur Mitte der Profilausbuchtung ein langsamer Kraftanstieg. Ihr Kraftmaximum erreichen beide in der zweiten Hälfte der Simulation. Von diesem Punkt fallen die Kräfte schnell auf den Anfangswert ab.

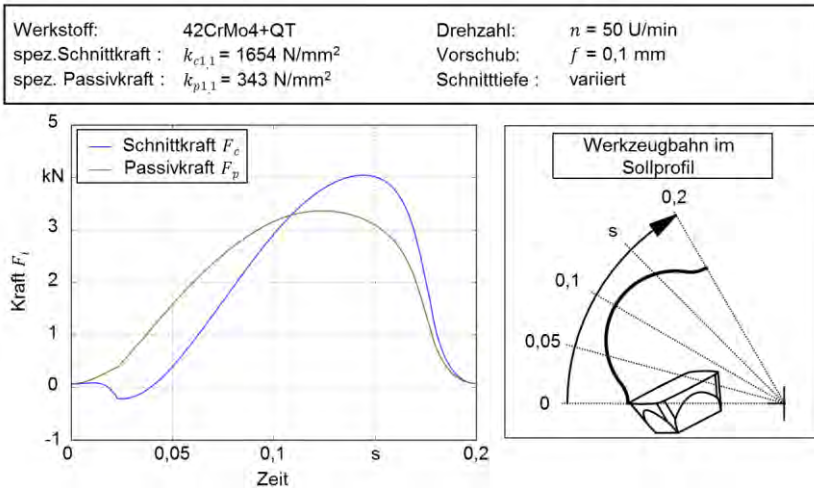


Abbildung 7.32: Verlauf der berechneten Schnittkraft F_c und Passivkraft F_p für ein Konturelement

Abbildung 7.33a zeigt das berechnete Profil im Vergleich zur Sollkontur. Es verdeutlicht, dass die Abweichung zum Sollprofil hauptsächlich nach dem Erreichen der maximalen Schnitttiefe a_p eintritt. Dabei zeigt sich, dass es in diesem Bereich zu einem Überschreiten der Sollschieberstellung und somit zu einem tieferen Profil kommt. Der Grund für diese zu große Ausstellung des Schiebers, ist die verzerzte Winkelstellung des Exzenters zum Werkzeuggrundkörper. Wie erläutert, sind dafür die unterschiedlich angreifenden Kraftkomponenten auf die Bohrrohrenden und die daraus resultierende Torsion dieser verantwortlich. Wird der Werkzeuggrundkörper durch eine steigende Schnittkraft F_c entgegen der Rotationsrichtung verdreht, während sich die Passivkraft auf konstantem Niveau bewegt oder sich nur gering ändert, entspricht dies einem Weiterdrehen des Exzenters während der Grundkörper steht. Diese interne Relativbewegung bewirkt ein Ausstellen des Schiebers mit dem Resultat, dass die Profilkontur radial überschritten wird. Unter ungünstigen Bedienungen ist es gegebenenfalls daher theoretisch möglich, dass der Schieber einen größeren Hub ausführt als es durch die Kurvenschablone vorgegeben wird. Dass die Tendenz der Abweichung vom Sollprofil gut angenähert wird, zeigt die in **Abbildung 7.33b** gezeigte Querschnittskontur einer Versuchsprobe.

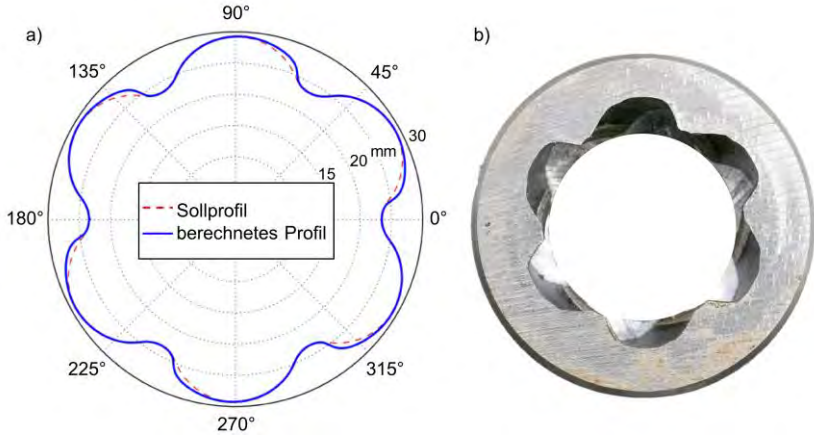


Abbildung 7.33: a) Berechnete Abweichung der Werkzeugbahn vom Sollprofil; b) Querschnittsaufnahme einer gefertigten Probe aus 42CrMo4+QT

Durch die negativen Schnittkräfte wird deutlich, dass der Algorithmus zu Beginn fehlerhafte Berechnungen durchführt. In diesem Bereich führt der Anstieg der Passivkraft und der Schnittkraft zu einer Torsion entgegen der Drehrichtung, womit die Schneide nicht in den Eingriff kommt. Rechnerisch entstehen in diesem Bereich dann fälschlicherweise negative Werte. Durch die Zunahme des Spannungsquerschnitts korrigiert sich die Berechnung wieder. Durch den Vergleich mit den Ergebnissen aus Kapitel 7.2. wird deutlich, dass sich die mit der Gleichung von Kienzle berechneten Kräfte von denen aus dem Analogieversuchsstand ausgewerteten Kräften unterscheiden. Zum einen wird das Aufstauen von Werkstückmaterial vor der Schneide nicht berücksichtigt und zum anderen findet eine starke Extrapolation der Kraftwerte durch die großen Neigungswinkeländerungen statt, weshalb höhere Werte berechnet werden.

Um die aus dem Analogieversuchsstand ermittelten Kräfte für die Berechnung nutzen zu können, müssen aus der Datenreihe bestehend aus 12 Versuchspunkten die Werte zwischen den Einstellungen interpoliert werden. Somit kann bei der Berechnung zur Bohrohrrelaxizität je nach aktueller Position auf einen Kraftwert zurückgegriffen werden. Die somit berücksichtigten Kraftkomponenten bilden eine genauere Abbildung der real entstehenden mechanischen Werkzeugbelastung als diejenigen die mit der Gleichung von Kienzle ermittelt wurden. In **Abbildung 7.34** werden die Zerspankraftkomponenten der Passivkraft F_p und der Schnittkraft F_c unter Berücksichtigung ihrer durch die Bohrohrrelaxizität geänderten Position dargestellt. In der Profilausbuchtung nimmt die Schnitttiefe a_p bis zur ihrem Maximum in der Mitte zu bevor sie wieder sinkt. Das Kraftmaximum der berechneten Schnittkraft F_c verschiebt sich aufgrund der Torsion der Außenstange über den Zeitpunkt der Mittelposition. Die Passivkraft F_p steigt mit kleiner werdendem Neigungswinkel, so dass sie im hinteren Bereich der Profilausbuchtung den Wert der Schnittkraft F_c übersteigt, bevor beide Kraftverläufe abrupt abfallen. Nach dem Übergang in die konkave Profilausbuchtung werden die Schnitttiefen sehr klein und der Neigungswinkel wieder groß, wodurch nur geringe

mechanische Belastungen auf das Werkzeug wirken. Die durch die Analogieversuche berechneten Kraftverläufe zeigen gegenüber denen, die mit der Gleichung nach Kienzle berechnet wurden, ein gänzlich anderes Kraftniveau. Im Vergleich mit Abbildung 7.32 zeigt sich, dass die aus den Analogieversuchen ermittelten Kräfte bezüglich der Schnittkraft um ca. 50% geringer und die der Passivkraft um ca. 15% geringer sind als nach der Kienzle-Gleichung berechnet.

Werkstoff: 42CrMo4+QT	Drehzahl: $n = 50 \text{ U/min}$
Schnittkraft : Berechnet aus Analogieversuchen	Vorschub: $f = 0,1 \text{ mm}$
Passivkraft : Berechnet aus Analogieversuchen	Schnitttiefe : variiert

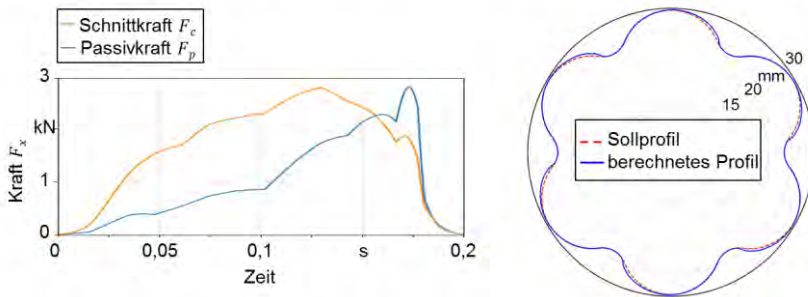


Abbildung 7.34: Verlauf der aus den Analogieversuchen ermittelten Zerspankraftkomponenten unter Berücksichtigung der Bohrröhrelastizität und ihren Einfluss auf die Abweichung der Werkzeugbahn

Mittels der Kraftverläufe lässt sich, wie beschrieben, der Einfluss durch die Bohrröhrelastizität auf die Abweichung der Werkzeugbahn berechnen. Diese Abweichung vom Sollprofil ist in einer Gegenüberstellung skizziert. Die größte Abweichung zwischen Sollprofil und berechneter Werkzeugbahn ist wie auch schon bei der ersten Berechnung in der zweiten Konturhälfte. Durch die geringeren Kräfte ist sie im Betrag etwas kleiner. Obwohl das Verhältnis der Kraftverläufe von Passiv- zu Schnittkraft bei den unterschiedlichen Kraftbestimmungen konträr ist, wirkt es sich auf die Berechnung des Algorithmus nicht deutlich aus.

Durch die Gegenüberstellung des berechneten Profils mit der Bohrprobenkontur wurde verdeutlicht, dass der Ansatz des entwickelten Algorithmus bei kurzer Rechenzeit eine Vorhersage zur Auswirkung der Bohrröhrelastizität auf die Profiligenauigkeit machen kann. Dieser Zusammenhang könnte unter Umständen inverse genutzt werden, um ein Konturprofil zu berechnen, welches die Bohrröhrelastizität kompensiert und das Sollprofil in besserer Übereinstimmung trifft.

7.5 Strömungsanalyse der Kühlschmierstoffverteilung

Da es sich beim AK-UR-Verfahren um eine Innenbearbeitung handelt ist der Platz für die Spanabfuhr aufgrund des umschließenden Werkstücks grundsätzlich eingeschränkt. Durch die außergewöhnliche wechselnde Eingriffsbedingung der Schneide ist die Spanraumgröße abhängig von der Position im Profil unterschiedlich groß. Gerade beim Rückzug durch das große konvexe Kreissegment besteht die Gefahr, dass der entstehende Span zwischen Spanfläche und Bohrungswand verklemt wird. Der axiale Bearbeitungsvorschub erfolgt in Richtung der Werkzeugspindel, weshalb es sich beim AK-UR-Verfahren um eine ziehende Prozessführung handelt. Aus diesem Grund ist die Querschnittsfläche in Kühlmittelflussrichtung vor dem Werkzeug schon mit einer gedallten Profilkontur versehen. Wie beim klassischen BTA-Tiefbohren wird das Tiefbohröl von außen durch einen BOZA zugeführt. Dabei umfließt es den Ringraum zwischen Bohrröhr und Führungsböhrungswand bis zur Wirkstelle. Die Wirkstelle liegt durch die hohen Schnitttiefen auf einem deutlich höheren Querschnittsbereich als der Ringspalt durch den das Kühlschmiermittel fließt. Ob das Tiefbohröl seine primären Aufgaben des Kühlens, Schmierens und des Transports ausreichend erfüllen kann, ist für den AK-UR-Prozess schwierig vorauszusehen. Da das Strömungsverhalten wegen der Unzugänglichkeit nicht untersucht werden kann, wurde eine Computational Fluid Dynamics (CFD)-Simulation des Prozesses erstellt. Für die Simulation wurde das für Zerspanungsprozesse geeignete SST- $k-\omega$ Turbulenzmodell nach Menter eingesetzt [Men94]. In **Abbildung 7.35** sind die Ergebnisse dieser Simulation aus unterschiedlichen Perspektiven dargestellt.

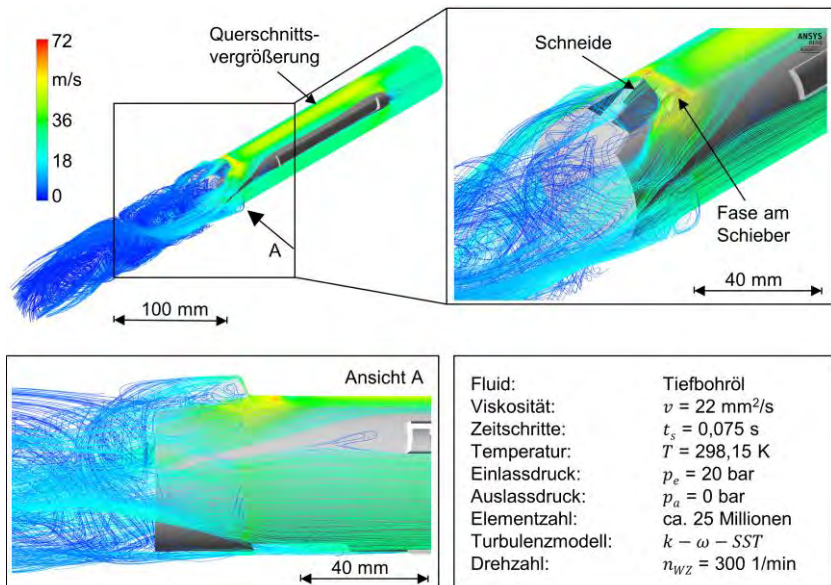


Abbildung 7.35: CFD- Simulation des AK-UR-Prozesses

In den Ergebnisdarstellungen ist das Werkstück ausgeblendet und der Kühlmittelstrom durch Strömungslinien gezeigt. Diese sind in Abhängigkeit der Strömungsgeschwindigkeit farblich skaliert.

Der Werkzeuggrundkörper wurde am Umfang auf Höhe der Schneide mit eine Fase versehen. Durch diese Querschnittsöffnung sollte ein größerer Tiefbohrvolumenstrom in Richtung der Wirkstelle geleitet werden. Im Übersichtsbild zeigt sich, dass die Strömungslinien in diesem Bereich eine höhere Strömungsgeschwindigkeit annehmen. Hinter dem Werkzeug ist die Querschnittsfläche für den Volumenstrom um ein Vielfaches größer, wodurch die Strömungsgeschwindigkeiten bis auf Null absinken. Allerdings zeigt sich in diesem Bereich aufgrund der Profilkontur mit eingebrachter Steigung eine deutliche Verwirbelung. Die Simulation ist für den Prozesszeitpunkt mit der maximalen Hubhöhe durchgeführt worden. In diesem Zeitpunkt ist die Differenz zwischen der Richtung des Kühlschmiermittelvolumenstroms und der Wirkstellenposition am größten. Im Detailbild ist deutlich zu erkennen, dass an der Stirnseite des Schneidenschiebers die höchsten Strömungsgeschwindigkeiten von bis zu $\dot{v}_{max} = 72$ m/s erreicht werden. Ein Teil des Schiebers ist im Eingriffszeitpunkt axial noch in der Führungsbohrung. Damit es zwischen Schieber und Vorbohrung nicht zu einer Kollision kommt, ist dieser links und rechts mit einer Fase versehen. Im Detailbild und in der Ansicht A zeigt sich, dass durch die Fasen der Kühlmittelstrom, der durch die Querschnittsvergrößerung auf die Schneide gerichtet ist, geteilt wird. Durch diese Ablenkung wird der Hauptanteil des Volumenstroms von dem Bereich der Wirkstelle weggeleitet. Durch die Vertiefung zwischen Schieber und Führung zeigen sich turbulente Strömungslinien, die die Spanabführung positiv unterstützen können. Die Strömungslinien oberhalb der Schneide ergeben sich aus dem infinitesimalen Spalt zwischen Schneide und Werkstück, der sich durch die geometrische Positionierung nicht verhindern lässt. Diese sind für die Bewertung der Kühlmittelströmung irrelevant, da es im realen Prozess diesen Freiraum aufgrund der Spanbildung gar nicht gibt. Die Simulation verdeutlicht, dass das Tiefbohröl die Wirkstelle nicht mit einer hohen Strömungsgeschwindigkeit erreicht, wodurch der Späneabtransport nicht zusätzlich gerichtet unterstützt wird.

8 Zerspanungsuntersuchungen tiefer Bohrungen mit nicht kreisförmigen Querschnitten

Im folgenden Kapitel werden die Ergebnisse zu den experimentellen Versuchsreihen vorgestellt und analysiert. Zu Beginn wird die Variation des Schieberkopfs, die einen deutlichen Einfluss auf die Ausstellkinematik hat, untersucht. In einer weiteren Versuchsreihe wird der Einfluss der Schneidengestalt untersucht und dargestellt, wie sich diese Variation auf die Prozesssicherheit und Konturgenauigkeit auswirkt. In weiteren Untersuchungen wird betrachtet inwiefern der Werkstoff und eine Änderung der Querschnittskontur die Umsetzung des AK-UR-Verfahrens beeinflusst. Mit Blick auf die industrielle Anwendung wird eine Werkzeugstandzeituntersuchung durchgeführt und Strategien zum Wendeschneidplattenwechsel untersucht.

8.1 Variation der Ausstellkinematik

Das AK-UR-Werkzeug besteht aus einem Grundkörper und einem montierten Schieberkopf. Im Schieberkopf führt sich der, durch die Innenmechanik des Werkzeugs angetriebene, Schneidplattenschieber. Durch zwei unterschiedliche Schieberköpfe konnte die Ausstellkinematik variiert werden. **Abbildung 8.1** skizziert den Einfluss der unterschiedlichen Ausstellkinematiken auf die Eingriffsbedingungen und die Ausstell- und Führungssituation im Prozess. Obwohl sich die effektiven Einstellwinkel voneinander unterscheiden nimmt diese Variation keinen Einfluss auf den Spannungsquerschnitt A . Die Beträge der Zerspankraftkomponenten sind abhängig vom Einstellwinkel und daher unterschiedlich groß.

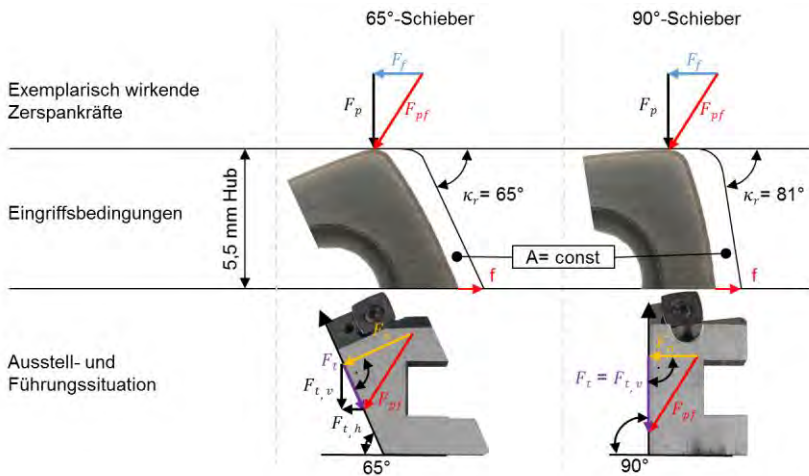


Abbildung 8.1: Skizzenhafte Darstellung der Eingriffsbedingungen und der Ausstell- und Führungssituation bei der Variation der Ausstellkinematik

Um die Kraftübertragung der auftretenden Zerspankraftkomponenten auf das Werkzeugsystem betrachten zu können sind, diese Kräfte exemplarisch mit der identischen Vektorlänge angetragen. Die Schnittkraft belastet unabhängig von der Ausstell- und

Führungssituation über den Werkzeugkopf gleichermaßen die Außenstange des Sonderbohrgestänges und die Passivkraft belastet die Innenstange da sie auf den Exzenternocken der Werkzeuginnenmechanik drückt. Um zu beschreiben wie die Vorschubkraft bei den beiden Schiebervariationen vom Werkzeugsystem aufgenommen wird, wurde exemplarisch ein Kraftvektor F_{pf} aus der Passivkraft und der Vorschubkraft gebildet. Dieser Kraftvektor greift beim 90° -Schieber an der vertikalen Führungsfläche und beim 65° -Schieber an der schiefen Ebene an. Um die Kraftübertragung auf den Exzenternocken berechnen zu können muss dieser Vektor in Normal- und Tangentialkomponenten zerlegt werden, die sich jeweils an der Ebene orientieren an der sie angreifen. Um die Belastung der Innenstange beim der schrägen Schieberausführung zu erhalten, muss die Tangentialkomponente noch ein weiteres Mal in Vertikal- und Horizontalkomponenten aufgeteilt werden. Da beide Schieberausführungen in der Skizze mit dem gleichen exemplarischen Kraftvektor F_{pf} belastet werden, wird durch den Vergleich des vertikalen Kraftanteils der Tangentialkomponente $F_{t,v}$ deutlich, dass die auf den Exzenternocken übergebene Kraft beim 90° -Schieber deutlich größer ist als bei der schrägen Ausführung. Es zeigt sich, dass beim schrägen Schieber ein Teil der Tangentialkraftkomponente durch den Werkzeuggrundkörper aufgenommen wird.

Abbildung 8.2 zeigt eine Übersicht der Versuchsprobenquerschnitte und ihren Kammergründen, die bei variierendem Vorschub f und variierender Schnittgeschwindigkeit v_c mit den beiden Ausstellkinematiken im Werkstoff Aluminium erzeugt wurden. Die Versuche sind mit der Standard Wendeschneidplatte und der Innensechsrund-Kontur durchgeführt worden. Durch die Übersicht kann deutlich erkannt werden, dass die Oberflächen der Kammergründe unter Verwendung des 90°-Schiebers starke Welligkeiten aufweisen, wobei der Vorschub f als auch die Schnittgeschwindigkeit v_c keinen erkennbaren Einfluss auf die Ausbildung der Oberflächengüte nehmen. Die Konturgenauigkeit hingegen nimmt mit diesem Schieber bei einer Drehzahlerhöhung ab. Die Proben aus der Versuchsreihe mit dem 65°-Schieber zeigen mit Zunahme der Drehzahl auf den Kammergründen geringere Strukturierungstiefen, in erhöhter Anzahl.

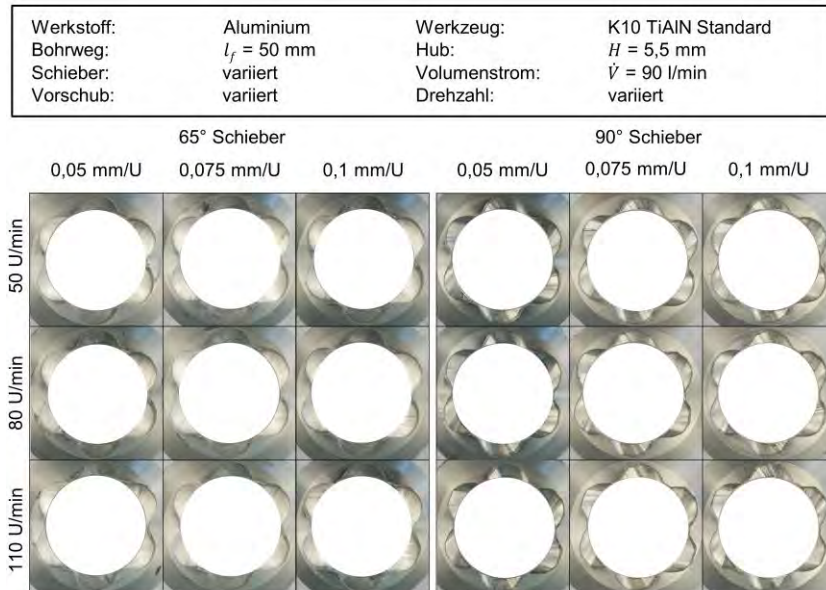


Abbildung 8.2: Übersicht der Versuchsprobenquerschnitte bei variierendem Vorschub f und variierender Schnittgeschwindigkeit v_c unter Variation der Ausstellkinematik in Aluminium

Um eine Aussage über die Konturabweichung in Abhängigkeit der Versuchsvariationen zu erhalten, wurde die Querschnittsflächen ermittelt und in **Abbildung 8.3a** dargestellt. Die Soll-Querschnittsfläche abzüglich der Vorbohrungsfläche beträgt $A_{pqSoll,6} = 618$ mm² und wird durch keinen Versuch erreicht. Da der Ausstellhub des Werkzeugs lastfrei eingemessen wird, ist eine Abweichung durch Prozesskräfte, die sich in einer reduzierten Querschnittsfläche zeigen, zu erwarten. Für die beiden Ausstellkinematiken zeigen sich unterschiedliche Verläufe. Grundsätzlich werden mit dem 65°-Schieber größere Querschnittsflächen als mit dem 90°-Schieber gefertigt. Eine Vorschuberrhöhung führt unabhängig von der Ausstellkinematik zu einer Reduzierung der Querschnittsfläche, was auf die größere mechanische Belastung zurückzuführen ist. Die Vorschubänderung wirkt sich bei der orthogonalen Ausstellkinematik deutlicher auf die Flächenreduzierung aus. Durch die unterschiedliche Führungssituation der

Schieber (siehe Abbildung 8.1) im Schieberkopf ist dies auch belegbar. Die vertikal auf den Exzenternocken wirkende Kraft $F_{t,v}$ ist beim 90°-Schieber höher, was zu einem größeren Einfluss mit Zunahme des Vorschubs führt. Die Drehzahlerhöhung wirkt sich bei der schrägen Ausstellkinematik nicht wesentlich auf die Querschnittsfläche aus. Beim 90°-Schieber führt eine Drehzahlerhöhung zu einer Verringerung der Profilquerschnittsfläche. In der Übersicht der Versuchsprobenquerschnitte (Abbildung 8.2) zeigt sich, dass die Ausbuchtung mit zunehmender Drehzahl eckig wird und zwei Kanten innerhalb der Ausbuchtung entstehen. In den Grundlagenuntersuchungen werden zwei Einflüssen beschrieben, die für die Ursache dieser Konturabweichung verantwortlich sein können. Zum einen erreicht im Bereich der ersten Fehlstelle die resultierende Beschleunigung der Wendeschneidplatte ihren maximalen Wert. Zum anderen kam es im Bereich der zweiten Fehlstelle in den Untersuchungen zum Einfluss des Neigungswinkels zu einem hohen plötzlichen Anstieg der Passivkraft. Durch diese beiden genannten Einflüsse kommt es zu einer plötzlichen Änderung der Eingriffsbedingung, wodurch die Fehlstellen entstehen.

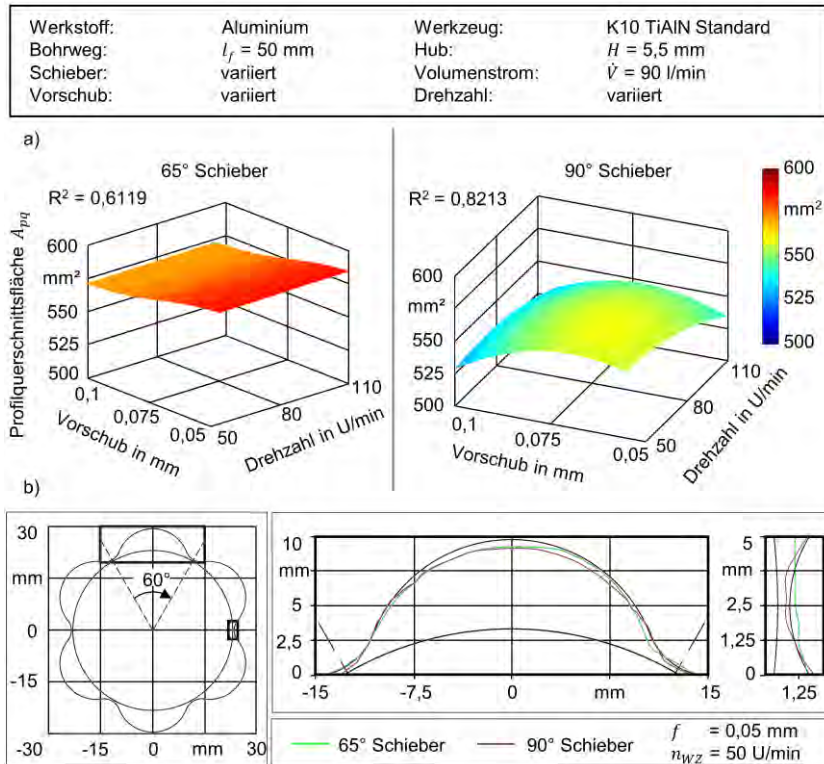


Abbildung 8.3: a) Auswertung der Querschnittsfläche bei variierenden Prozessparametern und Ausstellkinematiken; b) Detailbetrachtung der Konturgenauigkeit bei variierender Ausstellkinematik

Abbildung 8.3b zeigt eine Detailbetrachtung der Konturtreue bei variierender Ausstellkinematik. Die für die Analyse relevanten Bereiche der konkaven und konvexen Kreissegmente sind zusammen mit der Soll-Kontur vergrößert gegenübergestellt. Das Fertigungsergebnis durch den 90°-Schieber zeigt eine hohe Konturtreue bei der geringsten Werkzeugdrehzahl von $n_{WZ} = 50$ U/min. Die Abweichung korreliert mit der Schnitttiefenänderung und erreicht entsprechend ihr Maximum im höchsten Ausstellpunkt. Die durch den 65°-Schieber erzeugte Kontur verläuft bis zur maximalen Schnitttiefe a_p nahezu identisch. Ab der höchsten Konturtiefe nähert sie sich mit einer geringeren Steigung der Soll-Kontur. Durch die veränderlichen Spannungsquerschnitte in Abhängigkeit der Profilkontur entstehen unterschiedliche Beträge der Zerspankraftkomponenten, wodurch das gesamte Werkzeugsystem unterschiedlich stark belastet wird und sich unterschiedlich verspannt, wodurch sich die Abweichungen erklären lassen. Der mit dem 65°-Schieber erzeugte Konturverlauf in der zweiten Kreissegmenthälfte ist durch die unterschiedlichen Ebenen des Profilabgriffs und der Ausstellbewegung, die entgegen der Vorschubbewegung vollzogen wird, erklärbar. Der Einfluss dieser Ausstellkinematik auf die Konturgenauigkeit ist in Kapitel 7.1.1 detailliert beschrieben.

Beim Einsatz des AK-UR-Verfahrens sind die Eingriffsbedingungen nur geringfügig mit konventionellen Zerspanprozessen vergleichbar. Die Grundlagenuntersuchungen haben gezeigt, dass die Veränderungen des Neigungswinkels in hohem Maße die Passivkraftkomponente beeinflussen und auch die Belastung durch die Schnittkraftkomponente nicht eindeutig vorherzusagen ist. Durch die Herleitung des Kraftflusses in Kapitel 7.4 wurde beschrieben, dass die Schnittkraftkomponente hauptsächlich auf die Außenstange und die Passivkraftkomponente durch den Exzenter auf die Innenstange wirkt. Die gemessenen Torsionsmomente des Sonderbohrgestänges wird für einen Vorschub von $f = 0,05$ mm und einer Werkzeugdrehzahl von $n_{WZ} = 50$ U/min für beide Ausstellkinematiken in **Abbildung 8.4** dargestellt.

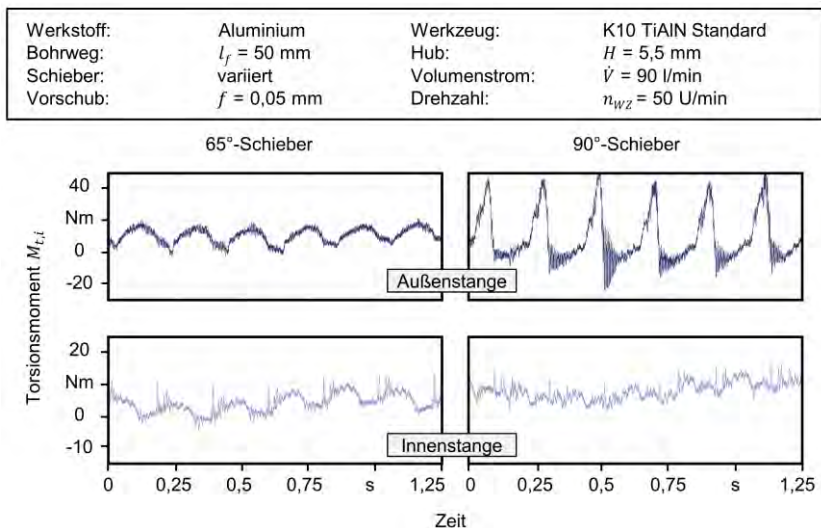


Abbildung 8.4: Torsionsbelastung des Sonderbohrgestänges bei Variation der Ausstellkinematik

Die Diagramme der Außenstangen zeigen für die unterschiedlichen Eingriffskinematiken überraschenderweise deutlich voneinander abweichende Torsionsmomente. In der Abbildung 8.1 wird gezeigt, dass trotz ungleicher Einstellwinkel der Spannungsquerschnitt konstant bleibt, wodurch auch eine gleichbleibende Zerspankraft entsteht. Durch einen größeren Einstellwinkel nimmt im Normalfall die Schnittkraft F_c ab, die Vorschubkraft F_f nimmt zu und die Passivkraft F_p sinkt. Die Entstehung der vorliegenden Torsionsmomente kann nicht direkt durch die unterschiedliche Prozessführung erklärt werden und erforderte eine detaillierte Analyse. Für den 65° -Schieber ist eine gleichmäßige Tordierung in Abhängigkeit der Schnitttiefenänderung erkennbar. Beim 90° -Schieber zeigt sich zu Beginn der Schnitttiefenzunahme ein ähnlicher Momentenanstieg bevor das Torsionsmoment extrem ansteigt und abrupt fällt. Darauf folgend zeigt sich ein Bereich in dem das Torsionsmoment hochfrequent um den Nulldurchgang schwingt. Dabei klingt die Amplitude ab, bevor es wieder mit der Schnitttiefenzunahme in der darauffolgenden Kammer zu einem gleichmäßigen Momentenanstieg kommt. Aufgrund der stark voneinander abweichenden mechanischen Belastungen wird im Folgenden der AK-UR-Prozess mit dem 90° -Schieber detailliert betrachtet.

Der Zerspanprozess mit dem AK-UR-Verfahren lässt sich in drei Phasen entlang des Bohrwegs l_f unterteilen. Neben der Phase des Werkzeugeintritts gibt es den stationären Prozess und die Austrittsphase. Die **Abbildung 8.5** zeigt einen Prozess mit dem 90° -Schieber in Aluminium ohne die Austrittsphase.

Werkstoff:	Aluminium	Werkzeug:	K10 TiAlN Standard
Bohrweg:	$l_f = 50 \text{ mm}$	Hub:	$H = 5,5 \text{ mm}$
Schieber:	90°	Volumenstrom:	$\dot{V} = 90 \text{ l/min}$
Vorschub:	$f = 0,05 \text{ mm}$	Drehzahl:	$n_{WZ} = 50 \text{ U/min}$

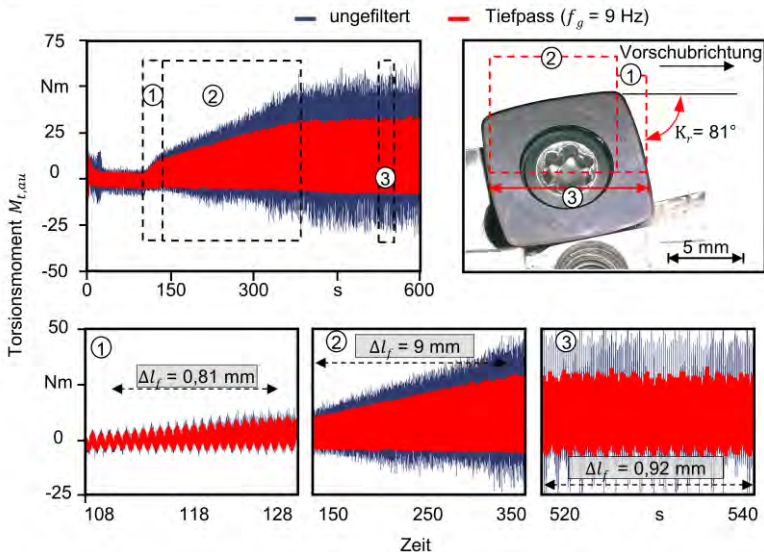


Abbildung 8.5: Darstellung zur Außenstangentorsion mit dem 90° -Schieber mit zunehmendem Bohrweg l_f

In der dargestellten Kraftaufzeichnung zeigt sich über den Bohrweg von $\Delta l_f = 0,81$ mm ein gleichmäßiger Anstieg des Torsionsmoments. Durch eine Berechnung mit dem Einstellwinkel und dem maximalen Hub lässt sich Nachweisen, dass dieser Zeitbereich die Werkzeugeintrittsphase ist. Der Anstieg des Torsionsmoments korreliert in diesem Prozessabschnitt mit dem stetig ansteigenden Spannungsquerschnitt. Das am Ende diesen Zeitbereichs anliegende und im Normalfall zur stationären Phase zuordenbare gemittelte Torsionsmoment ist ca. um $\overline{\Delta M}_{t,au} = 2$ Nm geringer als bei dem Prozess mit dem 65°-Schieber. Dieser Belastungswert bestätigt den Zusammenhang zwischen dem größeren Einstellwinkel und der daraus resultierenden geringeren Schnittkraftbelastung. Darauffolgend steigt das Torsionsmoment stetig über einen Bohrweg von $\Delta l_f = 9$ mm an und bleibt von diesem Wert an konstant. Für diesen Anstieg gibt es keinen offensichtlichen Grund, weshalb die Eingriffsbedingung detaillierter analysiert wurde.

In **Abbildung 8.6a** ist der Schneideneingriff aus Richtung der Werkstückspindel in skizzierter Form für einen Bohrweg von $l_f = 4$ mm im Punkt des größten Ausstellhubs dargestellt. In der Ansicht A ist das Werkstück transparent abgebildet, wodurch erkennbar ist, dass die Nebenschneide im Bereich zur Schneidenecke mit der gefertigten Profilwand (rot markiert) in Kontakt kommt. Dieser ungeplante Eingriff der Nebenschneide ins Material liegt in der Profilsteigung begründet.

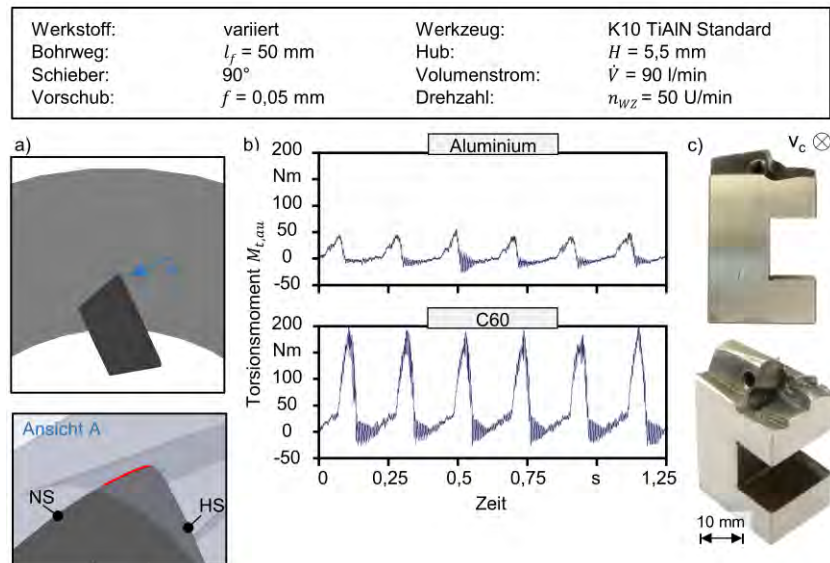


Abbildung 8.6: a) Eingriffssituation des 90°-Schiebers in bei einem Bohrweg von $l_f = 4$ mm; b) Vergleich der mechanischen Belastung in Abhängigkeit des Werkstoffs, c) Schaden am Schieber nach Wendeschneidplattenbruch

Abbildung 8.6b zeigt die Torsionsmomente der Außenstange in Abhängigkeit des Materials. Deutlich ist zu erkennen, dass durch die beschriebene Kontaktsituation die Schnittkraft F_c im Werkstoff Stahl noch um ein Vielfaches ansteigt. Dies ist auf den größer werdenden Spannungsquerschnitt zurückzuführen. Durch die geringere Festigkeit

des Aluminiums wird der Werkstoff durch diesen Kontakt verdrängt, weshalb die auftretende Belastung geringer ist. Während der maximalen Belastung im Stahlwerkstoff wird ein Torsionsmoment von $M_{t,au} = 197 \text{ Nm}$ aufgenommen. Bei dieser Belastung kommt es zu einem spontanen Werkzeugbruch, so dass keine sichere Prozessführung umgesetzt werden konnte. Das gemessene Torsionsmoment aufgrund der hohen anliegenden Schnittkraft führt zu einem Überschreiten der Zugfestigkeit der zur Befestigung der Wendeschneidplatte verwendeten Schraube. Bei einem Versagen der Schraube kippt die Schneide über die Nebenschneide und verklemmt sich zwischen Schneidenschieber und Werkstück. Dabei wird wie in Abbildung 8.6b anhand von zwei Ansichten dargestellt der Plattensitz und fast immer der gesamte Schieber beschädigt.

8.2 Untersuchungen zum Einfluss der Schneidengestalt

Die Eingriffsbedingungen beim AK-UR-Verfahren wurden in den vorangegangenen Kapiteln ausführlich beschrieben. Eine sichere Prozessführung mit dem Verfahren gilt aufgrund der Vielzahl an Einflüssen und daraus resultierenden Problemen als anspruchsvoll. Die im Folgenden durchgeführten und analysierten Versuchsreihen mit angepassten Schneiden sollen ihr Potenzial herausstellen, die Prozesssicherheit und die Bauteilqualität positiv zu beeinflussen. Die Schnitttiefe im Verhältnis zur Wendeschneidplattengröße ist beim AK-UR-Verfahren mit $a_{p,max} = 5,5$ mm deutlich höher als beim konventionellen Drehen. Damit die mechanische Belastung für die Wendeschneidplatte und auch die Torsionsbelastung für das Sonderbohrgestänge nicht zu hoch wird, wird der Vorschub moderat gewählt. Der Vorschubwert von $f_{max} = 0,1$ mm wird im Rahmen dieser Arbeit in keiner Versuchsreihe überschritten. Die Standard-Wendeschneidplatte ist umlaufend mit einer Fase von ca. $b_{sf} = 190$ μ m versehen. Durch die geringen Vorschubwerte ergibt sich ein stark negativer effektiver Spanwinkel γ_{eff} . Durch diesen ist zu erwarten, dass es zu einer höheren Spanstauchung und somit auch zu einer höheren mechanischen und auch thermischen Belastung der Schneidkante kommt. Um diesen Einfluss beim AK-UR-Verfahren zu analysieren, wurde eine Sonderanfertigung ohne Fase mit einem Spanwinkel von $\gamma = 0^\circ$ untersucht. Die Spanbildung ist sowohl durch die variierenden Eingriffsbedingungen als auch den zur Verfügung stehenden Spanraum beeinflusst. Die im Kapitel der Grundlagen vorgestellte Spanbildungsanalyse hat gezeigt, dass es zu einem Einklemmen des Spans zwischen Schneide und Werkstück kommen kann. Um den Spanablauf positiv zu beeinflussen, wurde noch zusätzlich eine Wendeschneidplatte ohne Fase und ohne Beschichtung eingesetzt. Die Spanfläche dieser Hartmetallplatte wurde abschließend noch poliert um, die Reibverhältnisse zu optimieren.

Die folgende **Abbildung 8.7** zeigt die durch die auftretenden mechanischen Werkzeugbelastungen am Sonderbohrgestänge angreifenden Torsionsmomente, bei der Zerspannung von Aluminium in Abhängigkeit der unterschiedlich gestalteten Wendeschneidplatten. Das Torsionsmoment an der Außenstange unterscheidet sich deutlich in Abhängigkeit der eingesetzten Schneidplatte. Wird das Standardwerkzeug mit umlaufender Schutzfase eingesetzt kann mit $\overline{\Delta M}_{t,au} = 19,41$ Nm die höchste mechanische Belastung gemessen werden. Das gemessene Torsionsmoment der Außenstange wird durch die Schnittkraft erzeugt. Schon in den Grundlagenuntersuchungen (siehe Abbildung 7.17) zeigte sich, dass für die erste Hälfte der Ausbuchtung, bei der der Neigungswinkel von $\lambda_s = 5$ bis $-32,5^\circ$ variiert, niedrigere Schnittkräfte mit den Schneiden ohne Schutzfase entstehen. Es bestätigt sich, dass der positivere Spanwinkel bei den Schneiden ohne Schutzfase zu geringeren Schnittkräften führt. Das tribologische Reibverhalten auf der Spanfläche kann mit Tiefbohröl bei der polierten Variante besser sein, als mit einer aufgetragenen Beschichtung. Dadurch lässt sich die etwas geringere mechanische Belastung, die beim Prozess entsteht erklären. Wird die Betrachtung auf die ungefilterten Messaufzeichnungen gelegt, ist zu erkennen, dass sich die entstehenden Schwingungen zwischen dem Standardwerkzeug und den angepassten Werkzeugen unterscheidet. Bei beiden Typen zeigen sich Schwingungen im konkaven Profildbereich. Bei der Ausbuchtung hingegen zeigen sich für das Standardwerkzeug im Bereich der ersten Hälfte der Aus- und Einfahrbewegung keine Schwingungen. Es ist zu vermuten, dass in diesem Bereich Teile des Werkstoffs anstatt über die Spanfläche unter der

Schneide hindurchgedrückt werden. In diesem Fall kommt es aufgrund von Normal- und Tangentialkräften an der Freifläche zu einer höheren Vorschub und Schnittkraft, die das System verspannt und somit dämpfend wirkt [Mer45].

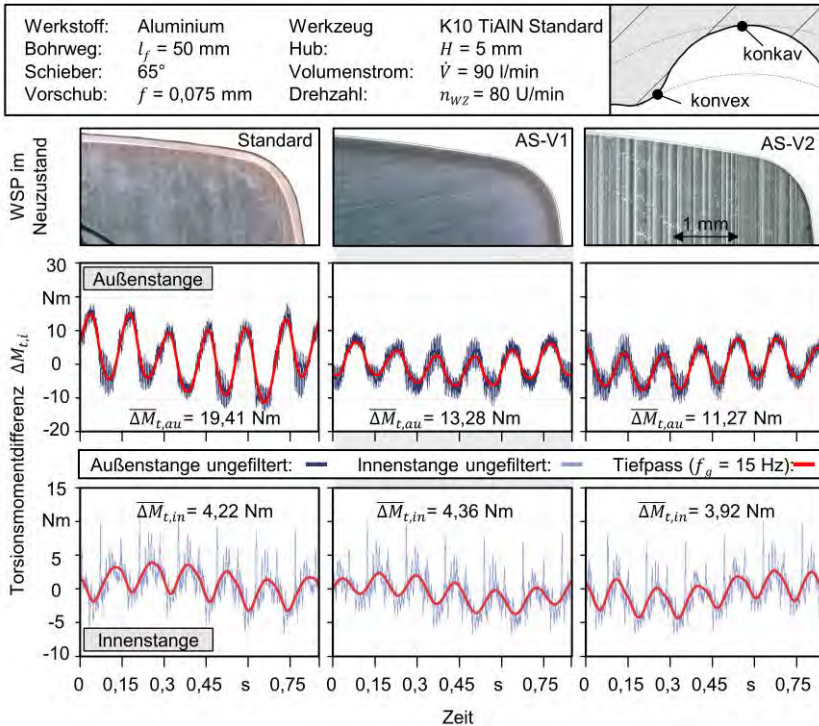


Abbildung 8.7: Mechanische Werkzeugbelastung in Abhängigkeit der Schneidengestalt

Die Messungen an der Innenstange unterscheiden sich nur in geringem Maße voneinander und zeigen bezüglich der Prozessschwingungen keine Unterschiede.

In **Abbildung 8.8** erfolgt eine Detailanalyse der Profiltreue. Betrachtet wurden aufgrund der Symmetrie einmalig der konkave Bereich mit maximaler Schnitttiefe und der konvexe mit minimaler Schnitttiefe. Im Vergleich zum etwas größeren Soll-Profil wird deutlich, dass die Konturtreue der eingesetzten Wendeschneidplatten vergleichbar ist. Es ist zu sehen, dass im Bereich der geringsten Schnitttiefe die größte Abweichung für alle eingesetzten Wendeschneidplatten zum Soll-Profil haben. In diesem Bereich wird anstatt eines konvexen Kreissegments ein linearer Übergang zur Ausbuchtung erzeugt. Diese Konturabweichung ist auf einen geringfügig falsch eingestellten AK-UR-Antrieb zurückzuführen und ist daher kein Resultat vom Einfluss der Schneidengestalt. Die Ausbuchtung wird beim Einsatz des Standardwerkzeugs tiefer. Der Werkstoff Aluminium ist duktil, weshalb es bei diesem Werkzeug im Bereich der Schneidenecke durch die Fase zu einem hohen Druck auf die Bohrungswand kommt und die Profilkontur größer wird.

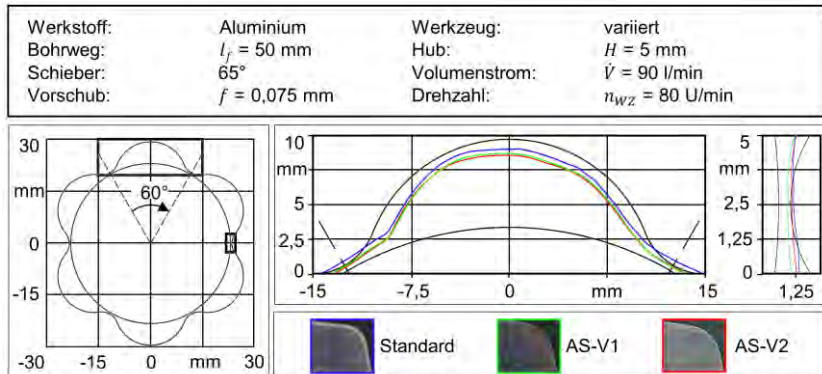


Abbildung 8.8: Detailbetrachtung vom Einfluss der Schneidengestalt auf die Konturgenauigkeit

In weiteren Untersuchungen wurden die angepassten Schneiden in den Stahlwerkstoffen eingesetzt. Für alle diese Schneiden konnte das AK-UR-Verfahren nicht prozesssicher durchgeführt werden. **Abbildung 8.9** zeigt exemplarisch den Verschleiß der eingesetzten Wendeschneidplatte. Unabhängig der verwendeten Zerspanparameter ist es schon in der Prozessphase des Einschnitts oder bei sehr geringen Bohrtiefen zu einem gravierenden Schneidkantenbruch gekommen. Die Werkzeuge AS-V1 und AS-V2 haben gegenüber dem Standardwerkzeug aufgrund der fehlenden Fase eine geringere Schneidkantenstabilität. Durch die Ergebnisse zur mechanischen Werkzeugbelastung in Aluminium konnte gezeigt werden, dass diese Schneidengestalt gut für die geringen Vorschubwerte geeignet ist und geringere Kräfte entstehen. Allerdings wirkt die resultierende Zerspankraft beim AK-UR-Verfahren zu Beginn der Ausstellbewegung wie auch beim Rückzug der Ausbuchtung aufgrund der vorliegenden extremen Neigungswinkelwerten im Bereich der Schneidenecke und der Nebenschneide exponiert auf die Schneidkante. Wie auch in den Analogierversuchen zeigt sich, dass die Schneidkante dieser Belastung nicht standhält.

Werkstoff:	42CrMo4+QT	Werkzeug:	variiert
Bohrweg:	variiert	Hub:	$H = 5,5$ mm
Schieber:	65°	Volumenstrom:	$\dot{V} = 90$ l/min
Vorschub:	$f = 0,075$ mm	Drehzahl:	$n_{wz} = 80$ U/min



Abbildung 8.9: Schneidkantenbrüche der angepassten Schneidengestalten im Werkstoff 42CrMo4+QT

Auch die Variante AS-V3, bei der der Freiwinkel mit einem Schleifstift am Übergang von Haupt- zur Nebenfleifläche zurückgeschliffen wurde, konnte der Belastung nicht standhalten. Durch den Schleifprozess wurden die durch die Beschichtung eingebrachten Druckeigenspannungen abgetragen. Zudem wurde durch den Schleifprozess eine durch Riefen gekennzeichnete Oberflächengüte erzeugt. Obwohl der Keilwinkel nur im sehr geringen Maße verringert wurde und die umlaufende Schutzfase noch vorhanden ist, hat das Schleifen der Freiflächen die Schneidkantenstabilität gemindert. Aufgrund dieser Ergebnisse ist festzuhalten, dass die Schneidkante des Wirkelements für den Einsatz beim AK-UR-Verfahren mit einer Schutzfase ausgeführt sein muss.

8.3 Variation der Querschnittskontur

Das Spektrum von nicht kreisrunden Querschnittsprofilen ist vielfältig. Das AK-UR Verfahren ist so konzipiert, dass durch unterschiedlich gestaltete Kurvenschablonen die Querschnittskontur änderbar ist. Durch ein größeres Werkzeug und ein dafür ausgelegtes Sonderbohrgestänge kann mit dem vorhandenen Antrieb das realisierbare Querschnittsprofil größer werden. Durch die Innenmechanik des vorhandenen Werkzeugs mit einem Nenndurchmesser von $d_{WN} = 46$ mm liegt der maximale Hub bei $H_{max} = 5,5$ mm fest. Durch sehr großen konstruktiven Aufwand ließen sich der Hub, wie auch der Nenndurchmesser gegebenenfalls noch geringfügig erhöhen. Durch einen längeren Schieber könnte zudem der erreichbare Durchmesserbereich vergrößert werden. Dadurch würden sich allerdings die auftretenden Kraftverhältnisse z.B. durch einen größeren Hebel zwischen Vorschubkraft und Innenmechanik nachteilig ändern. Durch eine Versuchsreihe mit variierender Anzahl an konvexen Ausbuchtungen soll die Flexibilität des Verfahrens hinsichtlich der Querschnittskontur nachgewiesen und untersucht werden. In **Abbildung 8.10** sind die hergestellten Werkstücke mit unterschiedlichen Querschnittskonturen in verschiedenen Werkstoffen dargestellt.

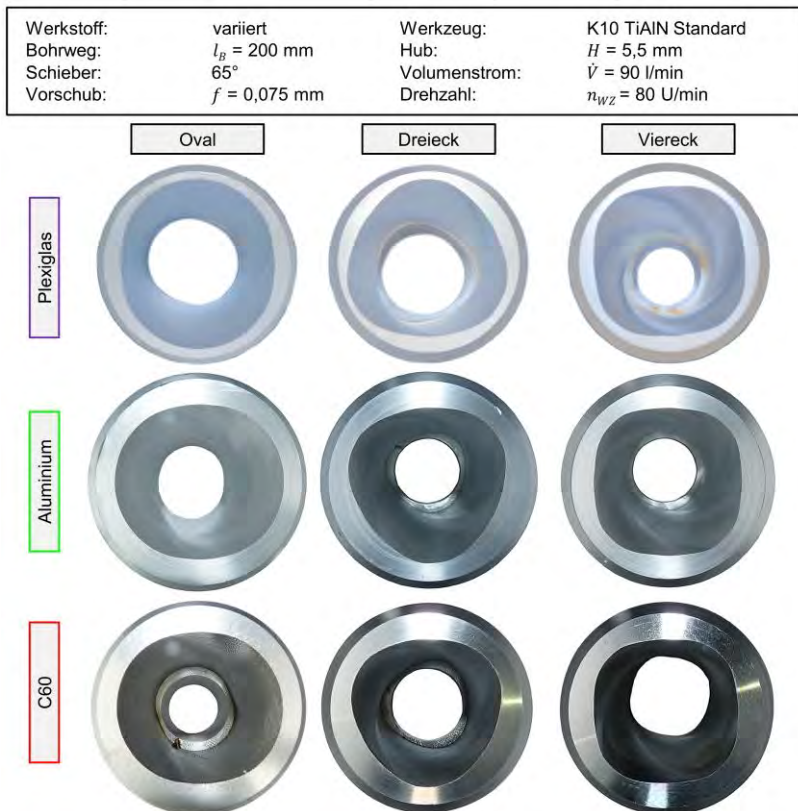


Abbildung 8.10: Variation der Querschnittskontur in unterschiedlichen Werkstoffen

Die gesamte Antriebsmechanik muss für einen Wechsel der Konturschablone demonstriert und im Anschluss wieder montiert werden. Bevor eine Versuchsdurchführung erfolgen kann, muss die Hubgröße und die Hublage der Schneide eingestellt werden. Wie in der Abbildung gezeigt, wurden die ersten Einsatztests in einer Plexiglasprobe durchgeführt. Bewusst wurde jeweils, für die ersten Versuche einer neuen Querschnittskontur, dieser unproblematisch zu zerspanende Werkstoff gewählt. Durch diese Vorgehensweise wird einem Schaden am Werkzeugsystem vorgebeugt. Die Prozesszeit beträgt ca. $t_h = 34$ min, wodurch sichergestellt wird, dass auch bei längerer Einsatzzeit mit der neuen Konturschablone keine unvorhersehbare Anomalität eintritt. Darauf folgend wurde die Herausforderung an die Zerspanbarkeit über Aluminium bis zum Vergütungsstahl C60 gesteigert. Bezogen auf die Querschnittsfläche in Plexiglas nimmt diese in Aluminium gemittelt um $\Delta A_{pq,Alu} < 1\%$ und im Vergütungsstahl $\Delta A_{pq,C60} \leq 4\%$ ab. Die entstehenden Zerspankräfte im Vergütungsstahl sind höher als in Aluminium weshalb diese Abweichungstendenz zu erwarten ist. Unabhängig vom Material konnte kein merklicher Einfluss der Querschnittskonturvariation auf die jeweilige Profildüte erkannt werden. Wie in Kapitel 3 beschrieben nimmt die Querschnittsform einen großen Einfluss auf die Eingriffsbedingung. Neben stetigen Änderungen des Neigungswinkels λ_s ändern sich die Geschwindigkeit und die Beschleunigung der Wendeschneidplatte. Die entstandenen Späne für die durchgeführten Versuche zur Querschnittsvariation sind in **Abbildung 8.11** gezeigt.

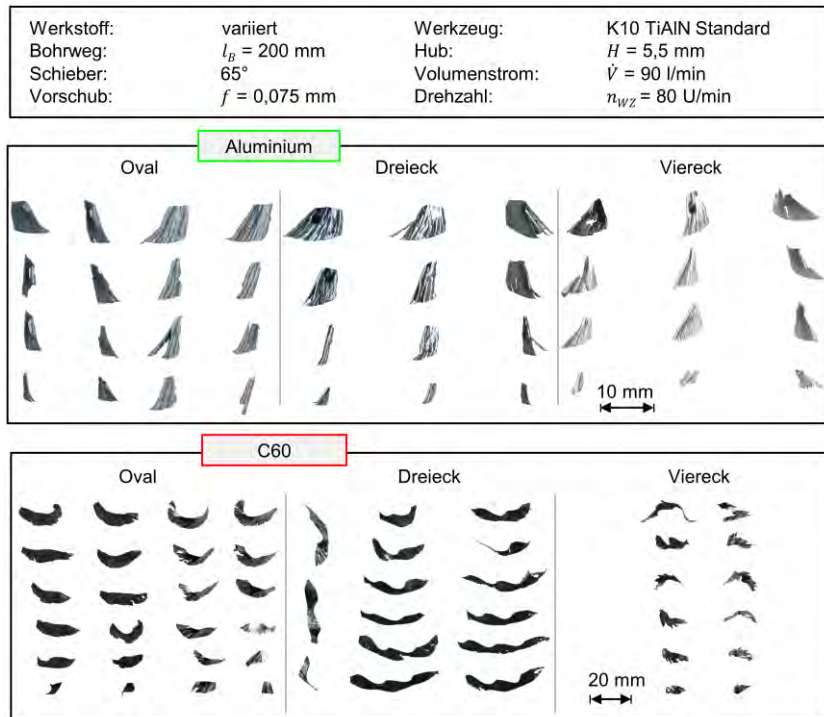


Abbildung 8.11: Übersicht der entstandenen Späne für Oval-, Dreieck- und Viereck-Innenkonturen

Durch die Übersicht lässt sich erkennen, dass Abhängig vom Werkstoff unterschiedliche Spanformen entstehen. Bei der Zerspanung des Aluminiums resultieren unabhängig von der Ausbuchtungsanzahl kürzere Späne als beim Stahl. Da sich stetig die Schnitttiefe ändert, bilden sich dadurch unterschiedliche Spanbreiten aus. Die kontinuierliche Änderung des Neigungswinkels wie die Radialbewegung des Schiebers begünstigen den Spanbruch. Für den Vergütungsstahl zeigt eine wesentliche Veränderung der Spanform in Abhängigkeit der erzeugten Innenkontur. Bei der ovalen Innenkontur bricht der Span nach jeder Ausbuchtung, so dass für jede Umdrehung zwei Späne entstehen. Bei der Herstellung der Dreieckskontur entsteht bis auf wenige Ausnahmen für jede Umdrehung ein Span. Dies ist durch die drei ausgeprägten Spanbreitenzunahmen erkennbar. Die dabei entstehenden Spanlängen deuten auf eine hohe Spanstauchung hin. Die Späne aus dem AK-UR-Prozess für die viereckige Innenkontur sind Reißspäne und weisen eine stark beschädigte Seite auf. Aufgrund ihrer Länge kann vermutet werden, dass es beim Erreichen der geringsten Schnitttiefe nach der durchlaufenen Ausbuchtung zum Spanbruch kommt. Aufgrund der Sichelform kann die stark zerklüftete Seite der Trennzone an der Schneidenecke zugeordnet werden. In diesem Bereich sinkt die Spannungsdicke auf null, was in Kombination mit der radialen Bewegung zu einem undefinierten Trennvorgang führt und die Beschädigung indizierte.

8.4 Variation des Werkstückwerkstoffs

In diesem Unterkapitel wird der Einfluss des Versuchswerkstoffes beim AK-UR-Verfahren untersucht. Diese Versuchsreihe wurde mit dem 65° Schieber und der Standardwendeschneidplatte durchgeführt. **Abbildung 8.12** zeigt in Abhängigkeit des Vorschubs f die Probenquerschnitte mit ihren Bohrungsgründen in unterschiedlichen Werkstoffen gefertigt. Die sich in den Kammergründen abzeichnende Schnittfläche zeigt deutliche Unterscheide. Sowohl in Abhängigkeit des Materials also auch durch die Vorschuberhöhung zeigten sich eine Änderung der Profiltreue als auch eine variierende Oberflächenstruktur auf der Schnittfläche.

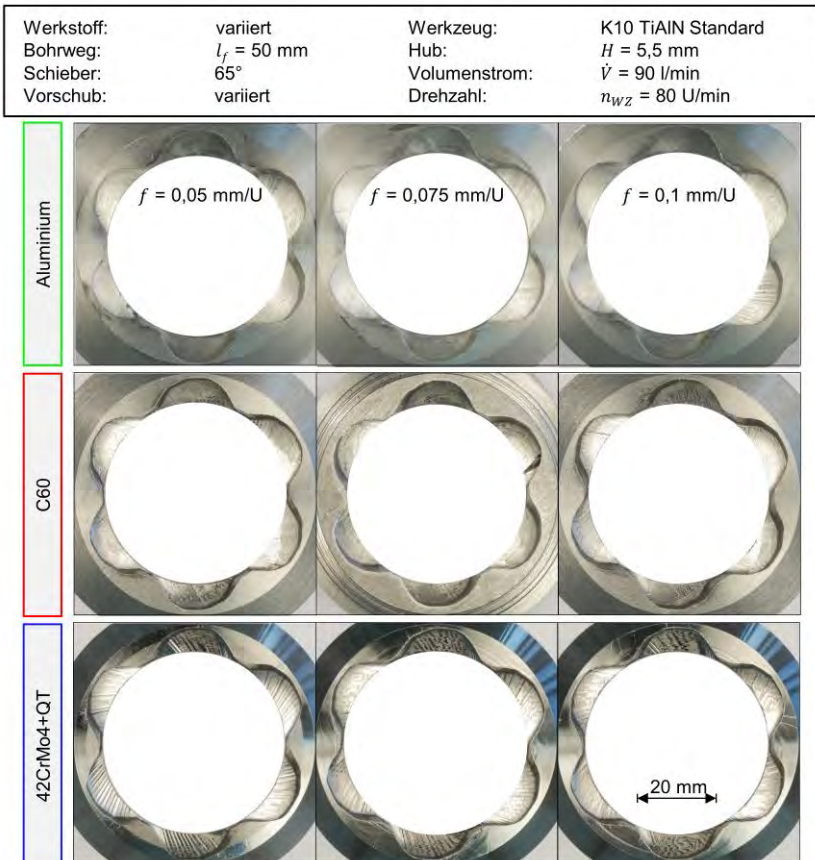


Abbildung 8.12: Übersicht der Versuchsprobenquerschnitte in Abhängigkeit des Werkstückwerkstoffes bei variierendem Vorschub

Insbesondere die Versuchsproben aus 42CrMo4+QT zeigen, dass die Welligkeit auf dem Kammergrund beim geringsten Vorschub über die gesamte Ausbuchtung verläuft. Mit steigendem Vorschubwert verringert sich die Welligkeit und es entstehen Bereiche mit ungleichmäßiger Struktur, die durch matte Flecken gekennzeichnet sind. Die

gleichmäßig wellige Struktur wird durch axiale Prozessschwingungen erzeugt, wohingegen die matt erscheinenden Bereiche ein Indiz für einen nicht gleichmäßigen Zerspanvorgang sind. In beiden Oberflächenstrukturen zeichnet sich die Hauptschneide ab.

Um den Einfluss der Drehzahl und des Vorschubs auf das Bearbeitungsergebnis des AK-UR-Prozesses zu untersuchen, sind für jeden Werkstoff neun Versuche durchgeführt worden. Zur Analyse der Einflüsse sind die Profilquerschnittsflächen A_{pq} ermittelt worden und in **Abbildung 8.13** gezeigt. Eine Betrachtung unabhängig der Parameter verdeutlicht, dass in keinem Werkstoff die Soll-Profilquerschnittsfläche von $A_{pqSoll,6} = 618 \text{ mm}^2$ erreicht wird. Der Gesamtvergleich der Werkstoffe zeigt, dass die in den Stahlwerkstoffen erzeugten Querschnittsflächen geringer sind als die in Aluminium. Die Tendenz der Flächen korreliert mit der Festigkeit der Werkstoffe.

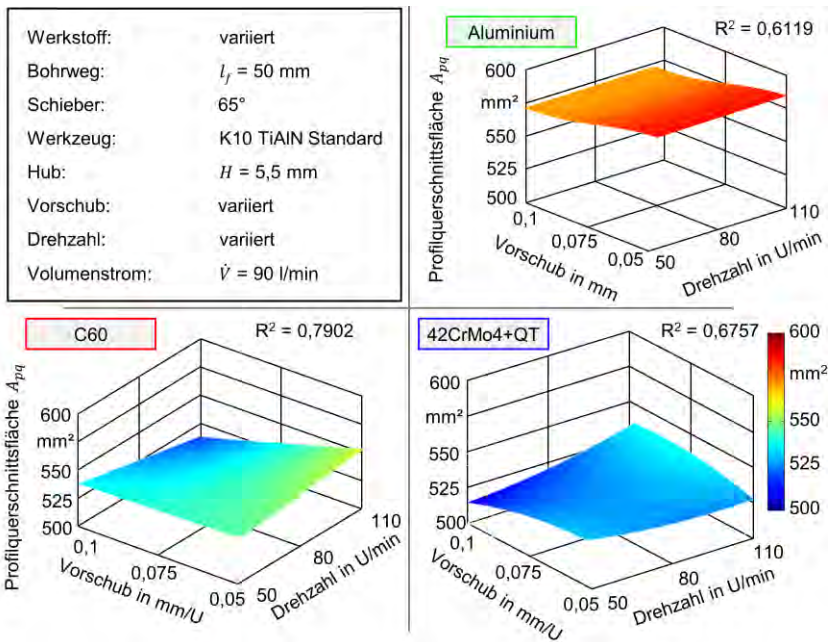


Abbildung 8.13: Gemessene Profilquerschnittsflächen in Abhängigkeit des Vorschubs und der Drehzahl für unterschiedliche Werkstoffe

Abgesehen von einem Versuch führt eine Vorschuberrhöhung zu einer Verringerung der Profilfläche. Wie in Kapitel 7 ausführlich beschrieben, belastet die bei der Zerspanung auftretende Passivkraft durch den Exzenter innerhalb des Werkzeugs die Innenstange mit einem Torsionsmoment. Durch die Nachgiebigkeit der Innenstange erreicht die Schneide nicht ihren lastfrei eingestellten Hub, was zu einer reduzierten Querschnittsfläche in Abhängigkeit des Passivkraftbetrags führt. Der AK-UR-Prozess in Aluminium zeigt keinen eindeutigen Zusammenhang der Drehzahlerhöhung auf die zerspannte Querschnittsfläche. Für die Stahlwerkstoffe wird die Konturfläche mit Erhöhung der Drehzahl größer.

Die erzeugte Querschnittsfläche lässt noch keine Aussage zur Konturtreue zu, weshalb im Folgenden eine Detailanalyse der erzeugten Konturen erfolgt. Aufgrund der symmetrischen Eingriffssituation wird die Analyse nur für eine Profilausbuchtung durchgeführt. **Abbildung 8.14** zeigt die Ergebnisse der Detailbetrachtung in Abhängigkeit der Werkzeugdrehzahl vergleichend für die unterschiedlichen Werkstoffe. Als Bewertungsgrundlage sind die Sollkontur und die Führungsbohrung eingezeichnet. Die Ergebnisse zeigen, dass die erreichte Schnitttiefe im Vergleich zu den Versuchen in Stahl im Werkstoff Aluminium am Höchsten ist. Gerade zu Beginn der Ausstellbewegung ist die Differenz zur Sollkontur in diesem Werkstoff geringer.

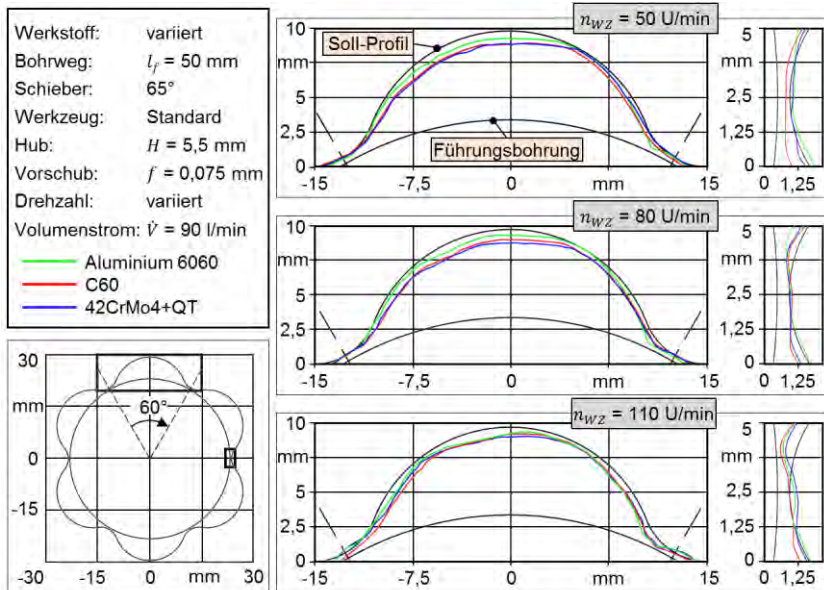


Abbildung 8.14: Detailbetrachtung des Einflusses der Schnittgeschwindigkeit auf die Konturtreue

Für alle Versuche zeigt sich unabhängig vom Werkstoff, dass die Steigung der gemessenen Konturen in der Ausstellbewegung geringer ist, als in der Einfahrbewegung. In den Grundlagenuntersuchungen in Kapitel 7 wurden zwei Einflussfaktoren für diese Konturabweichung aufgezeigt und die daraus resultierenden Abweichungen analysiert. Zum einen führt die schräge Ausstellbewegung entgegen der Vorschubbewegung dazu, dass der betrachtete Konturquerschnitt in ca. 50 Werkzeugumdrehungen gefertigt wird. In dem dafür benötigten Zeitraum dreht die Kurvenschablone durch die Kopplung mit der Vorschubbewegung weiter. Es wird dadurch ein geringfügiges verzerrtes Profil abgegriffen, wodurch ein Teil der Abweichung erklärbar ist. Die vorliegende Bohrrohrelastizität führt in Abhängigkeit der mechanischen Belastungen, die aufgrund der variierenden Spannungsquerschnittsänderung pro Umdrehung sich stetig ändert, zu Abweichungen der gewünschten Werkzeugbahn. Durch einen Algorithmus konnte berechnet werden, dass durch die Bohrrohrelastizität genau die vorliegende Abweichung zur Sollkontur entsteht.

Unabhängig vom Werkstoff nimmt mit Zunahme der Drehzahl die Konturtreue in beiden betrachteten Profilbereichen ab. Die konvexe Ausbuchtung wird zunehmend eckig, anstatt eines gleichmäßigen Radius entstehen zwei Kanten. In den Grundlagenuntersuchungen werden zwei Einflüssen beschrieben, die für die Ursache dieser Konturabweichung verantwortlich sind. Die Konturfehler entstehen an den Stellen wo die resultierende Beschleunigung der Wendeschneidplatte am größten wird (siehe Abbildung 7.3a). In den Untersuchungen zum Einfluss des Neigungswinkels auf die resultierenden Zerspankraftkomponenten lagen zwei Winkelbereiche vor, in denen die Komponente der Passivkraft unverhältnismäßig Maß angestiegen ist (siehe Abbildung 7.14b). Zusammenfassend bedeutet dies, dass sich in diesen Bereichen die Eingriffsbedingungen sehr plötzlich gravierend ändern, wodurch es zu einer Konturabweichung kommt.

Das kleine konkave Kreissegment des Profils wird mit zunehmender Drehzahl gar nicht mehr erzeugt, vielmehr entsteht bei einer Drehzahl von $n_{WZ} = 80$ U/min eine Gerade und bei einer weiteren Erhöhung sogar ein konvexer Bereich. Im Bereich des konkaven Kreissegments entsteht ein komplexes Belastungskollektiv am gesamten Werkzeugsystem. Die Belastung der Außen- und Innenstange gehen aufgrund des kleiner werdenden Spannungsquerschnitts zurück. Beide Stangen wurden durch die Zerspankräfte vorher unterschiedlich stark tordiert, wodurch sich die Torsionsspannungen lösen. Der Exzenternocken zieht den Schieber in der Einfahrbewegung ins Zentrum, weshalb die Kontaktfläche zwischen Nocken und Schieber unten ist. In der Ausfahrbewegung drückt der Exzenter den Schieber in radialer Richtung hinaus. Die dazu benötigte Kraft wird über die oben liegende Kontaktfläche zwischen den beiden Elementen übertragen. Damit der Exzenter bei der Rotation nicht in der Schieberführung klemmt, muss diese Verbindung mit minimalen Spiel ausgelegt werden. Im Bereich des konkaven Kreissegments kommt es neben dem Entspannen des Systems noch zum Ausgleich des notwendigen Spiels zwischen Schieber und Exzenter. In Kapitel 7 wurde durch eine Berechnung aufgezeigt, dass die resultierende Beschleunigung der Schneide und auch der Schieberplatte im tangentialen Übergang des konvexen zu konkaven Kreissegments jeweils ihren maximalen Wert erreicht. Durch die Entlastung des Systems bei maximaler Beschleunigung der Schneide erfolgt der Spielausgleich schlagartig. Dabei wird der Schieber, anders als es die Werkzeugbahn vorgibt, in radialer Richtung bewegt. Durch diese Belastungsfolge entstehen die Konturabweichungen im Bereich des konkaven Kreissegments. Die Analyse der Konturtreue zeigt, dass dieser Zusammenhang sowohl für die Drehzahlerhöhung als auch für die Vorschuberrhöhung gilt. Durch den höheren Vorschub ist der treibende Einfluss die höher tordierte Innenstange durch die größere mechanische Werkzeugbelastung. Durch die höhere Geschwindigkeit ist das an der Innenstange angreifende Torsionsmoment deutlich höher. Ihre Auswirkung auf den Spielausgleich mit der Folge der Konturabweichung ist vergleichbar.

In **Abbildung 8.15** wird die mechanische Werkzeugbelastung auf der Außen- und Innenstange für die unterschiedlichen Werkstoffe exemplarisch für eine Parametereinstellung gegenübergestellt. Die Graphen sind ungefiltert und mit einem Tiefpassfilter von $f_g = 15$ Hz dargestellt. Durch diesen Filter lässt sich der Momentenverlauf auf das drehzahlabhängige Moment und das sich darauf abbildende Auskammermoment reduzieren. Die Momente der Außenstange zeigen, dass sie während des Prozesses nur in eine

Richtung periodisch belastet wird. Durch die Pendelbewegung wird die Innenstange in beide Rotationsrichtungen mit einem wechselnden Torsionsmoment belastet.

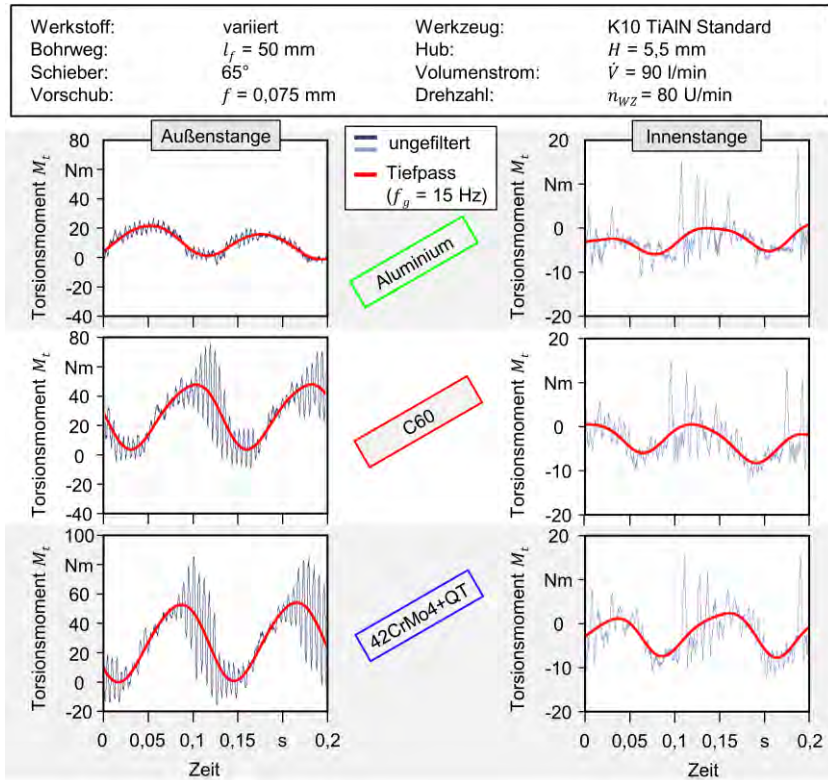


Abbildung 8.15: Detailbetrachtung der mechanischen Werkzeugbelastung bei variierendem Werkstoff

Die gemessene Werkzeugbelastung bei der Innenkonturierung von Aluminium ist im Vergleich zu den Vergütungsstählen nur halb so groß. Die Außenstangenbelastung bei den unterschiedlichen Stahlwerkstoffen ist vergleichbar. Hingegen wirken auf die Innenstange bei der Bearbeitung vom Werkstoff 42CrMo4+QT eine höhere Belastung. Die ungefilterten Messaufzeichnungen der Außenstange zeigen bei den Stahlwerkstoffen für die Aus- und Einfahrbewegung der Wendeschneidplatte unterschiedliche Prozessstabilitäten. In der Ausstellbewegung bis zur maximalen Schnitttiefe zeigen sich geringfügige Prozessschwankungen. Die Einfahrbewegung hingegen zeigt deutliche Schwingungen. Die Schwingungen erfolgen nur in wenigen Hertz Differenz zu den errechneten Eigenfrequenzen der Außenbohrstange. Dadurch, dass die Schwingungen im Zeitpunkt des Lastwechsels entstehen, muss dieser für den Impuls der Anregung verantwortlich sein. Im Umkehrpunkt ändert sich die Torsionsrichtung der Innenstange und zeitgleich wird das Spiel in der Werkzeugmechanik ausgeglichen. Es zeigt sich, dass diese beiden Einflüsse der Innenstangenbelastung die Außenstange anregen. Der

schlagartige Impuls der Innenstange kann deutlich in den ungefilterten Momentenverläufen erkannt werden. Dieser Messschrieb zeigt noch überlagert auf den Auskammermomenten hochfrequente Impulsanregungen. Diese sind weitestgehend unabhängig von der Belastung bei den Prozessen in unterschiedlich zu zerspanenden Materialien gleich. Dadurch wird vermutet, dass es sich um eine Charakteristik des Antriebs handelt und nicht durch den Zerspanprozess induziert wurde. In der folgenden **Abbildung 8.16** wird der Zusammenhang zwischen dem Abrollverhalten der Abtastrolle und der Impulsanregung analysiert.

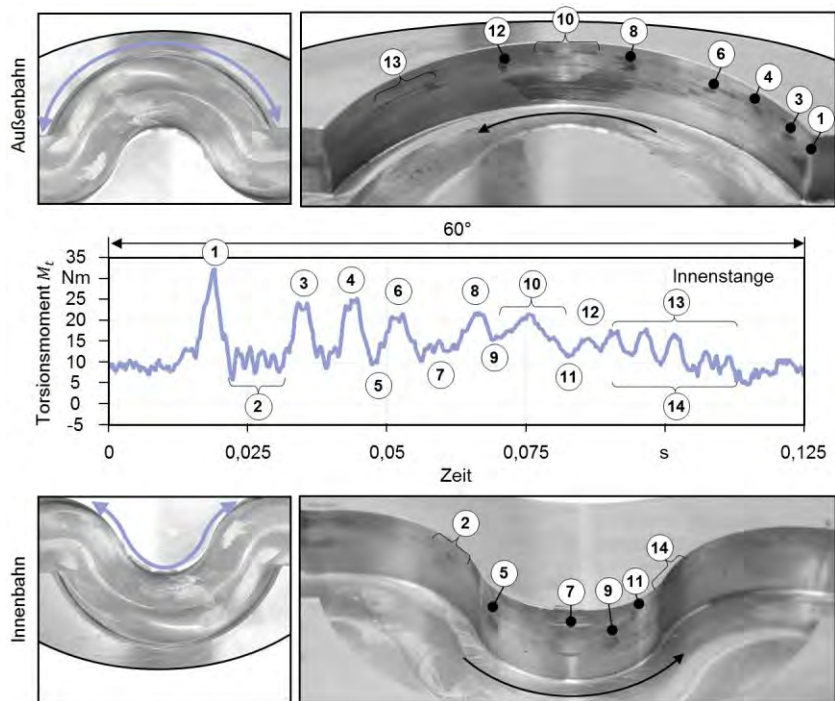


Abbildung 8.16: Detailbetrachtung der Impulsanregung innerhalb des Werkzeugantriebs

Die Konturschablone zeigt auf ihrer Innen- und Außenbahn Anlaufmarken. Diese sind in der Anzahl und ihrer Position dem zeitlichen Auftreten der max. Kraftbelastung zuzuordnen. Grund für die Entstehung dieser Anlaufmarken ist das notwendige Spiel zwischen der Abtastrolle und Kurvenbahn. Das Spiel zwischen den beiden Elementen beträgt ungefähr $s_{ak} = 0,1 \text{ mm}$. Der höchste Peak (Nr.1) entsteht unmittelbar nach dem Zeitpunkt des unteren Umkehrpunkts. Durch den beschriebene Lastwechsel und den dabei stattfindenden Ausgleich des Spiels in der Werkzeugmechanik wird die Abtastrolle gegen die Außenbahn der Kurvenschablone beschleunigt. Die Außenbahn bildet an dieser Stelle das kleine konkave Kreissegment nicht ab. Die Basis für die Kurvenbahn ist die Querschnittsinnenkontur um den Faktor 3 größer skaliert. Um die Kurven-

bahn zu fertigen, muss die vorliegende Kontur um den Radius der Kurvenrolle mit Einberechnung des Spiels nach Außen und ins Zentrum versetzt werden. In der dabei entstehenden Außenbahn schneiden sich die großen Kreissegmente, wodurch es im Schnittbereich zu einer zulaufenden Kante kommt. Die Kurvenrolle schlägt durch die hohe Beschleunigung bei dem Lastwechsel an diese Stelle, wodurch der maximale Peak entsteht. Im Folgenden pendelt die Kurvenrolle, wie die Anlaufmarken belegen, zwischen Außen- und Innenbahn hin und her. Auslöser sind die Lastwechsel kombiniert mit einer hohen Beschleunigung und der daraus resultierenden Reaktionsbewegungen. Diese Charakteristik des Antriebs zu ändern ist nicht einfach möglich. Diverse Bauteile des Werkzeugsystems sind für das Verhältnis von 1:3 konzipiert und gefertigt. Grundsätzlich ist eine größere Skalierung möglich damit auch die Außenbahn die gesamte Kontur abbildet. Allerdings zeigen die in Kapitel 7.1.2 getätigten Analysen, dass dies eine höhere Beschleunigung mit größerer Masse bedeuten würde. Daraus folgt, dass die Innenstange des Werkzeugsystems mit einem deutlich höheren Torsionsmoment belastet werden würde.

Durch die Analyse zum dynamischen Verhalten des unbelasteten Werkzeugsystems und die gewonnene Erkenntnis zu den Impulsanregungen konnten die auftretenden Torsionsmomente resultierend aus dem reinen Zerspanprozess analysiert werden. In der **Abbildung 8.17** werden die Ergebnisse anhand von gemittelten Torsionsmomentendifferenzen für die Innenstange und die Außenstange in Abhängigkeiten der Parameter und des Werkstoffes dargestellt. In der Gesamtübersicht zeigt sich, dass die mechanische Werkzeugbelastung in Abhängigkeit der Werkstofffestigkeiten und ihren, durch die unterschiedlichen Wärmebehandlungen hervorgerufenen Gefügeausbildungen unterschiedlich hoch ist. Daher wirken bei der Zerspanung mit dem AK-UR-Verfahren des Vergütungsstahls 42CrMo4+QT die höchsten Belastungen auf das Werkzeugsystem. Die Belastungen bei der Zerspanung des Werkstoffes C60 sind geringer, da er nicht vergütet ist und deshalb ein ferritisch-perlitisches Gefüge besitzt, was sich positiv auf seine Zerspanbarkeit auswirkt. Die deutlich niedrigsten Belastungen entstehen im Werkstoff Aluminium mit der geringsten Werkstofffestigkeit.

Die mit einer Vorschuberrhöhung einhergehende Vergrößerung des Spanungsquerschnitts wirkt sich stark auf die zur Trennung und Scherung benötigte Kraft aus. Daher ist die Zunahme der mechanischen Belastung der Innen- wie auch Außenstange bei Erhöhung des Vorschubs materialunabhängig bei allen Versuchen zu erkennen. Die Ergebnisse zeigen, dass die mechanische Belastung der Außenstange werkstoffübergreifend weitestgehend von der Drehzahl unabhängig ist. Die gemittelte Torsionsmomentendifferenz der Innenstange sinkt hingegen mit erhöhter Drehzahl deutlich. Da die Torsion der Innenstange durch die Passivkraft aufgebracht wird, lässt sich darauf schließen, dass diese Kraftkomponente sinkt. Durch die Berücksichtigung der Grundlastmomente bei Erhöhung der Drehzahl sind etwaige Einflüsse durch die bewegten Massen weitestgehend eliminiert. Der Zusammenhang der Passivkraftabnahme bei Erhöhung der Drehzahl stimmt nicht mit den Ergebnissen der Analogieversuche überein. Es ist zu vermuten, dass die entstehenden thermischen Bedingungen und ihr Einfluss auf die Kraftentwicklung sehr unterschiedlich sind. Die Durchführung der Analogieversuche erfolgte ohne KSS, so ist zu vermuten, dass der Anteil der entstehenden Reibkraft deutlich höher ist als in den realen Versuchen an der Tiefbohrmaschine. Zudem ist der Span-

ablauf unterschiedlich, da bei den Analogieversuchen die beim AK-UR-Prozess vorliegende Neigungswinkeländerung nicht während einer Versuchsdurchführung umsetzbar ist.

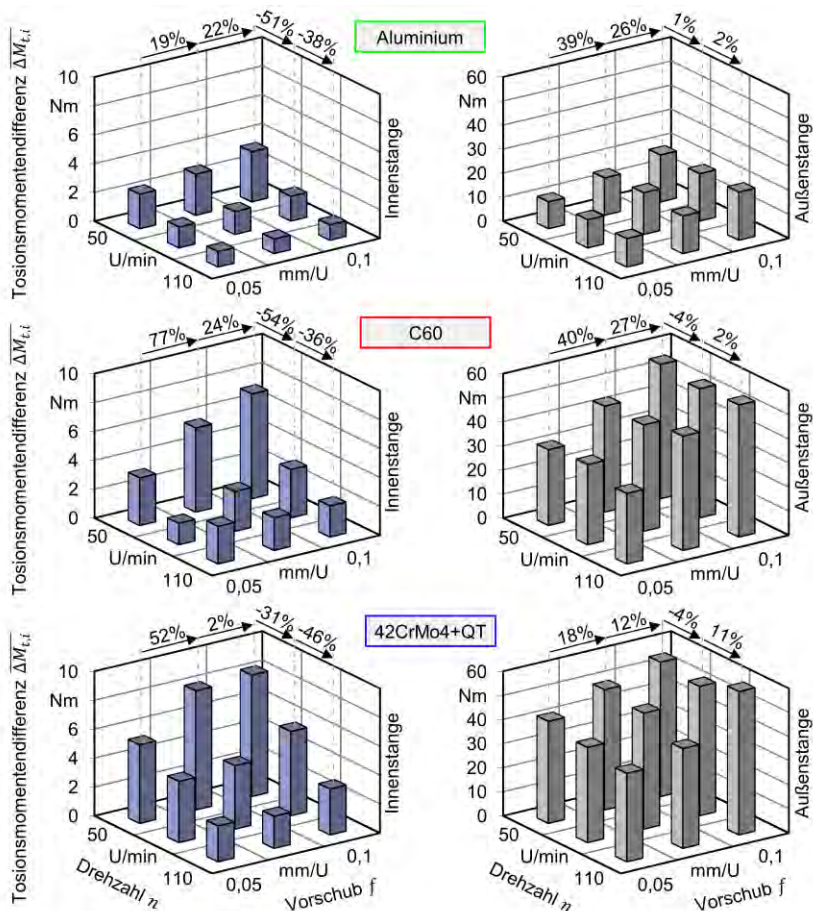


Abbildung 8.17: Mechanische Werkzeugbelastung bei variierenden Parametern für unterschiedliche Werkstoffe

Durch die Drehzahlerhöhung ändert sich beim AK-UR-Prozess sowohl die rotatorische als auch die translatorische Schneidbewegung. Wie in Kapitel 7.1.2 berechnet, nimmt die Beschleunigung der translatorischen Bewegung bei der vorliegenden Drehzahlerhöhung um ca. 400 % zu. Es ist zu erwarten, dass diese deutliche Zunahme die Temperatur in der Scherzone anhebt und der Werkstoff entfestigt wird, was zu den abfallenden Belastungen der Innenstange führt.

Im Folgenden werden die beim AK-UR-Prozess entstandenen Späne in Abhängigkeit des Werkstoffs analysiert. Für alle durchgeführten Versuchsreihen wurden die erzeugten Späne betrachtet und keine merklichen Abhängigkeiten bei den Variationen von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub festgestellt. **Abbildung 8.18** zeigt eine Übersichts- und eine Detailaufnahme der AK-UR-Späne für die unterschiedlich bearbeiteten Materialien bei gleichen Zerspanparametern.

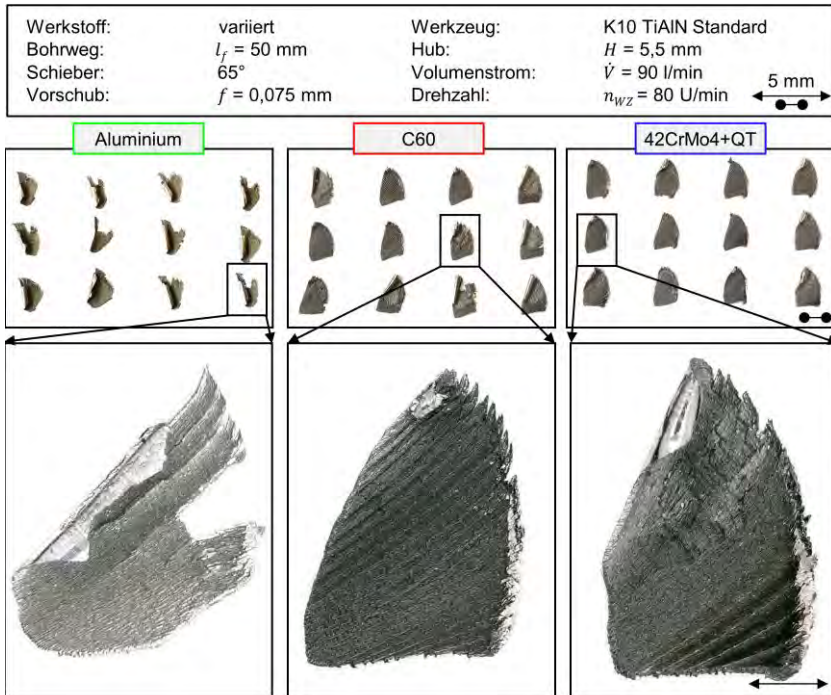


Abbildung 8.18: Übersicht der Spanbildung beim AK-UR-Prozess für unterschiedliche Werkstoffe

Die Übersichtsaufnahme zeigt, dass sich die entstehenden Spanformen in Abhängigkeit des Werkstoffs nur geringfügig unterscheiden. Die Bildung des Spans beginnt für alle Werkstoffe mit einem Spiralspanbildungsbereich, der für die Aluminiumspäne markanter ausgeprägt ist. Diese Späne sind kürzer als die der Stahlwerkstoffe und haben häufig Stellen, an denen der Spanbruch nicht entlang der gesamten Schneidkante stattgefunden hat. Die Stabilität dieser Späne ist durch die angefangenen Trennfugen nicht sehr hoch, weshalb es bei geringem Kontakt mit der Bohrungswand oder dem Werkzeug zum Abtrennen von Spanbruchstücken kommt. Die Vorderseite der Aluminiumspäne besitzt anders als die der Vergütungsstähle eine feine Strukturierung. Die Vorderseite der Stahlwerkstoffe hingegen zeigen ungleichmäßig strukturierte Bereiche, die aufgrund der variierenden Eingriffsbedingungen entstanden sind. Bei den vorliegenden Spänen nimmt die Spanbreite zu, was sich durch die variierende Schnitttiefe innerhalb der Profilkontur erklären lässt. Allerdings müsste sich aus diesem Zusammenhang eine perio-

dische Veränderung der Spanbreite ergeben. Für die weitere Analyse wurde in **Abbildung 8.19** ein Span aus der Bearbeitung des 42CrMo4+QT mit der digitalisierten Oberfläche des Bohrungsgrunds im identischen Maßstab gegenübergestellt. Die Spaninnenseite besitzt eine einheitliche wenig gewellte Kante. Diese Kante entsteht durch den gleichmäßigen Materialabtrag der Führungsbohrungsrandzone. Aufgrund der Sichelform kann die stark zerklüftete Seite der Trennzone an der Schneidenecke zugeordnet werden. Durch die Zuordnungen ist eine Orientierung des Spans zur Profilausbuchtung möglich. Trotz der großen vorliegenden Spanstauchung ist erkennbar, dass der vorliegende Span beim Durchlaufen der gesamten Ausbuchtung gebildet wird und es nur im Bereich des konkaven Kreissegments bei der geringsten Schnitttiefe zu einem Spanbruch kommt.

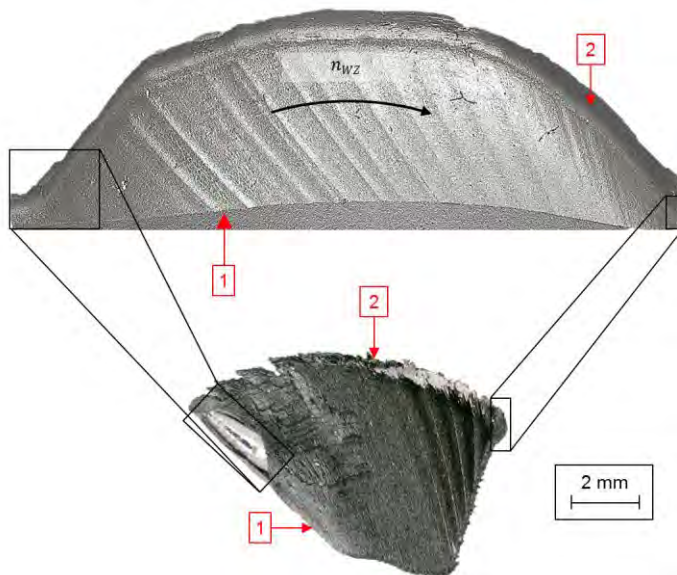


Abbildung 8.19: Vergleich der Spanform mit der Profilausbuchtung

In **Abbildung 8.20** ist die Detailanalyse des Spans unter Berücksichtigung der Eingriffsbedingungen beschrieben. In den drei Ansichten des Spans sind, abhängig von der Position der Schneidenlage im Prozess, markante Unterschiede erkennbar. Die Spanunterseite zeigt für Werkzeug-Neigungswinkel bis zu einem Bereich $\lambda_s \leq -32,5^\circ$ eine glatte Oberfläche wie sie bei Fließspänen typisch ist. Die Spanoberseite an dieser Stelle ist durch starke Segmentierungen gekennzeichnet. Aufgrund der Struktur ist auf eine Lamellenspanbildung zu schließen. Diese tritt üblicherweise bei duktilen Werkstoffen mit homogenen Gefügen bei hohen Schnittgeschwindigkeiten auf. Beim AK-UR-Prozess kommen andere Einflüsse zusammen, die ebenfalls zu einer Lamellenspanbildung führen. Der digitalisierte Bohrungsgrund zeigt Riefen die durch axiale Schwingungen des Werkzeugsystems entstanden sind. In diesen Bereichen kommt es prozessbedingt zu Schwankungen der Spanungsdicken, so dass das Material im periodischen Wechsel erst gestaucht und anschließend mit steigender Spannung letztlich getrennt wird. Die bei der mechanischen Belastung identifizierten Schwingungen der Außenstange in der

zweiten Hälfte der Profilausbuchtungen, angeregt durch den Spielausgleich in der Innenmechanik, verstärkt die Segmentierung. Zudem wird in der Seitenansicht A deutlich, dass es abhängig von der Position in der AK-UR-Ausbuchtung, zu einer unterschiedlichen stark ausgeprägten Spanstauchung kommt. Die gemessene Spandicke h_{ch} ist an den Markierungen 1 bis 6 vermessen und in einem Balkendiagramm dargestellt. Die daraus resultierende Spanstauchung λ liegt im Bereich zwischen 4,1 und 0,87 und ist auf die stetige Änderung des Werkzeug-Neigungswinkels in Kombination mit der Schutzfase zurückzuführen. In einem Detailbild der Spanunterseite ist zu sehen, dass es bei AK-UR-Prozess trotz geringer Schnittgeschwindigkeiten zu einer hohen Temperatur beim Spanbildungsvorgang kommt. Begründen lässt sich dies durch die Spanflächenreibung initiiert durch die hohe dynamische radiale Beschleunigung der Schneide, und die entstehende Reibungswärme bei der hohen Spanstauchung.

Im Bereich der positiven Werkzeug-Neigungswinkel zeigt sich auf der Spanunterseite eine durch Furchen strukturierte Oberfläche. Da die Schneide nur eine geringe Schärftigkeit besitzt, kann diese Erscheinung nur durch einen ungleichmäßigen Trennvorgang hervorgerufen werden. Bei diesem wird das Material nicht mehr zerspant sondern unter der Schneide durchgedrückt. Dafür können zwei Effekte kombiniert miteinander verantwortlich sein. Zum einen der Ploughing Prozess, der durch den stark negativen effektiven Spanwinkel hervorgerufen wird, und zum anderen ein periodischer Materialstau im Bereich der Schutzfase. Diese Stauzone bildet sich ungleichmäßig entlang der Schneidkante aus und wirkt auf den Trennvorgang wie eine Schneidkante mit hoher Schärftigkeit. Auf der Spanoberseite zeichnet sich verzerrt die erzeugte Oberflächentopographie der in der zuvor durchgelaufenen Werkzeugumdrehung hinterlassenen Schnittfläche ab.

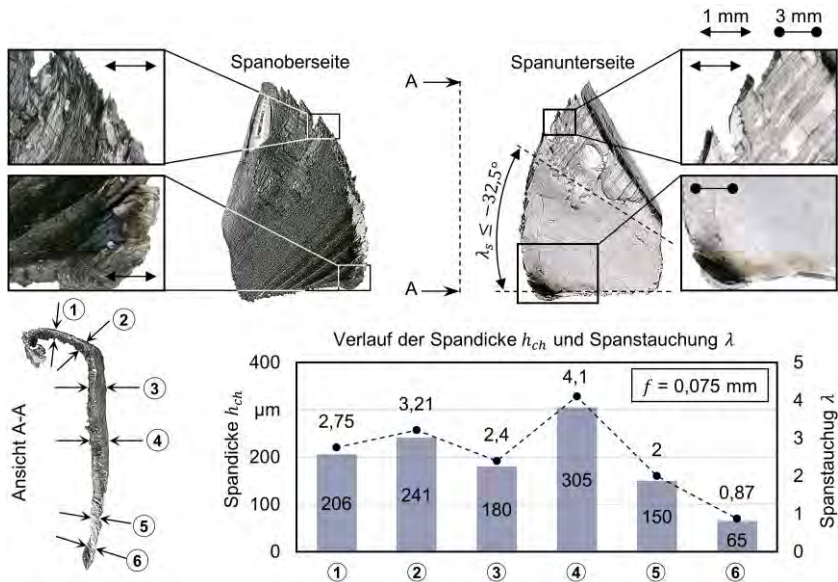


Abbildung 8.20: Detailbetrachtung der Späne (42CrMo4+QT)

Die stark zerklüftete Außenseite des Spans ist, wie beschrieben, der Trennzone der Schneidenecke zuzuordnen. In diesem Bereich wird der Trennvorgang durch zwei Einflüsse geprägt. Zum einen sinkt die Spanungsdicke auf Null, was häufig zu einem Ausreißen des Materials aufgrund von Überbelastung führt. Zum anderen ist erkennbar, dass die zerklüftete Kante zur Spanunterseite geneigt ist. Dies ist auf die umlaufende Schutzfase zurückzuführen, in die das zu trennende Material gedrückt wird. Sowohl in den Analogieversuchen als auch in der Spanbildungssimulation konnte lokalisiert in diesem Bereich das Aufstauen von Werkstückwerkstoff identifiziert werden. Zusammen mit der Verringerung der Spanungsdicke kommt es zu einer nicht gleichmäßigen Materialtrennung.

Wie schon im Kapitel 7.3.3 beschrieben zeigen sich an der sichelförmigen Kante der Spanoberseite Kontaktpuren, die durch Abrasion entstanden ist. In der Simulation wurde berechnet, dass es zu einem Kontakt zwischen dem Span und der Bohrungswand im Austrittsbereich kommt. Durch die identifizierte Kontaktfläche am realen Span bestätigt sich das Simulationsergebnis. Durch den Kontakt mit der Bohrungswand ist das Spanablaufverhalten im Austrittsbereich eingeschränkt, was die Spanstauchung in diesem Bereich erklärt. Es muss davon ausgegangen werden, dass durch das Verklemmen des Spans mit der Bohrungswand die Schneide lokal höher belastet wird. Eine merkliche Zunahme der mechanischen Werkzeugbelastung konnte in der vorangegangenen Analyse allerdings nicht festgestellt werden.

Unter Berücksichtigung der vorgestellten Ergebnisse bezüglich der mechanischen Beanspruchung des Werkzeugsystems, der erzeugten Profilkontur und der Spanbildung kann bewertet werden, dass mit einem Vorschub $f = 0,075$ mm und einer Drehzahl von $n_{WZ} = 80$ U/min unabhängig vom Werkstoff das bestmögliche Bearbeitungsergebnis erzielt wird. Im Folgenden werden Verschleißuntersuchungen in Abhängigkeit der Schnittwerte und weiterführende Standzeitversuche vorgestellt.

8.5 Standzeituntersuchungen

Für die industrielle Anwendung wird der Stator für Bohrmotoren aus dem Werkstoff 42CrMo4+QT gefertigt und hat eine Bauteillänge von $l_{min} = 1500$ mm. Aufgrund der geringen Vorschubwerte und der daraus resultierenden langen Eingriffszeit mit einer hohen Anzahl an Lastwechseln wurde in einer ersten Untersuchung der Werkzeugverschleiß in Abhängigkeit der Schnittparameter für einen Bohrweg von $l_f = 50$ mm untersucht. Die vorherigen Untersuchungsergebnisse haben gezeigt, dass das AK-UR-Verfahren nur mit der Standard-Wendeschneidplatte prozesssicher durchführbar ist, weshalb für alle weiteren Versuchsreihen nur noch diese Ausführung genutzt wurde. In **Abbildung 8.21** ist der Werkzeugverschleiß bei variierendem Vorschub f gezeigt.

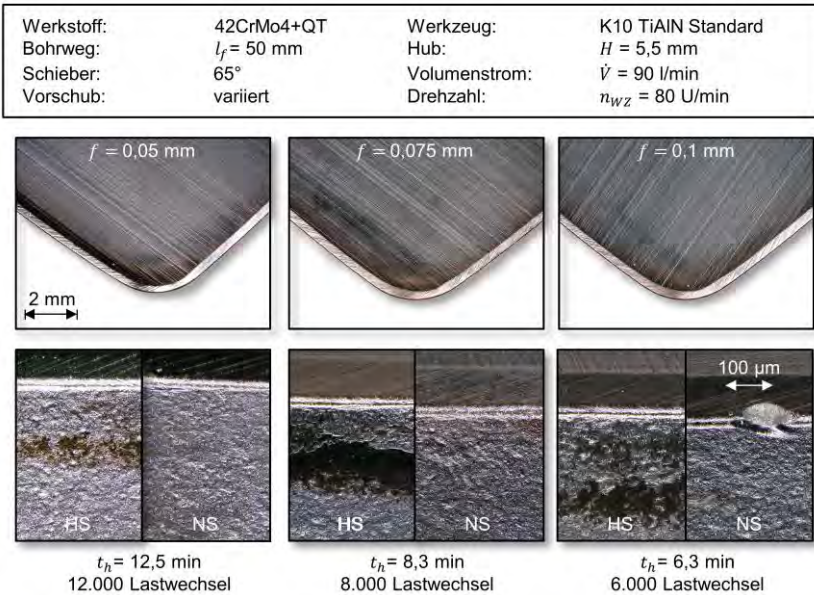


Abbildung 8.21: Einfluss des Vorschubs f auf den Werkzeugverschleiß

Die Aufnahmen des Werkzeugverschleißes der Spanfläche zeigen unabhängig vom Vorschub nur geringfügige Kontaktpuren und keinerlei Verschleißerscheinungen. Unterhalb der Hauptschneide auf der Freifläche sind schwarze Ablagerungen von überhitztem Öl zu erkennen. Durch die Rückstände kann auf eine hohe Temperatur in der Spanbildungszone zurückgeschlossen werden. Der Abstand zur Schneide spiegelt wieder, dass es an der Hauptschneide zu einem Ploughing Effekt kommt. Das sich unter der Schneide durchdrückende Material verhindert ein Anhaften der Ölkohle nah an der Schneidkante. In Folge von Ploughing wird die Reibung im Bereich der Schneidkantenverrundung und an der Freifläche erhöht, was zu einer Zunahme der thermischen Belastung führt. Zwei der betrachteten Wendeschneidplatten zeigten im Bereich der Nebenschneide keinerlei Verschleißerscheinungen. Die mit einem Vorschub von $f = 0,1$ mm eingesetzte Wendeschneidplatte zeigte einen Ausbruch an der Nebenschneide. Lokal um diesen Ausbruch herum konnte kein Verschleiß festgestellt werden.

Es wurde zusätzlich zu diesen Ergebnissen noch eine Versuchsreihe zum Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf den Werkzeugverschleiß durchgeführt. Wie bei auch bei der vorgestellten Versuchsreihe ist kein merklicher Verschleiß wahrnehmbar.

Um die Verschleißentwicklung und dadurch den maximalen prozesssicheren Standweg der Wendeschneidplatten beim AK-UR-Prozess im Werkstoff 42CrMo4+QT ermitteln zu können, wurden Standzeitversuche mit größeren Bohrlängen durchgeführt. Die Versuchsdurchführung erfolgte mit der zielführendsten Parameterkombination. **Abbildung 8.22** zeigt die aufgenommenen Verschleißbilder der Schneidenecke der Nebenschneide und der Hauptschneide. Als Referenz für die Analyse sind identische Aufnahmen einer unbenutzten Platte gegenübergestellt.





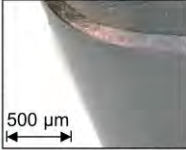


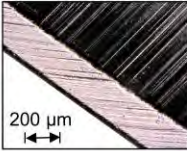
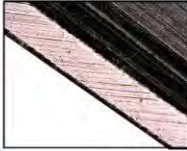
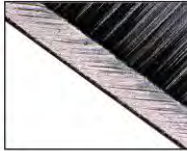
		Werkstoff: 42CrMo4+QT	Werkzeug: K10 TiAlN Standard	
		Bohrweg: variiert	Hub: $H = 5,5 \text{ mm}$	
		Schieber: 65°	Volumenstrom: $\dot{V} = 90 \text{ l/min}$	
		Vorschub: $f = 0,075 \text{ mm}$	Drehzahl: $n_{WZ} = 80 \text{ U/min}$	
Prozess	$l_f = 0 \text{ mm}$ $t_h = 0 \text{ min}$ 0 Lastwechsel	$l_f = 300 \text{ mm}$ $t_h = 36 \text{ min}$ 48.000 Lastwechsel	$l_f = 800 \text{ mm}$ $t_h = 96 \text{ min}$ 128.000 Lastwechsel	$l_f = 1450 \text{ mm}$ $t_h = 174 \text{ min}$ 232.000 Lastwechsel
Übersicht				
NS/SE				Kein Bild möglich
HS				Kein Bild möglich

Abbildung 8.22: Werkzeugverschleiß mit zunehmendem Bohrweg

Es zeigt sich, dass keine merkliche Verschleißentwicklung an den eingesetzten Wendeschneidplatten bis zu einem Bohrweg von $l_f = 800 \text{ mm}$, stattfindet. An dem Übergang von Haupt- zur Nebenfleäche unter der Schneidenecke können keine Kontaktsuren, wie es in der Spanbildungsanalyse berechnet wurde, erkannt werden. Es wurde in Kapitel 7.4 berechnet, dass es durch die mechanischen Belastungen im Prozess zu einer geringfügigen Abweichung der Werkzeugbahn kommt. Es ist zu vermuten, dass diese Abweichung einen Kontakt der Freiflächen mit der Bohrungswand weitestgehend verhindert. Es zeigen sich lediglich geringfügiger Abrasionsverschleiß an der Neben-

schneidenfase und marginale Materialanhäufungen unter der Schneidenecke. Die Versuchsdurchführung für einen Bohrweg $l_f \geq 800$ mm konnte nicht prozesssicher realisiert werden. Ab einem Bohrweg von $l_f = 1000$ mm ist es in fünf weiteren Versuchen zu einem spontanen Werkzeugversagen gekommen, wobei der maximal erreichte Bohrweg $l_f = 1450$ mm beträgt. In allen Fällen bricht die gesamte Schneidenecke ab.

Um das Verschleißverhalten genauer analysieren zu können, sind Aufnahmen mit einem Rasterelektronenmikroskop gemacht worden. **Abbildung 8.23a** zeigt eine Aufnahme des geringfügigen Abrasionsverschleißes auf der Nebenschneidenfase. Es ist zu erkennen, dass die Beschichtung an dieser Stelle beschädigt ist und das Hartmetallsubstrat freiliegt. Durch einen Profilschrieb konnte ein Kolkverschleiß mit einer Tiefe von $K_t = 15$ μm bestimmt werden. Kreisförmige Fehlstellen in der Beschichtung deuten darauf hin, dass es durch die Kombination von Abrasions- und Adhäsionsverschleiß zu Defekten in der Beschichtung geführt hat.

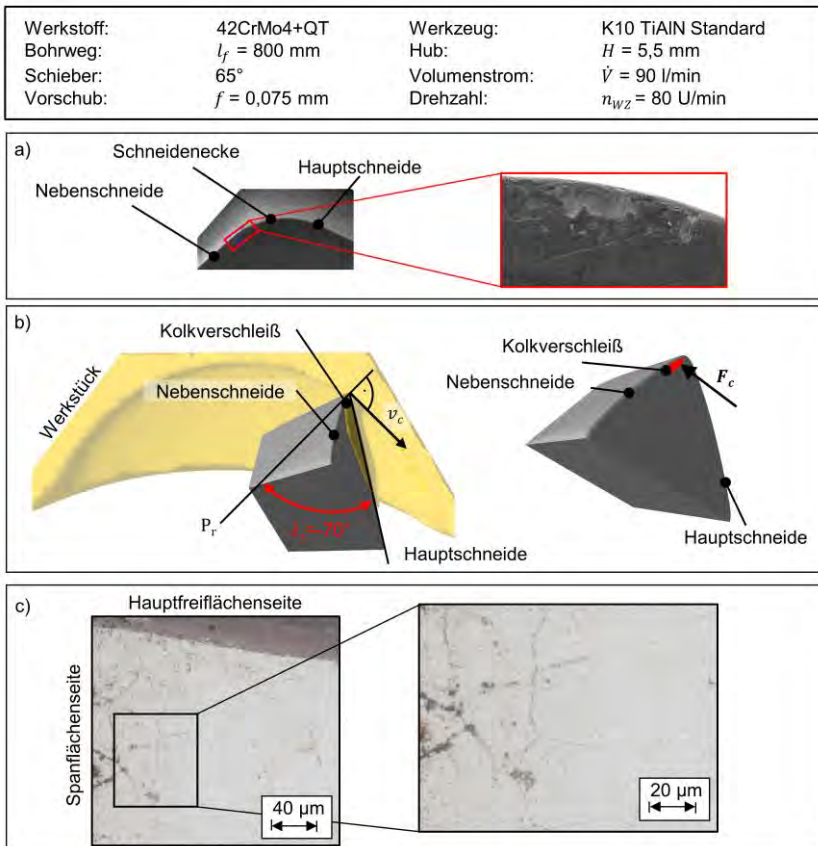


Abbildung 8.23: Detailanalyse zum Werkzeugverschleiß

In der Folge findet deutlich schneller ein Adhäsionsverschleiß statt, der zu einer muldenförmigen Vertiefung führt. In der Abbildung 8.23b ist der Eingriffszeitpunkt der Schneide bei einem Werkzeug-Neigungswinkel von $\lambda_s = -70^\circ$ gezeigt. Der Vektor der Schnittgeschwindigkeit v_c liegt immer tangential an der Außenkontur des Profils an. Diesem entgegengerichtet wirkt die Schnittkraft F_c . Es zeigt sich deutlich, dass die auftretenden Kräfte nur exponiert die Schneidenecke belasten. Demzufolge bewirkt der Kolkverschleiß eine Schwächung des ohnehin instabilen Schneidkeils, da die Wirklinie der Schnittkraft F_c durch diesen Bereich verläuft. Zuzüglich zur ungünstigen Wirkrichtung der Schnittkraft, kann es genau in diesem Bereich zum nachgewiesenen Klemmen des Spans zwischen Bohrungskontur und Wendeschneidplatte kommen, was eine weitere mögliche Ursache für das Ausbrechen der Wendeschneidplattenecke darstellt. Ein weiterer Faktor, der einen Einfluss auf die Standzeit der Wendeschneidplatte besitzt, ist die große Anzahl an Lastwechseln, der die Hartmetallplatte ausgesetzt ist. Für einen Bohrweg von $l_f = 800$ mm mit den eingangs genannten Prozessparametern, ergibt sich, bei sechs Ein- und Ausstellbewegungen pro Umdrehung, eine Gesamtanzahl von 128 000 Lastwechseln. In den durchgeführten REM-Aufnahmen sind für diesen Standweg auf der Beschichtung keinerlei Oberflächenzerrüttungserscheinungen erkennbar. Um das Hartmetallsubstrat auf Zerrüttungserscheinungen untersuchen zu können wurde die Schneidkante durch einen Erodierprozess getrennt, eingebettet und angeätzt. Abbildung 8.23c zeigt, dass es unterhalb der Spanfläche zu einer Mikrorissbildung gekommen ist. Die Rissverläufe sind interkristallin entlang der Korngrenzen, weshalb sie in ihrer Anordnung eine gewisse Gleichmäßigkeit aufweisen. Untersuchungen zu diesem Schädigungstyp haben gezeigt, dass er diskontinuierlich durch eine Schwellenbelastung wächst [Man14].

8.6 Untersuchungen zum Wendeschneidplattenwechsel

Die Verschleißanalyse hat gezeigt, dass das spontane Werkzeugversagen durch das Zusammenspiel von zwei unterschiedlichen Verschleißerscheinungsformen erklärbar ist. Die vorgestellte Verschleißentwicklung lässt sich aufgrund von Einschränkungen durch das AK-UR-Verfahren und der gewünschten Bauteilkontur nicht beeinflussen. Die einzige Möglichkeit zum Erreichen der gewünschten Bauteillänge von $l_B = 1500$ mm stellt ein Wechsel der Wendeschneidplatte dar. Um dies zu realisieren, ist der AK-UR-Prozess abzustoppen, der Werkzeugwechsel durchzuführen und im Anschluss wieder im Profil anzuschneiden.

In den Grundlagenuntersuchungen wurde vorgestellt, dass die Konturtreue aufgrund der Bohrohrrelaxizität, der Eingriffsbedingungen durch die Neigungswinkeländerung und durch die Ausstellkinematik negativ beeinflusst wird. Die Ergebnisse der unterschiedlichen Versuchsreihen bestätigten, dass das erzeugte Profil vom Soll-Profil abweicht. Wird der AK-UR-Prozess beendet, so dass die Schneide lastfrei ist, verliert sie die Orientierung zum schon eingebrachten IST-Profil. Die Rotation des Werkzeugs ist mit der Vorschubbewegung gekoppelt, weshalb die Schneide beim Zurückfahren nur mit rotierender Spindel und im Arbeitsvorschub durch das Profil geführt werden kann. Ein Zurückfahren bis auf den Startwert der Z-Achse und ein Repositionieren durch das Profil ist mehrmals ohne Erfolg getestet worden. Die Schneide bekommt starken Reibkontakt mit der Bohrungswand, so dass sie entweder beim Zurücksetzen schon Ausbrüche vorweist oder auf dem Weg zur Z-Position in der Profilkontur verklemmt und bricht. Damit die Wendeschneidplatte beim AK-UR-Prozess gewechselt werden kann musste demnach eine alternative Wiederanschnittstrategie erarbeitet werden. In **Abbildung 8.24** ist die Arbeitsfolge für den Wendeschneidplattenwechsel dargestellt. Nachdem das Werkzeug den definierten Standweg erreicht hat, muss der AK-UR-Prozess gestoppt werden. Im dritten Arbeitsschritt muss der Rollhalter mit montierter Abtastrolle gelöst und aus der Kurvenschablone demontiert werden. Der so dann frei auf den Führungen bewegliche Schieberwagen muss auf einer neu installierten Arretierungsposition gestellt und festgeschraubt werden. Dadurch wurde die Schieberplatte radial weiter ins Zentrum geführt, als es mit montierter Abtastrolle überhaupt möglich ist. Dies ermöglicht, dass die Schneide unter das erzeugte Profil im Werkstück und der Bohrkopf entgegen der Vorschubrichtung verfahren werden kann. Die Positionierung des BOZAs muss gehalten werden, da sonst die Lage des Werkstücks und mit ihr die Orientierung des Querschnittsprofils verloren gehen würde. Ein fluchtender Wiederanschnitt könnte in diesem Fall nicht mehr durchgeführt werden. Das Werkzeug muss bis auf den Z-Wert $z_{WW} = -150$ mm in die Laterne zurückgezogen werden. Durch Öffnungen in der Laterne kann die Schneide gewechselt werden. Anschließend wird das Werkzeug wieder repositioniert. Als Z-Wert wird die zuvor gefertigte Bohrtiefe abzüglich des gewählten l_{RW} -Werts angefahren. Der Wert l_{RW} beschreibt die definierte Rückstelllänge der Wiederanschnittstrategie. Dieser Abstand verhindert, dass die Wendeschneidplatte gegebenenfalls z.B. durch Lose schon vor dem Anschnitt mit dem Bohrungsgrund Kontakt bekommt. Ein Kontakt ohne Schnittbewegung führt zu einem Defekt an der Wendeschneidplatte.

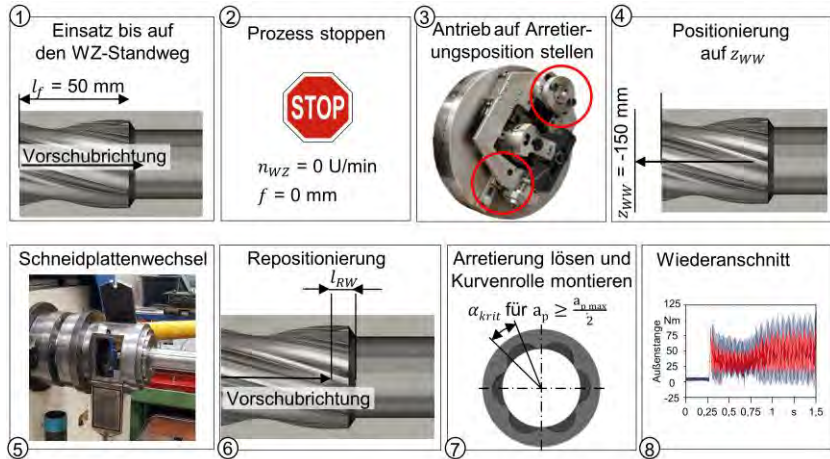


Abbildung 8.24: Entwickelte Wiederanschnittstrategie

Nachfolgend wird die Arretierung der Schieberplatte gelöst und radial so verschoben bis die Abtastrolle wieder in die Kurvenscheibe gesteckt werden kann. Dieser Vorgang stellt in Abhängigkeit des gewählten l_{RW} -Werts eine Herausforderung dar. Je größer der Abstand zum Profilgrund gewählt ist, desto einfacher kann die Kurvenrolle wieder eingesetzt werden. Des Weiteren besitzt der in Punkt 7 skizzierte Winkel α_{krit} einen Einfluss auf das Wiedereinsetzen der Abtastrolle. Ist dieser im Profilbereich über der halben maximalen Schnitttiefe, ist die Position der Abtastrolle (und auch der Schneide) im konvexen Bereich und sie kann theoretisch nur unter großer Last eingesetzt werden. Das Wiedereinsetzen der Abtastrolle unter Last kann durch das Zurücksetzen um wenige Mikrometer verhindert werden. Im nächsten Schritt ist der Prozess zwingend mit einer Verweilzeit von $t_{G4} = 5$ s zu starten bevor der Arbeitsvorschub einsetzt. In diesem Zeitfenster findet ein Freischneiden der Schneide statt, wodurch eine Fehlstelle innerhalb der Profilkontur entsteht, was im Folgenden detaillierter beschrieben wird. Eine Vielzahl an Versuchen ohne Verweilzeit mit direktem Wiederanschnitt ins Material hat immer zu einem sofortigen Werkzeugbruch geführt.

Um die Machbarkeit und die Auswirkung auf die Profilkontur zu untersuchen, wurde eine Versuchsreihe bestehend aus drei Rückstelllängen bei jeweils zwei Werkzeugdrehzahlen durchgeführt. Vorerst wurde ein AK-UR-Prozess auf eine Bohrtiefe von $l_f = 70$ mm durchgeführt und anschließend wie erläutert ein Werkzeugwechsel vollzogen. In **Abbildung 8.25** sind Bohrungswände mit den auftretenden Fehlstellen beim Wiederanschnitt abgebildet. Unabhängig von der Prozessstrategie kommt es zu einer ansteigenden Konturvertiefung die abrupt aufhört und die Kontur in der weiteren Vorschubrichtung gleichmäßig weitergeführt wird. Lediglich bei der neu eingesetzten Wendeschneidplatte beim Wiederanschnittversuch Nr. 4 ist nach dem Prozess eine Beschädigung der Schneidenecke detektiert worden. Alle weiteren Schneiden zeigten keinen erkennbaren Verschleiß. Durch die Aufnahmen einer Ausbuchtung ist zu erkennen, dass die Variation des Rückstellwegs einen großen Einfluss auf die Breite der Fehlstelle hat.

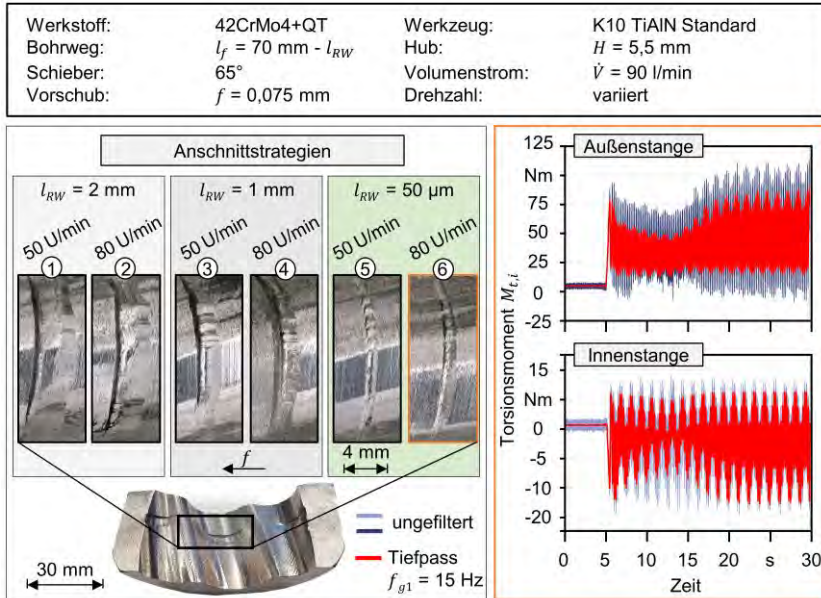


Abbildung 8.25: Konturfehlstellen in Abhängigkeit der Wiederanschnittstrategien und die dabei auftretende mechanische Werkzeugbelastung

Zu Beginn des Wiederanschnitts ist das gesamte Werkzeugsystem aufgrund der fehlenden Zerspankräfte unbelastet. Erfährt das System diese Belastung nicht, bewegt sich die Schneide auf einer größeren Profilhahn. Da die vorgeschrittene Querschnittskontur geringer ist, stößt die Schneide zu Anfang beim Freischneiden ohne Vorschubbewegung mit der Nebenschneide ins Material der Bohrungswand. Durch diesen Kontakt kommt es zu einer deutlichen Schwingung in radialer Richtung, wo durch in diesem Bereich eine wellenförmige Vertiefung entsteht. In den Messaufzeichnungen der Torsionsmomente ist diese Schwingung sowohl für die Außenstange als auch für die Innenstange erkennbar. Diese ungleichmäßige Belastung konnte akustisch während der Versuche deutlich wahrgenommen werden.

Mit eintretender Vorschubbewegung schneidet sich die Schneide immer noch auf der größeren Profilhahn bewegend, weil die wirkenden Zerspankräfte aufgrund der sehr geringen Schritttiefe vernachlässigbar klein sind, gleichmäßig ins Profil ein und erzeugt somit die erkennbare Vertiefung. Erst wenn die Hauptschneide in den Bohrungsgrund einschneidet, verspannt sich das Werkzeugsystem wieder. Es kommt dann sehr abrupt zur ursprünglich wirkenden Belastung wie sie auch vorher im stationären Prozess vorlag. Dadurch wird der Konturquerschnitt ohne messbare Reduzierung der Querschnittsfläche fortgesetzt.

Zur weiteren Analyse der Breite und Tiefe der Fehlstellen wurden die Versuchsproben mit einem *Alicona Infinite Focus G5* digitalisiert und anschließend durch jeweils drei Profilschnitte an unterschiedlichen Konturpunkten und Rauheitsmessungen ausgewertet. Diese Ergebnisse werden in **Abbildung 8.26** gezeigt.

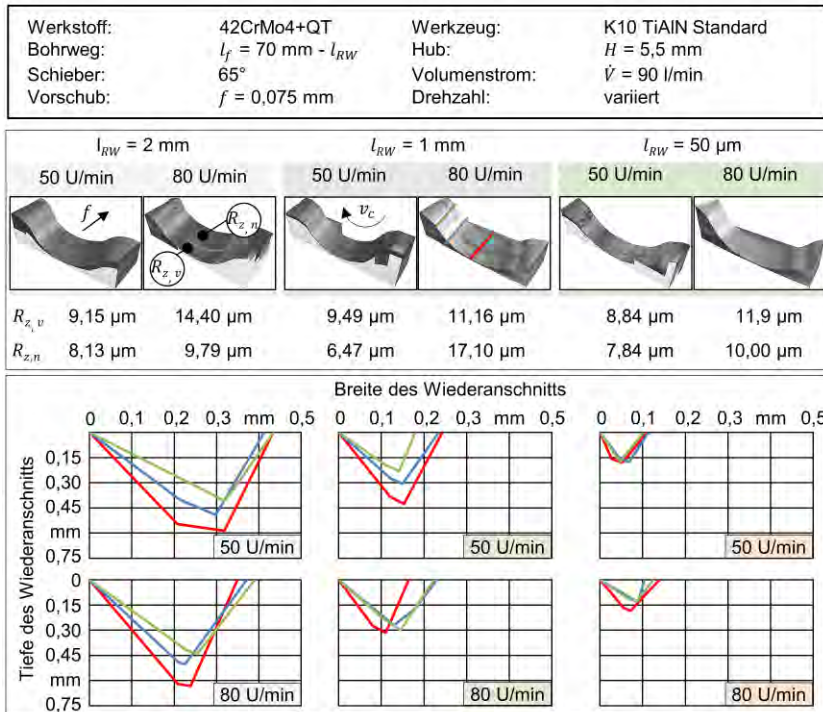


Abbildung 8.26: Auswertung der Wiederanschnittversuche

Die Ergebnisse verdeutlichen, dass die Fehlstellentiefe signifikant von dem Positionierabstand zum Bohrungsgrund abhängt. Wird der Rückstellwert von $l_{RW} = 2 \text{ mm}$ auf $l_{RW} = 50 \mu\text{m}$ verringert, ist eine durchschnittliche Verringerung der Fehlerstellentiefe um 70 % möglich. Durch eine Drehzahlerhöhung ist eine geringe Zunahme der Tiefe erkennbar. Durch die farblich markierten Profilschnitte zeigt sich, dass im Hochpunkt der Ausstellbewegung die maximale Tiefe des Wiederanschnitts gemessen wird. Je weiter sich die Schneide im Austrittsbereich der Ausbuchtung befindet, desto geringer wird die Tiefe des Einschnitts. Dieser Trend gilt ebenso für den Eintrittsbereich der Ausbuchtung, da die ungleichmäßige Tiefe mit der Schnitttiefe der Ausbuchtung korreliert. Die Zerspankräfte, die auf das Werkzeugsystem wirken, nehmen mit steigender Schnitttiefe zu, weshalb die Differenz zwischen belasteter und unbelasteter Werkzeugbahn in der maximalen Ausstelltiefe am höchsten ist. Abgesehen von der beim Anschnitt beschädigten Schneide, wurden mit der gewechselten Schneide bessere Oberflächengüten erzeugt. An den gewechselten Schneiden konnte kein erkennbarer Verschleiß festgestellt werden. Eine mögliche Ursache für die unterschiedliche Oberflächengüte ist die Prozesstemperatur, die vor dem Werkzeugwechsel durch eine längere Eingriffszeit höher ist als nach dem Wiederanschnitt.

Auf Grundlage der entwickelten und erfolgreich umgesetzten Wiederanschnittstrategie wurde ein Standzeitversuch über die maximale auf der Versuchsmaschine realisierbare Bohrtiefe durchgeführt. Das Ergebnis des Standzeitversuchs und die dafür gewählten Parameter sind in **Abbildung 8.27** dargestellt.

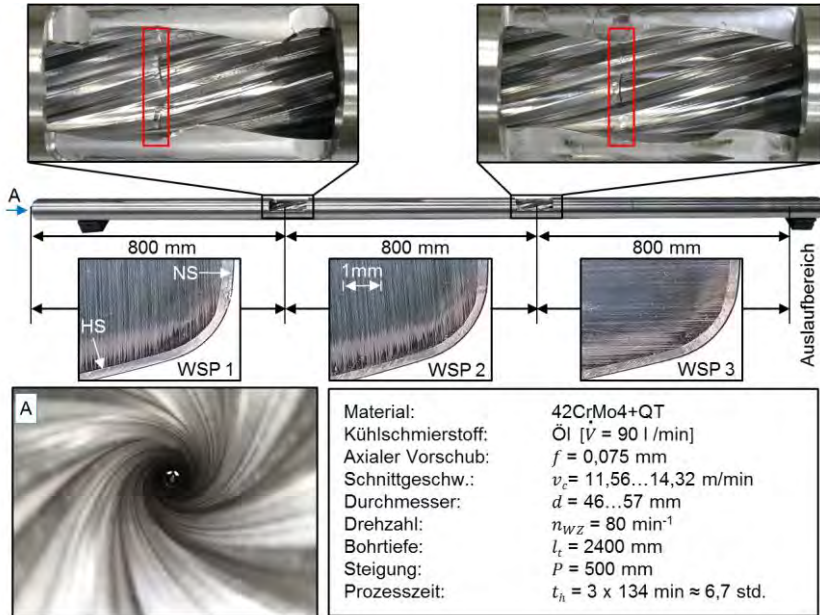


Abbildung 8.27: Werkstück mit realisierten Wiederanschnitten in hohen Bohrungstiefen

Die zwei vergrößerten Bildausschnitte zeigen die erzeugte Innenprofilierung, die in einer Prozesshauptzeit von $t_h = 6,7 \text{ std.}$ hergestellt wurde. Die Gesamtbhohrtiefe beträgt $l_{fg} = 2400 \text{ mm}$ und ist in drei Prozessdurchläufen zu je $l_f = 800 \text{ mm}$ gefertigt. Die roten Markierungen kennzeichnen die Wiederanschnittbereiche, die mit einem Rückstellwert von $l_{RW} = 2 \text{ mm}$ durchgeführt sind. Ferner sind die verwendeten Wendschneidplatten dargestellt. Nur die erste eingesetzte Schneidplatte zeigt im Bereich der Nebenschneide eine geringe Beschädigung der Beschichtung. Der gekennzeichnete Auslaufbereich verhindert, dass der Bohrkopf in die Ausbohrbuchse eintritt und es zu einer Lageverschiebung kommt, die das Risiko eines Wendschneidplattenbruchs erhöht.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Bei der Herstellung von Bohrungen zur Exploration z.B. in der Erdöl- und Erdgasindustrie werden Verdränger-Motoren eingesetzt, die den Bohrkopf durch Umwandlung der hydraulischen Energie des Bohrwassers in Rotationsenergie antreiben. Sowohl die maximal erreichbaren Bohrtiefen wie auch die Leistungsfähigkeit dieser Motoren nehmen zu, wenn die notwendige Innenkontur des verbauten Stators sehr stabil und wärmebeständig ist. Aktuell können die Statoren der kleineren Abmessungen aufgrund des Fehlens geeigneter Herstellungsverfahren nur durch das Auskleiden mit einem profilierten Elastomers realisiert werden, was weder hohen Temperaturen noch hohen Kräften widersteht. Trotz der großer Nachfrage nach kleinen Statordurchmessern gibt es zurzeit keine produktive und daher wirtschaftliche Herstellung dieser mehrere Meter langen Werkstücke, woraus sich die Zielsetzung der vorliegenden wissenschaftlichen Arbeit ableitet.

Im Rahmen dieser wissenschaftlichen Arbeit wird, durch die Entwicklung und Anwendung eines spanenden Herstellungsverfahrens von Innenkonturen mit nicht kreisförmigem Querschnitt, die gängige Auskammertechnologie um eine weitere Dimension erweitert. Umgesetzt wird dies durch ein Werkzeugsystem, bei dem die Schneide pro Umdrehung in Abhängigkeit der zu erzeugenden Profilkontur periodisch radial aus- und einfährt. Ziel dieser Entwicklung ist, das beschriebene Potenzial auszuschöpfen und darüber hinaus die Konstruktionsmöglichkeiten im allgemeinen Maschinenbau um eine neue Verfahrenstechnologie zu erweitern.

Schon in der Planungsphase wurde deutlich, dass das zu entwickelnde Verfahren nur durch eine neuartige hochdynamische Schneidenbewegung umsetzbar ist und aufgrund der angestrebten zu fertigenden Bauteillängen auf einer Tiefbohrmaschine umgesetzt werden sollte. Das neu entwickelte Werkzeugsystem wird durch die Werkzeugspindel angetrieben und besteht aus einem Bohrkopf, einem Sonderbohrgestänge und einem mechanischem Werkzeugantrieb. Der Bearbeitungsprozess erfolgt ziehend, weshalb die Werkstücke als notwendige Vorarbeit schon mit einer präzisen Bohrung versehen sind.

Zu Beginn der Arbeit wird aufgezeigt, dass die spezifischen Merkmale des Verfahrens sehr vielfältig sind. Durch die radiale periodische Vorschubbewegung der Schneide resultiert eine profilabhängige Schnittgeschwindigkeitsänderung über jede Werkzeugumdrehung. Die durchgeführten Berechnungen zeigen, dass die Dynamik der Schneidenbewegung und somit auch die Belastung des gesamten Werkzeugsystems im Wesentlichen von der Werkzeugdrehzahl, der Konturtiefe und insbesondere von den bauteilbedingten Konturübergängen abhängig sind.

Zudem ändert sich durch die Verfahrenskinematik beim Werkzeugeingriff die Schnittrichtung entlang der Profilkontur, wodurch der Werkzeug-Neigungswinkel λ_s und der Freiwinkel der Nebenschneide α_n stetig variieren. Die einzigartige Kinematik dieser Innenbearbeitung erlaubt bezüglich der Schneidenlage wenig Gestaltungsspielraum. Vorrangig gilt dabei, die Schneide ohne Kollision durch die Profilkontur zu führen, unabhängig davon wie ihre Lage die Zerspanbedingungen beeinflusst.

Die Entwicklung und Integration des Werkzeugsystems wurden durch erstmalige Einsatzversuche und Langzeittest bis zu einer Prozesszeit von $t_h = 6,5$ Stunden in Alumi-

nium erfolgreich abgeschlossen. Am mechanischen Werkzeugantrieb konnte keine prozessbedingte Überbeanspruchung z.B. Wärmeentwicklung festgestellt werden und keine der mechanischen Komponenten fielen während der Einsatzzeit aus. Es konnte gezeigt werden, dass die benötigte Profilsteigung entlang der Werkstückachse von $P_{St} = 500$ mm eingehalten wurde.

In Grundlagenuntersuchungen wurde die außergewöhnliche Kinematik, die durch die beschriebenen spezifischen Verfahrensmerkmale entsteht, untersucht. Anhand eines spezifisch entwickelten Aufbaus für einen Orthogonalschnitt-Versuchsstand konnten die auftretenden Zerspankraftkomponenten analysiert werden. Es wurden durch diese Analogieversuche eine Neigungswinkeländerung des Wirkelements in einem Spektrum von $\Delta\lambda_s = 90^\circ$ analysiert. Die Ergebnisse zeigen unter anderem, dass die Passivkraft anders als die Vorschub- und Schnittkraft nicht in Abhängigkeit der variierenden Schnitttiefe a_p , steigt und fällt, sondern konstant mit kleiner werdendem Neigungswinkel linear bis zu einem Wert von 600 % zunimmt. Durch die Resultate konnten für den Vorschub notwendige Richtwerte für die Konstruktionsphase als auch für die experimentellen Untersuchungen gewonnen werden.

Es wurden als weitere Grundlagen die resultierende Geschwindigkeit und die Beschleunigung der Wendeschneidplatte als auch die der Werkzeugantriebskomponenten berechnet. Es wird durch eine Werkzeugdrehzahl von $n_{WZ} = 110$ U/min nur eine für die Stahlzerspanung sehr geringe maximale Schnittgeschwindigkeit von $v_{c,max} = 20$ m/min erreicht. Die Mechanik des Antriebs erfährt allerdings dabei schon eine maximale Beschleunigung von $a_{res,max} = 180$ m/s². Die dynamische Belastung durch die Beschleunigungen der Werkzeugschneide und des Antriebs weichen aufgrund unterschiedlicher Massen- und Größenverhältnisse voneinander ab. Diese Gegebenheiten führen zu einem komplexen Verhalten des Werkzeugsystems, weshalb der realisierbare Schnittgeschwindigkeitsbereich für den Werkzeugdurchmesser bei $v_{c,max} = 30$ m/min begrenzt ist. Weitere Untersuchungen zum dynamischen Verhalten des Werkzeugsystems, die Spanbildungssimulation sowie die Analyse zum Einfluss der Bohrrohrelastizität wurden mit dem Ziel durchgeführt, das Prozesswissen zu vertiefen. So konnten dieses Wissen in die experimentellen Untersuchungen einfließen und deren Ergebnisse interpretiert werden.

Im Kapitel zu den experimentellen Untersuchungen konnte durch Versuchsreihen mit unterschiedlichen Schieber- und Schneidengestalten nachgewiesen werden, dass eine sichere Prozessführung des neuen Verfahrens nur durch eine schräg entgegen der Vorschubbewegung vollzogene Ausstellkinematik und durch das Einsetzen einer Wendeschneidplatte mit Schutzfase umsetzbar ist. Durch eine Versuchsreihe an Werkstücken mit variierender Anzahl an Profilausbuchtungen konnte die Flexibilität des Verfahrens hinsichtlich der Querschnittskontur nachgewiesen werden. So konnten ovale, dreieckige und viereckige Konturen hergestellt werden.

Zudem wurde der Einfluss des Werkstoffs bei sich ändernden Schnittparametern untersucht. Durch die ausgewerteten Querschnitte der Proben wurde deutlich, dass es zu Abweichungen zwischen dem im lastfreien Zustand eingemessenen Ausstellhub und der Profiltiefe kommt. Dies ist durch die Nachgiebigkeit des Systems erklärbar und wirkt sich in Abhängigkeit der Festigkeit des zu zerspanenden Materials unterschiedlich stark aus. Für alle Materialien gilt darüber hinaus, dass der Antrieb ab bestimmter Parameter

an seine Grenzen kommt, weil die dynamische Beanspruchung des Antriebsstrangs zu groß wird.

Standzeituntersuchungen zeigten, dass es durch die außergewöhnliche Eingriffssituation, geprägt durch niedrige Schnittgeschwindigkeiten und hoher dynamischer Wechsellastbeanspruchung, zu keinem kontinuierlichen Werkzeugverschleiß kommt. Allerdings kommt es ab einer Bohrtiefe von ca. $l_f = 1000$ mm häufig zu einem spontanen Schneidenbruch, der sich durch fortschreitende Materialzerüttung im Hartmetall oder rasch entwickelnden Abrasionsverschleiß erklären lässt.

Ein Wechsel der Schneide ist durch die mechanische Kopplung zwischen der radialen Ausstellbewegung und der Rotation der Werkzeugspindel komplex. Das Werkzeug kann normalerweise nur gekoppelt unter kontrollierter Drehung aus dem Werkstück herausgefahren werden. Dabei ist eine Beschädigung sehr wahrscheinlich. Da die vorhandene Profilsteigung auch von der Bohrrohtorsion beeinflusst wird, ist der kraftfreie Wiederanschnitt ebenfalls nicht unproblematisch. Um gewünschte Bauteillängen erreichen zu können, wurde eine Strategie zum Schneidplattenwechsel entwickelt. So kann die zuvor erzeugte Profilsteigung fortgeführt werden, allerdings entsteht zu Beginn eine erkennbare, geringfügige Querschnittsvergrößerung. Mit der Anschnittsstrategie konnte mit zwei Schneidplattenwechseln, die auf der Maschine maximal mögliche Bauteillänge von $l_f = 2400$ mm, bearbeitet werden.

Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit verdeutlichen, dass die Herstellung komplexer nicht kreisförmiger Querschnitte in tiefen Bohrungen durch das entwickelte Verfahren möglich ist. Die Weiterentwicklung der Prozessführung, die einen Schneidplattenwechsel ermöglicht, erlaubt Fertigungslängen mit einem l/D -Verhältnis von $l/D = 65$.

Die Reduzierung der Dicke des Elastomers zwischen Stator und Rotor ist ein angestrebtes Ziel, da somit der Wirkungsgrad des Motors ansteigt. Ideal wäre es, in Zukunft gänzlich auf das Elastomer in Bohrlochmotoren zu verzichten. Es ist sicher, dass die Genauigkeit der in der Arbeit erzielten Querschnittsprofile für den letzteren Fall nicht ausreichend ist. Die Bearbeitungsgenauigkeit lässt sich aber durch unterschiedliche Maßnahmen verbessern. Korrekturen der Ausstelltiefe sind möglich, aber aufgrund der Vergleichbarkeit zwischen den Versuchsreihen in der Arbeit nicht durchgeführt worden. Zudem können Abweichungen der Querschnittskontur durch eine Schablone mit korrigierter Kontur, die die Bohrrohrelastizität und den Fehleranteil durch die schräge Ausstellbewegung kompensiert, verbessert werden.

Die Entwicklungsarbeit erfolgte bewusst für einen sehr geringen Statorquerschnitt, da es hier kein wirtschaftliches Verfahren gibt. Da der überwiegende Teil der Abweichung in der Nachgiebigkeit des Werkzeugsystems begründet ist, würde bei größeren Durchmessern die Kontur genauer.

Die Bearbeitungsgenauigkeiten von elektrochemischen Verfahren sind mit spanenden Verfahren nicht zu erreichen. Wenn in Zukunft gänzlich auf das Verwenden eines Elastomers in Bohrlochmotoren verzichtet werden soll, kann das entwickelte Verfahren als schrumpfende Bearbeitung vor dem Finishen durch elektrochemisches Abtragen eingesetzt werden und so weiterhin als ein wichtiger Teil einer wirtschaftlichen Prozesskette fungieren.

10 Literatur

- Alb60 Albrecht, P.: New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process: Part I. The Ploughing Process in Metal Cutting. *Journal of Engineering for Industry*, 82 (1960) 4, S. 348-357, DOI: 10.1115/1.3664242
- Bec09 Carl Bechem GmbH Sicherheitsdatenblatt Berucut RMO TC 22 Druckdatum 21.07.2009
- Ber87 Bergmann, K.: Reibung von Führungsleisten beim Tiefbohren. *TZ für Metallbearbeitung*, S. 26-29, 1987
- Bhi02 Baker Hughes Inc.: Navi-Drill motor Handbook. 9. Auflage; 2002
- Bmu14 Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz, Bau und Reaktorsicherheit (BMUB), Aktionsprogramm Klimaschutz 2020, Kabinettsbeschluss 12/2014. Publikationsversand der Bundesregierung. Rostock
- Bmw17 Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi): Erneuerbare Energien in Zahlen „Nationale und internationale Entwicklung im Jahr 2017“ Druck- und Verlagshaus Zarbrock GmbH & Co.KG, Frankfurt 2017
- Bob15 Bobzin, K.; Brögelmann, T.: Minimizing Frictional Losses in Crankshaft Bearings of Automobile Powertrain by Diamond-like Carbon Coatings under Elasto-hydrnamic Lubrication. *Surface & Coatings Technology*, 2015
- Bod14 Bodenstein, F. und Haberhauer, H., Hrsg.: *Maschinenelemente: Gestaltung, Berechnung, Anwendung*. 17. Aufl. Springer Berlin Heidelberg, 2014
- Bot03 Bottos, R.; Underwood, L.: Method of making an internally profiled stator tube. US Patent No. US2003/6568076 B2
- Bru02 Bruns, N.; Bruns, E.; Chamberlain, T.: Fluted Electrochemical Machining. US-Patent No. US2002/6413407 B1
- Bus94 Buse B, Bergmann K, Fuß H (1994) *Flexible Innenbearbeitung mit rechnergesteuerten Bohrwerkzeugen*. Spanende Fertigung 1. Vulkan-Verlag, Essen.
- Del17 Delta Trading GmbH. Metallhandel; www.delta-trading.de, AlMgSi0_5_Werkstoffdatenblatt.pdf; abgerufen am 05.04.2017
- Den14 Denkena, B.; Biermann, D.: Cutting edge geometries. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 63 (2014) 2, S. 631-653, DOI: 10.1016/j.cirp.2014.05.009
- Den16 Denkena, B. et al.: *Werkzeugentwicklung für die Statorherstellung*. MM Maschinenmarkt, Ausgabe 8/2016. Vogel Communications group GmbH & Co. KG., Würzburg
- DIN475 Schlüsselweiten für Schrauben, Armaturen, Fittings. Beuth-Verlag, Berlin, 2016

- DIN5466 Tragfähigkeitsberechnung von Zahn- und Keilwellen-Verbindungen Teil 1: Grundlagen. Beuth-Verlag, Berlin, 2000
- DIN5480 Passverzahnungen mit Elvolventenflanken und Bezugsdurchmesser. Teil 2: Nennmaße und Prüfmaße. Beuth-Verlag, Berlin, 2015
- DIN6581 Bezugssysteme und Winkel am Schneidkeil des Werkzeugs, Beuth Verlag GmbH, Deutsches Institut für Normung e. V.; Berlin 1985
- DIN8589-1 Fertigungsverfahren Spanen, Teil 1: Drehen – Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth-Verlag, Berlin, 2003
- Eco00 Economides, M.; Oligney, O.: The Color of Oil. The History, the Money and the Politics of the World's Biggest Business. David Grant Publishing, 2000 ISBN 0967724805
- Fro10 Froehlich, D.; Jung, T.; Catoni, F.: Method of Making wellbore Moineau Devices. US-Patent No. US2010/0006342 A1
- Fuß86 Fuß, H.: Aspekte zur Beeinflussung der Qualität beim BTA-Tiefbohren. Dissertation, Universität Dortmund, 1986
- Fuß16 Fuß, M.; Abrahams, H.; Buse, B.; Biermann, D.: Production of Deep Bore Holes with Non-Circular Profiles. Advanced Materials Research ISSN: 1662-8985, Vol. 1140, pp 197-204. Trans Tech publications, Switzerland 2016
- Fuß17 Fuß, M.; Koeppen, D.: Entwicklung und Anwendung eines Herstellungsverfahrens von tiefen Bohrungen mit nicht kreisförmigen Querschnitten; Fachbuch „Spanende Fertigung“ 7. Ausgabe; Hrsg. Dirk Biermann; Vulkan Verlag; ISBN 978802729898; S.104-114, Essen 2017
- Gom14 Gomeringer, Roland<: Tabellenbuch Metall. 46., neu bearb. und erw. Aufl. HaanGruiten: Europa-Lehrmittel, 2014 (Europa-Fachbuchreihe für Metallberufe). ISBN 3808510846
- Gre18 Grefe, C.: Artikel aus der Zeit „Der Stromhunger wächst“ Zeitverlag Gerd Bucierius GmbH & Co. KG, Nr.6/2018
- Gro14 Gross, D.; Hauger, W.; Wriggers, P.: Technische Mechanik 4... siehe Schmidt
- Heg84 Hegewald, H.: Beitrag zur Erkenntnis der Schnittkräfte und zur Frage des Arbeitsergebnisses beim Innenschälen. Dissertation, Universität Dortmund, Dortmund, 1984
- Hei89 Heisel, U.; Ruzicka, G.: Auskammern durch Fräsen. dima 43 (1989) 6, S. 16–23.
- Iea18 International Energy Agency - World Energy Outlook 2018 ISBN 978-92-64-06452-2
- Ite19 <https://www.iter.org>, abgerufen am 04.8.2019
- Joh83 Johnson, G.R.; Cook, W.H.: A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates, temperatures and pressures. Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, 1983.

- Jon00 Jones, J.; Barker, T.; Yardley, M.: Centrifugally cast tubes, method and apparatus of making same. Europäisches Patent EP2000 No. 0980729 A1
- Kai08 Kaiser, T.; Slack, M.; Dall'Acqua, D.: Stator of a Moineau-Pump. US-Patent No. US2008/7442019 B2
- Kie52 Kienzle, O.: Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an Spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen. Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure, 94 (1952), 299-305
- Koe04 Koehler, W.: Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN: 3-8027-8728-5
- Köh11 Köhn, R.: Bohren in der „Ultra-Tiefsee“. Artikel in der Frankfurter Allgemeine, Frankfurt am Main 2011
- Kön08 König, Wilfried ; Klocke, Fritz: Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren. 8. Berlin and Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2008; ISBN 978-3-540-23458-6
- Kön81 König, W.; Essel, K.; Witte, L.: Spezifische Schnittkraftwerte für die Zerspanung metallischer Werkstoffe;. Hrsg.: Verein Deutscher Eisenhüttenleute. Verlag Stahleisen, Düsseldorf 1981
- Kru03 Krueger, V.; Regener, T.; Walterskoetter, M.: Methods of making mud motors. US-Patent No. US2003/6543132 B1
- Kru18 Kruspe, T.; Eriksen, T-J.; Stefánsson, A.; Macpherson, J.; Duerholt, R.; Hohl, C.; Schroder, J.: A 300 Degree Celsius Directional Drilling System. IADC/SPE Drilling Conference and Exhibition, 6-8 March, Fort Worth, Texas, USA 2018, ISBN 9781613995686
- Lem05 Lemay, L.; Chopard, J-P.: Method for making a moineau stator and resulting stator. . US Patent No. US2005/6872061 B2
- Mal10 Malcore, E.: Reservoir drives choice of RSS vs. mud motors. Drilling Contractor, Houston 2012
- Man14 Mandel, K.: Untersuchungen zum feldaktivierten Sintern und zum geschwindigkeitsabhängigen Festigkeits- und Versagensverhalten von near-nano WC-Co-Hartstoffen unter Druckbeanspruchung. Dissertation Technische Universität Bergakademie Freiberg. Freiberg 2014
- Mau00 Maurer, W.C.: advanced Geothermal Turbodrill. Techn. Ber. U.S. Department of Energy, 2000
- Men94 Menter, F. R.; Kuntz, M.; Langtry, R.: Ten years of industrial experience with the SST turbulence model, American Institute of Aeronautics and Astronautics (AIAA), 1994
- Mer45 Merchant, M.E.: Mechanics of metal cutting processes, Journal of Applied Physics
- Pau08 Pauksch, E. et al.; Zerspantechnik 12. Auflage, Vieweg und Teubner, 2008

- Pok16 Pokolm Frästechnik GmbH - Werkzeugkatalog Wendeschneidplattenfräser. Harselwinkel 2016, S.212
- Rei15 Reich, M.: Auf Jagd im Untergrund - Mit Hightech auf der Suche nach Öl, Gas und Erdwärme- 2. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg 2015, ISBN 978-3-662-46281-2
- Ren12 Renewables 2017 – Global Status Report, REN21 Secretariat, Paris 2017, ISBN 978-3-9818911-3-3
- Saa16 Saarstahl AG (Hrsg.): Werkstoff-Datenblatt C60; www.saarstahl.de/Produkte_walzstahlsorten_deutsch_0601_C60.pdf; abgerufen 08.01.2016
- Saa17 Saarstahl AG (Hrsg.): Werkstoff-Datenblatt 42CrMo4+QT; www.saarstahl.de/Produkte_deutsch_42Crmo4+QT.pdf; abgerufen am 11.04.2017
- Sch13 Schulz, P.; Leckebusch, V.: Nutzen statt Abfackeln von Erdölbegleitgas. Hrsg.: Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR). Im Auftrag: Bundesministerium für wirtschaftliche Zusammenarbeit und Entwicklung (BMZ), Hannover/Bonn 2013
- Sch16 N.N: Stärken sie das Herz ihrer Anlage. Broschüre Schmidt+ Clemens Gruppe, Lindlar 2016
- Son15 Sonta, G.; Dudek, A.; Selejda, J.; Ulewicz, R.: Analysis of Structure of Elements for Automotive Industry. Applied Mechanics and Materials, 1712 2015, S.81-86
- Sta54 Stau, C. H.: Nachformeinrichtungen für Drehbänke. Hrsg. von Haake, H. Springer-Verlag, 1954
- Tea08 Teale, W.; Badrak, R.: making mus-motor stators and rotors. UK Patent 2441912 B
- Tha83 Thai, T.P.: Beitrag zur Untersuchung der selbsterregten Schwingungen von Tiefbohrwerkzeugen. Dissertation, Universität Dortmund, 1983
- VDI3209 VDI-Richtlinie 3209 Blatt 1: Tiefbohren mit äußerer Zuführung des Kühlschmierstoffes (BTA- und ähnliche Verfahren), Beuth Verlag, Berlin, 1999
- VDI3210 VDI-Richtlinie 3210 Blatt 1: Tiefbohrverfahren, Beuth Verlag, Berlin, 2006
- Vic83 Victor, H.; Müller, M.; Opferkuch, R.: Zerspantechnik II. Hrsg. von Warnecke, H.-J.; Lange, K.; Stute, G., Springer-Verlag, 1983.
- Vie70 Vieregge, G.: Zerspanung der Eisenwerkstoffe. 2. Auflage, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1970
- War74 Warnecke, G.: Spanbildung bei metallischen Werkstoffen. Fertigungstechnische Berichte: Band 2, Technischer Verlag Resch, Gräfelting, 1974
- Web07 Webber, O.: Untersuchungen zur bohrtiefenabhängigen Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan-Verlag, Essen, 2007

-
- Wie66 Wiebach, F.: Untersuchungen der Werkzeugbeanspruchung beim Drehen von Stahl mit kleinen Spannungsdicken. Dissertation, Technische Hochschule Hannover, Hannover, 1966
- Zab10 Zabel, A.: Prozesssimulation in der Zerspanung - Modellierung von Dreh- und Fräsprozessen.; Habilitationsschrift Technische Universität Dortmund; Vulkan-Verlag, Essen, 2010
- Zit05 Zitka, M.; Murray, W.: Progressive cavity pump/motors. US Patent No. US2005/0118040 A1

Studentische Arbeiten

Im Rahmen dieser wissenschaftlichen Arbeit sind die folgenden studentischen Arbeiten thematisch ausgelegt und betreut worden. Ausgewählte Ergebnisse dieser Arbeiten finden inhaltliche Verwendung in dieser Dissertation. Den Bearbeitern gilt an dieser Stelle mein besonderer Dank für Ihren Fleiß und Einsatz, um zum Gelingen dieser wissenschaftlichen Arbeit beizutragen.

Studienarbeit von Daniel Koeppen, TU Dortmund, August 2015

Thema: „Inbetriebnahme eines neuartigen Werkzeugantriebs zur Innenbearbeitung tiefer Bohrungen mit nicht kreisrundem Querschnitt“

Masterarbeit von Frank Kemna, TU Dortmund, November 2015

Thema: „Untersuchung zum Einfluss der Schnittparameter zur Herstellung von tiefen Bohrungen mit nicht kreisrundem Querschnitt in Abhängigkeit des Materials“

Masterarbeit von Daniel Koeppen, TU Dortmund, Juli 2016

Thema: „FE-unterstützte Analyse der Spanbildung bei der besonderen Kinematik eines neuartigen Unrundbohrverfahrens“

Bachelorarbeit von Julian Gerken, TU Dortmund, Mai 2017

Thema: „Erfassung von Zerspankräften auf einem Orthogonalschnittversuchsstand in Abhängigkeit von dem Werkzeugneigungswinkel λ “

Fachwissenschaftliche Projektarbeit von Julian Wanzke, TU Dortmund, Oktober 2017

Thema: „Herstellung von Bohrungen mit verschiedenen nicht kreisrunden Querschnitten durch das AK-UR-Verfahren“

Fachwissenschaftlichen Projektarbeit von Julian Gerken, TU Dortmund, September 2018

Thema: „Analyse des Schnittgeschwindigkeitseinflusses in Abhängigkeit von dem Werkzeug-Neigungswinkel im Hinblick auf die resultierenden Zerspankräfte auf einem Orthogonalschnittversuchsstand“

Masterarbeit von Julian Gerken, TU Dortmund, März 2019

Thema: „Untersuchung zu variierenden Eingriffsbedingungen bei der Herstellung von tiefen Bohrungen mit nicht kreisrunden Querschnitten“

Bisher erschienene Bände in der Schriftenreihe des ISF

- Band H3 Surmann, T.: Simulation der Dynamik von Dreh- und Fräsprozessen. Habilitationsschrift, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8794-2
- Band H2 Zabel, A.: *Prozesssimulation in der Zerspanung – Modellierung von Dreh- und Fräsprozessen*. Habilitationsschrift, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8752-2
- Band H1 Mehnen, J.: *Mehrkriterielle Optimierverfahren für produktionstechnische Prozesse*. Habilitationsschrift, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2005, ISBN 978-3-8027-8760-9
- Band 98 Wolf, M.: *Abstimmung der Präparationsprozesse in der Herstellungskette von PVD-beschichteten Vollhartmetall-Wendelbohrern*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3-8027-8913-7
- Band 97 Freiburg, D.: *Hochvorschubfräsen zur Strukturierung von Werkzeugoberflächen für die Blechmassivumformung*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3-8027-8912-0
- Band 96 Tiffe, M.: *Charakterisierung grundlegender Mechanismen für die Simulation der Spanbildung mithilfe der FEM*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2018, ISBN 978-3-8027-8911-3
- Band 94 Böhmer, J. C.: *Untersuchung und Simulation des Randschichtverhaltens inhomogener Spritzschichtstrukturen beim Honen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2018, ISBN: 978-3-8027-8799-7
- Band 93 Hense, R.: *Simulation und Optimierung der Fräsbearbeitung von Verdichterschaufeln*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN: 978-3-8027-8798-0
- Band 92 Krebs, E.: *Simulationsgestützte Mikrofräsbearbeitung gehärteter Werkzeugstähle zur Herstellung filigraner Formelement und funktionaler Oberflächenstrukturen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN: 978-3-8027-8797-3
- Band 91 Habermeier, J.: *Technologische Untersuchungen der Bearbeitung nickelreduzierter Stahlgusslegierungen für Turbinengehäuse*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN: 978-3-8027-8796-6
- Band 90 Liu, Y.: *Technologische Untersuchungen zum flexiblen Einsatz des Fließbohrrens*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8795-9
- Band 89 Özkaya, E.: *FEM-based software system for the efficient 3D tapping simulation and tool optimization using CFD simulation*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8793-5
- Band 88 Abrahams, H.: *Untersuchungen zum Führungsleistenverschleiß und zur Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren austenitischer Stähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8792-8
- Band 87 Kirschner, M.: *Tiefbohren von hochfesten und schwer zerspanbaren Werkstoffen mit kleinsten Durchmesser*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8791-1

- Band 86 Goeke, S.: *Oberflächenstrukturierung tribologisch beanspruchter Funktionsflächen durch Mikrofinischen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8790-4
- Band 85 Iovkov, I.: *Technologische Analyse des Tiefbohrens mit Minimalmengenschmierung und simulationsbasierte Kompensation des Mittenverlaufs*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8787-4
- Band 84 Rautert, C.: *Untersuchungen zum Bohrschleifen faserverstärkter Werkstoffe*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8789-8
- Band 83 Hartmann, H.: *Analyse der Außenlängsdreh- und Einlippentiefbohrbearbeitung hochfester bainitischer und vergüteter Stähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8788-1
- Band 82 Rausch, S.: *Modellgestützte Endbearbeitung hartstoffbeschichteter Tiefziehwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8785-0
- Band 81 Beer, N.: *Systematische Untersuchung von Vollhartmetall-Wendelbohrern zum Bearbeiten von Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8784-3
- Band 79 Steiner, M.: *Grundlagenuntersuchungen zur Mikrofräsbearbeitung des austenitischen Edelstahl X5CrNi18-10*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8783-6
- Band 78 Bleckmann, T.: *Simulationsbasierte Auslegung von Fräsprozessen für die Großserienfertigung*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8781-2
- Band 77 Heymann, T.: *Schleifen und Polierschleifen von wendelförmigen Spannuten an Vollhartmetallbohrwerkzeugen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8778-2
- Band 76 Ungemach, E.: *Simulationsbasierte Adaption von NC-Fräsprogrammen zur Vermeidung von Ratterschwingungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8780-5
- Band 75 Upmeier, T.: *Einlippentiefbohren teilkristalliner thermoplastischer Kunststoffe*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8782-9
- Band 74 Peuker, A.: *Werkzeugentwicklung für die Transplantation thermisch gespritzter mikrostrukturierter Funktionsschichten auf Druckgusswerkstücke*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8779-9
- Band 73 Schlenker, J.: *Spanende Mikrobearbeitung von Titan und Titanlegierungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8777-5
- Band 72 Zhang, L. J.: *Untersuchungen zum Drehen und Bohren der Nickelbasislegierung Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2014, ISBN 978-3-8027-8776-8
- Band 71 Wagner, T.: *Planning and Multi-Objective Optimization of Manufacturing Processes by Means of Empirical Surrogate Models*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2013, ISBN 978-3-8027-8775-1

- Band 70 Sacharow, A.: *Kompensation von Formabweichungen durch adaptive Freiformdeformation der CAD/CAM-Daten*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2013, ISBN 978-3-8027-8774-4
- Band 69 Baschin, A.: *Analyse und Simulation der Prozessdynamik und -stabilität beim NC-Mikrofräsen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8773-7
- Band 68 Feldhoff, M.: *Modellgestützte Werkzeug- und Prozessentwicklung des Bohrschleifens faserverstärkter Duromere*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8771-3
- Band 67 Machai, C.: *Grundlagenuntersuchung zur Zerspanung von β -Titanlegierungen unterschiedlicher Mikrostruktur*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8772-0
- Band 66 Heilmann, M.: *Tiefbohren mit kleinen Durchmessern durch mechanische und thermische Verfahren – Prozessgestaltung und Verfahrenskombination*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8770-6
- Band 65 Scheidler, A. V.: *Simulation des NC-Formschleifprozesses mit unterschiedlichen CBN-Schleifscheibenformen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8768-3
- Band 64 Pantke, K.: *Entwicklung und Einsatz eines temperatursensorischen Beschichtungssystems für Zerspanwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8769-0
- Band 63 Terwey, I.: *Steigerung der Leistungsfähigkeit von Vollhartmetallwendelbohrern durch Strahlspanen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8766-9
- Band 62 Würz, E.: *Schleifbearbeitung von Keramik-Hartmetall-Verbunden*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8767-6
- Band 61 Engbert, T.: *Fließbohrbearbeitung und Innengewindefertigung an Leichtbaustrukturen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8764-5
- Band 60 Felderhoff, J. F.: *Prozessgestaltung für das Drehen und Tiefbohren schwefelarmer Edelbaustähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8765-2
- Band 59 Kessler, N.: *Thermische Mittenverlaufsbeeinflussung beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8763-8
- Band 58 Paffrath, K.-U.: *Untersuchungen zum kraftgeregelten Langhubhonen auf multifunktionalen Bearbeitungszentren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8762-1
- Band 57 Faraz, A.: *Experimental Study on Delamination, Mechanical Loads and Tool Wear in Drilling of Woven Composite Laminates*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8761-4
- Band 56 Hossam, M.: *Chatter Occurrence at Different Natural Frequencies of Milling Machine Axes*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8759-1
- Band 55 Kersting, P.: *Simulation und Analyse regenerativer Werkstückschwingungen bei der NC-Fräsbearbeitung von Freiformflächen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8757-7

- Band 54 Marschalkowski, K.: *Beitrag zur Prozessentwicklung für das Hochleistungsinnenrund-Schäl Schleifen mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8758-4
- Band 53 Weckerle, T.: *Konzeption und Entwicklung einer standardisierten Datenübertragung von Schleifoperationen für Werkzeugschleifmaschinen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8756-0
- Band 52 Kahleyß, F.: *Grundlagenuntersuchungen und simulationsbasierte Optimierung zur fünfachsigen Mikrofräsbearbeitung von NiTi-Formgedächtnislegierungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8753-9
- Band 51 Mohn, T.: *Schleifen thermisch gespritzter Verschleißschutzschichten auf Bearbeitungszentren – Prozessgestaltung und Simulation*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8751-5
- Band 49 Rautenberg, J.: *Simultane fünfachsige Fräsbearbeitung von Aluminiumstrukturbauteilen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8754-6
- Band 48 Enk, D.: *Untersuchungen zum dynamischen Stabilitätsverhalten von Fräs Werkzeugen zur HSC-Bearbeitung*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8748-5
- Band 47 Kersting, M.: *Entwicklung und Anwendung eines adaptiven Schwingungsdämpfers für das Einlippentiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8749-2
- Band 46 Bergmann, S.: *Beitrag zur Zerspanung intermetallischer γ -Titanaluminide durch Bohren, Gewindebohren und Fräsen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8746-1
- Band 45 Kahnis, P.: *Analyse von Größeneinflüssen bei einer Herabskalierung des Fräsprozesses in den Mikrobereich*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8745-4
- Band 44 Noyen, M.: *Analyse der mechanischen Belastungsverteilung in der Kontaktzone beim Längs-Umfangs-Planschleifen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8744-7
- Band 43 Jansen, T.: *Entwicklung einer Simulation für den NC-Formschleifprozess mit Torusschleifscheiben*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8743-0
- Band 42 Hammer, N.: *Spanende Bearbeitung endlos stahlverstärkter Aluminiummatrixstrangpressprofile*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8742-3
- Band 41 Kress, J.: *Auswahl und Einsatz von polykristallinem kubischem Bornitrid beim Drehen, Fräsen und Reiben*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8741-6
- Band 40 Wittkop, S.: *Einlippentiefbohren nichtrostender Stähle*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8740-9
- Band 39 Webber, O.: *Untersuchungen zur bohrtiefenabhängigen Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8739-3
- Band 38 Zhang, L.: *Accuracy Enhancement of a Hexapod Machine Tool*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8738-6

- Band 37 Petzoldt, V.: *Formgedächtnistechnik – Tiefbohren und Mikrofräsen von Ni-Ti*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8737-4, 978-3-8027-8737-9
- Band 36 Kötter, D.: *Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8736-6, 978-3-8027-8736-2
- Band 35 Hesterberg, S.: *Trockenbearbeitung nichtrostender Stähle – Prozessgestaltung für das Drehen und Bohren mit Wendeschneidplatten*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8735-8, 978-3-8027-8735-5
- Band 34 Damm, P.: *Rechnergestützte Optimierung des 5-Achsen-Simultanfräsens von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8734-X, 978-3-8027-8734-8
- Band 33 Surmann, T.: *Geometrisch-physikalische Simulation der Prozessdynamik für das fünfachsige Fräsen von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8733-1, 978-3-8027-8733-1
- Band 32 Stautner, M.: *Simulation und Optimierung der mehrachsigen Fräsbearbeitung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8732-3, 978-3-8027-8732-4
- Band 31 Peters, C.: *Herstellung und Einsatzverhalten von Keramik-Hartmetall-Verbundbohrwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8731-5, ISBN 978-3-8027-8731-7
- Band 30 Hagedorn, M.: *Herstellung von Verbundbauteilen durch Einwalzen – Verfahrensentwicklung und experimentelle Grundlagen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8730-7, ISBN 978-3-8027-8730-0
- Band 29 Kalveram, M.: *Analyse und Vorhersage der Prozessdynamik und Prozessstabilität beim Hochgeschwindigkeitsfräsen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2005, ISBN 3-8027-8729-3, 978-3-8027-8729-4
- Band 28 Koehler, W.: *Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8728-5
- Band 27 Loichinger, A.: *Analyse und Optimierung der Kühlschmierstoffversorgung rotierender Werkzeuge*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 26 Du, S.: *Simulation and Tool Path Optimization for the Hexapod Milling Machine*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 25 Schulte, M.: *Profilschleifen von Hartlegierungen und Hartverbundwerkstoffen mit konventionellen Schleifmitteln*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8725-0
- Band 24 Lange, M.: *Prozessgestaltung bei der spanenden Bearbeitung von kurzfaserverstärkten Magnesiumlegierungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8724-2
- Band 23 Guntermann, G.: *Aspekte des Hochgeschwindigkeits-Hartfräsens im Werkzeug- und Formenbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8723-4

- Band 22 Johlen, G.: *Prozessoptimierung für die Hartfeinbearbeitung durch die Kombination von Hartdrehen und Schleifen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8722-6
- Band 21 Schwietering, C.: *Technologische Aspekte der mikromechanischen Fräsbearbeitung mit Schaftwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8721-8
- Band 20 Zabel, A.: *Simulationsgestützte Vorhersage des Verschleißverhaltens von Fräs-
werkzeugen beim Fräsen von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8720-x
- Band 19 Opalla, D.: *Hochleistungsbohren metallischer Werkstoffe mit Wendelbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8716-1
- Band 18 Löbbecke, H.: *Tiefbohren auf Bearbeitungszentren*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8718-8
- Band 17 Finke, M.: *Untersuchungen zur Auslegung und Optimierung des Innenrund-
Längsschleifens von Futterteilen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8717-X
- Band 16 Liedschulte, M.: *Untersuchungen zum Bohren von Magnesiummatrix-Verbund-
werkstoffen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8719-6
- Band 15 Buschka, M.: *Formgedächtnistechnik – Prozessgestaltung beim Drehen und
Bohren von NiTi-Formgedächtnislegierungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2002, ISBN 3-8027-8715-3
- Band 14 Meng, J.: *Freiformflächenmanipulation für den Werkzeug-, Formen- und Mo-
dellbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2001, ISBN 3-8027-8714-5
- Band 13 Bruchhaus, T.: *Tribologische Untersuchungen zur Optimierung von BTA-Tief-
bohrwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2001, ISBN 3-8027-8713-7
- Band 12 Mehnen, J.: *Evolutionäre Flächenrekonstruktion*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8712-9
- Band 11 Schulte, K.: *Stahlbearbeitung mit Wendschneidplatten-Bohrern bei reduzier-
tem Kühlschmierstoffeinsatz*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8710-2
- Band 10 Schroer, M.: *Reiben von Vergütungsstahl mit Einschnelden-Reibahlen*. Disser-
tation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8711-0
- Band 9 Schneider, M.: *Auswirkungen thermomechanischer Vorgänge beim Werkzeug-
schleifen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8708-0
- Band 8 Albersmann, F.: *Simulationsgestützte Prozessoptimierungen für die HSC-
Fräsbearbeitung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8709-9
- Band 7 Mumm, A.: *Analyse und Gestaltung von Werkzeugversorgungssystemen in der
spanenden Fertigung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8705-6
- Band 6 Gillmeister, F.: *Passive und aktive sekundäre Maßnahmen zur Reduzierung der
Hand-Arm-Schwingungsbelastung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8706-4

- Band 5 Thamke, D.: *Technologische und ökonomische Aspekte der Trocken- und Minimalmengenbearbeitung am Beispiel des Einlippentiefbohrens*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN: 3-8027-8707-2
- Band 4 Enselmann, A.: *HSC-Hartfräsen von Formen und Gesenken*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8703-X
- Band 3 Willsch, C.: *Außenrund-Einsteichschleifen von Cermet*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1998, ISBN 3-8027-8702-1
- Band 2 Friedhoff, J.: *Aufbereitung von 3D-Digitalisierdaten für den Werkzeug-, Formen und Modellbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1997, ISBN 3-8027-8701-3
- Band 1 Adams, F.-J.: *Einsatzverhalten von symmetrischen, hartmetallbestückten Kurzlochbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1996, ISBN 3-8027-8700-5

Technische Universität Dortmund
44221 Dortmund

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

Tel.: 0231 755-2782
Fax: 0231 755-5141
E-Mail: dirk.biermann@tu-dortmund.de
Internet: www.isf.de

ISBN 978-3-8027-8917-5