

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

Faculty of Mechanical Engineering

MASTER'S THESIS

Brno, 2016

Bc. Sven Felgentreu



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ÚSTAV VÝROBNÍCH STROJŮ, SYSTÉMŮ A ROBOTIKY

INSTITUTE OF PRODUCTION MACHINES, SYSTEMS AND ROBOTICS

**ANALYSE DER THERMISCHEN BELASTUNG DES
WERKSTÜCKES BEIM TRENNSCHLEIFEN VON
HOCHFESTEN LAGERLAUFRINGEN**

ANALYSIS OF THE THERMAL LOAD OF THE WORKPIECE DURING THE CUTTING GRINDING OF HIGH-STRENGTH BEARING RINGS

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Sven Felgentreu

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

doc. Ing. Petr Blecha, Ph.D.

BRNO 2016



Zadání diplomové práce

Ústav:	Ústav výrobních strojů, systémů a robotiky
Student:	Bc. Sven Felgentreu
Studijní program:	Výrobní systémy
Studijní obor:	Výrobní systémy
Vedoucí práce:	doc. Ing. Petr Blecha, Ph.D.
Akademický rok:	2016/17

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č. 111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Analyse der thermischen Belastung des Werkstückes beim Trennschleifen von hochfesten Lagerlaufringen

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Die Herstellung von Drahtwälzlagern beinhaltet den Zuschnitt der Drahringe mittels Trennschleifen. Da die Drahringe als Lauffläche der Wälzkörper entscheidend für die Lagereigenschaften sind, kommen höchstfeste Stahlwerkstoffe mit zirka 1800 MPa Festigkeit zum Einsatz. Weiterhin sind höchste Anforderung hinsichtlich Grat- und Schleifbrandfreiheit an der Schnittfuge abzusichern. Jedoch zeigen hierbei aktuelle einachsige Trennschleiftechnologien große Defizite. Im Rahmen der Masterarbeit soll untersucht werden, inwieweit durch angepasste 2-achsige Verfahrensstrategien eine Reduktion der kritischen thermischen Belastung erreicht werden kann. Dies beinhaltet neben den eigentlichen Untersuchungen auch die Entwicklung und Umsetzung der Versuchstechnik.

Die Masterarbeit ist als Einzelarbeit abzugeben. Die Schwerpunkte können in Absprache mit dem Betreuer an den Arbeitsstand bzw. an die notwendigen Schritte individuell angepasst werden.

Die Arbeit ist unter der Berücksichtigung der Arbeitshinweise zum Erstellen studentischer wissenschaftlicher Arbeiten der Professur Werkzeugmaschinen und Umformtechnik zu verfassen.

Betreuer an der TU Chemnitz: Dr.-Ing. Martin Dix; M.Sc. Macario Cardone

Cíle diplomové práce:

Theoretische Betrachtung der Trennschleiftechnologie und Ableitung von Verfahrensstrategien zur Reduktion der thermischen Belastung der Trennfuge.

Entwicklung und Umsetzung eines Versuchsstandes zur experimentellen Analyse des zweiachsigen Trennschleifens.

Durchführung von Schleifversuchen mit Erfassung von entscheidenden Prozesskräften und -temperaturen.

Definition von zielführenden Prozessparametern und Verfahrensstrategien.

Seznam literatury:

MAREK, Jiří, et al. Konstrukce CNC obráběcích strojů III. 1. Praha: MM publishing, s.r.o., 2014. MM speciál. ISBN 978-80-260-6780-1.

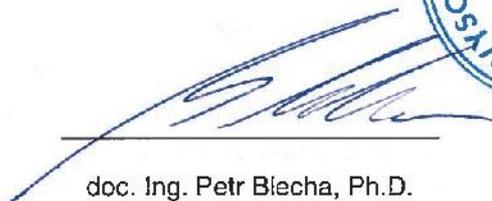
Infozdroje.cz [online]. Praha: Albertina icome Praha s.r.o., 2016 [zitiert 2016-11-04]. Verfügbar ab: www.infozdroje.cz

MM Průmyslové spektrum [online]. Praha: MM publishing, s. r. o., 2016 [zitiert 2016-11-04]. Verfügbar ab: <http://www.mmspektrum.com>

ČSN online [online]. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2016 [zitiert 2016-11-04]. Verfügbar ab: csnonline.unmz.cz

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2016/17.

V Brně, dne 21. 11. 2016


doc. Ing. Petr Běcha, Ph.D.
ředitel ústavu


doc. Ing. Jaroslav Katoňický, Ph.D.
děkan fakulty



TECHNISCHE UNIVERSITÄT
CHEMNITZ

Aufgabenstellung

zur

Abschlussarbeit
im Studiengang Master Produktionssysteme

für

Herrn Sven Felgentreu
geb. am 26. Oktober 1988 in Frankenberg

zum Thema

Analyse der thermischen Belastung des Werkstückes beim Trennschleifen von
hochfesten Lagerlaufringen

(ausführliche Aufgabenstellung siehe Rückseite)

Betreuer/ Prüfer: Prof. Dr. Andreas Hirsch

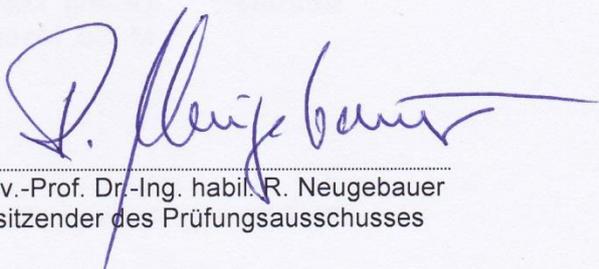
Prüfer: Dr.-Ing. Martin Dix

Ausgabedatum: 01.05.2016

Abgabedatum: 10.10.2016

Tag der Abgabe:

Unterschrift:


Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. R. Neugebauer
Vorsitzender des Prüfungsausschusses

Ausführliche Aufgabenstellung:

Die Herstellung von Drahtwälzlagern beinhaltet den Zuschnitt der Drahringe mittels Trennschleifen. Da die Drahringe als Lauffläche der Wälzkörper entscheidend für die Lagereigenschaften sind, kommen höchstfeste Stahlwerkstoffe mit zirka 1800 MPa Festigkeit zum Einsatz. Weiterhin sind höchste Anforderung hinsichtlich Grat- und Schleifbrandfreiheit an der Schnittfuge abzusichern. Jedoch zeigen hierbei aktuelle einachsige Trennschleiftechnologien große Defizite. Im Rahmen der Masterarbeit soll untersucht werden, inwieweit durch angepasste 2-achsige Verfahrensstrategien eine Reduktion der kritischen thermischen Belastung erreicht werden kann. Dies beinhaltet neben den eigentlichen Untersuchungen auch die Entwicklung und Umsetzung der Versuchstechnik.

Schwerpunkte der Arbeit:

- Theoretische Betrachtung der Trennschleiftechnologie und Ableitung von Verfahrensstrategien zur Reduktion der thermischen Belastung der Trennfuge
- Entwicklung und Umsetzung eines Versuchsstandes zur experimentellen Analyse des zweiachsigen Trennschleifens
- Durchführung von Schleifversuchen mit Erfassung von entscheidenden Prozesskräften und -temperaturen
- Definition von zielführenden Prozessparametern und Verfahrensstrategien

Die Masterarbeit ist als Einzelarbeit abzugeben. Die Schwerpunkte können in Absprache mit dem Betreuer an den Arbeitsstand bzw. an die notwendigen Schritte individuell angepasst werden.

Die Arbeit ist unter der Berücksichtigung der Arbeitshinweise zum Erstellen studentischer wissenschaftlicher Arbeiten der Professur Werkzeugmaschinen und Umformtechnik zu verfassen.

Beginn: 01.03.2015

Abgabe:

Betreuer: Dr.-Ing. Martin Dix
M. Sc. Macario Cardone

Prof. Dr.-Ing. Andreas Hirsch

Bibliografische Beschreibung

Felgentreu, Sven:

Analyse der thermischen Belastung des Werkstückes beim Trennschleifen von hochfesten Lagerlaufringen.

Masterarbeit an der Fakultät für Maschinenbau der Technischen Universität Chemnitz, Professur Werkzeugmaschinen und Umformtechnik, Chemnitz, 2016

68 Seiten, 47 Abbildungen, 11 Tabellen, 12 Anlagen, 30 Quellen

Kurzreferat

Die Arbeit befasst sich mit der thermischen Belastung beim Trennschleifen hochfester Lagerlaufringe. Bei linearen Trennschleifstrategien entsteht ein starker Temperaturanstieg über den Schnittverlauf, was zusammen mit dem begrenzten Materialvolumen zu einem Wärmestau und dem daraus resultierenden thermischen Schäden in Form von Schleifbrand führt. Ziel der Arbeit war es mittels zweiachsiger Trennschleifstrategien die Schleifbrandbildung zu verhindern. Dazu wurden bekannte Verfahren theoretisch betrachtet und daraus alternative Zweiachs-Strategien ermittelt. Zur Überprüfung, wurden Trennschleifversuche an einem in der Arbeit entwickelten Versuchsaufbau durchgeführt. Dabei konnten für die Zweiachs-Strategien deutlich verringerte Temperaturen, sowie schleifbrandfreie und teilweise gratfreie Schnittflächen nachgewiesen werden. Die Zweiachs-Verfahren führen jedoch zu erhöhten Prozesszeiten, weshalb Ansätze zu deren Optimierung diskutiert wurden.

Abstract

This work deals with the thermal load during cut-off grinding of high-strength bearing rings. Linear cut-off operations lead to a high rise in temperature over the cutting process. These leads, together with the limited material volume, in a heat build-up and the resulting grinding burn. The aim of this work was to prevent this head build-up by using two-axis cut-off operations. Therefore, known methods were theoretically considered and from this, alternative two-axis strategies were determined. For testing, experiments were carried out on a test set-up developed in this work. The tests showed that the two-axis strategies lead to significantly reduced temperatures, as well as non-grinding burn and partially burr-free cutting surfaces. However, the two-axis methods lead to increased process times, which is why approaches for their optimization have been discussed.

Inhaltsverzeichnis

Bibliografische Beschreibung	I
Kurzreferat	II
Abstract	II
Inhaltsverzeichnis.....	III
Kurzzeichenverzeichnis	IV
Abbildungsverzeichnis.....	VII
Tabellenverzeichnis.....	VIII
1 Einleitung.....	1
2 Grundlagen.....	2
2.1 Lagertypen.....	2
2.2 Drahtkugellager	4
2.3 Trennschleifen.....	8
2.3.1 Spanbildung und wirkende Kräfte im Schleifprozess	11
2.3.2 Wärmeentwicklung in der Prozesszone	18
2.4 Alternative Trennverfahren.....	21
2.4.1 Wasserstrahlschneiden	22
2.4.2 Sägen	23
2.4.3 Drahterodieren.....	26
3 Problemstellung und Vorgehensweise.....	29
4 Entwicklung eines Versuchsstandes zur Durchführung von Zweiachs- Trennschleifstrategien.....	30
4.1 Auswahl der Messmittel.....	31
4.2 Entwicklung der Werkstückaufspannung.....	33
4.3 Beschreibung des Versuchsstandes	37
5 Analyse und Entwicklung von Zweiachs-Trennschleifstrategien	40
5.1 Theoretischer Ansatz zur Analyse der Trennschleifoperationen	40
5.2 Analyse des Trennschleifprozesses und Ableitung von alternativen Zweiachs-Strategien	43
5.3 Versuchsdurchführung und Auswertung	50
5.4 Ergebnisse und Ableitung von optimierten Zweiachs-Strategien	61
6 Zusammenfassung und Ausblick	63
Literaturverzeichnis.....	65
Thesen.....	67
Anlagenverzeichnis.....	68

Kurzzeichenverzeichnis

a_e	[mm]	Eingriffstiefe/ Zustellung
$a_{e,eff}$	[mm]	effektive Zustellung
b	[mm]	Schleifscheibenbreite
b^*	[mm]	Breite eines Schleifkorns
b_{ws}	[mm]	Werkstückdicke
d	[mm]	Drahtdurchmesser
d	[mm]	Innendurchmesser von Lagern
d_{max}	[mm]	max. möglicher Trenndurchmesser
d_{ws}	[mm]	Werkstückdurchmesser
h	[mm]	Höhe
f_D	[kHz]	Impulsfrequenz
h_{cu}	[mm]	Spanungsdicke
$h_{cu,eff}$	[mm]	effektive Spandicke
h_k	[mm]	Zustellung pro Schritt
k_S	[N/mm ²]	spezifische Schnittkraft
l	[mm]	Länge eines zweidimensionalen Gleitkörpers
l^*	[mm]	Kontaktlänge eines Schleifkorns
l_k	[mm]	Kontaktlänge zwischen Schleifscheibe und Werkstück
l_r	[mm]	Abstand zwischen zwei Schleifkörnern
m	[kg]	Gewicht
n	[-]	Anzahl an Lagen/ Werkstücken
n_G	[min ⁻¹]	zulässige Drehzahl von Lagern
q_s	[-]	Geschwindigkeitsverhältnis
\dot{q}	[W/mm ²]	Wärmestrom in der Kontaktzone
\dot{q}_d	[W/mm ²]	Wärmestromdichte mittlerer Kontaktzonentemperatur
\dot{q}_l	[W/mm ²]	Wärmestromdichte eines einzelnen Korns
$\dot{q}_{Schleifen}$	[W/mm ²]	gesamter Wärmestrom in der Kontaktzone
\dot{q}_{kss}	[W/mm ²]	in das Kühlmittel geleiteter Wärmestrom
\dot{q}_s	[W/mm ²]	in die Schleifscheibe geleiteter Wärmestrom
\dot{q}_{span}	[W/mm ²]	in den Span geleiteter Wärmestrom
\dot{q}_w	[W/mm ²]	in das Werkstück geleiteter Wärmestrom

r	[-]	Verhältnis von Ritzbreite zu Ritztiefe eines Schleifkorns
s_e	[mm]	Sehnenlänge
t	[s]	Zeit
t_1	[mm]	entspricht Eingriffstiefe/ Zustellung a_e
t_2	[mm]	Spandicke
t_d	[s]	Zeit zum Erreichen der lokalen Temperatur
t_l	[s]	Zeit zum Erreichen einer lokalen Temperatur
v_c	[m/s]	Schnittgeschwindigkeit
v_{c1}	[m/s]	Spangeschwindigkeit
v_{c2}	[m/s]	Schergeschwindigkeit
v_f	[mm/min]	Vorschubgeschwindigkeit
v_{ft}	[mm/min]	tangentiale Vorschubgeschwindigkeit
v_{fw}	[mm/min]	Werkstückgeschwindigkeit
v_s	[m/min]	Schnittgeschwindigkeit
v_u	[m/s]	zulässige Drehgeschwindigkeit von Drahtwälzlagern
w	[mm]	Schleifscheibenbreite
x	[-]	Lagen-/ Werkstückabstand
z_{cm}	[mm]	Schneidenraumtiefe
\ddot{u}	[-]	Überstand der Schleifscheibe
A	[mm ²]	Oberfläche des Gleitkörpers
A_d	[mm ²]	Kontaktfläche zwischen Schleifscheibe und Werkstück
A_R	[mm ²]	reale Kontaktfläche der Schleifkörner
B	[mm]	Lagerbreite
C	[mm ⁻²]	Anzahl an Schleifkörner pro Fläche
C_{Or}	[kN]	statische Tragzahl von Lagern
C_r	[kN]	dynamische Tragzahl von Lagern
D	[mm]	Schleifscheibendurchmesser
D	[mm]	Außendurchmesser von Lagern
F_a	[N]	Axialkraft
F_t	[N]	Tangentialkraft
F'_t	[N]	bezogene Tangentialkraft
$F_{t,S}$	[N]	Tangentialkraft
$F_{n,S}$	[N]	Normalkraft

F_r	[N]	Radialkraft
F_{res}	[N]	resultierende Kraft
F_{sr}	[N]	Reibkraft
F_{sn}	[N]	Zerspanungsnormalkraft
F_x	[N]	Kraft in x-Richtung
F_y	[N]	Kraft in y-Richtung
F_z	[N]	Kraft in z-Richtung
I	[V]	elektrischer Strom
MA	[-]	Zerspanklassen nach OTT
M_z	[Nm]	Drehmoment um die z-Achse
P_S	[W]	Schleifleistung
P'_S	[W]	bezogene Schleifleistung
P''_S	[W/mm ²]	Kontaktleistung
Q_w	[mm ² /s]	Zeitspanvolumen
Q'_w	[mm ³ /mms]	bezogenes Zeitspanvolumen
R_m	[N/mm ²]	Zugfestigkeit
R_w	[%]	prozentualer Anteil von \dot{q}_w
S	[-]	Schärfemaß von Schleifkörnern
$S_{A/B}$	[V/K]	Seebeck-Konstante
S_C	[-]	Schleiffaktor
T	[°C]	Temperatur
T_μ	[mm]	Schnitteinsattiefe
$U_{A/B}$	[V]	elektrische Spannung durch Seebeck-Effekt
V_w	[mm/min]	Schnittrate bei dem Drahterodieren
α	[mm]	Freiwinkel
α_{Fc}	[°]	Winkel zwischen Normalkraft und resultierender Kraft
β_k	$[\frac{J}{Km^2\sqrt{s}}]$	Wärmeeindringkoeffizient des Schleifkorns
β_w	$[\frac{J}{Km^2\sqrt{s}}]$	Wärmeeindringkoeffizient des Werkstücks
γ	[°]	Spanwinkel
λ	[-]	Stauchungsfaktor
ϕ	[°]	Scherwinkel
η	[°]	Wirkrichtungswinkel

θ^*	[°C]	dimensionslose Temperatur
θ_d	[°C]	mittlere Kontaktzonentemperatur
θ_l	[°C]	lokale Kontakttemperatur eines Schleifkorns im Eingriff
ρ_s	[mm]	Kreisradius
ω_{\max}	[°]	Grenzwinkel von F_{res} zur Selbstschärfung der Schleifkörner

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1 Radiallager (Ringlager) und Axiallager (Scheibenlager).....	2
Abb. 2.2 Wälzkörperformen [Dec14]:	3
Abb. 2.3 UKF-Lager (DIN 628) [Dec14]	3
Abb. 2.4 Käfig für a) Kugeln und b) Rollen [Dec14]	3
Abb. 2.5 Drahtkugellager [Dec14]	4
Abb. 2.6 Belastungsmöglichkeiten von Drahtkugellagern [Fra16].....	5
Abb. 2.7 Rechteckprofil-Drahtlager (Typ LER) [Fra16]	6
Abb. 2.8 Dünnring/ 2-Ringlager (Typ LSA) [Fra16]	6
Abb. 2.9 Einstellbarkeit des Drehwiderstandes [Fra16].....	6
Abb. 2.10 Einteilung der Schleifverfahren [Mei11].....	8
Abb. 2.11 Verfahrensvarianten des Trennschleifens [Kloc05]	9
Abb. 2.12 Mittlere Form eines Schleifkorns [Kloc05].....	11
Abb. 2.13 Zerspannormalkraft F_{sn} , Reibkraft F_{sr} und resultierende Kraft F_{res} an der Kornschneide [Mei11].....	12
Abb. 2.14 Mittlere Schneidenraumtiefe z_{cm} [Mei11]	12
Abb. 2.15 Schneidengeometrie [Mei11]	13
Abb. 2.16 Schergeschwindigkeit v_{c2} [Mei11].....	14
Abb. 2.17 Spanbildung eines Schneidkorns [Kloc05]	16
Abb. 2.18 Einfluss der Reibung auf die Spanbildung [Kloc05]	16
Abb. 2.19 Einfluss der Schmierung auf die Prozesskräfte [Mei11]	17
Abb. 2.20 Temperaturanstieg des Trockentrennschleifens [Hou04].....	21
Abb. 2.21 Bezeichnungen am Sägeband [Pau08].....	24
Abb. 2.22 Schränkungen: a) Links-Rechts; b) Standard; c) Wellen [Pau08].....	24
Abb. 2.23 Aufbau einer Drahterodieranlage (nach [Kloc07])	27
Abb. 2.24 Schnittrate in Abhängigkeit der Impulsfrequenz f_D [Fri15].....	28
Abb. 4.1 Temperaturmessung in der Prozesszone: 1) Draht; 2) Trennscheibe; 3) seitliche Thermoelement; 4) Infrarot-Thermometer	32
Abb. 4.2 Aufbau und Werkstückspannung des Versuchstandes Firma Franke	34
Abb. 4.3 Lösungsvarianten zur Umsetzung der Werkstückaufspannung bei schrägen Schnitten...	35
Abb. 4.4 Aufbau der Werkstückaufspannung	36
Abb. 4.5 Versuchsaufbau	37
Abb. 4.6 Explosionsansicht des Versuchsaufbaus.....	38
Abb. 4.7 Werkzeugaufnahme.....	39
Abb. 5.1 k_s - h_m -Diagramm für die acht Zerspanklassen nach OTT [Mei11]	41

Abb. 5.2 Temperaturverläufe des Fahrschnitts.....	52
Abb. 5.3 Temperaturverläufe des Kappschnitts.....	52
Abb. 5.4 Schnittflächen des Fahrschnitts.....	53
Abb. 5.5 Schnittflächen des Kappschnitts.....	53
Abb. 5.6 Axialkraftverlauf des Fahrschnitts	54
Abb. 5.7 ungleichmäßiger Schleifscheibenverschleiß	54
Abb. 5.8 Temperaturverläufe des Kappschnitts mit variablen Vorschub	55
Abb. 5.9 Schnittflächen des Kappschnitts mit variablen Vorschub.....	55
Abb. 5.10 Temperaturverläufe des Schwingschnitts	57
Abb. 5.11 Temperaturverläufe des Kreiselschnitts	57
Abb. 5.12 Temperaturverläufe des Pendelschnitts.....	57
Abb. 5.13 Schnittflächen des Schwingschnitts.....	58
Abb. 5.14 Schnittflächen des Kreiselschnitts	58
Abb. 5.15 Schnittflächen des Pendelschnitts	58
Abb. 5.16 Kraftmessungen der sechs Versuche.....	60

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1 Vergleich von Radialkugellagern und Drahtkugellagern	5
Tabelle 2 Genauigkeiten beim Sägen (nach [Tsch08])	24
Tabelle 3 Verfügbare Kraft- und Momenten-Messsysteme [Kis16].....	31
Tabelle 5 Parameter der theoretischen Betrachtung	43
Tabelle 6 grafische Auswertung von Kapp- und Fahrschnitt.....	44
Tabelle 7 Vergleich der Lösungsansätze für das bezogene Zeitspanvolumen Qw'	45
Tabelle 8 grafische Auswertung des Schwingschnittes in zwei und drei Stufen.....	47
Tabelle 9 grafische Auswertung Kreisel- und Pendelschnitts	49
Tabelle 10 Kenndaten der Versuchsreihe	50
Tabelle 11 Werkzeugverschleiß	59
Tabelle 12 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse.....	61

1 Einleitung

Die Arbeit behandelt die spanende Bearbeitung hochfester Lagerlaufringe aus Ventildfederstahl von Drahtwälzlager. Drahtwälzlager bieten aufgrund der Führung der Lagerkugeln auf Drahtlaufringen eine enorme Gewichts- und Platzersparnis gegenüber herkömmlichen Wälzlager. Während der Herstellung der Drahtwälzlager werden die einzelnen Drahtlaufringe, zur Erzeugung des exakten Ringdurchmessers, mittels Trennschleifen durchtrennt. Dabei treten am Schnittende jedoch Materialschädigungen in Form von Schleifbrand auf, was die Eigenschaften und Lebensdauer der Laufringe erheblich beeinflusst. Der Trennprozess erfolgt bisher in einem kontinuierlichen linearen Kappschnitt. Bisherige Untersuchungen zum Trennschleifen zeigten, dass die Temperatur entlang des Trennschnitts kontinuierlich ansteigt. Daher wird angenommen, dass die ansteigende Temperatur in Verbindung mit dem begrenzten Materialvolumen die Schleifbrandbildung verursacht. Dies ließ vermuten, dass ein diskontinuierlicher zweiachsiger Trennschnitt zu verringerten Temperaturen über den Schnittverlauf führt und somit die Bildung von Schleifbrand verhindert werden kann.

Zur Überprüfung dieser Annahme werden die, in der Praxis hauptsächlich angewandten, einachsigen Trennschleifverfahren Fahr- und Kappschnitt, sowie das seltener angewandte zweiachsige Verfahren Schwingschnitt grafisch-rechnerisch betrachtet. Anhand dessen sollen, für den speziellen Bearbeitungsfall anwendbare, alternative Zweiachs-Strategien abgeleitet werden. Da die grafisch-rechnerische Betrachtung keinen Aufschluss über den Temperaturverlauf liefert, werden die Trennschleifstrategien praktisch untersucht. Anhand der Ergebnisse werden die Strategien auf ihre praktische Umsetzbarkeit und mögliches Optimierungspotential diskutiert.

Für die Durchführung der Trennschleifversuche wird zudem ein Versuchsaufbau entwickelt. Dies beinhaltet die Auswahl geeigneter Messmittel zur Erfassung der prozessrelevanten Kenngrößen und die Konstruktion einer geeigneten Spannmöglichkeit der Drähte. Zudem werden erforderliche Sicherheitsmaßnahmen zum Schutz der Maschine und Personen implementiert.

2 Grundlagen

2.1 Lagertypen

Lager dienen zur Aufnahme der Zapfen von Achsen oder Wellen und werden basierend auf ihrem Wirkprinzip in Gleit- und Wälzlager unterschieden. Während bei Gleitlagern die Zapfen durch Öl-, Fett- oder Fettstoffschmierung durch Gleitreibung in Lagerbuchsen oder -schalen laufen, rollen in Wälzlagern die Wälzkörper zwischen zwei Ringen oder Scheiben ab. Aufgrund der Rollreibung verringert sich die Reibzahl von Wälzlagern um 25 bis 50%, so dass eine geringere Erwärmung der Lager erfolgt und diese einen geringeren Energieverlust hervorrufen. Durch geringeren Betriebsspiels, laufen Wälzlager genauer als Einflächen-Gleitlager, was vor allem im Werkzeugmaschinenbau von Vorteil ist. Zudem benötigen sie weniger Einbauraum, sind wartungsarm und benötigen weniger Schmierstoff. Dem stehen ihre höhere Stoßempfindlichkeit, ein geräuschvollerer Lauf und ein geringerer Drehzahlbereich entgegen. Zudem sind Wälzlager, im Vergleich zu Gleitlagern, in ihrer Anschaffung kostenintensiver und ihre Montage und Demontage gestaltet sich zumeist komplizierter. [Dec14]

Im Aufbau unterscheiden sich Wälzlager in die zwei Hauptbauformen Radial- und Axiallager (vgl. Abb. 2.1). In Radiallagern laufen die Wälzkörper zwischen einem Außen- und einem Innenring und nehmen überwiegend Radialkräfte auf. In Axiallagern laufen die Wälzkörper zwischen zwei Scheiben und nehmen überwiegend Axialkräfte auf. Aus diesem Grund werden die zwei Lagertypen auch als Ring- oder Scheibenlager bezeichnet.

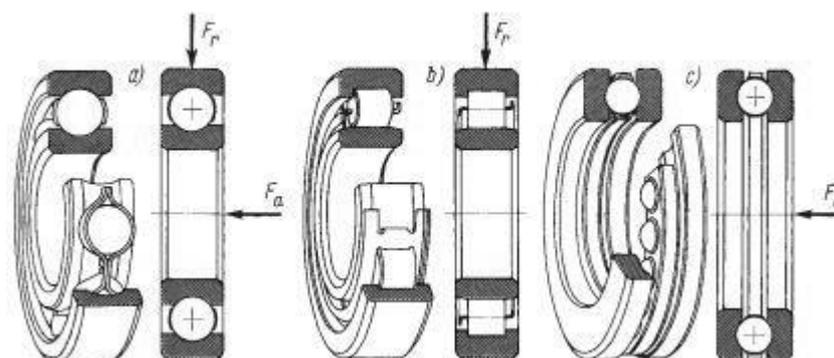


Abb. 2.1 Radiallager (Ringlager) und Axiallager (Scheibenlager)
a) Radialkugellager; b) Zylinderrollenlager; c) Axialkugellager [Dec14]

Wälzlager werden nach der Form ihrer Wälzkörper in Kugel- und Rollenlager unterschieden. Der dabei am häufigsten eingesetzte Typ ist das Kugellager. Bei diesem variiert, abhängig von der Größe des Lagers, lediglich der Kugeldurchmesser (DIN 5401)

und deren Anzahl. Kugellager werden nach ihrer Bauform in Schulter-, Rillen-, Schräg- und Pendelkugellager unterteilt (DIN 611). Rollenlager werden abhängig von der Form der Rollen in Zylinder-, Kegel-, Tonnen- und Nadelrollenlager untergliedert (vgl. Abb. 2.2, DIN 5402).

Die Wälzkörper, Ringe bzw. Scheiben bestehen in der Regel aus chromlegiertem Stahl. Dabei werden die Wälzkörper und deren Laufflächen gehärtet und geschliffen. Um die Wälzkörper gleichmäßig auf dem Umfang zu verteilen und ein Berühren der einzelnen Körper zu verhindern, werden diese in Käfigen geführt (vgl. Abb. 2.4). Die Käfige bestehen zumeist aus Stahlblech oder in Sonderfällen aus Messing oder Kunststoffen. Kunststoff-Käfige ermöglichen einen geräuschärmeren Lauf und minimieren die Reibung zwischen Wälzkörper und Käfig. [Dec14]

Neben den Standard-Lagertypen existieren verschiedene Sonderformen. So werden zum Beispiel Rillenkugellager, die erhöhter Korrosionsgefahr ausgesetzt sind, aus Kunststoffen hergestellt. Die Ringe und der Käfig bestehen hierbei aus Kunststoff und die Kugeln aus Glas. Lager aus Kunststoff eignen sich dabei jedoch nur für geringe Drehzahlen und Belastungen von rund vier bis fünf Prozent von Stahllagern. Außerdem können diese nur bei geringen Betriebstemperaturen von unter 100°C eingesetzt werden. Dabei bieten diese Arten von Lagern jedoch einen sehr geräuscharmen Lauf und müssen nicht gewartet werden, da sie ohne Schmiermittel laufen. [Dur14]

Ein Sonderlager ist das sogenannten UKF-Lager der Universal-Kugellager-Fabrik GmbH (vgl. Abb. 2.3). Dieses zweireihige Schrägkugellager besitzt keinen Käfig. Die Laufkugeln

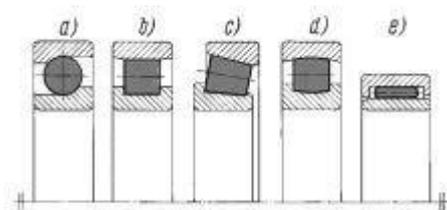


Abb. 2.2 Wälzkörperformen [Dec14]:

a) Kugel; b) Zylinder; c) Kegel; d) Tonne; e) Nadel

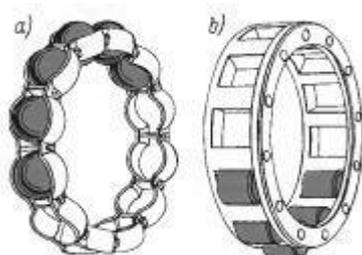


Abb. 2.4 Käfig für a) Kugeln und b) Rollen [Dec14]

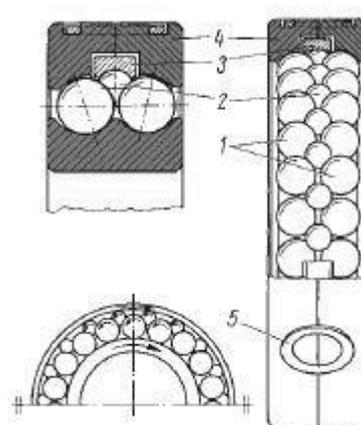


Abb. 2.3 UKF-Lager (DIN 628) [Dec14]

1) Laufkugeln; 2) Trennkugeln;
3) Führungsring; 4) geteilter Außenring;
5) eingepresster Ring

werden hier durch kleinere Trennkugeln auf Abstand gehalten. Damit die Trennkugeln nicht nach außen gedrückt werden, ist ein zusätzlicher Führungsring eingebaut. Während des Betriebs berührt eine Laufkugel immer nur eine Trennkugel, so dass Rollreibung zwischen den Kugeln auftritt. Um das Lager mit Kugeln zu befüllen, ist der Außenring in zwei Hälften geteilt. Die beiden Hälften werden durch eingepresste Ringe zusammen gehalten, so dass die Montage des Lagers wie bei üblichen Lagern erfolgen kann. Der Innenring ist ungeteilt und besitzt sphärische Laufbahnen. Dadurch ist das auch Lager gegenüber geringen Fluchtfehlern der Lagerbohrungen unempfindlich.

2.2 Drahtkugellager

Ein weiteres Sonderlager ist das sogenannte Drahtkugellager der Firma Franke GmbH aus Aalen (vgl. Abb. 2.5), bei dem die Kugeln reibungsarm auf geschliffenen und gehärteten Federstahldrahttringen laufen. Die Drahtkugellager gehen auf eine Erfindung von *Erich Franke* aus dem Jahr 1934 zurück, der für komplexe optische Geräte der Firma Zeiss ein platzsparendes Lager entwickelte und sich mit der Firma *Franke & Heydrich GmbH* selbstständig machte (heute Fa. Franke GmbH). Der Patenttext:

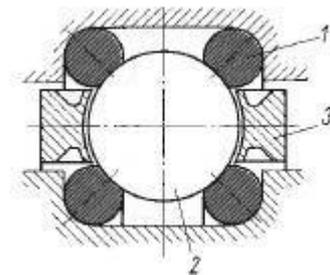


Abb. 2.5 Drahtkugellager [Dec14]

1) Draht; 2) Laufkugeln; 3) Käfig

„Kugellager, dadurch gekennzeichnet, dass die Kugellaufbahnen der Kugeln aus vier offenen Ringen aus Stahldraht bestehen, welche unmittelbar in Eindrehungen der beiden durch das Lager aufeinander gestützten Körper eingebettet sind.“ [Fra16]

beschreibt den großen Vorteil dieses Lagers. Die Drahttringe werden direkt in Eindrehungen bzw. Nuten der zu lagernden Bauteile eingebracht, wodurch bis zu 65% Gewicht gegenüber herkömmlichen Lagern mit Außen- und Innenring aus Stahl eingespart werden können. [Fra14]

Die Drahtkugellager werden in dem Innendurchmesserbereich von 60 – 2000 mm angeboten. [Fra14] Im Vergleich zu Rillenkugellagern liegt der minimale Innendurchmesser zwar wesentlich höher, allerdings können deutlich größere Durchmesser realisiert werden. Wie die Tabelle 1 zeigt, benötigen die in die Konstruktion integrierten Drahtkugellager eine geringere Einbaubreite, eine wesentlich niedrigere Einbauhöhe und sind fast 90% leichter. Zudem werden auch Speziallager mit einem minimalen Einbauraum von 4 x 7 mm angeboten.

Tabelle 1 Vergleich von Radialkugellagern und Drahtkugellagern

	Radial-Rillenkugellager	Drahtkugellager in Konstruktion integriert		Schrägkugellager Stahldrehverbindung	
Anbieter	FAG – Schaeffler [Scha16]	Franke GmbH [Fra16]			
	DIN 625-1	Typ LEL		LVC0100	
	Direktvergleich				
d (mm)	1,5 – 850	65	64,1	-	50 – 1670
D (mm)	6 – 1030	100	75,9	-	150 – 1930
B (mm)	2,5 – 82	11	5,9	5,9 – 20,9	34 – 84
h (mm)	2,25 – 90	37,5	5,9	5,9 – 20,9	100 – 260
m (kg)	0,31 – 144	0,302	0,04 (13%)	0,04 – 11,24	3,7 – 130
C_r (kN)	0,330 – 560	22,5	6	6 – 103	10 – 87
C_{0r} (kN)	0,280 – 1310	19,7	6	6 – 1237	26 – 1163
n_G (1/min)	132000 – 980	5300	30 (60)	30 (60)	300
v_u (m/s)			10	10	20

Der Aufbau aus vier Stahldrähten (4-Punkt-System) ermöglicht zudem eine gleich hohe Belastung in axialer und radialer Richtung (Abb. 2.6). Dadurch kann ein Bauteil oder eine Baugruppe mit nur einem Drahtkugellager als Festlager ausreichend gelagert werden. Nachteilig sind dabei jedoch die wesentlich geringere Drehzahl n_G , sowie die maximale dynamische und statische Tragzahl C_r und C_{0r} .

Das Lager kann zudem auf zwei Schrägkugellager mit jeweils zwei Drähten aufgeteilt werden. Dies ermöglicht eine zehnfach höhere Drehzahl (vgl. Tabelle 1), eine hohe Unempfindlichkeit gegenüber Stößen und Vibrationen und bietet dabei dennoch die allseitig gleiche Belastbarkeit. [Fra16]

Für eine maximale Gewichtsersparnis können die Laufringdurchmesser des Lagers, den Belastungen entsprechend, zwischen 1,3 und 20 mm variieren. Außerdem können die Wanddicken der umliegenden Konstruktion besonders dünn ausfallen, da diese nicht direkt der Belastung ausgesetzt sind. Dies ermöglicht zum Beispiel Drehverbindungen mit integrierten Drahtkugellagern, bei denen das umliegende Material aus Kunststoff oder kohlenstoff-faserverstärkten Kunststoffen bestehen, wodurch eine Gewichtsersparnis von bis zu 80% ermöglicht wird.

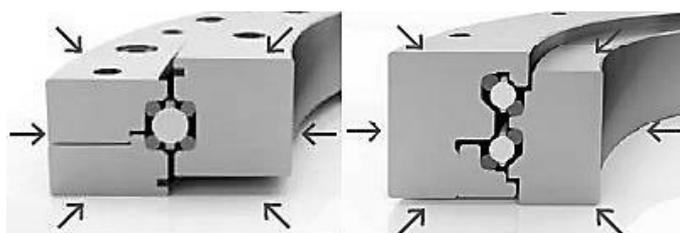


Abb. 2.6 Belastungsmöglichkeiten von Drahtkugellagern [Fra16]

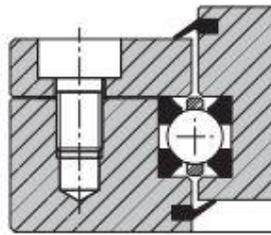


Abb. 2.7 Rechteckprofil-Drahtlager (Typ LER) [Fra16]

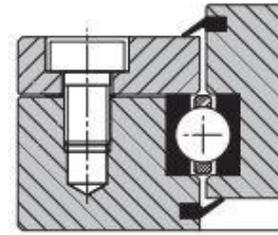


Abb. 2.8 Dünnring/ 2-Ringlager (Typ LSA) [Fra16]

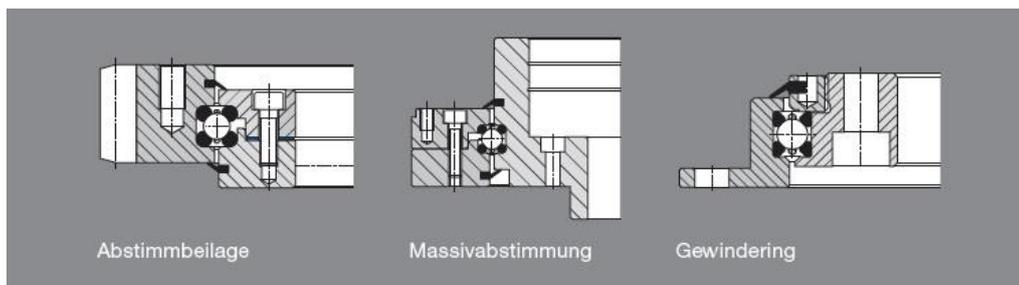


Abb. 2.9 Einstellbarkeit des Drehwiderstandes [Fra16]

Die Laufringe werden nicht nur aus runden Stahldrähten, sondern auch aus Rechteckprofilen hergestellt (vgl. Abb. 2.7). Dieser Typ ist für mittlere Drehgeschwindigkeiten und Genauigkeiten geeignet, und ermöglicht eine einfache Integration in die umliegende Konstruktion. Weiterhin werden Dünnringlager/ 2-Ringlager angeboten (vgl. Abb. 2.8). Dieser Lagertyp entspricht dem Aufbau von Rillenkugellagern, mit jedoch wesentlich geringerem Einbauraum und entspricht dem 4-Punkt-System der Drahtkugellager.

Drahtkugellager werden anders als Rillenkugellager, welche zwingend mit einem Betriebsspiel ausgestattet werden müssen, spielfrei mit Vorspannung eingestellt. Dadurch wird eine exakte Lagerung einer Baugruppe mit nur einem Lager in axialer und radialer Richtung ermöglicht. Sie lassen sich jedoch auch ab Werk mit angepasstem Betriebsspiel oder mit nachstellbarem Spiel gestalten. Die Abstimmung des Drehwiderstandes bzw. Spiels wird, wie die Abb. 2.9 zeigt, durch Abstimmbeilagen (Abstandsscheiben), Massivabstimmung oder einen Gewinding realisiert. Da dies nur in einem begrenzten Maße möglich ist, müssen die Toleranzen des Wellen- und Bohrungsdurchmessers, sowie der Breite eingehalten werden.

Durch ihre Eigenschaften finden die Drahtkugellager in vielen Bereichen, wie dem Maschinenbau, der Medizintechnik, der Robotertechnik oder in optischen Geräten ihren Einsatz.

Das Prinzip der Drahtlager wurde auch von anderen Herstellern aufgegriffen. So stellt unter anderen die Firma *ThyssenKrupp Rothe Erde* Drahtwälzlager im Durchmesserbereich von 80 mm bis hin zu 14 m her. [Rot06] Dabei werden anstatt Kugeln, vorwiegend Zylinder als Wälzkörper eingesetzt, welche auf geschliffenen Drähten laufen.

Die Stahldrähte, der beschriebenen Drahtwälzlager, werden aus ölschlussvergüteten SiCr-, SiCrVNi- oder SiCrVMo-legierten Ventildfederstahldraht hergestellt. Diese zeichnen sich besonders durch ihre hohe Zugfestigkeit R_m von 1760 bis 2080 N/mm² und Härte von rund 505 bis 590 HB (Brinellhärte, Umrechnung nach DIN 50150) aus. [Suz14]

Die Herstellung der Drahtkugellager erfolgt dabei in vier Schritten.

- (1) Im ersten Herstellungsschritt wird der Draht mittels einer Drahtbiegemaschine von dem Draht-Coil auf den entsprechenden Durchmesser gebogen. Dabei wird die Länge des Drahtes so gewählt, dass die Enden überlappen.
- (2) Im zweiten Schritt wird der gebogene Drahttring mittels Trennschleifen durchtrennt. Durch das gleichzeitige Trennen der überlappenden Drahtenden entsteht so ein Drahttring mit parallelen Enden und gewünschten Durchmesser. Um der temperaturbedingten Umfangsänderung entgegen zu wirken und eine einfache Montage der Ringe zu ermöglichen, werden die Drahttringe mit einem minimalen Spalt gefertigt. Der Trennschnitt erfolgt dabei gerade oder schräg.
- (3) Im dritten Prozessschritt werden die Laufflächen des Drahttringes, wie auch bei konventionellen Kugellagern, geschliffen.
- (4) Im vierten und letzten Prozessschritt erfolgt die Montage der Laufringe und Kugeln in die umliegenden Komponenten oder die Auslieferung zu dem Kunden zur eigenständigen Montage.

2.3 Trennschleifen

Das Schleifen ist ein trennendes Fertigungsverfahren und zählt nach DIN 8589 zu der Gruppe „Spanen mit geometrisch unbestimmter Schneide. Diese beinhaltet neben Band- und Hubschleifen, Honen und Läppen, Strahl- und Gleitspanen, das Schleifen mit rotierenden Werkzeugen. Die wichtigsten Schleifverfahren mit rotierendem Werkzeug können nach der Abb. 2.10 untergliedert werden. Daneben existieren weitere Verfahren, wie das Wälzschleifen zur Zahradbearbeitung, Profilschleifen oder Schraubschleifen.

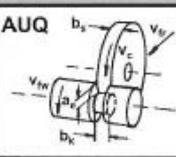
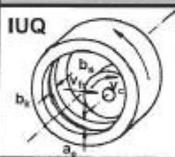
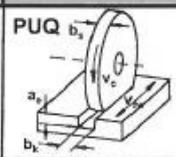
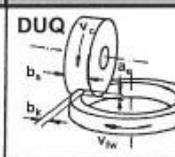
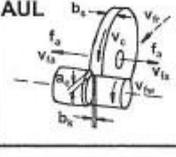
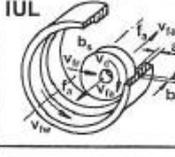
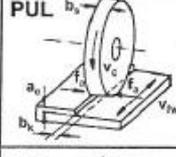
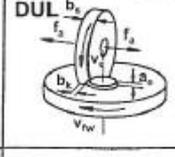
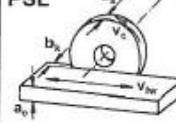
Verfahren Richtung	Aussenrund	Innenrund	Plan	Dreh
Umfangs- Querschleifen	AUQ 	IUQ 	PUQ 	DUQ 
Umfangs- Längsschleifen	AUL 	IUL 	PUL 	DUL 
Seiten- Längsschleifen			PSL 	

Abb. 2.10 Einteilung der Schleifverfahren [Mei11]

Das Trennschleifen folgt nach DIN 8589 dem Prinzip des Umfangs-Querschleifen, welches teilweise auch als Einstechschleifen bezeichnet wird. [Mei11] Mit diesem Verfahren werden Vollmaterialien, Profile und Rohre getrennt. Häufig findet dieses Verfahren, neben den handelsüblichen manuellen Trennschleifern, in Walzwerken seinen Einsatz. Dabei werden vor allem kunstharzgebundene Trennscheiben eingesetzt, die zusätzlich durch Glasfasergewebe armiert werden können. Als Schleifmittel dienen Korund, Siliziumkarbid, Bornitrit oder Diamant, welche der Schleifaufgabe entsprechend ausgewählt werden müssen. Die Schleifscheibendicke B beträgt in der Regel nur rund 1 % (1 – 5 mm) des Schleifscheibendurchmessers D , wodurch der Materialverlust beim Trennschleifen sehr gering ist. [Tsch08] Die maximal zu zertrennende Materialdicke b_{max} bzw. der maximale Materialdurchmesser d_{max} sollte dabei höchstens ein Zehntel des Schleifscheibendurchmessers betragen. [Tsch08] Die Schnittgeschwindigkeit v_c erreicht bei dem Trennschleifen Werte zwischen 45 und 100 m/s und es können bezogene

Zeitspannvolumina Q'_w von $1500 \text{ mm}^3/\text{mms}$ (Kalttrennschleifen) bis hin zu $4000 \text{ mm}^3/\text{mms}$ (Heißtrennschleifen) erreicht werden. [Tsch08][Kloc05]

Beim Trennschleifen kommen hauptsächlich die vier in Abb. 2.11 abgebildeten Verfahrensvarianten Kappschnitt, Drehschnitt, Fahrschnitt und Schwingschnitt zum Einsatz. Diese unterscheiden sich durch die Anordnung und Relativbewegung von Werkzeug und Werkstück. Bei dem Kappschnitt erfolgt die Zustellbewegung durch die Trennscheibe linear oder auf einem Kreisbogen (bei z.B. Kappsägen) nach unten. Bei dem Drehschnitt wird die lineare Bewegung der Trennscheibe durch die Rotation des Werkstücks überlagert. Diese Verfahrensvariante entspricht dem Außenrund-Umfangs-Querschleifen. Dadurch können auch Werkstücke mit großen Durchmessern getrennt werden. Der Fahrschnitt erfolgt ähnlich dem Kappschnitt durch eine lineare Bewegung der Schleifscheibe. Der Anschnitt erfolgt dabei jedoch außermittig, so dass mehrere hintereinander liegende Lagen mit einem Schnitt durchtrennt werden können. Dies macht ihn gegenüber dem Kappschnitt wesentlich effektiver, da sich die Nebenzeiten wie die Werkstückzufuhr und Anstellwege auf mehrere zu trennende Werkstücke aufteilen. Der Fahrschnitt entspricht einem Tiefschleifprozess (Plan-Umfangs-Querschleifen). Die vierte Verfahrensvariante ist der Schwingschnitt. Der Bewegungsablauf des Schwingschnitts entspricht dem Pendelschleifen wobei nach jedem Doppelhub eine Zustellung der Trennscheibe erfolgt. In der Praxis spielt der Schwingschnitt jedoch nur eine untergeordnete Rolle. [Kloc05]

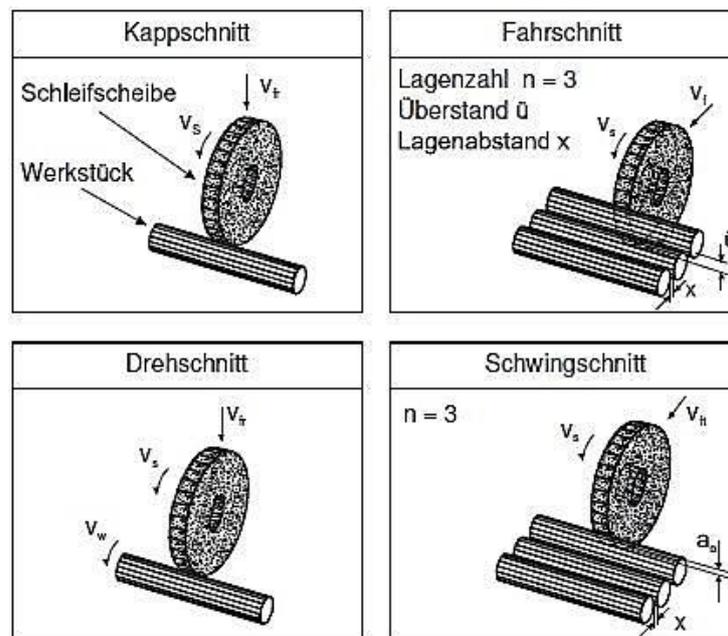


Abb. 2.11 Verfahrensvarianten des Trennschleifens [Kloc05]

Das bisher beschriebene Trennschleifen wird auch als Außentrennschleifen bezeichnet. Trennschleifen kann jedoch auch als Innenlochtrennen (ID-Trennen) eingesetzt werden. Dieses Feintrennverfahren, mit einer Schnittbreite von nur 0,3 mm, wird unter anderem bei der Bearbeitung von optischen Gläsern, Kristallen für Festkörperlaser und besonders zum Trennen von Silizium-Wafern eingesetzt. Damit ist es möglich, Wafer von nur 0,3 bis 1,5 mm Dicke und 100 – 150 mm Durchmesser abzutrennen. Die Schnittgeschwindigkeit liegt bei dem ID-Trennen bei nur 10 – 26 m/s. [Pau08]

Die Vorteile des Trennschleifens zeigen sich vor allem bei dem Trennen hochfester oder gehärteter Materialien. Während klassische Sägeprozesse dort nur noch unwirtschaftlich eingesetzt werden können, erweist sich das Trennschleifen als äußerst praktikabel, wodurch eine hohe Produktivitätssteigerung erzielt werden kann. Auch bei Werkstücken mit verschiedenen Materialpaarungen oder unterschiedlichen Festigkeiten, erweist sich das Trennschleifen als eine ideale Lösung. Dabei wird das Trennschleifen oft zum Ablängen von Profilen eingesetzt, da durch hohe Zeitspanvolumina Werkstücke mit einem Durchmesser von 120 mm in sehr kurzer Zeit getrennt werden können. [Pau08] Es findet aber auch in Schmieden und Stranggießereien seinen Einsatz, da auch Materialien mit hohen Temperaturen, bis hin zu 1000°C, getrennt werden können. [Kloc05] Das Trennschleifen erfordert jedoch hohe Anforderungen an die Maschinen. Diese müssen eine hohe Steifigkeit besitzen und Spindelantriebsleistungen bis zu 200 kW Nennleistung erreichen.

Mit Blick auf die zu trennenden Drahtlingen eignet sich das Trennschleifen vor allem durch die Möglichkeit, Werkstoffe mit einer sehr hohen Festigkeit schnell und wirtschaftlich zu durchtrennen. Des Weiteren können mit ein und derselben Trennscheibe die unterschiedlichen Drahtdurchmesser von 1,3 – 20 mm geschnitten werden.

2.3.1 Spanbildung und wirkende Kräfte im Schleifprozess

Bei Schleifverfahren rückt vor allem die Spanbildung in den Vordergrund. Während bei Verfahren mit geometrisch bestimmter Schneide die Schneidengeometrie an den zu zerspanenden Werkstoff angepasst werden kann, ist die genaue Schneidengeometrie der einzelnen Körner einer Schleifscheibe nur mit einem hohen Aufwand zu ermitteln. Durch das Abtasten einer Schleifscheibe konnten die Profile einzelner Schleifkörner ermittelt werden, wodurch sich die, in Abb. 2.12 abgebildete, mittlere Schneidenform bilden ließ. [Kloc05] Durch eine Annäherung der mittleren Schneidenform an einen Kreis mit dem Radius ρ_S , lässt sich anhand der Spannungsdicke h_{cu} das Schärfemaß S bestimmen:

$$S = \frac{h_{cu}}{\rho_S}. \quad [\text{Kloc05}] \quad (1)$$

Daraus ergibt sich für das Schleifen, aufgrund der geringen Zustellung und der daraus resultierenden geringen Spannungsdicke, ein Schärfemaß weit unter eins. Bei Verfahren mit geometrisch bestimmter Schneide, wie dem Drehen oder Fräsen, liegt das Schärfemaß hingegen weit über eins. [Kloc05]

Betrachtet man die Abb. 2.12 so zeigt sich die Besonderheit, dass die Körner der Schleifscheibe stets einen negativen Spanwinkel γ aufweisen. Dies begründet sich, wie die Abb. 2.13 zeigt, in der Zug- bzw. Druckbelastung des Schleifkorns. Besitzt das Korn einen positiven Spanwinkel, bricht das Korn sofort. Mit einem schwach negativen Spanwinkel bricht das Korn nach kurzer Eingriffsdauer. In beiden Fällen wird das Korn auf Zug belastet. Beträgt der Spanwinkel ca. -45° bis -80° , so wird das Korn auf Druck beansprucht und bricht nicht. Dies lässt sich genauer durch die resultierende Kraft F_{res} aus Reibkraft F_{sr} und Zerspanungsnormalkraft F_{sn} beschreiben (vgl. Abb. 2.13). Liegt die Richtung von F_{res} innerhalb des Winkels ω , so wird das spröde Korn auf Druck beansprucht. Dies hat zur

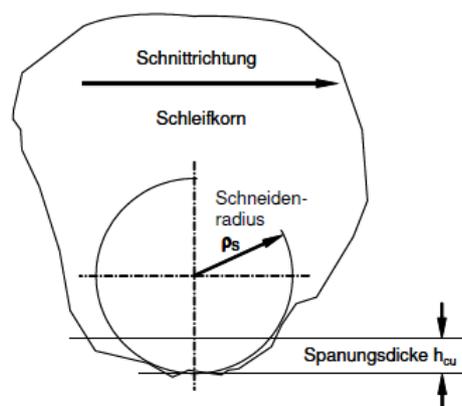


Abb. 2.12 Mittlere Form eines Schleifkorns [Kloc05]

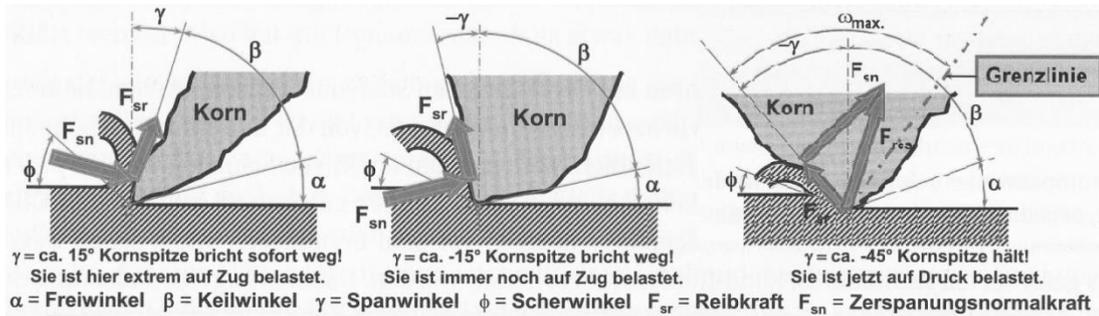


Abb. 2.13 Zerspannungskraft F_{sn} , Reibkraft F_{sr} und resultierende Kraft F_{res} an der Kornschneide [Mei11]

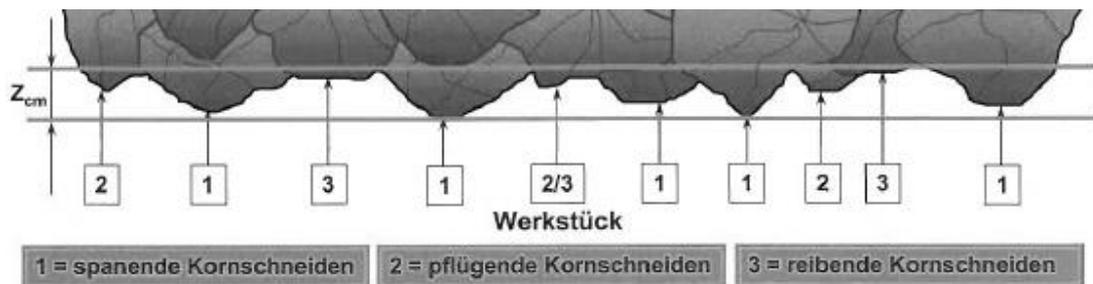


Abb. 2.14 Mittlere Schneidenraumtiefe z_{cm} [Mei11]

Folge, dass das Korn bei korrekten Prozessparametern selbstschärfend ist. D.h., dass die Kornspitze abgetragen wird. Dadurch nähert sich die resultierende Kraft der Senkrechten an, bis die Druckkraft den Kornart abhängigen „Splitterdruck“ erreicht, das Korn ausbricht und neue Schneiden freigelegt werden. Da die einzelnen Körner nicht alle gleichmäßig Splintern, ergibt sich eine Oberfläche mit ungleich hoch herausstehenden Körner. Wie die Abb. 2.14 zeigt, werden diese innerhalb der Schneidenraumtiefe z_{cm} in die drei Arten: spannende, pflügende und reibende Kornschneiden unterschieden. Alle drei Typen liegen jeweils zu ca. einem Drittel vor. [Gro77]

Um auf die Spanbildung bei dem Schleifen genauer einzugehen, sollen zunächst die wichtigsten Einflussgrößen der Zerspanung erklärt werden. Die Abb. 2.15 zeigt die Schneidengeometrie mit positiven und negativen Spanwinkel und allen weiteren wichtigen Einflussfaktoren. Der Spanwinkel γ ist für Verfahren mit geometrisch bestimmter Schneide in der Regel positiv. Eine Ausnahme bilden Schneiden mit CBN- oder Diamantbeschichtung, bei denen der Spanwinkel 0° bis -3° beträgt. Für die Schleifkörner liegt dieser, wie bereits erklärt, im Bereich von -45° bis -80° . [Mei11] Ein weiterer wichtiger Einflussfaktor für die Zerspanung ist der Stauchungsfaktor λ . Dieser lässt sich mit der Formel

$$\lambda = \frac{t_2}{t_1} \quad (2)$$

berechnen. Dabei entspricht t_1 der eingestellten Schnitttiefe (Zustellung a_e) und t_2 der Spandicke. Der Stauchungsfaktor lässt sich durch die Vorschub- und Schnittgeschwindigkeit sowie durch die Wahl geeigneter Werkzeuge günstig beeinflussen. Dabei wirkt sich ein geringerer Stauchungsfaktor positiv auf die Zerspanbarkeit aus. Anhand des Spanwinkels γ und dem Stauchungsfaktors λ lässt sich der Scherwinkel ϕ mit der Formel

$$\tan \phi = \frac{\cos \gamma}{\lambda - \cos \gamma} \quad (3)$$

berechnen. Dabei sinkt der Einfluss des Spanwinkels mit steigendem Stauchungsfaktor. Eine weitere Größe ist der Freiwinkel α . Dieser dient der Reduzierung der Reibung zwischen Schneide und Werkstück und beträgt im Allgemeinen nur wenige Grad. Für Werkzeuge mit geometrisch bestimmter Schneide wird dieser in Abhängigkeit des zu zerspanenden Materials gewählt. Bei Schleifkörnern entsteht der Freiwinkel zum einen durch den Kornbruch oder wird durch Druck und Reibung zwischen Korn und Werkstückoberfläche nach kurzer Eingriffszeit gebildet. [Mei11]

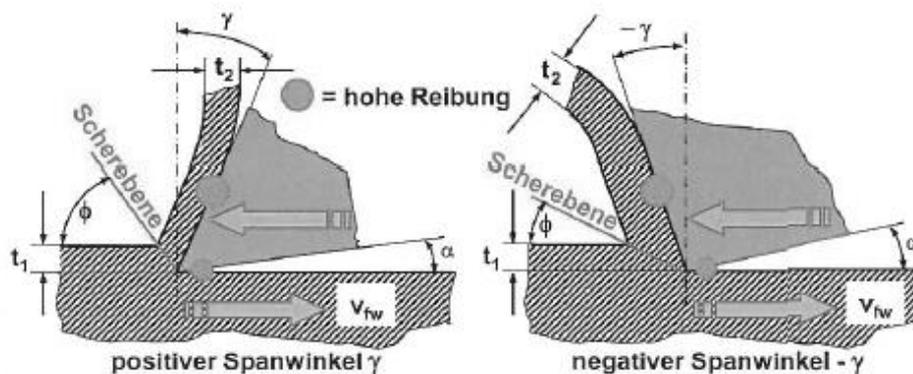


Abb. 2.15 Schneidengeometrie [Mei11]

Betrachtet man die einzelnen Größen in Bezug auf die Spanbildung, so sollte diese mit stark negativen Spanwinkeln γ theoretisch nicht möglich sein. Hierbei hat jedoch die Schnittgeschwindigkeit einen großen Einfluss auf die Spanbildung, wie sich bei der Betrachtung der Schergeschwindigkeit v_{c2} zeigt (vgl. Abb. 2.16). Legt man eine Momentaufnahme des Schleifprozesses zu Grunde, so wirkt die Schnittgeschwindigkeit v_c tangential an der Schleifscheibe. Zusätzlich kann die Spangeschwindigkeit v_{c1} entlang der Spanfläche angetragen werden. Diese ist um den Stauchungsfaktor λ kleiner als die Schnittgeschwindigkeit und entspricht der Geschwindigkeit des auf der Spanfläche gleitenden Spans. Anhand eines Kräfteparallelogramms lässt sich somit die

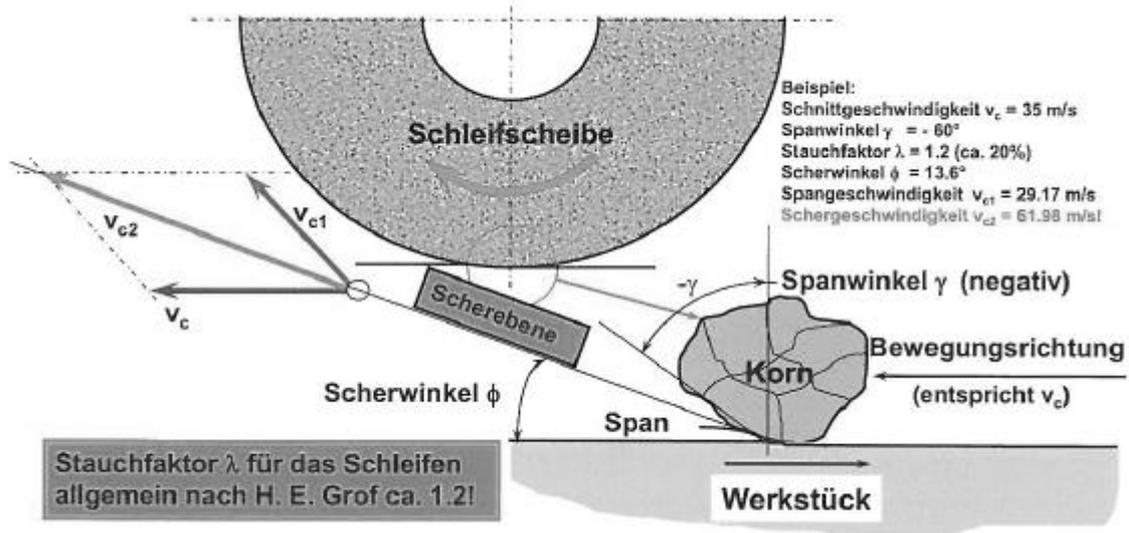


Abb. 2.16 Schergeschwindigkeit v_{c2} [Mei11]

Schergeschwindigkeit v_{c2} auf der Scherebene und der Scherwinkel ϕ ermitteln. Daraus ergibt sich für eine relative geringe Schnittgeschwindigkeit $v_c = 35 \text{ m/s}$ (konventionelles Schleifen bis $v_c = 80 \text{ m/s}$) eine Schergeschwindigkeit v_{c2} von 62 m/s , was rund 223 km/h entspricht. [Mei11] Aufgrund der hohen Schergeschwindigkeit erfolgt eine starke Erwärmung in der Scherzone, die bis in den Schmelztemperaturbereich von Stahl oder höher reichen kann, wodurch die Spanbildung ermöglicht wird. Um thermische Schäden der Werkstückoberfläche zu verhindern, muss der erwärmte Bereich von der folgenden Kornschnede abgetragen oder ein Großteil der Wärme durch den Span aus der Scherzone herausgetragen werden. Die maximal aufzunehmende Wärmemenge eines Spans hängt dabei von seiner Dicke ab. Die Spandicke wird wiederum von dem Schneidenabstand, der Schnittgeschwindigkeit v_c und der Werkstück- bzw. Vorschubgeschwindigkeit v_{fw} beeinflusst. Das Verhältnis zwischen Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit, wird als Geschwindigkeitsverhältnis q_s bezeichnet und berechnet sich aus:

$$q_s = \frac{v_c \cdot 1000 \cdot 60}{v_{fw}}. \quad (4)$$

Der Kühlschmierstoff (KSS) selbst kann nicht bis in die Scherzone eindringen, wodurch nur eine indirekte Kühlung des umliegenden Materials möglich ist. Zudem wirkt eine gut mit KSS benetzte Schleifscheibe der Aufbauschnidbildung (Anhaften von Spänen zwischen den Körnern) entgegen. [Mei11]

H. E. Grof [Gro77] untersuchte im Jahr 1975 die Spanbildung und die entstehenden Spanformen genauer und ermittelte die drei typischen Spanformen:

- Fließspäne,
- Kugelspäne und
- kaulquappenförmige Späne.

Anhand der Fließspäne ermittelte er zudem einen durchschnittlichen Stauchungsfaktor $\lambda = 1,2$, welcher auch bei veränderten Prozessparametern nur unwesentlich abweicht. Ein Stauchungsfaktor von $\lambda = 1,2$ bedeutet, dass die Länge des entstehende Fließspans 20% kürzer als die Kontaktlänge l_k der Kornschnaide mit dem Material ist.

Wie die Abb. 2.14 veranschaulicht, besitzen die Kornschnaiden innerhalb der mittleren Schnaidenraumtiefe z_{cm} ungleiche Höhen. Die reibenden Kornschnaiden sind die kleinsten Körner innerhalb der Schnaidenraumtiefe und gleiten über die Oberfläche des Werkstücks, wodurch sie das Material aufgrund der Reibungswärme aufweichen. Die pflügenden Kornschnaiden bilden keinen Span, sondern häufen das Material seitlich des Kornes entlang der Kontaktlänge auf. Die spanenden Kornschnaiden sind die höchsten Körner und für den eigentlichen Materialabtrag des aufgeweichten oder gehäuften Materials verantwortlich. [Mei11]

Um zu verstehen, wie der Materialabtrag abläuft, muss die Spanbildung für eine Kornschnaide im Detail betrachtet werden. Bei Schleifverfahren mit gebundenen Korn erfolgt der Schneideneingriff kraftgebunden und durch die relative Bewegung der Schleifscheibe zu dem Werkstück zudem bahnggebunden. Wie die Abb. 2.17 zeigt, erfolgt die Spanabnahme in drei Phasen. In der ersten Phase tritt zunächst nur eine elastische Verformung des Materials auf. In der zweiten Phase erfolgt der Übergang von elastischer zu plastischer Verformung. Dabei ist der Winkel zwischen Spanfläche und Werkstückoberfläche so gering, dass das Material lediglich seitlich aufgeworfen wird oder unter dem Korn zur Freifläche fließt. Ist das Korn so weit in das Materialeingedrungen, dass die Spannungsdicke h_{cu} der Schnitteinsatztiefe T_μ entspricht, erfolgt die Spanbildung. [Kloc05] Beide Faktoren werden maßgeblich von der Reibung des Materials an der Schnaide beeinflusst. Wie die Abb. 2.18 veranschaulicht, verschiebt sich der Trennpunkt bei verringerter Reibung, also bessere Schmierung durch den Einsatz von Öl oder Emulsion, in Richtung der Werkstückoberfläche, wodurch ebenfalls die Schnitteinsatztiefe steigt. Zudem vergrößert sich der Bereich der elastischen Verformung. Daraus folgt, dass

die effektive Spandicke $h_{cu,eff}$ abnimmt, was wiederum bedeutet, dass ebenfalls die Effizienz der Zerspanung abnimmt. Neben dem Haupteinflussfaktor der Schmierung beeinflussen zudem der Schneidenradius ρ_s , der Wirkrichtungswinkel η , die Schnittgeschwindigkeit v_c und die Fließeigenschaften des Werkstoffs die effektive Spandicke und die Schnitteinsatztiefe. [Kloc05]

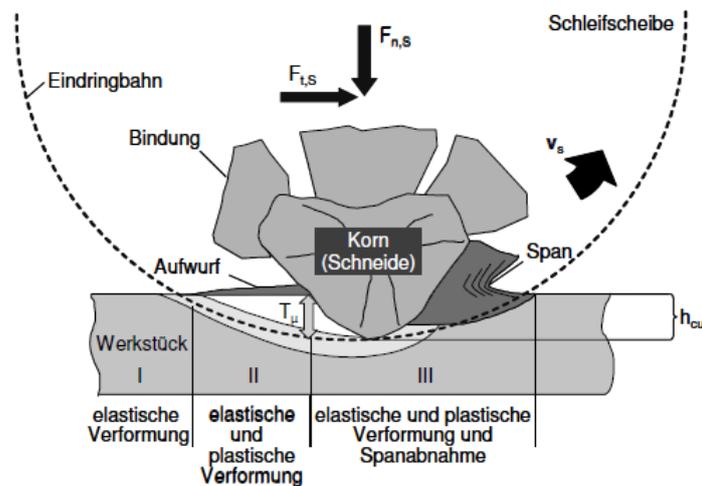


Abb. 2.17 Spanbildung eines Schneidkorns [Kloc05]

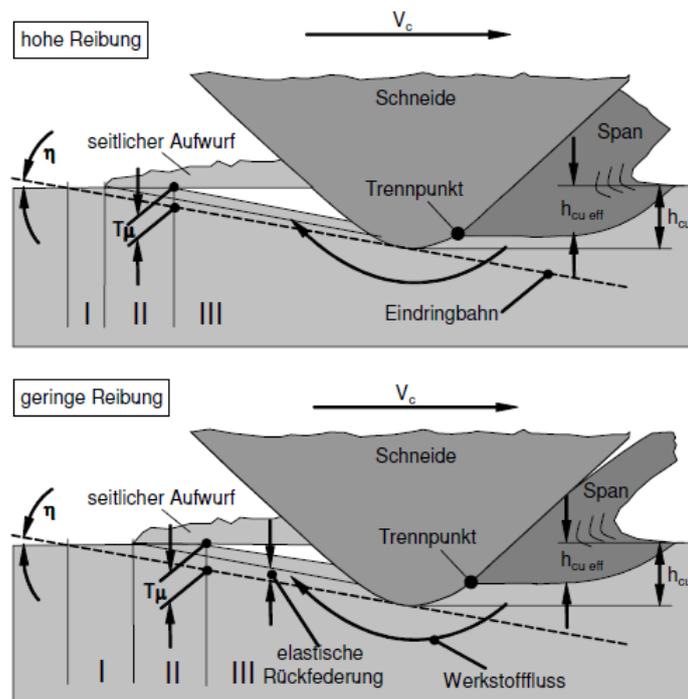


Abb. 2.18 Einfluss der Reibung auf die Spanbildung [Kloc05]

Wie bereits im vorangegangenen beschrieben, haben die Kräfte an einem Schleifkorn vor allem Einfluss auf das Splittern des Kornes und die damit verbundene Selbstschärfung der Schleifscheibe. Dabei ist vor allem die resultierende Kraft F_{res} aus Normal- und Tangentialkraft relevant. Diese wird auch als Hauptkraft bezeichnet und kann messtechnisch erfasst werden (vgl. Abb. 2.19). Zerlegt man die resultierende Kraft mittels Kräfteparallelogramm, so lässt sich die Normal- und Tangentialkraft ermitteln. Die Normalkraft F_n bestimmt dabei maßgeblich die auf die Schleifscheibe, das Werkstück und Werkstückspannung wirkenden Kräfte. Die Tangentialkraft F_t ergibt, multipliziert mit der Schnittgeschwindigkeit v_c , die erforderliche Schleifleistung P_s . [Mei11]

Wie die Spanbildung, werden auch die resultierenden Kräfte von der Schmierung beeinflusst. Durch den Einsatz von Schleiföl, wird die Tangentialkraft in etwa halbiert. Zudem ändert sich das Verhältnis der Tangential- und Normalkraft, welches durch den Schleiffaktor S_c beschrieben wird. Durch die verringerten Kräfte werden die Maschine und das Werkstück weniger beansprucht. Zudem verringert sich der Leistungsbedarf für sinkende Tangentialkräfte, bei gleichbleibenden zeitbezogenen Abtragsmengen. [Mei11]

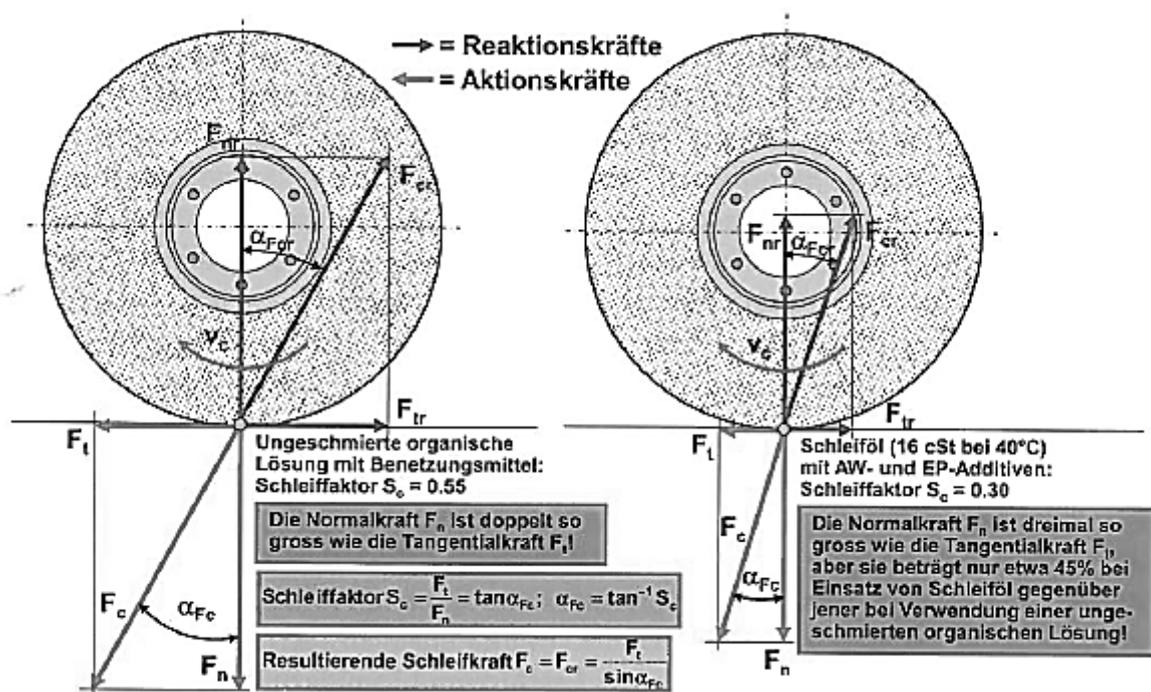


Abb. 2.19 Einfluss der Schmierung auf die Prozesskräfte [Mei11]

2.3.2 Wärmeentwicklung in der Prozesszone

Der verringerte Leistungsbedarf ist vor allem bei der Betrachtung der Energie- und Wärmeverteilung in der Prozesszone relevant, da rund 92 bis 93% der eingebrachten Energie in Wärme umgewandelt werden. [Kloc05][Mei11] Dies ist, wie im vorangegangenen beschrieben, notwendig um das Material aufzuweichen und die Spanbildung zu begünstigen, führt allerdings bei ungünstigen Bedingungen oder Prozessparametern zu Gefügeveränderungen des zu trennenden Materials. Die Temperatur können in der Prozesszone über 700 °C erreichen, wovon jedoch ein Großteil durch den Span abtransportiert wird. Bei gehärteten und vergüteten Werkstoffen können die Temperaturen zu Gefügeveränderungen führen, bei dem das für die Härte verantwortliche Martensit zerfällt. Dieser Prozess beginnt schon bei 300 °C, wodurch ein Härteverlust der Werkstückoberfläche – „Weichhaut“ genannt – sowie Zugspannungen in der Werkstückoberfläche entstehen. [Pau08]

Die Schleiftemperatur kann durch das Modell von Jaeger bestimmt werden. Hierbei wird angenommen, dass sich ein zweidimensionaler Gleitkörper als Wärmequelle mit der Geschwindigkeit v_f und der Länge l auf einer Fläche, welche sich mit der Geschwindigkeit v_c bewegt, verschiebt. Dabei fließt ein Wärmestrom \dot{q}_t in der Zeit t in die Oberfläche A des Gleitkörpers. Daraus lässt sich die dimensionslose Temperatur θ^* mit der Gleichung:

$$\theta^* = \frac{0,754 \cdot \dot{q}_t \cdot l}{b \cdot \sqrt{v_c \cdot l}} \quad (5)$$

berechnen. Die Prozesswärme wird durch Wärmeleitung, Strahlung und Konvektion in das Werkzeug, Werkstück, Kühlschmiermittel, Späne und die Umgebung abgegeben. Genauer kann die Temperatur durch die lokale Kontakttemperatur θ_l eines einzelnen Schleifkornes oder der mittlere Kontaktzonentemperatur θ_d aller im Eingriff befindlichen Schleifkörner ermittelt werden.

Die Fläche eines einzelnen im Eingriff befindlichen Kornes kann durch die Gleichung

$$A = l^* \cdot b^* = S \cdot h_{cu} \cdot b^* \quad (6)$$

bestimmt werden. Die Kontaktlänge l^* eines Kornes ist, aufgrund der Geometrie der Schleifkörner, proportional zu der unverformten Spannungsdicke h_{cu} und hängt zudem von dem Schärfemaß S eines Kornes ab. Die Zeit t_l zum Erreichen der lokalen Temperatur an einem Punkt der Oberfläche kann durch

$$t_l = \frac{S \cdot h_{cu}}{v_c} \quad (7)$$

ermittelt werden. Der Wärmestrom \dot{q}_l ergibt sich durch die spezifische Energie e und dem prozentualen Anteil R_w der in das Werkstück fließenden Energie zu:

$$\dot{q}_l = \frac{R_w \cdot e \cdot v_c}{s}. \quad (8)$$

Da die Temperatur in der Kontaktzone eines einzelnen Kornes zur Oberflächentemperatur um bis zu 1000°C abweicht und die aktiven Schleifkörner in der Regel weit voneinander entfernt sind, kann die Temperatur am Werkstück durch die mittlere Kontaktzonentemperatur θ_d ermittelt werden. Der Abstand l_r zwischen den Körnern berechnet sich durch die Schleifscheibenbreite b und die Anzahl an Körnern pro Flächeneinheit C :

$$l_r = \frac{1}{C \cdot b}. \quad (9)$$

Die Kontaktfläche A_d zwischen Schleifscheibe und Werkstück kann hierfür durch die Schleifscheibenbreite b und die Kontaktlänge l_k bestimmt werden:

$$A_d = l_k \cdot b = \sqrt{D \cdot a_e} \cdot b \quad (10)$$

Die benötigte Zeit zum Erreichen einer lokalen Temperatur an einem Punkt ergibt sich in diesem Fall anhand der Vorschubgeschwindigkeit v_f :

$$t_d = \frac{l}{v_f}. \quad (11)$$

Der Wärmestrom errechnet sich für die mittlere Kontaktzonentemperatur aus:

$$\dot{q}_d = \frac{R_w \cdot e \cdot a_e \cdot v_f}{l_k}. \quad (12)$$

Nach Shaw et al. ist die lokale Kontakttemperatur nur von geringer Bedeutung, da die Temperaturspitzen nur für Nano- bis Millisekunden auftreten. Wesentlich länger hält hingegen die Temperatur in der Kontaktzone an, weshalb die Betrachtung der Schleiftemperatur eine höhere Bedeutung besitzt. Die Berechnung der Schleiftemperatur kann nur durch geschätzte Annahmen gelöst werden. Ein großes Problem liegt in der Bestimmung der realen Kontaktfläche A_R zwischen der Schleifscheibe und der aktiven Schleifkörner. Für eine neu abgerichtete Schleifscheibe wird das Verhältnis der realen Kontaktfläche A_R zur theoretischen Kontaktfläche A mit 2% angenommen. Die Fläche verändert sich jedoch durch den Kornverschleiß und das Selbstschärfen während der Bearbeitung dauerhaft, so dass dies zu großen Fehlern führen würde. Mit der Bestimmung der dimensionslosen Schleiftemperatur kann jedoch eine sinnvolle näherungsweise Lösung des Problems erfolgen. Damit wird deutlich, welche Parameter einen großen Einfluss auf die Schleiftemperatur haben. [Zea02]

Die Aufteilung der gesamten Wärme in der Prozesszone kann durch die Gleichung

$$\dot{q}_{Schleifen} = \dot{q}_{kss} + \dot{q}_s + \dot{q}_{span} + \dot{q}_w \quad (13)$$

beschrieben werden. Der gesamte Wärmestrom $\dot{q}_{Schleifen}$ wird in der Kontaktzone auf den Kühlschmierstoff \dot{q}_{kss} , die Schleifscheibe \dot{q}_s , den Span \dot{q}_{span} und den Werkstoff \dot{q}_w aufgeteilt. Die Verteilung der Wärme hängt dabei von den Wärmeleitkoeffizienten des Werkstückstoffes, der Schleifscheibe, des Kühlschmierstoffes und den Wärmeübergangskoeffizienten ab. [Kloc05] Berechnen lässt sich der gesamte Wärmestrom $\dot{q}_{Schleifen}$ in der Kontaktzone mit:

$$\dot{q}_{Schleifen} = P_S'' = \frac{F_t \cdot v_c}{b \cdot l_k} = \frac{P_S}{b \cdot l_k}. \quad [\text{Mei11}] \quad (14)$$

Dabei sind P_S die Schleifleistung, die sich aus der Tangentialkraft F_t und der Schnittgeschwindigkeit v_c zusammensetzt, b die Schleifscheibendicke und l_k die Kontaktlänge zwischen Scheibe und Werkstück. Die Aufteilung der Wärme in die einzelnen Komponenten kann durch Erfahrungen aus Experimenten oder rechnerisch gelöst werden. Die in das Werkstück geleitete Energie, kann rechnerisch durch die Formel:

$$\dot{q}_w = R_w \cdot \dot{q}_{Schleifen}. \quad (15)$$

bestimmt werden. Der prozentuale Anteil R_w für das Trockentrennschleifen ergibt sich durch die Formel:

$$R_w = \left(1 + \frac{\beta_k}{\beta_w} \sqrt{\frac{v_c}{v_f} \cdot \frac{A_R}{A}} \right)^{-1}. \quad (16)$$

Dieser Wert wird durch die Wärmeeindringkoeffizienten des Schleifkornes β_k und des Werkstücks β_w , der Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit, sowie dem Verhältnis der realen zur theoretischen Kontaktfläche beeinflusst. Daraus ergibt sich der in die Schleifkörner geleitete Energieanteil zu:

$$R_k = \left(1 + \frac{\beta_w}{\beta_k} \sqrt{\frac{v_c}{v_f} \cdot \frac{A_R}{A}} \right)^{-1}. \quad (17)$$

Zeadan ermittelte aus der dimensionslose Temperatur θ^* , der Wärmestromdichte \dot{q}_d für die mittlere Kontaktzonen-temperatur und dem prozentualen Anteil der in das Werkstück fließenden Energie R_w die Temperatur in der Kontaktzone zu:

$$\theta_d = u_0 \cdot \frac{\sqrt{v_c \cdot c \cdot r \cdot a_e}}{\beta_k + \beta_w}. \quad (18)$$

Der Faktor r beschreibt das Verhältnis von Ritzbreite zu Ritztiefe eines aktiven Schleifkornes und u_0 ist eine Konstante, die vom Schleifkornzustand und dessen

Umgebung abhängt. Daraus wird ersichtlich, dass die Temperatur durch den Anstieg der Schnittgeschwindigkeit v_c , der Eingriffstiefe a_e , der Anzahl der aktiven Schleifkörner, sowie der Abnahme der Wärmeleitkoeffizienten zunimmt. [Zea02][Ort15]

2.4 Alternative Trennverfahren

Die starke örtliche Erwärmung in der Prozesszone gestaltet sich vor allem bei dem Trennschleifen als äußerst problematisch. Durch eine erhöhte Vorschubgeschwindigkeiten oder eine verringertes Zustellung kann beispielsweise bei dem Planschleifen die lokalen Temperaturen verringert werden. Zudem wird die Prozesszone während des Überschleifens durch den Kühlschmierstoff abgekühlt. Bei dem Trennschleifen werden die Werkstücke jedoch zumeist in einem kontinuierlichen Schnitt getrennt (Kapp- oder Fahrschnitt), so dass eine Abkühlung durch Kühlschmierstoffüberflutung oder Konvektion nur sehr schlecht erfolgen kann. Dadurch entstehen in dem Werkstück über den Schnittverlauf sehr hohe Temperaturen. Dies verdeutlichen numerische Untersuchungen von Hou et al. durch einen Trockentrennschnitt an einem Kohlenstoffstahl. Dabei erreichte die Temperatur entlang der Schnittfuge nach nur 0,8 Sekunden 800 °C und nach vier Sekunden rund 1200 °C (vgl. Abb. 2.20). Die hohen Temperaturen können dabei zu Gefügeveränderungen der Oberfläche, entlang der Trennfuge, führen. [Hou04] Aus diesem Grund sollen alternative Trennverfahren nach ihrer Eignung zum Durchtrennen von hochfesten Lagerlaufringen verglichen werden.

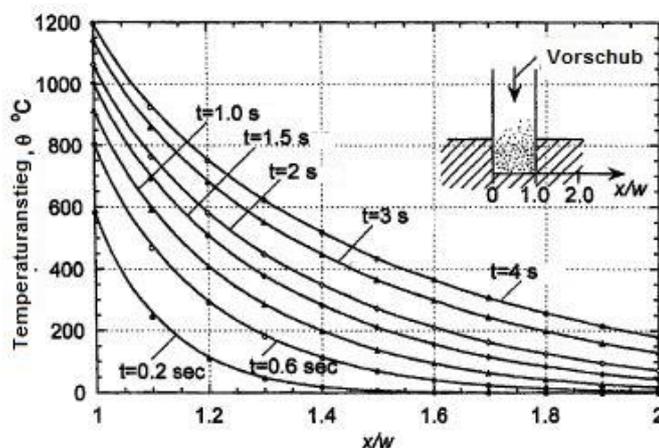


Abb. 2.20 Temperaturanstieg des Trockentrennschleifens [Hou04]

2.4.1 Wasserstrahlschneiden

Das Prinzip des Schneidens mit Flüssigkeitsstrahlen wird bereits seit rund 100 Jahren eingesetzt. In den Anfangszeiten vor allem zum Abtragen von Werkstoffen im Abbau von Kies- und Tonablagerungen oder zum Trennen von Goldadern aus Gestein genutzt, wurde es ab ca. 1930 von Ingenieuren gezielt zum Putzen von Gusswerkstücken und im Bergbau eingesetzt. Während die Anlagen dabei noch mit nur 100 bar betrieben wurden, entwickelte und patentierte Norman Franz das erste Hochdruck-Wasserstrahl-Schneidsystem, welches mit schon 700 bar arbeitete. Heutige Anlagen werden mit Wasserdrücken von 1000 bis 4000 bar betrieben. Durch Beimischung von Feststoffpartikeln wurde das Wasserstrahlschneiden um 1980 zum Wasser-Abrasive-Strahlschneiden weiter entwickelt. Dadurch ließen sich auch harte und spröde Werkstoffe, wie Glas, Gestein, Keramik, Metalle oder Faserverbundwerkstoffe trennen. [Fri15] Das Abrasivmittel besteht aus feinkörnigem Granat- oder Olivinsand und verursacht eine Mikrozerspannung im Trennvorgang. Die Abtragleistung des Abrasivmittels hängt dabei von seiner Härte und Scharfkantigkeit ab, weshalb dies nur für den einmaligen Gebrauch geeignet ist. Mit dem Wasser-Abrasive-Strahlschneiden ist es möglich, gehärtete Stähle bis 50 mm und Nichteisenmetalle bis 120 mm Dicke zu schneiden. Beim Schneiden von weichen Werkstoffen, wie Kunststofffolien oder Schaum- und Dämmstoffe kann der reine Wasserstrahl eingesetzt und Schnittgeschwindigkeiten von bis zu 200m/min erreicht werden.

Der wohl größte Vorteil in der Wasserstrahlschneid-Technologie liegt in dem kalten Schnitt. Während bei spanenden Fertigungsverfahren zum Teil sehr hohe Temperaturen entstehen, beim Schleifen sogar im Bereich des Schmelzpunkts von Metallen –, liegen diese beim Wasserstrahlschneiden in der Schnittzone nur minimal über der Raumtemperatur. [Mei11] Dadurch werden Wärmeeinflusszonen, die zum Aufhärten von Stählen, Versprödung durch Gasaufnahme oder Maßabweichungen aufgrund der Wärmeausdehnung verhindert. [Fri15] Dies ermöglicht zum Beispiel das problemlose Schneiden von Kunststoffen ohne das Entstehen von toxischen Dämpfen. Zudem können Proben für metallurgische Untersuchungen, ohne dass dabei das Gefüge durch thermische Einflüsse beeinträchtigt wird, geschnitten werden. Wie bereits erwähnt, lassen sich durch das Wasser-Abrasive-Strahlschneiden zudem hoch-feste Werkstoffe trennen, die mit herkömmlichen Verfahren nicht zu bearbeiten sind. Mit modernsten Anlagen ist es zudem möglich filigrane dreidimensionale Bauteile zu fertigen. Weitere Vorteile liegen zudem in

der hohen Schnittqualität und der Möglichkeit, an jedem beliebigen Punkt der Werkstückoberfläche mit dem Schnitt zu beginnen. Auch im Bereich der Umweltverträglichkeit überzeugt das Verfahren durch spanlose, schneid- und schleifstaubfreie Bearbeitung. [Fri15]

Betrachtet man die Vor- und Nachteile des Wasserstrahlschneidens, so kann dies vor allem durch den kalten Schnitt für das Trennen der Drahringe eingesetzt werden. Allerdings eignet es sich aufgrund der hohen Qualitätsanforderungen des Schnittes nicht für die Bearbeitung der Drahtlaufringe. Die Ursache dafür liegt in den Geometrieabweichungen, die bei der Bearbeitung mittels Wasserstrahl auftreten. Zum einen beeinflusst die Schnittgeschwindigkeit den Rillennachlauf („Schleppfehler“), der vor allem mit zunehmender Geschwindigkeit und Werkstückdicke zunimmt. Zum anderen entstehen bei dem Wasserstrahlschneiden V-förmige Schnittflächen. Durch sehr hohe Schnittgeschwindigkeiten entstehen größere Spaltbreiten an der Werkstückoberfläche, wohingegen bei geringen Geschwindigkeiten auf der Werkstückunterseite größere Spaltbreiten auftreten. Ein weiterer Fehler sind Winkelfehler der Schnittflächen. Diese können durch die Verringerung des Abstandes zwischen Fokussierdüse und der Werkstückoberfläche, der Qualität des Abrasivsandes, sowie der Fokussierfähigkeit der Wasserdüse maschinenseitig minimiert werden. Zudem nimmt der Winkelfehler mit zunehmender Härte des Werkstückes ab.

2.4.2 Sägen

Das Sägen ist ein Zerspanungsverfahren mit vielschneidigem Werkzeug welches die Schnitt- und Vorschubbewegung ausführt. Es wird hauptsächlich zum Ablängen von Stangenmaterialien wie Profile oder Rohre, Halbzeugen oder Gussteilen eingesetzt. [Pau08] Man unterscheidet das Sägen in die Verfahrensvarianten: Sägen mit Sägeblatt (Hubsäge), Sägen mit endlosem Sägeband (Bandsäge) und Sägen mit Kreissägeblättern (Kreissäge).

Bei dem Hubsägen führt das Sägeblatt eine Hin- und Herbewegung aus. Das Sägen erfolgt dabei jedoch nur in Zugrichtung. Bei dem Rückhub wird das Sägeblatt angehoben, um die Sägezähne nicht zu beschädigen, wodurch hohe Leerlaufzeiten entstehen. Zudem sind durch die begrenzte Sägeblattlänge nur wenige Zähne im Eingriff, weshalb sich das Sägeblatt ungleichmäßig abnutzen und die Standzeit verringert wird. [Tsch08] Nachteilig

an dieser Variante sind zudem die geringen Abtragsgeschwindigkeit sowie die Verlaufsneigung und Breite des Schnittkanals.

Bei dem Bandsägen ist das Sägeblatt ein endloses Band welches eine Länge von zwei bis neun Meter (Großsägen bis 22 m) besitzt. Anders als das Hubsägen erfolgt des Bandsägens ohne Tothub kontinuierlich ab. wodurch höhere Abtragsgeschwindigkeiten erreicht werden. Da bei diesem Verfahren alle Zähne des Bandes schneiden, werden zudem höhere Standzeiten erreicht. Es zeichnet sich zudem durch die einfache Prozessführung, einem engeren Schnittkanal und einer geringeren spezifischen Schnittkraft aus. Die Nachteile des Bandsägens liegen in den geometrischen Begrenzungen durch die Maschinenbauform und der Begrenzung durch die Bandführung. Das Bandsägen wird zum Ablängen von Stangenmaterial, in der numerisch gesteuerten Gussbearbeitung oder für besondere Trennaufgaben, wie z.B. in der Keramikindustrie, eingesetzt.

Bei Kreissägen erfolgt die Zerspanung mittels Kreissägeblättern, die mit radial umlaufenden Schneiden besetzt sind. Das Kreissägen erreicht eine hohe Schnittleistung, ist vielseitig Anwendbar und Präzise. [Pau08][Tsch08]

Die erreichbaren Genauigkeiten der drei verschiedenen Sägeverfahren sind in Tabelle 2 angegeben. Dabei unterscheidet man die Genauigkeit beim Sägen in Längengenauigkeit und Winkelgenauigkeit. Die Längengenauigkeit gibt die wiederholbare Genauigkeit der Länge eines abgeschnittenen Werkstückes an. Mit der Winkelgenauigkeit wird die Winkeligkeit eines abgesägten Werkstückes angegeben.

Tabelle 2 Genauigkeiten beim Sägen (nach [Tsch08])

Beurteilungsmerkmal	Bügelsägen	Bandsägen	Kreissägen
Längengenauigkeit in mm	$\pm 0,2 - 0,25$	$\pm 0,2 - 0,3$	$\pm 0,15 - 0,2$
Winkelgenauigkeit in mm (auf 100 mm Schnitthöhe bezogen)	$\pm 0,2 - 0,3$	$\pm 0,15$ (mit neuem Sägeband) $\pm 0,5$ (Ende der Standzeit)	$\pm 0,15 - 0,3$

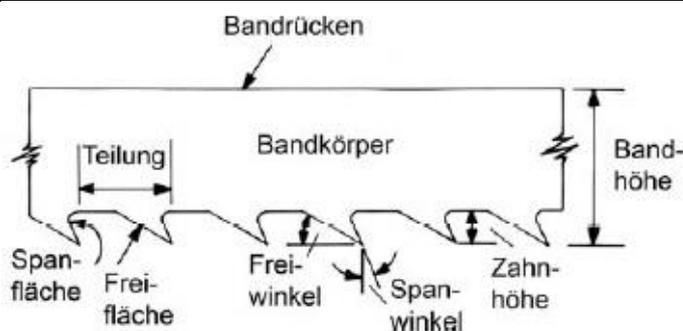


Abb. 2.21 Bezeichnungen am Sägeband [Pau08]



Abb. 2.22 Schränkungen: a) Links-Rechts; b) Standard; c) Wellen [Pau08]

Das Sägen ist ein Verfahren mit geometrisch bestimmter Schneide, bei dem der Schneidkeil eines Zahns durch die Sägeblattform bestimmt wird. Der Schneidkeil wird auch als Zahnform bezeichnet. Die Zahnform wird anhand des zu zerspanenden Werkstoffes und der Werkstückabmessungen ausgewählt. Der Abstand zwischen zwei Zähnen dient als Spanraum und wird als *Teilung* bezeichnet (vgl. Abb. 2.21). Eine größere Teilung erleichtert die Spanabfuhr, führt bei einem zu großen Abstand jedoch zu einer Überbelastung der Schneiden. Bei zu kleinen Abständen wirkt zu wenig Druck von dem Band auf die Zähne, wodurch die Zähne nur noch über die Werkstückoberfläche reiben und diese schneller Verschleifen. In der Praxis wird die Teilung so gewählt, dass 3-4 Zähne gleichzeitig über die Kontaktlänge im Eingriff sind. Daraus ergibt sich, dass bei kleinen Eingriffslängen eine feinere Verzahnung gewählt werden muss.

Die Zähne eines Sägebandes werden zudem seitlich ausgebogen (vgl. Abb. 2.22). Die sogenannte Schränkung verbessert das Freischneiden der Zähne und begrenzt die Schnittleistung pro Zahn. Für gut zerspanbare Werkstoffe wie Nichteisen(NE)-Metalle oder Kunststoffe eignet sich die Links-Rechts-Schränkung gut. Für Stahl, Guss oder feste NE-Metalle kommt die Standard-Schränkung zum Einsatz. Bei dünnwandigen Werkstücken ist die Wellen-Schränkung vorteilhaft.

Die Zahnformen von Kreissägeblättern sind nach DIN 1840 genormt und in Winkelzähne, Bogenzähne und Bogenzähne mit Vor- und Nachschneider untergliedert. Die Kreissägeblätter sind für Durchmesser bis 315 mm Vollstahlblätter. Für größere Durchmesser werden vorzugsweise Sägeblätter mit wechselbaren Segmenten, also wechselbaren Schneiden genutzt.

Als Schneidstoffe werden für Band-, Hub- und Kreissägen Werkzeugstahl und Schnellarbeitsstahl als Schneidstoff eingesetzt. Für Hub- und Bandsägen wird auch heute noch Werkzeugstahl eingesetzt, welcher mit einer 1,8 bis 3 % Wolfram zur Leistungssteigerung legiert wird. Neuartige Sägebänder bestehen aus einem Trägerwerkstoff aus Federstahl und Schneidzähnen aus Schnellarbeitsstahl. Diese werden durch Elektronenstrahlschweißen miteinander verbunden, wodurch bei dem Federstahl ein Gefüge mit hoher Zähigkeit entsteht. [Pau08]

Die Vorteile des Sägens liegen in den relativ geringen Investitionskosten für die Anlagentechnik und der einfachen Prozessführung. Zudem können die Sägebänder und Blätter durch die Schränkungen und Zähne pro Zoll anhand der zu schneidenden Materialien und Durchmesser bzw. Breiten ausgewählt werden. Durch Hartmetall-

Bandsägen mit negativen Spannflächen lassen sich auch Stähle mit einer Härte von bis zu 63 HRC (Härte nach Rockwell, Zugfestigkeit $> 2000 \text{ N/mm}^2$) schneiden. [Hey05]

In Anbetracht der dünnen zu trennenden Drahtringe können die Längengenauigkeit und Winkelgenauigkeit vernachlässigt werden. Allerdings stellen die variablen Drahtdurchmesser von 1,3 bis 20 mm ein großes Problem für die Anwendung des Sägens dar. Durch die unterschiedlichen Durchmesser kann die optimale Anzahl der im Eingriff befindlichen Zähne mit einem Sägeband oder Sägeblatt an einer Maschine nicht erreicht werden, weshalb sich das Sägen nicht für das Trennen der Drahtlaufringe eignet.

2.4.3 Drahterodieren

Das Drahterodieren arbeitet mittels dem funkenerosiven Abtragens und wird daher auch als funkenerosives Schneiden mit Draht bezeichnet. Der Materialabtrag erfolgt durch elektrische Entladung zwischen zwei elektrisch leitenden Werkstoffen, welche sich in einer nicht leitenden Flüssigkeit (Dielektrikum) befinden. Werkzeug (Anode) und Werkstück (Kathode) werden dabei so positioniert, dass ein Arbeitsspalt zwischen beiden verbleibt. Durch das Anlegen einer frequentierten Spannung an den Erodierdraht kommt es zu der Bildung eines Plasmakanals. Während der Entladung konzentriert sich der elektrische Strom auf eine kleine Fläche des Werkstückes, wodurch die elektrische Energie in Wärme umgewandelt wird. Dadurch wird das Material örtlich aufgeschmolzen bzw. verdampft, was die Bildung einer Gasblase zur Folge hat. Wird der Strom abgeschaltet, brechen der Plasmakanal und die Gasblase zusammen, was das Ausschleudern des teilweise verdampften und verflüssigten Materials zur Folge hat.

Das Drahterodieren hat sich in den meisten industriellen Anwendungsbereichen etabliert. Es wird z.B. im Werkzeug- und Formenbau oder in der Herstellung von Ziehwerkzeugen bei sehr harten und zähen Werkstoffen eingesetzt.

Der Aufbau einer Drahterodieranlage zeigt die Abb. 2.23. Die wichtigsten Elemente sind die Drahtführungen und der Drahtantrieb, der Arbeitsbehälter mit der Werkstückaufspannung, welcher mit dem Dielektrikum geflutet wird und über die x-y-Achse bewegbar ist. Über die x- und y-Achse ist es möglich beliebige zylindrische Konturen zu erzeugen. Durch die zusätzlichen Achsen v und u können zudem, durch Bewegungsüberlagerung, konische Konturen geschnitten werden. Die erforderliche Spannung und Stromstärke wird über einen Generator erzeugt, welcher mit den gesamten Prozessparametern über die Steuerung geregelt wird. Als Dielektrikum wird zumeist

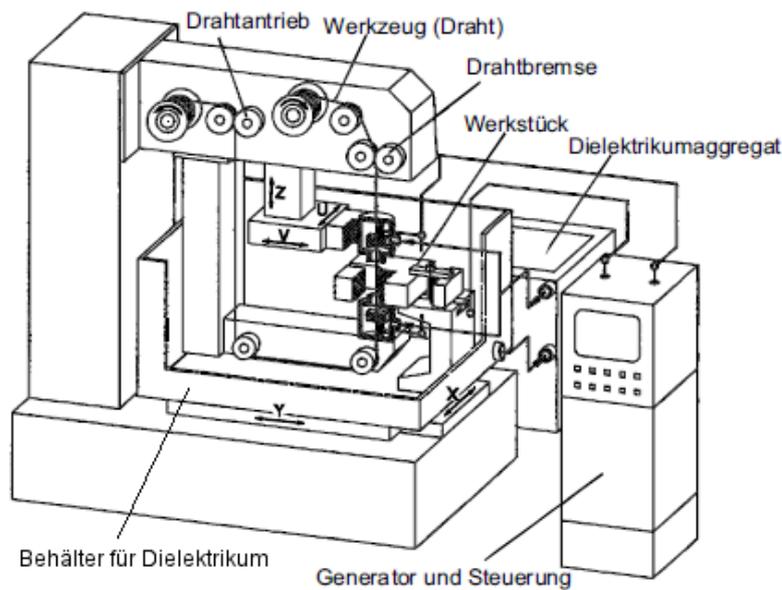


Abb. 2.23 Aufbau einer Drahterodieranlage (nach [Kloc07])

entionisiertes Wasser, für hochgenaue Anforderungen auch Kohlenwasserstoff, eingesetzt. Dieses wird über das Dielektrikumaggregat bereitgestellt, welches sich aus Flüssigkeitsspeicher, Pumpe, Filter und Ionentauscher zusammensetzt. Als Drahtwerkstoff werden vor allem Messingdrähte, welche mit Kupfer oder Zink beschichtet sind, eingesetzt. In der Mikrosystemtechnik kommen zudem auch Wolfram-, Molybdän- und Stahldrähte zum Einsatz. Der Drahtdurchmesser liegt hauptsächlich im Bereich von 70 bis 250 μm , was eine sehr enge Schnittfuge ermöglicht. [Fri15][Kloc07]

Bei der Bearbeitung mittels Drahterodieren liegt der Fokus auf der maximalen Abtraggeschwindigkeit, einer hohen Genauigkeit, sowie guter Oberflächen- und Randzoneneigenschaften. Zum Vergleich der Abtragleistung wird die Schnittrate V_w (mm^2/min) herangezogen. Diese berechnet sich aus:

$$V_w = v_f \cdot h \quad (19)$$

und setzt sich aus der Vorschubgeschwindigkeit v_f und der Werkstückhöhe h zusammen. Dabei wird zwischen dem Hauptschnitt (Leistungsschnitt) und dem Nachschnitt (Schlichten) unterschieden. Die Schnittrate ist zudem von der Entladeenergie und der Impulsfrequenz f_D abhängig. Die Genauigkeit der Schnittfuge bildet sich prozessbedingt durch unterschiedliche Schnittspuren und Bauchungen aus und hängt von dem Drahtwerkstoff, dessen Durchmesser und Vorspannung, der Werkstückhöhe sowie der Entlade- und Spülbedingungen durch das Dielektrikum ab. [Kloc07] Weiterhin können bei dem Erodieren aufgrund der hohen Temperaturen metallurgische Veränderungen in der

Randzone auftreten. So können in der Randzone stellenweise durch das schlagartige Abkühlen Partikel des Erodierdrahtes in der Oberfläche abgelagert werden. Zudem können in der Randzone, unterhalb des Schmelzpunktes des Werkstückwerkstoffes, Phasenumwandlungen stattfinden. Dieser Bereich wird auch als Umwandlungszone bezeichnet. Unterhalb der Umwandlungszone liegt die Eigenspannungszone, in der thermisch-induzierte Eigenspannungen entstehen können. Untersuchungen haben gezeigt, dass diese vorliegen können, obwohl mittels Lichtmikroskopie Gefügeveränderungen zu erkennen sind. [Kloc07]

Vergleicht man das Drahterodieren mit dem Trennschleifen, so zeigt sich auch dies als ungeeignet für die Bearbeitung der Drahtlaufringe. Während bei dem Trennschleifen sehr hohe Temperaturen, verbunden mit Gefügeveränderungen, im Verlauf des Trennschnittes auftreten, kommt es auch bei dem Drahterodieren zu diesen negativen Auswirkungen. Die zusätzlich entstehenden Eigenspannungen beeinträchtigen zudem die Lebensdauer der Drahtlaufringe. Ein weitaus wichtigerer Faktor ist die verhältnismäßig extrem lange Prozessdauer. Wie die Abb. 2.24 zeigt, liegt die maximale Vorschubgeschwindigkeit für einen vergleichbaren Werkstoff mit einer Höhe von $h = 30$ mm unterhalb von 4 mm/min. Dies hat zur Folge, dass das Drahterodieren, neben der ebenfalls langen Rüstzeit durch das Befüllen und Entleeren des Dielektrikums, äußerst unwirtschaftlich ist und sich daher nicht als alternative zu dem Trennschleifen eignet.

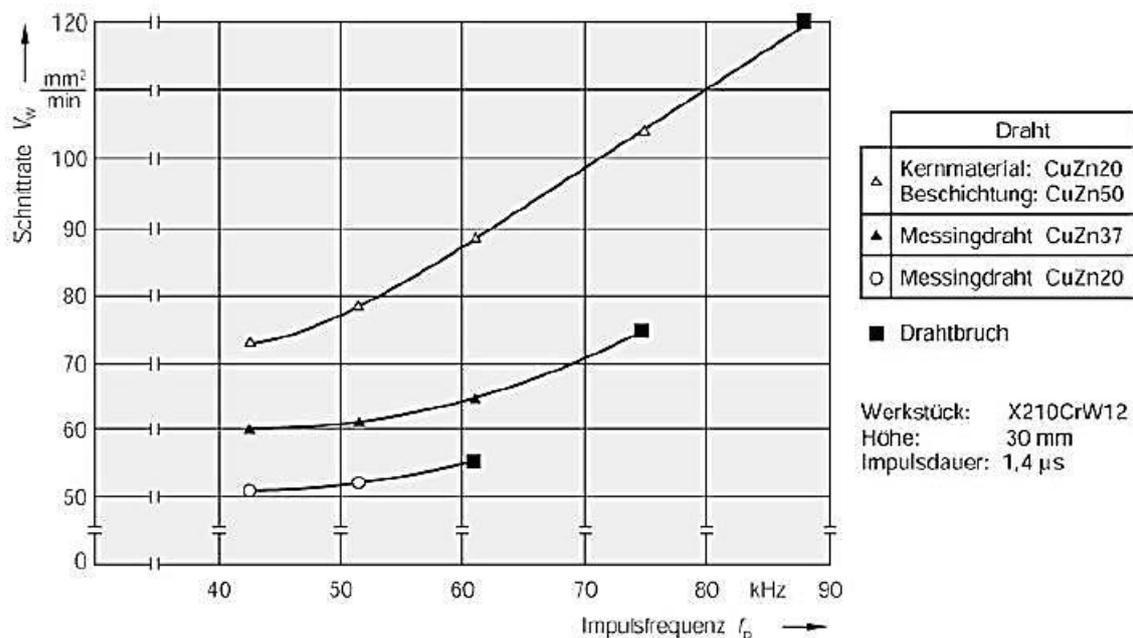


Abb. 2.24 Schnittrate in Abhängigkeit der Impulsfrequenz f_0 [Fri15]

3 Problemstellung und Vorgehensweise

Bei der Herstellung der Laufringe von Drahtwälzlagern aus Federstahl treten bei dem Trennvorgang, mittels Trennschleifen, entlang der Schnittfuge thermische Schäden in Form von Schleifbrand auf. Dies hat zur Folge, dass in diesem Bereich Eigenspannungen in dem Draht entstehen, was die Eigenschaften und Lebensdauer negativ beeinflussen. Dies bestätigten bisherige Untersuchungen, bei denen für einen kontinuierlichen Trennschnitt schon nach kurzer Eingriffsdauer Temperaturen um 1000°C in der Randzone des Werkstückes nachgewiesen wurden. Entgegen diskontinuierlichen Schleifoperationen, wie z.B. dem Planschleifen, erfolgt keine Kühlung der Prozesszone durch Wärmeabgabe in die Umgebung und an den Kühlschmierstoff außerhalb des Werkzeugeingriffes. Zudem kann die örtlich induzierte Wärmemenge nicht bis zum nächsten Überschleifen nicht ausreichend in das umliegende Material geleitet werden. Bei dem kontinuierlichen Eingriff erfolgt die Wärmeleitung nur in das Material vor dem Werkzeug und von da in das umliegende Material. Aufgrund der Materialabnahme vor der Schneide verschlechtert sich die Wärmeleitung im Verlauf des Schnittes zunehmend was zu einem Wärmestau und thermischen Schäden führt.

Da die hohen Temperaturen in der Prozesszone bei Schleifoperationen unumgänglich sind, wurden alternative Trennverfahren auf ihren möglichen Einsatz untersucht. Die Recherche zeigte jedoch, dass sich diese prozessbedingt oder aus wirtschaftlicher Sicht nicht für die Bearbeitung der Drahtlaufringe eignen. Da sich das Trennschleifen über die Jahre als ein sehr effektives Verfahren gezeigt hat und alternative Verfahren nicht einsetzbar sind, soll daher der Kern der Arbeit in der Analyse und Optimierung des bisherigen Trennschleifprozesses liegen. Bisherige Untersuchungen zeigten, dass vor allem die Kontaktfläche, zwischen Schleifscheibe und Werkstück, bzw. die Eingriffstiefe und die Schnittgeschwindigkeit die entstehende Temperatur in der Prozesszone maßgeblich beeinflussen. Dazu sollen die in Abb. 2.11 gezeigten Verfahrensvarianten, sowie alternative Zweiachs-Strategien, bezüglich des thermischen Einflusses auf das Werkstück theoretisch betrachtet und mittels Experimenten verifiziert werden. Zunächst muss jedoch ein Versuchsstand entwickelt und umgesetzt werden, der neben dem Reproduzieren der bekannten Bearbeitungsstrategien die zusätzlichen Zweiachs-Bearbeitungen ermöglicht. Dies beinhaltet die Wahl geeigneter Messmittel zur Erfassung der prozessrelevanten Kenngrößen und die daraus abgeleitete Konstruktion des Versuchsaufbaus.

4 Entwicklung eines Versuchsstandes zur Durchführung von Zweiachs-Trennschleifstrategien

Für die Umsetzung von zweiachsigen Trennschleifoperationen muss ein Versuchsstand entwickelt und umgesetzt werden. Um vergleichbare Ergebnisse zu erhalten soll der Versuchsstand an die bereits vorhandene Versuchseinrichtung der Firma Franke GmbH angelehnt werden. Als Versuchsmaschine dient die an der TU Chemnitz vorhandene Werkzeugmaschine HEC 400 D der Firma Starrag Heckert. Durch ihre Hauptspindel mit einem Drehzahlbereich von 50 bis 15000 min^{-1} ermöglicht diese die maximale Drehzahl der Trennscheiben von 5000 min^{-1} . Unter Einhaltung der Maschinen- und Werkzeugabmessungen wurden bei der Planung und Umsetzung des experimentellen Aufbaus die folgenden Schwerpunkte definiert:

- Auswahl geeigneter Messmittel zur Aufnahme der Prozesskräfte und Temperaturen im Werkstück;
- Maximaler Bearbeitungsspielraum für die zweiachsigen Trennschleifoperationen;
- Durchführbarkeit von geraden und schrägen Schnitten;
- Beidseitige Aufspannung der Drahtproben mit einem Durchmesserbereich von 1,3 – 12 mm bei gleichbleibenden Aufspannungsabständen für gerade und schräge Schnitte;
- Auffangen des während des Trennens eingesetzten Kühlschmierstoffes zum Schutz der Anlagentechnik vor abrasiven Schleifkörnern;
- Schutz der Werkzeugmaschine vor umherfliegenden Spänen;
- Einsatz einer geeigneten Schleifscheibenabdeckung zum Schutz der Maschine und Personen bei einem möglichen Scheibenbruch;
- Der Versuchsstand soll als Ganzes in der Maschine platziert bzw. entnommen werden können.

Die Anforderungen an den Versuchsstand wurden durch die beteiligten Personen im Vorfeld und teilweise durch geänderte Bedingungen im Entstehungsprozess definiert. Die Entwicklung erfolgte stufenweise durch Präsentationen möglicher Lösungen und der Rücksprache mit den entscheidenden Personen. Im Folgenden sollen die Konstruktion beeinflussende Auswahl der Messmittel, die daraus resultierende Werkstückspannung und der resultierende Versuchsstand beschrieben werden.

4.1 Auswahl der Messmittel

Zur Auswahl für die Kraftmessung standen das Mehrkomponenten-Dynamometer Typ 9255, das 4-Komponenten-Dynamometer Typ 9272, sowie das rotierende Mehrkomponenten-Dynamometer Typ 9170A (vgl. Tabelle 3).

Die Kraftmessung erfolgt bei Dynamometern mittels piezoelektrischen Sensoren, in denen für jede Kraft- und Momenten-Komponente ein Quarzkristall-Plattenpaar integriert ist. D.h., dass jede Krafrichtung einzeln gemessen wird. Die einzelnen Signale werden bei stationären Dynamometern über ein Kabel an einen externen Ladungsverstärker gesendet. Abhängig von der Krafrichtung entstehen im Ladungsverstärker positive bzw. negative Ladungen, die jeweils als umgekehrte Spannungen verschickt werden. Bei dem rotierenden Dynamometer befinden sich neben den piezoelektrischen Sensoren auch vier Ladungsverstärker für die einzelnen Komponenten F_x , F_y , F_z und M_z , sowie die Übertragungselektronik in dem Rotor des Dynamometers. Über den Stator, der in einem Millimeter Abstand an dem Rotor positioniert wird, erfolgt die Signalübertragung, die Umschaltung des Messbereichs und die Energieversorgung. Die Ausgangssignale können mittels DynoWare von Kistler für das rotierende Dynamometer oder andere Datenerfassungssoftware, wie z.B. LabVIEW aufgezeichnet werden. [Kis16]

Bei der Wahl des Kraftmesssystems lag vor allem die maximale Zugänglichkeit der eingespannten Drahtprobe im Vordergrund. Unter diesem Aspekt eignet sich vor allem das rotierende Dynamometer Typ 9170A, da die Messung über das Werkzeug erfolgt und somit die Werkstückaufspannung frei wählbar ist. Allerdings ist dieses für Fräser und

Tabelle 3 Verfügbare Kraft- und Momenten-Messsysteme [Kis16]

	Mehrkomponenten- Dynamometer Typ 9255	4-Komponenten Dynamometer Typ 9272	4-Komponenten Dynamometer (RCD) Typ 9170A
			
Messbereich			
F_x, F_y	-30 ... 30 kN	-5 ... 5 kN	-5 ... 5 kN
F_z	-10 ... 60 kN	-5 ... 20 kN	-20 ... 20 kN
M_z			-150 ... 150 Nm
Max. Drehzahl	-	-	20000 min ⁻¹
Maximale Aufbau- Abmessung/ Werkzeugabmessung	160 x 160 x 100 mm	∅ 100 mm	Spannzangenhalter ER40: ∅ 4 – 26 mm; max. Länge: 85 mm

Bohrer mit einer maximalen Länge von 85 mm kalibriert und mit einem ER40 Spannzangenhalter für Werkzeugdurchmesser von 4 bis 26 mm ausgestattet. Mit einem Trennscheibendurchmesser von 300 mm liegt der Kraftangriffspunkt bei der Bearbeitung jedoch weit außerhalb des Kalibrierbereiches. Für die Verifizierung von Simulationen müssen die Messwerte jedoch exakt ermittelt werden, was ohne Voruntersuchungen der Messabweichung nicht möglich wäre. Zudem könnten durch Unwucht der Trennscheibe Störungen bei der Kraftmessung auftreten, welche vor allem bei geringen Prozesskräften die Ergebnisse unbrauchbar machen. Somit ist eine exakte Kraftmessung nur über die das Werkstück und die Werkstückspannung realisierbar. Aufgrund der geringen Auflagefläche des 4-Komponenten-Dynamometers Typ 9272 fiel die Wahl auf das Mehrkomponenten-Dynamometer Typ 9255. Dieses bietet eine ausreichende Auflagefläche für die Aufspannung der Drahtproben und ermöglicht die Messung in alle Krafrichtungen. Anhand des Kalibrierscheins (vgl. Anlage 2) ist das Dynamometer jedoch nur bis maximal 100 mm über der Auflagefläche kalibriert, was bei der weiteren Planung der Werkstückspannung berücksichtigt werden muss.

Bei der Temperaturmessung liegt der Schwerpunkt im Ende des Trennprozesses. Diese sollen mittels Thermoelementen und optional einem Infrarot-Thermometer ermittelt werden (vgl. Abb. 4.1). Dazu werden seitlich Thermoelemente in die Drahtprobe eingebracht. Diese ermöglichen die Messung der in das Werkstück geleiteten Wärme und der Wärmeverteilung bei schrägen Trennschnitten. Mittels des Infrarot-Thermometers optris® CTvideo 3M kann die Temperatur berührungslos in der Prozesszone ermittelt werden.

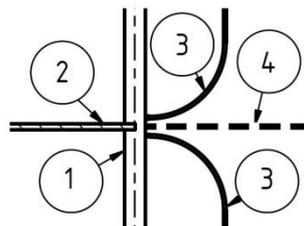


Abb. 4.1 Temperaturmessung in der Prozesszone: 1) Draht; 2) Trennscheibe;
3) seitliche Thermoelement; 4) Infrarot-Thermometer

Thermoelemente bestehen aus einem paar metallischer Leiter mit unterschiedlichen Materialien, die an einem Ende verbunden sind. Dabei wird ein elektrischer Strom I , oder auch Thermospannung genannt, aufgrund des Temperaturgradienten entlang des metallischen Leiters erzeugt. Durch die unterschiedlichen Materialien der zwei

metallischen Leiter entstehen dabei unterschiedliche Spannungen. Genauer wird der Strom I durch eine integralen erzeugten Thermospannung $U_{A/B}$ hervorgerufen:

$$U_{A/B} = S_{A/B}(T_1 - T_2). \quad (20)$$

$S_{A/B}$ ist der relative Seebeck-Koeffizient der Leiterkombination A/B , welcher die spezifische Änderung der Thermospannung pro Änderung der Temperatureinheit beschreibt und wird in $\mu\text{V}/^\circ\text{C}$ angegeben. Dieser Vorgang wird daher auch als *Seebeck-Effekt* bezeichnet. [Fra14a] [DIN EN 60584-1] Die Temperaturmessung mittels Infrarot-Thermometer wird durch die Tatsache ermöglicht, dass jeder Körper bei Temperaturen über dem absoluten Nullpunktes eine thermisch angeregte elektromagnetische Strahlung aussendet. Der grundlegende Zusammenhang zwischen der Temperatur eines Körpers und dessen ausgesandter Strahlung wird durch das Planck'sche Strahlungsgesetz für einen idealen schwarzen Körper beschrieben. Infrarot-Thermometer messen diese Strahlung indem diese von einem Sensor absorbiert und in eine elektrische Spannung umgewandelt wird. Beispiele für Sensoren sind thermoelektrische Sensoren und pyroelektrische Sensoren. Bei thermoelektrischen Sensoren wird die Strahlung des Körpers über eine Absorberfläche aufgenommen, wodurch diese erwärmt wird. Diese Temperaturänderung wird wie bei den Thermoelementen durch den Seebeck-Effekt in einen elektrischen Strom umgewandelt. Die Temperaturmessung von pyroelektrischen Sensoren erfolgt durch den pyroelektrischen Effekt. Dabei ändert sich durch Temperaturänderung die spontane Polarisation in einem pyroelektrischen Kristall, wodurch es zu einer Ladungsbildung an den äußeren Kristallflächen kommt. [Trä14]

4.2 Entwicklung der Werkstückaufspannung

Bei der Entwicklung der Aufspannung der Drahtproben lag der Schwerpunkt in deren zweiseitigen Fixierung, wobei ein maximaler Arbeitsbereich der Trennscheibe, inklusive Spindel, für Zweiachs-Operationen ermöglicht werden sollte. Weiterhin wurde der Abstand der Spannelemente auf 8 mm definiert, welcher sich aus der Trennscheibenbreite, dem Durchmesser der zwei Thermoelemente, sowie des Sicherheitsabstandes zwischen den Thermoelementen und der Trennfuge ergibt. Dieser wurde so minimal wie möglich gewählt, um eine möglichst geringe Durchbiegung dünner Drahtproben zu erreichen. Der Abstand von 8 mm sollte zudem auch für schräge Schnitte eingehalten werden. Bei der Konstruktion der Werkstückspannung war es zudem die Vorgabe, sich an den bereits

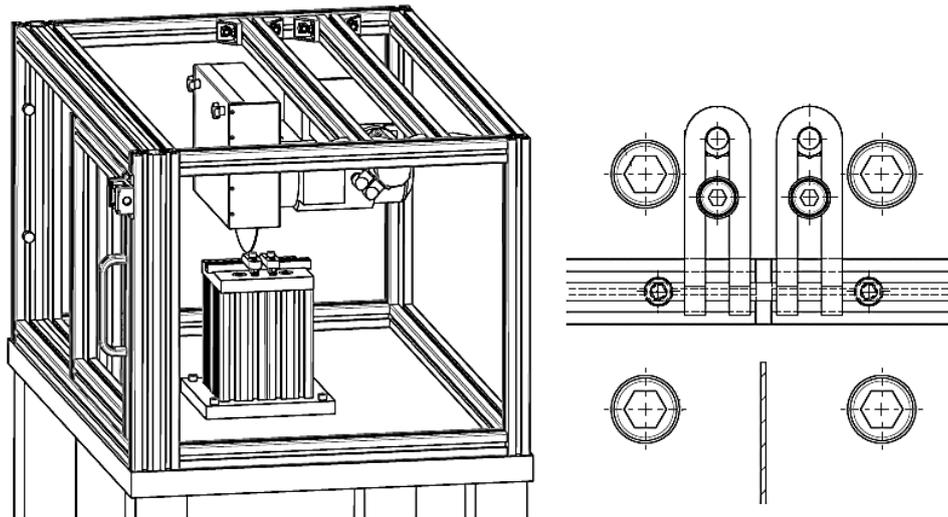


Abb. 4.2 Aufbau und Werkstückspannung des Versuchstandes Firma Franke

vorhandenen Versuchsstand der Firma Franke zu orientieren. Dabei liegt der Draht beidseitig auf zwei Prismen auf und wird über Gabel-Spanneisen fixiert (vgl. Abb. 4.2). Für die Umsetzung schräger Trennschnitte wurden drei mögliche Lösungen konzipiert (vgl. Abb. 4.3). Diese unterscheiden sich jeweils durch die Anpassungen an die verschiedenen Winkel. Bei der Variante eins kann der Winkel frei zwischen 90° (senkrecht zur Drahtachse) und 45° eingestellt werden. Der Winkel wird dabei durch die Drehung der Palette der Maschine realisiert. Diese Variante bietet die größte Variabilität bezüglich des Schnittwinkels und benötigt keine Änderungen der Werkstückaufspannung. Der Nachteil liegt jedoch in dem sich ändernden Abstand zwischen den Auflageflächen bei schrägen Schnitten. Bei der Variante zwei erfolgt die Anpassung des Schnittwinkels durch die Positionierung der Spannelemente (Spannblöcke), wobei der Draht immer gerade eingespannt wird. Der Vorteil dieser Variante ist der immer gleiche Schnittverlauf bezogen auf das Maschinenkoordinatensystem, was sich zudem positiv auf die Kraftmessung auswirkt. Während bei der Variante eins die gemessenen Kräfte der Kraftmessplattform durch den eingestellten Winkel verändern und bei der Auswertung umgerechnet werden müssen, muss dies bei der Variante zwei nicht erfolgen. Der Nachteil dieser Variante zeigt sich bei der Positionierung der Spannelemente. Um den Vorteil der immer gleichen Kraftrichtung zu nutzen und den Abstand zwischen den Spannelementen einzuhalten, muss bei jeder Änderung des Winkels ein hoher Positionieraufwand betrieben werden. Das Problem der Positionierung und der immer gleichen Kraftrichtung wird durch die Variante drei gelöst. Dabei erfolgt die Einstellung des Winkels durch die Drehung des Drahtes. Dies

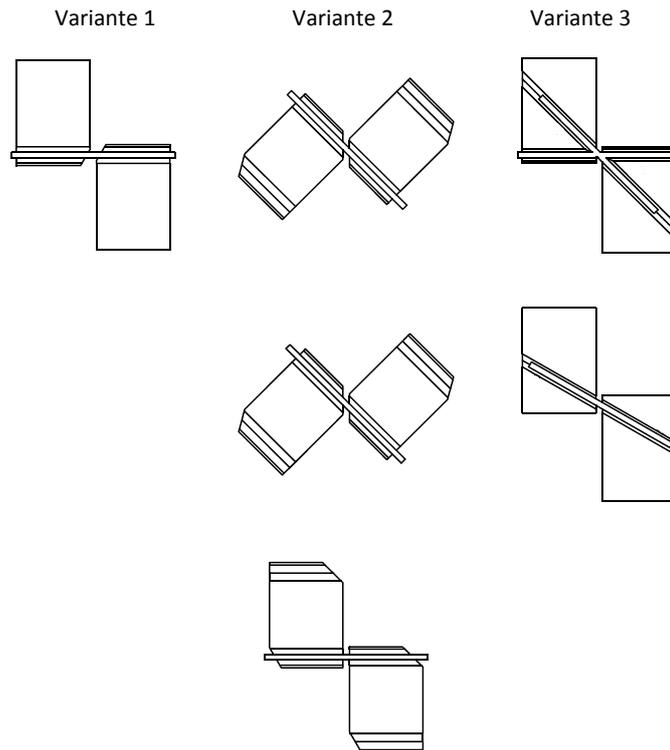


Abb. 4.3 Lösungsvarianten zur Umsetzung der
Werkstückaufspannung bei schrägen Schnitten

hat den Vorteil, dass die Spannelemente stets an der gleichen Position, parallel zu den Seitenflächen der Kraftmessplattform, liegen, was eine einfache Positionierung dieser ermöglicht.

Wie sich aus den drei Varianten ergibt, ist die Variante eins die variabelste Lösung mit einem minimalen Fertigungsaufwand für die Spannblöcke und die Einspannung der Drähte. Bei der Variante zwei steigt der Fertigungsaufwand nur minimal, hat jedoch den großen Nachteil bei der Einrichtung der Versuchseinrichtung für wechselnde Schnittwinkel und ermöglicht maximal vier verschiedene Winkel. In der dritten Variante ist der Fertigungsaufwand am höchsten, da die Spannblöcke von beiden Seiten bearbeitet werden müssen. Zudem werden zwei Spanndeckel für die Ober- und Unterseite benötigt. Allerdings ist der Aufwand für das Einrichten der Spannelemente und der Maschine, sowie die Auswertung der Kräfte minimal. Aufgrund der Anforderung, dass nur Schnitte im 90° - und 45° -Winkel, sowie ein dazwischen liegender Winkel realisiert werden sollte, ergibt sich die Variante drei als die beste Lösung. Die Abb. 4.4 zeigt den Aufbau der Werkstückaufspannung. Die Auflagefläche der Drähte für 90° - und 45° -Schnitte, in Form von V-Nuten, wird über die Oberseite der Spannblöcke ermöglicht. Auf der Unterseite der Spannblöcke befinden sich die Nuten für 30° -Schnitte. Die Spannblöcke werden über

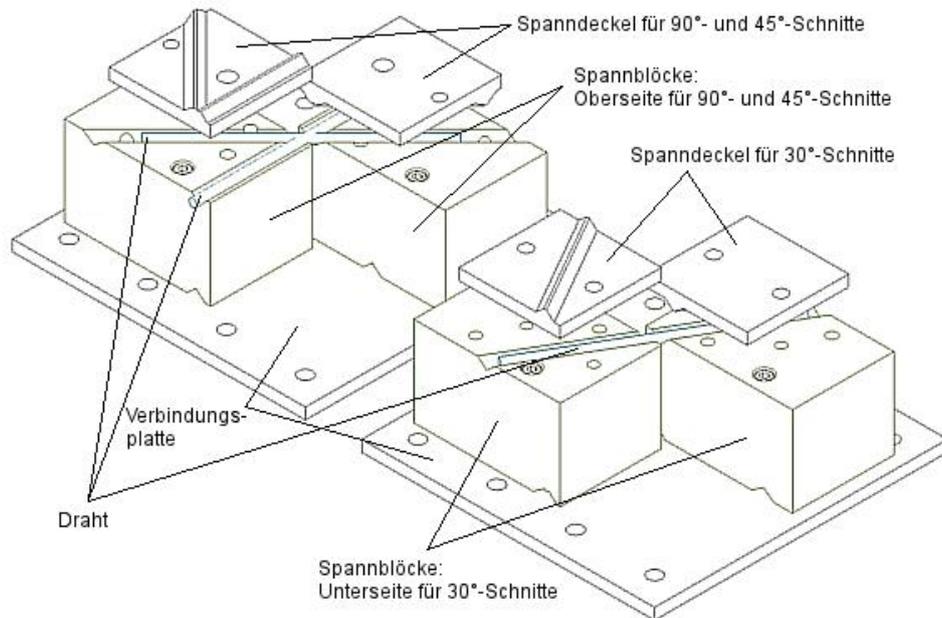


Abb. 4.4 Aufbau der Werkstückaufspannung

jeweils zwei M8-Schrauben mit der Verbindungsplatte für die Spannelemente befestigt. Die Verbindungsplatte dient als Verbindungselement zwischen den Spannblöcken und der Kraftmessplattform, da die gegebenen M12-Gewinde nicht mit den Positionen der Spannblöcke übereinstimmen. Zudem schützt diese die Kraftmessplattform vor einer möglichen Kollision mit der Schleifscheibe bei Zweiachs-Trennstrategien. Die Höhe der Spannblöcke wird durch den Kalibrierbereich des Mehrkomponenten-Dynamometers von 100 mm, der Dicke der Verbindungsplatte und dem Überstand der 12 mm Drähte beschränkt. Die Dicke der Grundplatte beträgt 10 mm, um eine ausreichende Gewindetiefe für die Befestigungsschrauben zu erreichen. Mit einem Sicherheitsabstand von 10 mm ergibt sich die Höhe der Spannblöcke zu 80 mm. Die Klemmung der Drähte erfolgt über die Spanndeckel. Dazu wurden für die Ober- und Unterseite der Spannblöcke zwei separate Elemente gefertigt. Die jeweiligen Spanndeckel besitzen auf der einen Seite eine glatte Oberfläche und auf der anderen Seite das Negativ der V-Nuten, um dünnere Drähte einzuspannen. Die Klemmung erfolgt dabei über zwei M10-Schrauben für 30°-Schnitte. Für 90°- und 45° Schnitte erfolgt die Klemmung nach dem Prinzip der Spanneisen über eine M10-Schraube und eine Schraube zum Höhenausgleich des Spanndeckels.

4.3 Beschreibung des Versuchsstandes

Anhand der beschriebenen Werkstückaufspannung ergibt sich der in Abb. 4.5 abgebildete Versuchsaufbau. Die Werkstückaufspannung wird, wie bereits beschrieben, durch M12-Schrauben mit der Kraftmessplattform fixiert (vgl. Abb. 4.6). Die Kraftmessplattform selbst wird über vier M16-Schrauben mit der Grundplatte des Versuchsstandes verbunden. Die Grundplatte ermöglicht die geforderte Entnahme bzw. den Einbau des gesamten Versuchsstandes aus der Werkzeugmaschine, ohne einzelne Komponenten zu entfernen. Dies wurde mittels zwei DIN 580 Ringschrauben realisiert, mit denen der Aufbau durch eine Hubeinrichtung (z.B. Hallenkran) von dem Paletten-Wechselplatz entnommen werden kann. Die Positionierung bei einem erneuten Einbau wird durch Passungsbohrungen in der Palette und der Grundplatte realisiert. Dazu wurden zwei Positionierbolzen konstruiert, die die entsprechenden Wellentoleranzen besitzen.

Zum Schutz der Werkzeugmaschine und deren Komponenten vor Spänen und abrasiven Schleifkörnern ist die Kraftmessplattform in einem Auffangbehälter positioniert. Der Auffangbehälter ist eine Schweißkonstruktion aus Edelstahlblech mit einem Schlauchanschluss. Mit diesem kann das Gemisch aus Kühlmittel und Schleifkörnern kontrolliert in einen separaten Behälter abgelassen und später durch das Filterfließ der Kühlmittelaufbereitung der Werkzeugmaschine zurückgeführt werden. Die Breite und

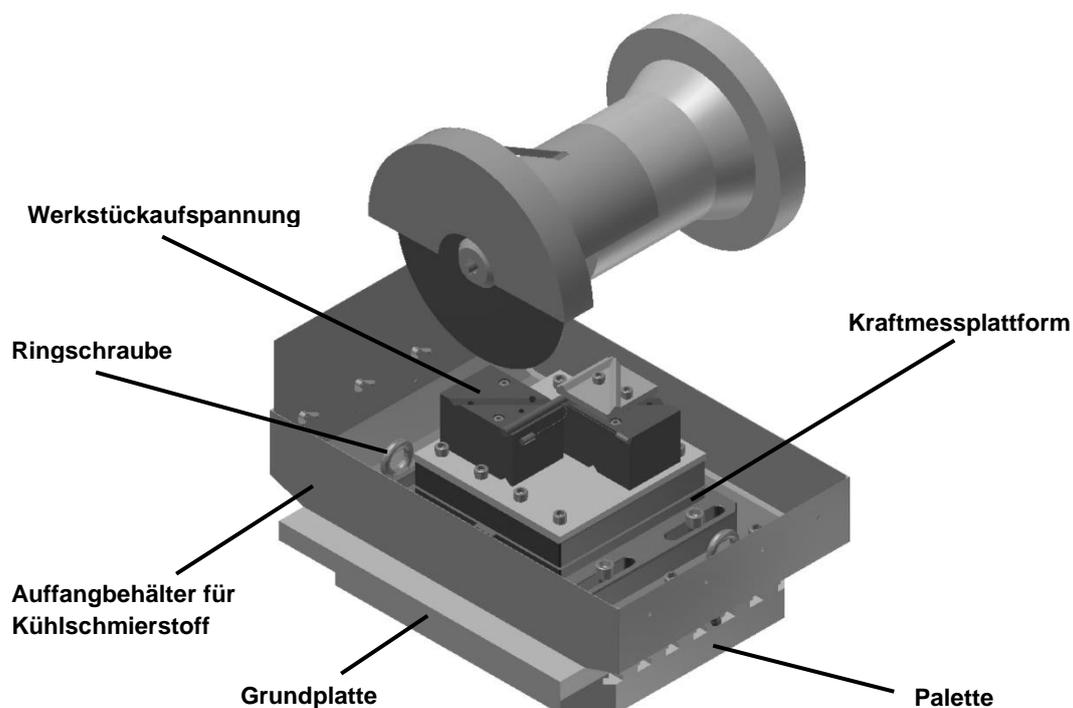


Abb. 4.5 Versuchsaufbau

Länge des Behälters wird durch die maximalen Aufbau- bzw. Werkstückabmessungen der Werkzeugmaschine von $\varnothing 750$ mm begrenzt. Dadurch ergeben sich die Abmessung von 410x620 mm, welche den Arbeitsbereich der Trennscheibe ($\varnothing 300$ mm) entlang der Schnittfuge um ± 150 mm begrenzt. Zugleich dient der begrenzte Arbeitsbereich als Kollisionsschutz zwischen Trennscheibe und Werkzeugmaschine. Zum Schutz des Inneren der Werkzeugmaschine vor umherfliegenden Spänen und Kühlmittel können an der Rück- und Vorderseite des Auffangbehälters zwei Bleche befestigt werden. Diese werden über Schrauben und z.B. Flügelmuttern befestigt und besitzen zudem Langlöcher, mit denen deren Höhe variabel eingestellt werden kann.

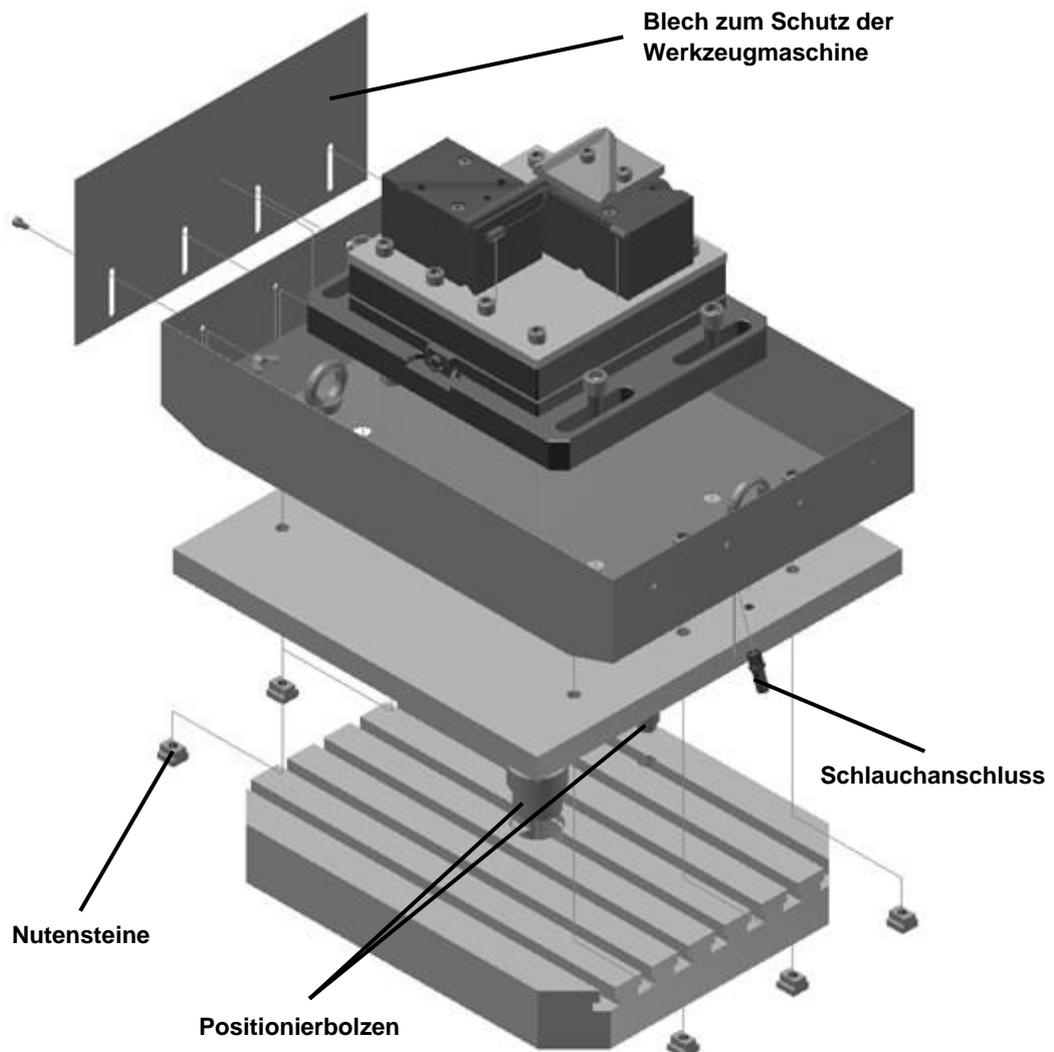


Abb. 4.6 Explosionsansicht des Versuchsaufbaus

Die Aufnahme der Trennscheibe erfolgt über einen HSK 63-Werkzeughalter für Vollbohrer nach DIN 6595-1. Dazu wurde eine, der DIN entsprechende, Trennscheibenaufnahme konstruiert, auf diese die Trennscheibe positioniert werden kann (vgl. Abb. 4.7). Die Klemmung der Schleifscheibe erfolgt über einen Deckel, der mit einer Mutter befestigt wird. Die Schleifscheibenaufnahme und die Mutter sind mit einem linksdrehend Gewinde ausgeführt. Die daraus resultierende zulässige Drehrichtung der Trennscheibe führt dazu, dass die Flugrichtung der Späne und des Kühlschmierstoffs entgegen dem Sichtfenster der Arbeitsraumtür gerichtet ist. Dies ermöglicht das Beobachten des Trennprozesses und hat zur Folge, dass bei einem Bruch der Trennscheibe, die Bruchstücke hauptsächlich in Richtung der Rückseite des Arbeitsraumes fliegen. Zusätzlich wurde eine Schleifscheibenabdeckung konstruiert, die den Maschinenraum bei einem Scheibenbruch schützen soll. Diese wird auf dem Gehäuse der Hauptspindel positioniert. Zusammen mit dem Auffangbehälter und den zwei zu befestigenden Blechen wird der Arbeitsraum ausreichend geschützt.

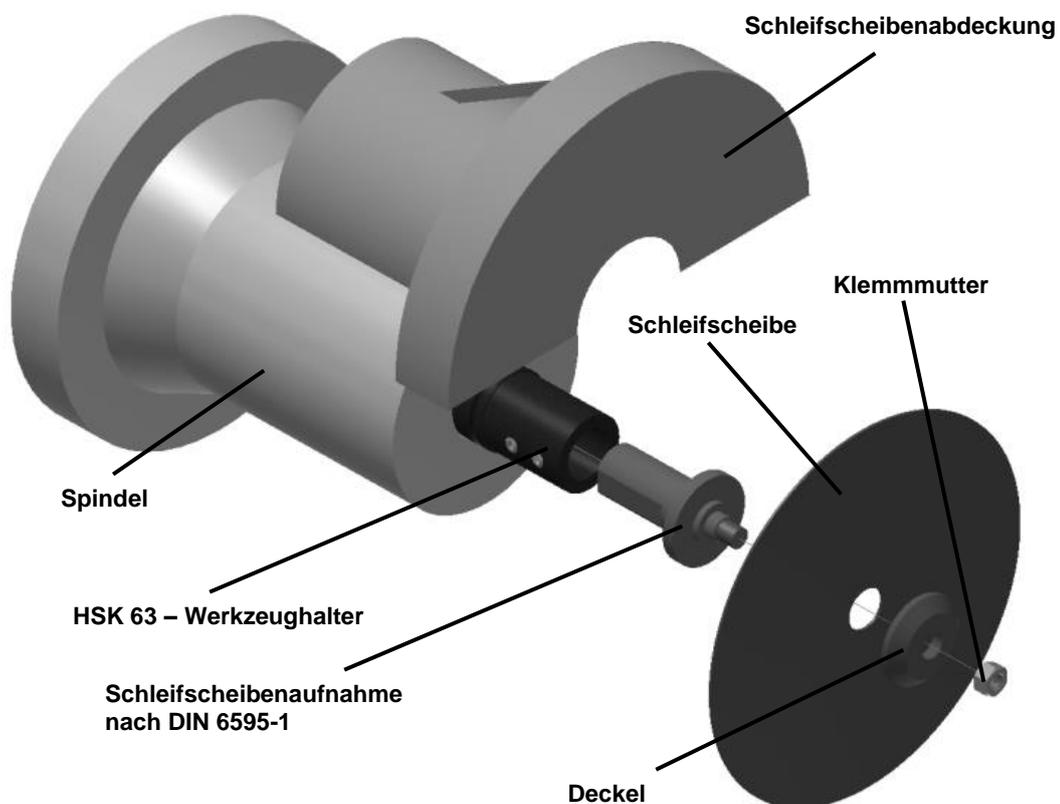


Abb. 4.7 Werkzeugaufnahme

5 Analyse und Entwicklung von Zweiachs- Trennschleifstrategien

5.1 Theoretischer Ansatz zur Analyse der Trennschleifoperationen

Als Grundlage zur theoretischen Betrachtung verschiedener Trennschleifstrategien können die bereits bekannten Formeln aus Kapitel 2.3.3:

$$\dot{q}_{Schleifen} = P_S'' = \frac{F_t \cdot v_c}{b \cdot l_k} = \frac{P_S}{b \cdot l_k}, \quad (14)$$

$$\dot{q}_w = R_w \cdot \dot{q}_{Schleifen}, \quad (15)$$

und

$$R_w = \left(1 + \frac{\beta_k}{\beta_w} \sqrt{\frac{v_c}{v_f} \cdot \frac{A_R}{A}} \right)^{-1} \quad (16)$$

dienen. Diese wurden und werden in den verschiedensten thermischen Untersuchungen von Schleifbearbeitungen eingesetzt. Unter der Annahme, dass für neu abgerichtete Schleifscheiben $\frac{A_R}{A} = 0,01$ gilt, kann bei gleichbleibenden Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten der prozentuale Anteil, des in das Werkstück geleitete Wärmestroms, als konstant angenommen werden. [Zea02] Daraus ergibt sich, dass nur der gesamte Wärmestrom in der Prozesszone $\dot{q}_{Schleifen}$ für den Vergleich der Trennschleifstrategien von Bedeutung ist. Weiterhin lässt sich anhand der Formeln erkennen, dass für variablen Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten vor allem die Schnittgeschwindigkeit einen maßgeblichen Einfluss auf den in das Werkstück geleiteten Wärmestrom \dot{q}_w besitzt. Dies begründet sich in der Tatsache, dass mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit, die Anzahl der Eingriffe eines einzelnen Schleifkorns pro Zeiteinheit proportional ansteigt. Demzufolge steigt die durch die Reibung induzierte Wärme eines einzelnen Schleifkornes pro Zeiteinheit.

Betrachtet man die Formel 14, so zeigt sich, dass lediglich die Tangentialkraft F_t und die Kontaktlänge l_k variable Größen sind. Die Kontaktlänge lässt sich grafisch oder rechnerisch anhand des Schleifscheibendurchmessers D und der Eingriffstiefe a_e mit der Formel:

$$l_k = \sqrt{D \cdot a_e} \quad (21)$$

bestimmen. [Zea02] Die Tangentialkraft F_t ergibt sich anhand der bezogenen Tangentialkraft F_t' und der Schleifscheibenbreite b zu:

$$F_t = F_t' \cdot b. \quad (22)$$

Die bezogene Tangentialkraft F'_t kann durch die Formeln:

$$F'_t = h_m \cdot k_s \quad (23)$$

oder

$$F'_t = \frac{Q'_w \cdot k_s}{v_c \cdot 1000} \quad (24)$$

berechnet werden. Dabei ist h_m die mittlere Spandicke, welche sich aus

$$h_m = \frac{Q'_w}{v_c \cdot 1000} \quad (25)$$

berechnet und k_s die spezifische Schnittkraft, welche anhand von h_m aus dem Diagramm in Abb. 5.1 abgelesen werden kann (Ma=6 für theoretische Betrachtung). Weiterhin ist Q'_w das bezogene Zeitspanvolumen, welches sich aus dem Zeitspanvolumen Q_w

$$Q'_w = \frac{Q_w}{b} \quad (26)$$

ergibt. Dieses gibt an, wieviel Material pro Sekunde und einem Millimeter Schleifscheibenbreite abgetragen wird. Das Zeitspanvolumen Q_w kann rechnerisch mittels der Formel:

$$Q_w = \frac{a_e \cdot v_{fw} \cdot b}{60} \quad (27)$$

bestimmt werden.

Weiterhin wird das bezogene Zeitspanvolumen durch die Formel:

$$Q'_w = \frac{a_e \cdot v_{fw}}{60} \quad (28)$$

berechnet.

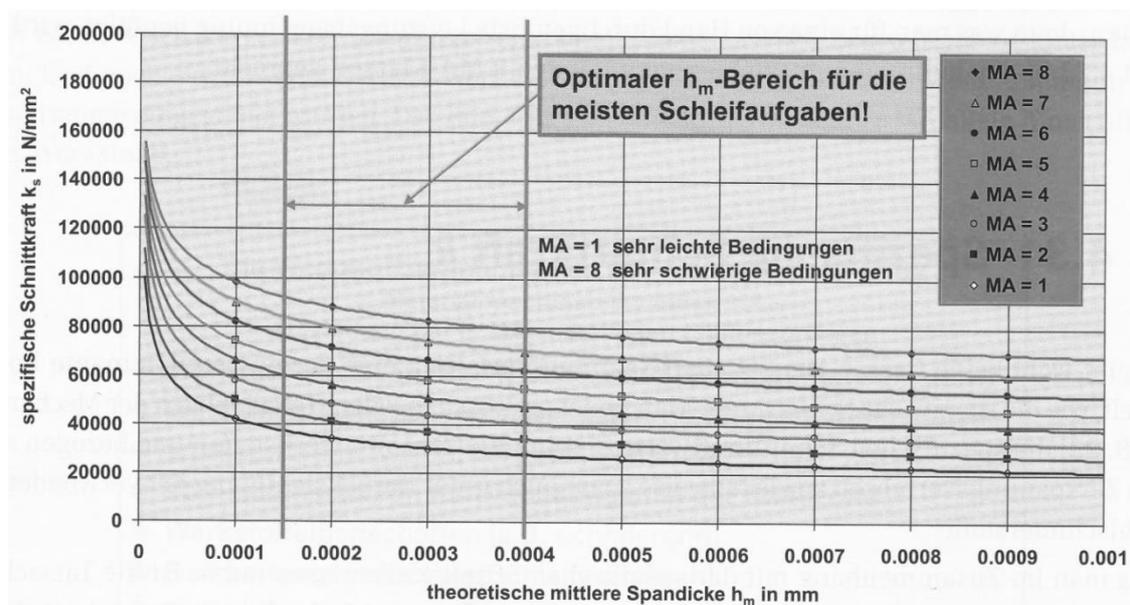


Abb. 5.1 k_s - h_m -Diagramm für die acht Zerspanklassen nach OTT [Mei11]

Dabei muss jedoch der Sonderfall des Tauschschleifens (Kappschnitt) berücksichtigt werden. Bei dem Tauschschleifen wird, anstatt der Zustellung a_e , die Sehnenlänge s_e in die Formel 28 eingesetzt. Diese berechnet sich aus dem Drahtdurchmesser d und der momentanen Eintauchtiefe h_k mit der Formel:

$$s_e = 2 \cdot \sqrt{h_k(d - h_k)}. \quad (29)$$

Dazu lässt sich die Kontaktlänge l_k wie folgt berechnen:

$$l_k = D \cdot \sin^{-1} \left(\frac{s_e}{D} \right) \quad (30)$$

Eine weitere Anpassung des bezogenen Zeitspanvolumens muss zudem in dem Fall erfolgen, wenn die benötigte Sehnenlänge zum Erreichen der Zustellung a_e länger als die tatsächliche Werkstückbreite ist oder anders ausgedrückt, die Zustellung über den Eingriff variiert. Dabei wird anstelle von a_e die effektive Zustellung $a_{e,eff}$ in die Formel 28 eingesetzt. Weiterhin lässt sich das bezogene Zeitspanvolumen grafisch, durch die pro Sekunde abgetragene Fläche, ermitteln. Dies eignet sich vor allem bei thermischen Betrachtungen mittels Simulationen, bei denen die Berechnung in kleinen Zeitschritten erfolgt. Anhand der Formeln 22 bis 26 und den bekannten Sonderfällen kann der, auch als Kontaktleistung P_s'' bezeichnete, gesamte Wärmestrom $\dot{q}_{Schleifen}$ mit den Formeln:

$$\dot{q}_{Schleifen} = P_s'' = \frac{Q'_w \cdot k_s}{l_k \cdot 1000} \quad (31)$$

und

$$\dot{q}_{Schleifen} = P_s'' = \frac{v_c \cdot k_s \cdot h_m}{l_k} \quad (32)$$

berechnet werden.

5.2 Analyse des Trennschleifprozesses und Ableitung von alternativen Zweiachs-Strategien

Anhand der Theorie können die in Abb. 2.11 beschriebenen einachsigen Verfahrensvarianten Fahr- und Kappschnitt, sowie der zweiachsige Schwingschnitt untersucht werden. Der Drehschnitt ist in der Praxis aufgrund der überlagerten Drahtringenden nicht umsetzbar und wird daher in dieser Arbeit nicht berücksichtigt.

Als Ausgangszustand sollen die einachsigen Verfahren Kapp- und Fahrschnitt dienen. Die Auswertung erfolgte durch eine grafische Ermittlung der Sehnenlänge s_e bzw. der effektiven Zustellung $a_{e,eff}$ und der Kontaktlänge l_k (vgl. Tabelle 5). Mit Hilfe Formel 28 kann das bezogene Zeitspanvolumen und die momentane Kontaktleistung bestimmt werden. Anhand dessen können die verschiedenen Strategien verglichen werden. Die für die theoretische Betrachtung eingesetzte Vorschub- und Schnittgeschwindigkeit sind in Tabelle 4 angegeben. Die Zeitschritte i betragen für den Fahrschnitt eine Sekunde und für den Kappschnitt eine viertel Sekunde.

Tabelle 4 Parameter der theoretischen Betrachtung

Schnittgeschwindigkeit v_c in m/s	20
Vorschubgeschwindigkeit v_f in mm/min	128
Drahtdurchmesser d in mm	7

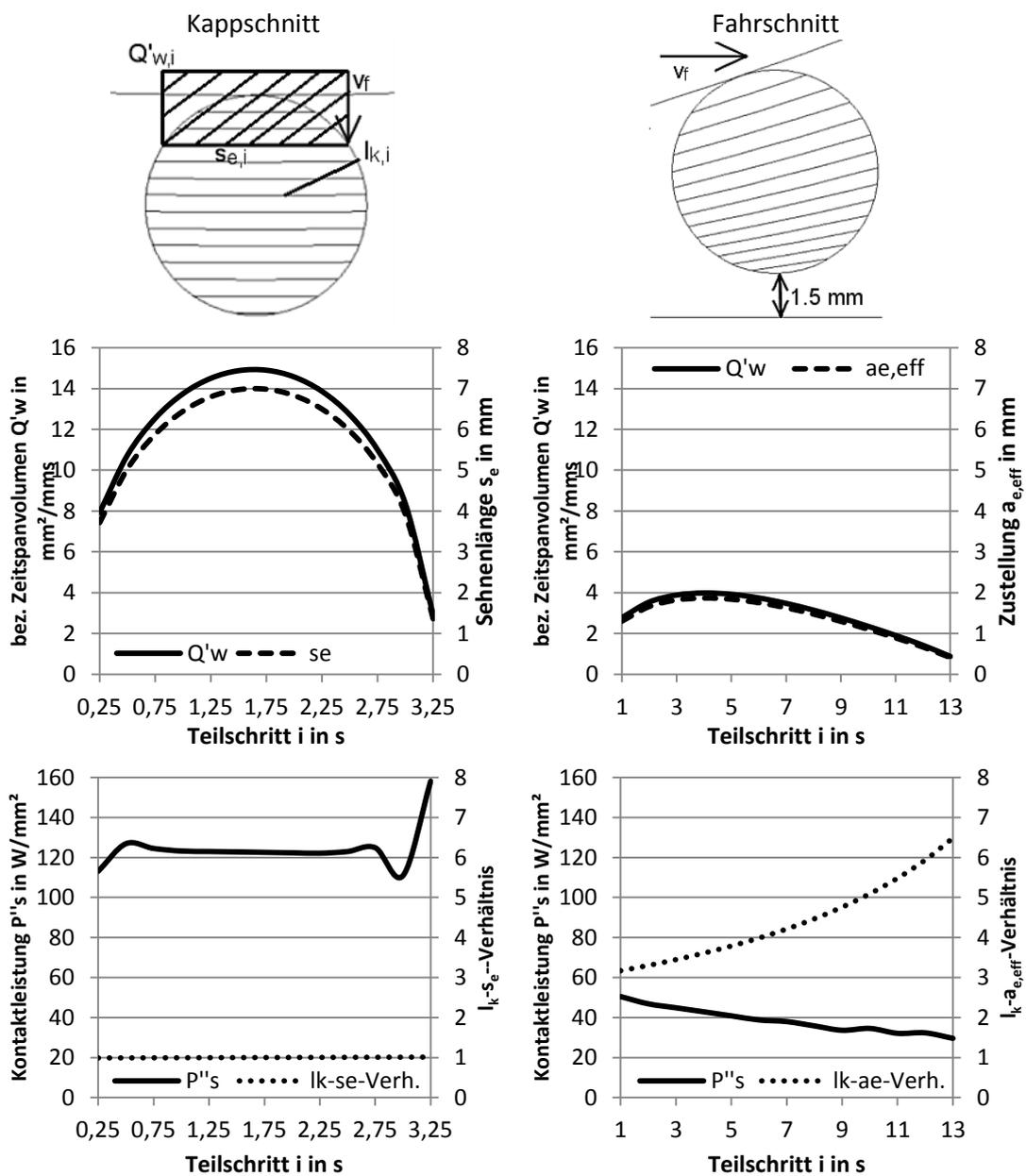
Anhand der Ergebnisse der theoretischen Betrachtung in Tabelle 5 zeigt sich, dass der Kappschnitt die ungünstigste Verfahrensvariante ist. Zum einen entsteht aufgrund des Eingriffes über die Sehnenlänge ein hohes bezogenes Zeitspanvolumen. Zum anderen wirkt sich der große Schleifscheibendurchmesser negativ auf die Kontaktlänge aus. Dies veranschaulicht das l_k - s_e -Verhältnis, welches annähernd konstant bei eins liegt. Aufgrund dessen entsteht eine hohe Kontaktleistung, was einen starken Wärmeeintrag in den Draht zur Folge hat. Daher sollte zur Verringerung der Kontaktleistung bei einem Kappschnitt eine Schleifscheibe mit wesentlich geringerem Durchmesser eingesetzt werden, was jedoch zu geringeren Standzeiten führt, oder die Vorschubgeschwindigkeit reduziert werden. Zudem zeigt sich, dass die Geometrie des Drahtes einen starken Anstieg der Kontaktleistung gegen Ende des Schnittes verursacht.

Betrachtet man das l_k - $a_{e,eff}$ -Verhältnis des Fahrschnitts, wird deutlich, dass sich eine geringe Zustellung bei gleichzeitig hoher Kontaktlänge positiv auf die entstehende Kontaktleistung auswirkt. Zudem wirkt sich die Position des Drahtes nahe des Schleifscheibenrandes positiv auf das l_k - $a_{e,eff}$ -Verhältnis, die resultierende Kontaktleistung

und deren Verlauf aus. Diese sinkt über den Trennvorgang kontinuierlich, wohingegen bei dem Kappschnitt konstant hohe Werte auftreten.

Die Bearbeitungszeit des Fahrschnitts beträgt jedoch viermal der des Kappschnitts, weshalb der geringe Wärmestrom wesentlich länger auf den Draht einwirkt. In Anbetracht der bereits bekannten Untersuchungen zur Wärmeentwicklung von einachsigen Trennschleifoperationen, kann Aufgrund des kontinuierlichen Werkzeugeingriffes davon ausgegangen werden, dass der Fahrschnitt ebenfalls zu hohen Temperaturen entlang des Trennprozesses führt.

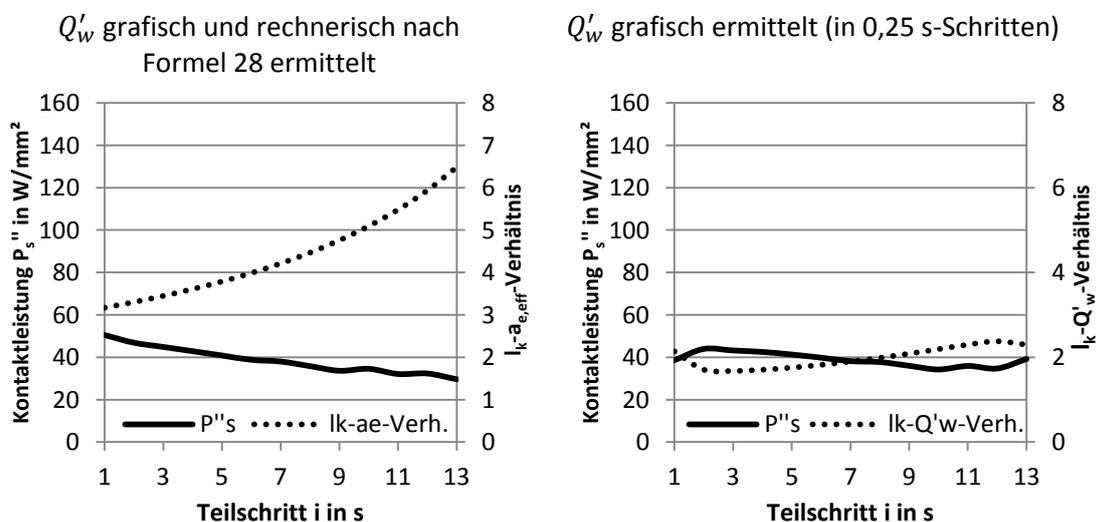
Tabelle 5 grafische Auswertung von Kapp- und Fahrschnitt



Ein möglicher Lösungsansatz für einachsige Strategien ist es, die Vorschubgeschwindigkeit so weit wie möglich zu verringern, so dass die entstehende Wärmeenergie ausreichend in das umliegende Material geleitet werden kann. Dies würde jedoch zu stark erhöhten Bearbeitungszeiten führen. Ein wesentlich günstigerer Ansatz ist, wie der Vergleich des Kapp- und Fahrschnitts ergab, die Reduzierung der Zustellung bei verhältnismäßig hoher Kontaktlänge. Dies kann durch einen stufenweisen bzw. zweiachsigen Trennprozess realisiert werden. Als Ansatz soll hierfür der in der Theorie erwähnte Schwingschnitt dienen, welcher im Folgenden in verschiedenen Teilschritten theoretisch betrachtet wird.

Zunächst sollen anhand des Fahrschnitts die zwei Ansätze zur Ermittlung des bezogenen Zeitspanvolumens verglichen werden. Der grafisch-rechnerischen Ansatz erfolgt durch die grafische Ermittlung der Zustellung und dem daraus ergebenden rechnerischen Zeitspanvolumen. Bei der rein grafischen Lösungsmethode wird die pro Sekunde abgetragene Fläche ermittelt, welche dem bezogenen Zeitspanvolumen entspricht. Betrachtet man die Diagramme in Tabelle 6, so unterscheiden sich die Kontaktleistungen nur minimal. Es zeigt sich jedoch bei der rein grafischen Betrachtung ein ähnlicher Verlauf, wie bei dem Kappschnitt in Tabelle 5. Zudem wird durch diesen Ansatz ein kritischer Punkt am Ende des Trennprozesses sichtbar. Dort sinkt die Kontaktlänge gegen Null, während das bezogene Zeitspanvolumen verhältnismäßig hoch ausfällt. Dies führt besonders bei dem Kappschnitt zu einem starken Anstieg der Kontaktleistung. Während bis zum Erreichen der Drahhälfte die Kontaktlänge im Verhältnis zum bezogenen

Tabelle 6 Vergleich der Lösungsansätze für das bezogene Zeitspanvolumen Q'_w



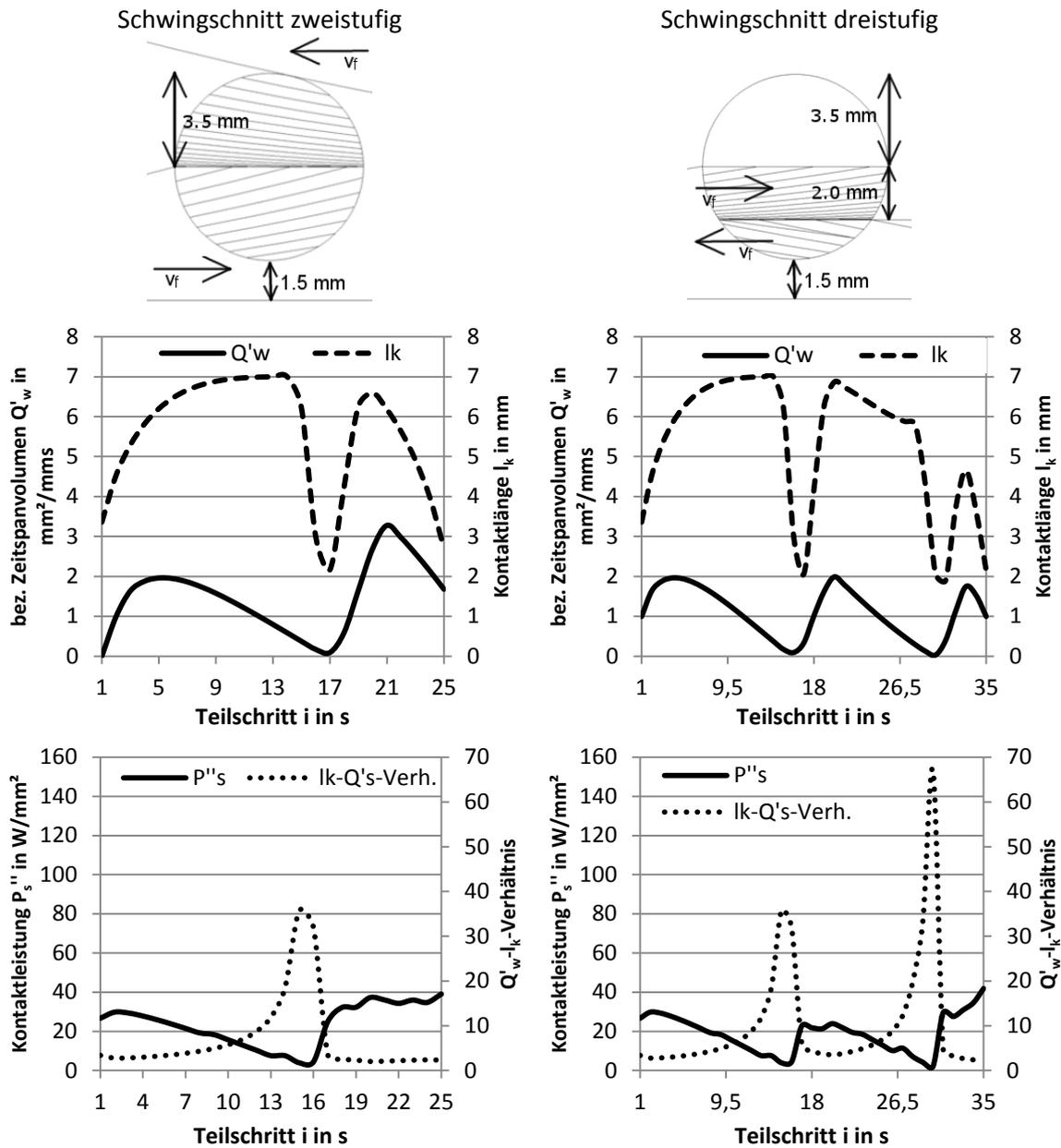
Zeitspannvolumen größer ausfällt, kehrt sich dies nach dem Überschreiten der Drahhälfte um. Dadurch entsteht vor allem am Ende des Schnittes ein starker Anstieg der Kontaktleistung. Bei dem Fahrschnitt hingegen führen die günstigen Eingriffsbedingungen zu einer gleichzeitigen Abnahme des Zeitspannvolumens.

Der Vergleich veranschaulicht, dass die rein grafische Ermittlung ein genauerer Lösungsansatz für die Bewertung ist. Dabei ist zu beachten, dass die Ergebnisse nur dann miteinander vergleichbar sind, wenn die Teilschritte in gleiche Zeitintervalle aufgeteilt sind. Ungleiche Zeitintervalle führen zu nicht vergleichbaren Kontaktleistungen, können jedoch einen genaueren Kurvenverlauf sowie kritische Momente aufzeigen. Weiterhin eignet sich diese Herangehensweise nur dann, wenn die gesamte Bearbeitungsdauer wesentlich länger als ein Zeitschritt andauert. Wendet man dies in einem Sekundenschritt auf den Kappschnitt an, sind lediglich drei Einzelwerte zu ermitteln, was zu einem enormen Informationsverlust und einer Ergebnisverfälschung führt. Die weitere Betrachtung des Schwingschnitts und der weiteren Zweiachsstrategien erfolgt daher mittels der rein grafischen Analyse des Zeitspannvolumens.

Die erste zweiachsige diskontinuierliche Alternative ist der bereits erwähnte Schwingschnitt. Dieser wurde in zwei und drei Teilschritten verglichen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 7 gegeben. Dabei zeigt sich bei dem zweistufigen Schnitt im ersten Teilschritt über den halben Drahtdurchmesser, dass die Kontaktleistung ihr Maximum kurz nach dem Werkzeugeingriff erreicht und ab dann kontinuierlich abfällt. Dies begründet sich in dem stetigen Anstieg der Kontaktlänge bei gleichzeitig sinkendem bezogenem Zeitspannvolumen. Zudem fällt das Maximum hierbei geringer aus als bei dem Fahrschnitt. In dem zweiten Schritt entspricht die Kontaktleistung annähernd der des Fahrschnitts. Bei der Unterteilung in drei Stufen verhält sich die Kontaktleistung des zwei Millimeter-Eingriffs entsprechend der des Schnitts über 3,5 mm. Es wird jedoch eine Verbesserung im kritischen Bereich des Schnittendes (dritter Teilschritt) deutlich. Dort steigt die Kontaktleistung, anders als bei dem zweistufigen Schwingschnitt, deutlich langsamer an und erreicht erst kurz vor dem Austritt ihr Maximum.

Die Ergebnisse zeigen, dass mit zunehmender Anzahl an Teilschritten das Maximum der Kontaktleistung abnimmt und dass eine geringe Zustellung bzw. ein geringes Zeitspannvolumen bei verhältnismäßig hoher Kontaktlänge zu einer verringerten Kontaktleistung führt. Hinzu kommt zudem, dass eine Unterbrechung des Werkzeugeingriffs die Abkühlung der Schnittzone ermöglicht. Daraus lässt sich

Tabelle 7 grafische Auswertung des Schwingschnittes in zwei und drei Stufen



schlussfolgern, dass Zweiachs-Strategien, bei welchen der Draht in mehreren Teilschritten durchtrennt wird zu einer Reduzierung der maximalen Temperatur führt. Aufgrund der verringerten Temperaturen kann zudem angenommen werden, dass die Gefahr der Schleifbrandbildung minimiert bzw. verhindert wird.

Anhand der Erkenntnisse lassen sich in der Theorie eine Vielzahl von alternativen Zweiachs-Strategien entwickeln. Diese werden jedoch durch zwei Faktoren begrenzt. Zum einen werden in der Praxis zwei nebeneinander liegende Drähte in einem Prozessschritt durchtrennt, so das z.B. Verfahren wie der Drehschnitt nicht umsetzbar sind. Des Weiteren

werden Schleifscheiben mit einem Durchmesser $D = 300$ mm bei verhältnismäßig sehr kleinen Drahtdurchmessern eingesetzt. Dies hat zur Folge, dass schon geringe Änderungen des Werkzeugeingriffs zu langen Verfahrwegen des Werkzeuges führen. Daher wird sich im weiteren Verlauf der Arbeit auf zwei Verfahrensstrategien beschränkt.

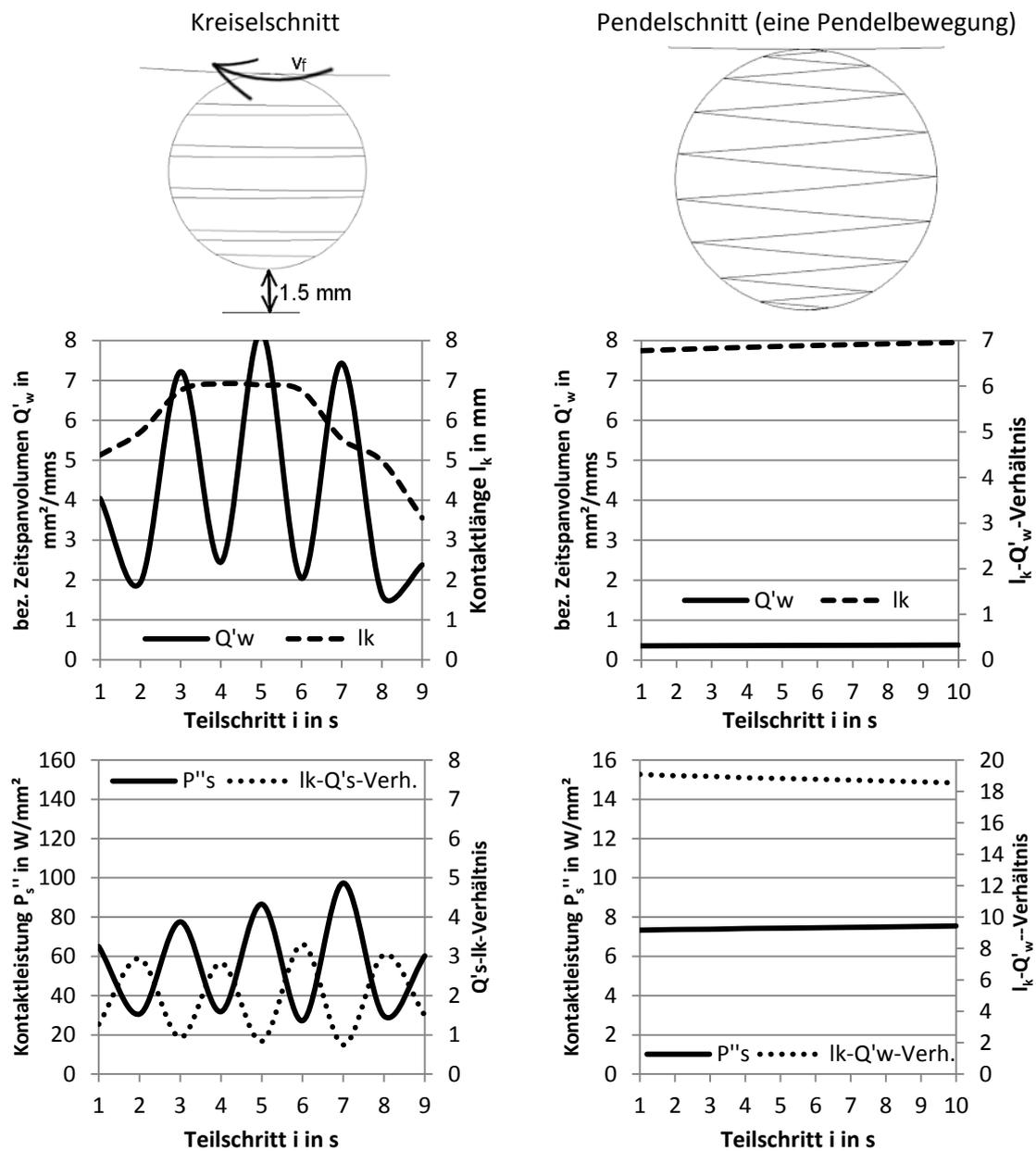
Die erste alternative Zweiachs-Strategie ist der Kreiselschnitt (vgl. Tabelle 8). Dieser ist von dem trochoiden Fräsen abgeleitet und bietet durch die Kreisbewegung des Werkzeuges eine einfache Kinematik. Zudem können durch die Veränderung des Durchmessers der Kreisbewegung und der Zustellung pro Zyklus die Eingriffsbedingungen mit minimalem Aufwand beeinflusst werden. Die zweite alternative Strategie ist der Pendelschnitt. Bei dieser Variante erfolgt der Trennvorgang durch wechselseitiges Kippen der Trennscheibe um einen Punkt auf dem Drahtumfang mit einem definierten Kippwinkel. Dabei ist das Werkzeug kontinuierlich im Eingriff, so dass anders als bei dem Schwing- und Kreiselschnitt keine Leerlaufzeiten entstehen. Aufgrund des wechselseitigen Eintauchens der Schleifscheibe ändert sich zudem die Wirkrichtung des in das Werkstück fließenden Wärmestroms. Dabei kann angenommen werden, dass dies zu einer Abkühlung des zuvor erwärmten Bereichs führt, so dass ein geringeres Temperaturmaximum am Schnittende auftritt.

Wie die grafische Auswertung des Kreiselschnitts mit einem sieben Millimeter Kreisbahnradius und 1,5 mm Zustellung pro Umdrehung in Tabelle 8 zeigt, liegen die Maxima der Kontaktleistung nur gering über denen des Fahrschnitts. Diese bilden sich über die erste Hälfte des Eingriffes und sinken auf ein Minimum bis zum Erreichen des Umkehrpunktes der Schleifscheibe (tiefster Punkt der Schleifscheibe pro Kreisbewegung). Dabei beträgt die Eingriffsdauer nur rund zwei Sekunden, wohingegen die Zeitdauer einer Umdrehung, für die gegebene Vorschubgeschwindigkeit, bei rund 19,4 Sekunden liegt. Der „Leerlauf“ sollte daher eine ausreichend hohe Abkühlzeit bieten, so dass trotz erhöhter Werte die Schleifbrandgefahr stark minimiert wird.

Bei der Betrachtung einer Pendelbewegung des Pendelschnitts ergeben sich, im Vergleich zu allen anderen Verfahren, extrem geringe und konstante Kontaktleistungen über den gesamten Eingriff. Diese ergeben sich aus den geringen Zeitspanvolumina da die Pendelbewegung über 10° und einem Pendelradius, welcher dem Scheibenradius‘ entspricht, stattfindet. Dabei dreht sich der Werkzeugmittelpunkt um den Schnittpunkt zwischen Scheiben- und Drahtumfang der vorangegangenen Pendelbewegung. Dadurch entsteht bei den gegebenen Schnittparametern eine lange Bearbeitungszeit. Zudem fällt das

Verhältnis von Kontaktlängen zu bezogenem Zeitspanvolumen bei dieser Verfahrensstrategie verhältnismäßig groß aus. Eine Vervierfachung der Vorschubgeschwindigkeit bei gleichbleibender Schnittgeschwindigkeit hätte dabei jedoch nur eine Erhöhung der Kontaktleistung um das 2,5-fache zur Folge. Dies zeigt, dass theoretisch mögliche Potential dieser Verfahrensstrategie. Zudem wird noch einmal ersichtlich, welchen signifikanten Einfluss die Kontaktlänge, in Bezug auf das Zeitspanvolumen, besitzt.

Tabelle 8 grafische Auswertung Kreiselschnitt und Pendelschnitts



5.3 Versuchsdurchführung und Auswertung

Die Versuchsdurchführung erfolgt an dem in der Arbeit entwickelten und umgesetzten Versuchsstand. Dabei wurden die theoretisch betrachteten einachsigen Trennschleifstrategien Kapp- und Fahrschnitt als Vergleichsversuche durchgeführt. Weiterhin wurden der Schwing- und Kreiselschnitt in 1,5 mm Stufen, der Pendelschnitt sowie ein Kappschnitt mit variablem Vorschub experimentell untersucht. Als Probenmaterial dienen Drahtproben mit einem Durchmesser von sieben Millimeter aus ölschlußvergütetem SiCrVNi-legiertem Ventildfederstahldraht. Als Werkzeug wurde die in der Tabelle 9 angegebenen Trennschleifscheibe eingesetzt. Die die Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit wurden um den Faktor zwei erhöht.

Die Erfassung der Prozesskräfte erfolgte wie in Kapitel 4 beschrieben, über eine Kraftmessplattform. Die Temperaturmessung wurde über zwei Thermoelemente realisiert. Die Drähte sind dazu beidseitig mit einer Bohrung bis zur Drahtmitte, in einem Abstand von zwei Millimetern zur späteren Schnittfuge präpariert worden. Dies ermöglichte eine Vergleichsmessung der Temperatur im Kern des Drahts. Weiterhin wurde, zur Erfassung der maximalen Temperatur am Ende des Trennprozesses, ein Pyrometer in ca. einem Millimeter Abstand zur Trennfuge nahe des Werkzeugaustrittes positioniert. Da eine Messung in der Prozesszone nicht möglich ist, dienen die Ergebnisse als Vergleichswerte für die Beurteilung der einzelnen Trennschleifstrategien.

Tabelle 9 Kenndaten der Versuchsreihe

Schleifscheibe	20A70/5 JOT5B7-50
Korntyp und Binder	Edelkorund weiß, kunstharzgebunden
Korngröße	70
Schleifscheibendurchmesser D	300 mm
Schleifscheibenbreite b	2 mm
Max. zulässige Schnittgeschwindigkeit v_c	50 m/s
Eingesetzte Parameter:	
Schnittgeschwindigkeit v_c	40 m/s
Vorschubgeschwindigkeit v_f	256 mm/min
Drahtdurchmesser d	7 mm
Versuchsreihenfolge:	
1	Fahrschnitt
2	Kappschnitt
3	Schwingschnitt
4	Kappschnitt mit variablem Vorschub
5	Pendelschnitt
6	Kreiselschnitt

Die Durchführung jedes einzelnen Versuches erfolgte in vier Schritten:

1. Abrichten der Schleifscheibe auf einem Hartmetallblock, so dass bei jedem Versuch ein definierter Schleifscheibendurchmesser eingesetzt wird;
2. Antasten der abgerichteten Schleifscheibe auf einem Messtaster;
3. Durchführung des Trennversuches und
4. erneutes Antasten auf dem Messtaster zum Erfassen der Differenz für die spätere Ermittlung des Werkzeugverschleißes.

Der Werkzeugverschleiß ist bei der Bewertung der Trennschleifstrategien in der Hinsicht relevant, da zweiachsige Strategien zwangsläufig zu erhöhten Prozesszeiten führen. Fällt der Werkzeugverschleiß dabei geringer aus, können die Prozesszeiten durch eine erhöhte Standzeit sowie verringerten Werkzeugkosten und Wartungszeiten teilweise kompensiert werden. Neben den Hauptkriterien der entstehenden Temperaturen und der Schleifbrandbildung können die Trennschleifstrategien weiterhin hinsichtlich der Gratbildung qualitativ verglichen werden. Der entstehende Grat muss nach dem Trennen in manueller Nacharbeit entfernt werden, da bei einem spielfreien Einbau der Drahtwälzlager, bereits minimale Höhenabweichungen der Drahtlaufringe zu einem Blockieren der Kugellager führen können. Wird aufgrund der Anwendung von Zweiachs-Strategien die Gratbildung verhindert, entfallen die manuelle Nacharbeit und die dafür benötigte Zeit.

Zusammengefasst ergeben sich daraus das Hauptkriterium Schleifbrand und die damit verbundenen Temperaturen, sowie die Nebenkriterien Gratbildung, Bearbeitungszeit und Werkzeugverschleiß. Anhand dieser Kriterien sollen zunächst die einachsigen Verfahrensvarianten Kapp- und Fahrschnitt betrachtet werden. Die gemessenen Temperaturverläufe sind für den Kappschnitt in Abb. 5.2 und für den Fahrschnitt in Abb. 5.3 gegeben. Durch die vertikalen Linien sind der Beginn und das Ende des Trennprozesses gekennzeichnet. Die Zeit für das Durchtrennen des Drahtes beträgt für den Kappschnitt rund 1,6 Sekunden und für den Fahrschnitt rund 7 Sekunden. Die durchgehende Linie gibt den Verlauf der vom Pyrometer gemessenen Temperatur an. Die gestrichelte und gepunktete Linie zeigen den Verlauf der von den Thermoelementen gemessenen Temperaturen. Dabei zeigen die Kurven für die linke und rechte Seite unterschiedliche Verläufe auf. Diese werden zum einen durch die Positionierung des Drahtes in dem Versuchsstand verursacht. Aufgrund der einfach abgetrennten Drahtstücke konnte nur eine annäherungsweise symmetrische Positionierung der Proben, bezogen auf die Thermoelementbohrungen zur Trennfuge, erfolgen. Des Weiteren wurden die Drähte

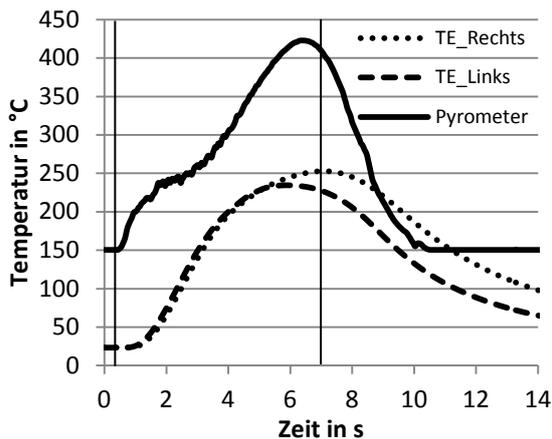


Abb. 5.2 Temperaturverläufe des Fahrschnitts

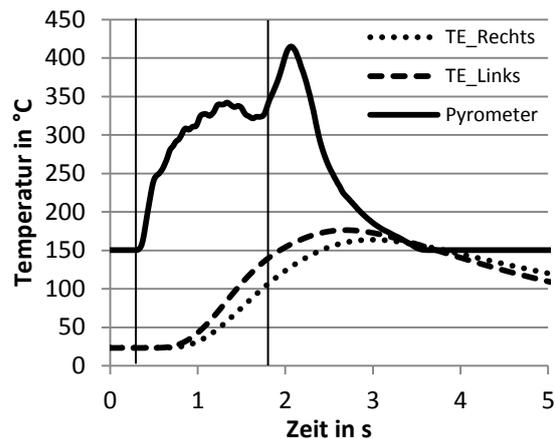


Abb. 5.3 Temperaturverläufe des Kappschnitts

mit zwei Millimeter großen Bohrungen präpariert, wohingegen der Durchmesser der Thermoelemente kleiner einem Millimeter beträgt. Dadurch können verhältnismäßig hohe Abweichungen bezüglich des Abstandes zwischen Thermoelement und Schnittspalt entstehen. Da die jeweils höhere Temperatur für den Kappschnitt auf der linken und für den Fahrschnitt auf der rechten Seite gemessen wurde, kann eine systematische ungleiche Temperaturverteilung ausgeschlossen werden.

Bei der Betrachtung der Diagramme fallen zuallererst die Temperaturverläufe und die Maxima der Pyrometermessung auf. Die maximalen Temperaturen liegen für den Fahr- und Kappschnitt nur unwesentlich auseinander. Dies bestätigt die Annahme, dass die verringerten Kontaktleistungen bei erhöhter Bearbeitungszeit, für Verfahren mit kontinuierlichem linearem Eingriff, keinen positiven Einfluss besitzen. Zum anderen liegt das Temperaturmaximum bei dem Kappschnitt außerhalb der Eingriffszeit. Dies kann mit der kurzen Bearbeitungsdauer und einer verhältnismäßig langsameren Wärmeleitung erklärt werden. Weiterhin ist ein momentaner Temperaturabfall über den Verlauf zu erkennen, welcher so nicht zu erklären ist. Ein möglicher Ansatz zur Ursachensuche ist eine Videoaufnahme der weiteren Versuche mit der in dem Pyrometer integrierten Kamera, um eventuelle Störungen aufzuzeichnen. Die verzögerten Temperaturmaxima zeigen sich auch bei der Messung mittels Thermoelementen und können ebenfalls mit der Wärmeleitung erklärt werden. Weiterhin kommt hier das verzögerte Ansprechen der Thermoelemente zum Tragen, weshalb die Maxima noch verspäteter auftreten. Dabei kann angenommen werden, dass je langsamer der Trennprozess abläuft, sich die Maxima der Thermoelemente vor die Höchsttemperatur des Pyrometers verschieben. Zudem fallen die Temperaturen bei dem Fahrschnitt um rund 100°C höher an den Thermoelementen aus.

Dies begründet sich anhand der Eingriffsbedingungen bei dem Kappschnitt und der daraus folgenden kurzen Bearbeitungszeit, wodurch das stark erwärmte Material vor der Schneide in kürzester Zeit abgetragen wird. Aufgrund dessen wird ein Großteil der Wärme über die Späne aus der Prozesszone geführt. Dies führt dazu, dass nur ein Teil der Wärmeenergie des vor der Schneide befindlichen Materials seitlich in das umliegende Material abgeleitet wird. Da über den Schnittverlauf das Materialvolumen vor dem Werkzeug kontinuierlich abnimmt, minimiert sich der Effekt der Wärmeabfuhr über den Span, wodurch die Temperatur dennoch stark ansteigt. Weiterhin kann dies, wie in der theoretischen Betrachtung veranschaulicht, durch die ab der Drahtmitte abnehmende Kontaktlänge erklärt werden. Bei dem Fahrschnitt hingegen verbleibt dem erwärmten Material vor der Schneide, aufgrund der deutlich längeren Prozesszeit, mehr Zeit um die Wärmeenergie in das umliegende Material weiter zu leiten.

Die Betrachtung der Schnittflächen in Abb. 5.4 und Abb. 5.5 bestätigt, dass die erhöhte Prozesszeit zu einer besseren Wärmeverteilung über den Schnitt führt. Erkennlich wird dies anhand des deutlich sichtbaren Schleifbrands am Schnittende bei dem Kappschnitt und der gegenüber geringeren Ausbildung bei dem Fahrschnitt. Auffällig ist zudem, dass

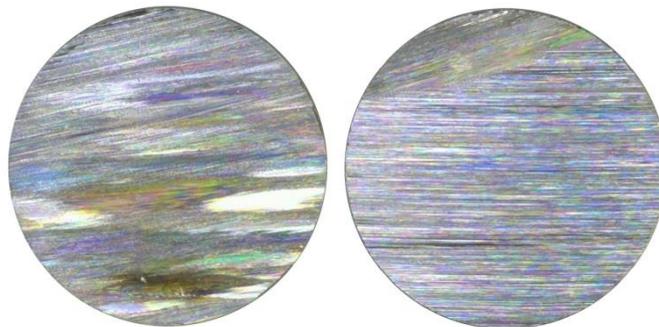


Abb. 5.4 Schnittflächen des Fahrschnitts

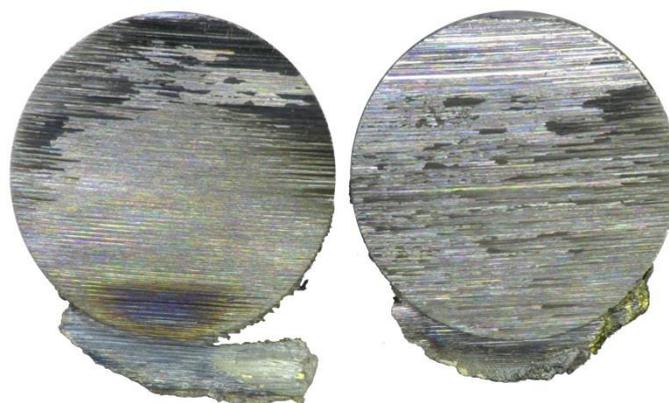


Abb. 5.5 Schnittflächen des Kappschnitts

der Schleifbrand jeweils nur auf der linken Seite des Schnitts auftritt, wohingegen die rechte Seite keinen sichtbaren Schleifbrand aufweist.

Bei der Betrachtung der durchtrennten Drähte des Fahrschnitts wird über den Schnittverlauf ein Linkstrend der Schnittfugen sichtbar. Eine Begutachtung der Schleifscheibe unter einem Mikroskop zeigte, dass die Stirnseite eine ungleichmäßige Abrundung aufweist (vgl. Abb. 5.7). Dies hat zur Folge, dass die Bearbeitungskräfte ungleichmäßig auf die Schleifscheibe wirken, wodurch der Linksdrift zustande kommt. Dabei ist nicht eindeutig nachweisbar, ob dies ein Produktionsfehler oder ein während der Trennversuche aufgetretener Fehler ist. Die Oberfläche der rechten Seite lässt jedoch vermuten, dass der Fehler im ersten Abschnitt des Trennvorganges aufgetreten ist. Dort zeigt sich während des Beginns des Trennprozesses eine der Schleifscheibenbewegung entsprechende Riefenbildung. Über den Rest der Oberfläche haben sich hingegen eine der Schleifscheibenbewegung nicht entsprechende Riefen ausgebildet. Diese gleichmäßige Oberfläche wurde dabei höchstwahrscheinlich durch die Reibung der Schleifscheibenseite mit der Werkstückoberfläche nach dem Durchtrennen des Drahtes verursacht. Der Verlauf der Axialkräfte in Abb. 5.6 bestätigt die Annahme, dass der Fehler während des ersten Versuches aufgetreten ist. Dabei verläuft die Kraft zu Beginn waagrecht, bis kurz darauf ein kontinuierlicher Anstieg stattfindet. Bei dem Vergleich der Oberflächen des Fahr- und Kappschnitts wird zudem deutlich, dass der Effekt nur bei langsameren Trennprozessen auftritt. Daher sollte vor allem für zukünftige Untersuchungen mit längerer Prozessdauer eine Betrachtung der Schleifscheibe vor dem ersten Einsatz und in regelmäßigen Abständen stattfinden. Dadurch können etwaige Schäden an der Schleifscheibe frühzeitig erkannt und daraus folgende ungleichmäßige Wärmeverteilungen bei thermisch kritischen Versuchen verhindert werden.

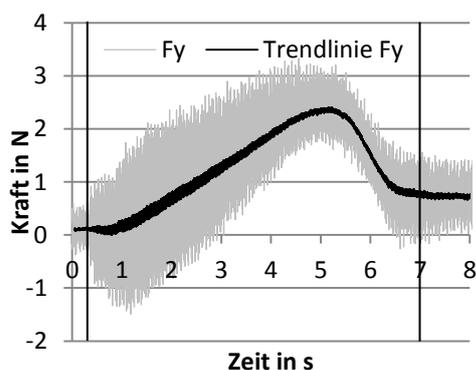


Abb. 5.6 Axialkraftverlauf des Fahrschnitts



Abb. 5.7 ungleichmäßiger Schleifscheibenverschleiß

Anhand der Schnittflächen in Abb. 5.4 und Abb. 5.5 ist zu erkennen, dass bei dem Fahrschnitt keinerlei Grat entstand, wohingegen bei dem Kappschnitt eine starke Gratbildung erfolgte. Die Messung des Grats ergab, dass das gesamte Material über die zwei Millimeter Schleifscheibenbreite nach außen gedrückt wurde. Die Ursache dafür ist ebenfalls in der starken örtlichen Erwärmung vor der Schneide zu finden, was eine Entfestigung des Materials zur Folge hat. Aufgrund der Entfestigung wird das Material nicht mehr zerspannt, sondern von der Scheibe weggedrückt.

Die theoretische Betrachtung des Kappschnitts zeigte zudem, dass sich das bezogene Zeitspanvolumen aufgrund der Geometrie des Drahtes parabelförmig bis zum Erreichen der Drahtmitte annähernd verdoppelte. Unter der Annahme, dass ein konstantes Zeitspanvolumen zu einer verringerten Temperaturen führt, wurde ein Kappschnitt mit einem variablen Vorschub durchgeführt. Die Anpassung der Vorschubgeschwindigkeit erfolgte durch eine in der Maschinensteuerung vorhandenen Befehl. Anzumerken ist dabei, dass der Vorschub über den Schnittverlauf nur linear beeinflusst werden konnte, was

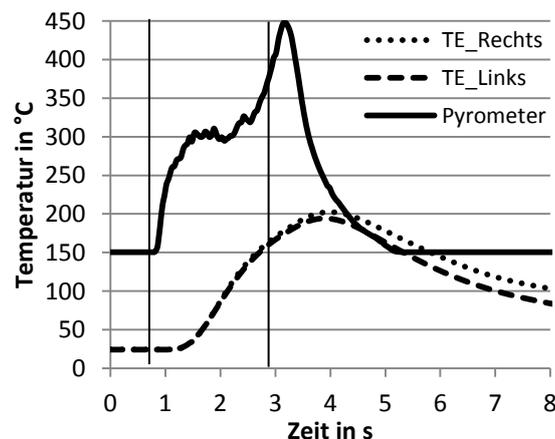


Abb. 5.8 Temperaturverläufe des Kappschnitts mit variablen Vorschub

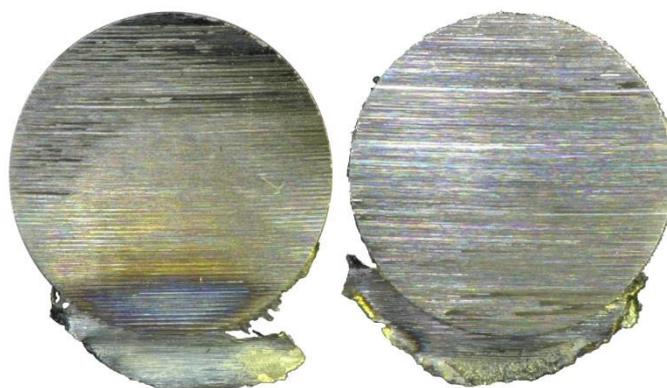


Abb. 5.9 Schnittflächen des Kappschnitts mit variablen Vorschub

lediglich eine näherungsweise Angleichung des Zeitspanvolumens ermöglichte.

Wie die Abb. 5.8 und Abb. 5.9 zeigen, führt dieser Ansatz, im Vergleich zu dem Kappschnitt mit konstantem Vorschub, zu minimal höheren Temperaturen sowie zu einer stärkeren Ausprägung des Schleifbrands. Zudem bildet sich ein gleich starker Grat an der Austrittsseite des Drahtes. Die erhöhte Temperatur der Thermoelemente bestätigt jedoch, dass mit abnehmendem Vorschub eine erhöhte Wärmeverteilung in den Draht stattfindet und dass aufgrund der Eingriffsbedingungen und der resultierenden kurzen Bearbeitungsdauer bei dem Kappschnitt ein Großteil der entstehenden Wärme über den Span aus der Prozesszone geführt wird. Da das Materialvolumen vor der Schneide jedoch kontinuierlich abnimmt, führt dies bei einachsigen kontinuierlichen Trennschleifen zu dem bekannten Wärmestau und dem daraus resultierenden Schleifbrand am Schnittende.

Zur Verhinderung des Wärmestaus und für eine verbesserte Wärmeverteilung über den Trennprozess wurden die theoretisch betrachteten Zweiachs-Strategien Schwing-, Kreisel- und Pendelschnitt experimentell untersucht. Wie bereits beschrieben erfolgten der Schwing- und Kreiselschnitt in fünf 1,5 mm Teilschritten. Dies ermöglicht einen direkten Vergleich beider Varianten. Der Radius der Kreisbahn des Kreiselschnitts betrug 7 Millimeter. Der Vorschub wurde während der Durchführung über den gesamten Verfahrensweg nicht verändert. Zur Durchführung des Pendelschnitts wurde der Schleifscheibendurchmesser nach dem Abrichten gemessen und daraus grafisch mittels Autocad Inventor, die für das NC-Programm benötigten Koordinaten ermittelt. Für den Schleifscheibendurchmesser von 292,8 mm erfolgten 19 Pendelbewegungen von 5° für den ersten Ausschlag und 10° für die Folgenden. Die Bearbeitungszeiten vom Anschnitt bis zum Schleifscheibenaustritt bei dem letzten Teilschritt betragen für den Schwing- und Pendelschnitt jeweils rund 90 Sekunden und für den Kreiselschnitt rund 45 Sekunden.

Die einzelnen Temperaturverläufe sind in Abb. 5.10, Abb. 5.11 und Abb. 5.12 gegeben. Diese zeigen bei jeder Verfahrensvariante den angenommenen Abkühlprozess zwischen den einzelnen Teilschritten. Die Messungen der Thermoelemente ergaben dabei annähernd gleich hohe Maximaltemperaturen wie die des Kappschnitts. Besonders relevant sind für den Schwing- und Kreiselschnitt die Temperaturen des zweiten und dritten Schritts, da die Wärme in Höhe der Thermoelemente induziert wurde. Aufgrund der Schnitthöhe und Richtung des Wärmestroms kann davon ausgegangen werden, dass die Temperaturen des vierten Schnitts und fünften Schritts minimal über den von den Thermoelementen gemessenen Temperaturen liegen. Weiterhin muss bei der Pyrometermessung

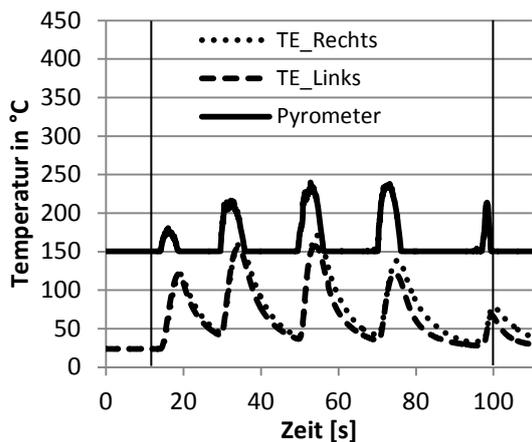


Abb. 5.10 Temperaturverläufe des Schwingschnitts

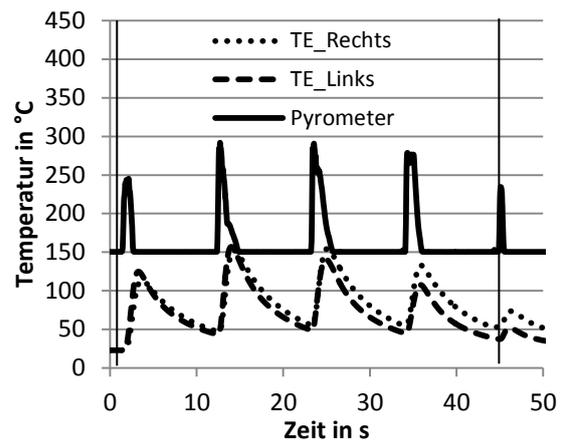


Abb. 5.11 Temperaturverläufe des Kreiselschnitts

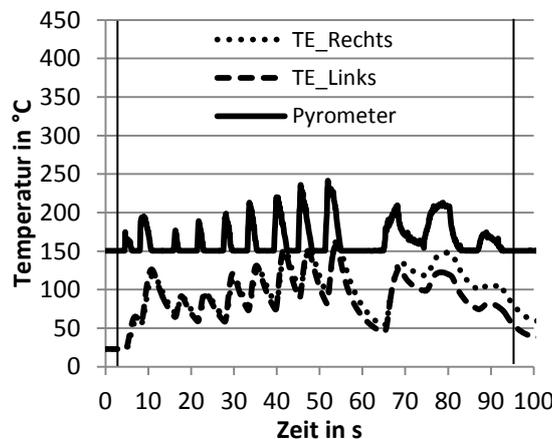


Abb. 5.12 Temperaturverläufe des Pendelschnitts

berücksichtigt werden, dass bei dem Schwingschnitt die Schnitttrichtung pro Teilschritt wechselt, weshalb für den zweiten und vierten Schnitt die Temperatur am Scheibenaustritt einen höheren Wert aufweisen kann. Der fünfte Schritt erfolgte in Richtung des Pyrometers, so dass eine Temperaturabweichung auszuschließen ist.

Unabhängig von den möglichen Messfehlern ergeben die Pyrometermessungen deutlich verminderte Temperaturmaxima im thermisch kritischen Bereich des Schnittendes. Dort liegen die Temperaturmaxima des Schwing- und Kreiselschnitts rund 200°C und die des Pendelschnitts rund 250°C unter denen der einachsigen Verfahren. Die maximalen Temperaturen des Pendelschnitts fallen über den Schnittverlauf annähernd wie die des Schwingschnitts aus. Zudem zeigen die Messungen, dass der wechselseitige Eingriff zu der vorhergesagten Wärmeverteilung und der daraus resultierenden Abkühlung einer Drahhälfte führt. Auffällig ist bei den Werten der Thermoelemente der wesentlich langsamere Temperaturabfall nach Erreichen des Maximums von rund 150°C. Dieser wird durch den kontinuierlichen Schleifscheibeneingriff und der daraus resultierenden dauerhaften Wärmezufuhr verursacht.

Betrachtet man die entstandenen Schnittflächen in den Abb. 5.13, Abb. 5.14 und Abb. 5.15, ist bei keiner der drei Zweiachs-Strategien eine Schleifbrandbildung zu erkennen. Daher eignen sich in dieser Hinsicht alle drei Varianten für das Trennen der Drahtlaufringe. Bei dem Kreiselschnitt bildet sich jedoch wie auch bei den zwei Kappschnitten ein starker Grat aus. Aufgrund der Drehachse der Kreisbewegung, welche parallel zu der Drahtachse liegt, wechseln die Eingriffsbedingungen, bei Annäherung an den Scheitelpunkt der Kreisbewegung, von der des Fahrschnitts zu dem des Kappschnitts. Daraus bestätigt sich, dass die mittige Position des Drahtes bezüglich der Schleifscheibe äußerst ungünstige Eingriffsbedingungen hervorruft. Dies wurde bereits bei dem Vergleich des Kapp- und Fahrschnitts deutlich. Dort trat bei gleich hoher Temperatur bei dem

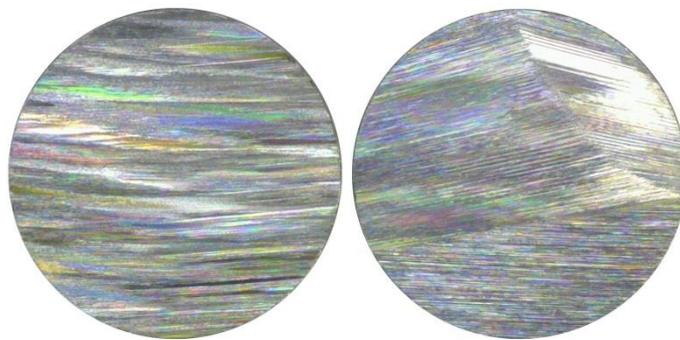


Abb. 5.13 Schnittflächen des Schwingschnitts



Abb. 5.14 Schnittflächen des Kreiselschnitts

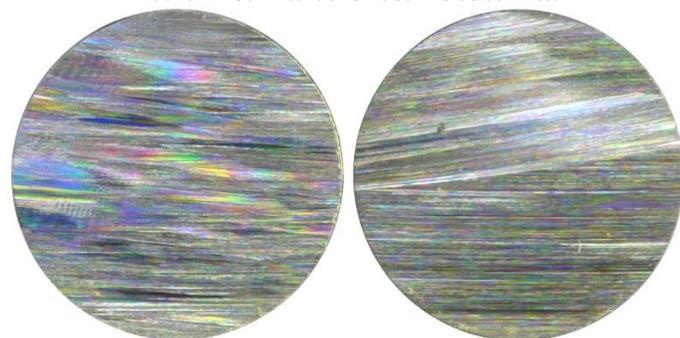


Abb. 5.15 Schnittflächen des Pendelschnitts

Fahrschnitt keine Gratbildung auf. Daher kann durch die wesentlich geringere Temperatur an dem Schnittende des Kreiselschnitts eine thermische Entfestigung als Ursache ausgeschlossen werden. Naheliegender ist hierbei, dass der große gleichmäßige Flächenkontakt zwischen Schleifscheibe und Materialrest zu der starken Gratbildung führt. Zudem zeigen sich bei dem Kreiselschnitt Rückstände des Schleifscheibenbinders im Bereich des ersten Teilschritts auf der Schnittfläche. Diese sind ebenfalls bei den zwei Kappschnitten über einen Großteil der Schnittflächen zu erkennen. Dabei kann angenommen werden, dass bei dem Kappschnitt aufgrund der kurzen Bearbeitungszeit nur eine geringe Reibung zwischen der geschnittenen Fläche und der Schleifscheibenseiten stattfindet, weshalb der Schleifscheibenabrieb an der Schnittfläche haften bleibt. Bei dem Fahrschnitt und den Zweiachs-Strategien hingegen erfolgt ein längerer bzw. wiederholter seitlicher Kontakt, so dass der entstehende Abrieb während der Bearbeitung entfernt wird. Um diese Annahme zu belegen, müsste der Schnittspalt vermessen werden. Dafür konnte bei den Untersuchungen jedoch keine exakte Methode gefunden werden, die eine Messung an den noch eingespannten Drahhälften ermöglicht.

Ein weiteres Bewertungskriterium der Trennschleifstrategien ist der Werkzeugverschleiß. Die Verschleißwerte sind, in der Reihenfolge der Versuchsdurchführung, in der Tabelle 10 gegeben. Dabei ist kein zunehmender Trend des Verschleißes mit abnehmendem Werkzeugdurchmesser zu erkennen, weshalb ein systematischer Fehler auszuschließen ist. Den höchsten Verschleiß weist der Fahrschnitt, gefolgt von den Kappschnitten und dem Kreiselschnitt auf. Der Verschleiß des Fahrschnitts kann vor allem auf die lange Eingriffszeit zurückgeführt werden, da die gemessenen Kräfte (vgl. Abb. 5.16) im Vergleich zu den Kappschnitten geringer ausfallen. Bei den Kappschnitten konnte, neben den hohen Kräften, bei der Versuchsdurchführung ein starkes Glühen um den Schleifscheibenumfang beobachtet werden. Bei dem Fahr- und Kreiselschnitt trat ebenfalls ein vermindertes Glühen des Schleifscheibenumfangs auf. Lediglich bei dem Pendelschnitt

Tabelle 10 Werkzeugverschleiß

	Fahr- schnitt	Kapp- schnitt	Schwing- schnitt	Kappschnitt mit variablen v_f	Pendel- schnitt	Kreiselschnitt
$d_{s,vor}$ [mm]	147,800	147,600	147,200	146,600	146,400	146,200
$d_{s,nach}$ [mm]	147,155	147,230	147,189	146,174	146,398	145,779
Verschleiß [mm]	0,645	0,370	0,011	0,426	0,002	0,421
Prozentualer Verschleiß [%]	0,871	0,500	0,014	0,580	0,003	0,576

konnte dies nicht beobachtet werden, was sich in dem geringen Verschleiß des Pendelschnitts widerspiegelt. Neben dem Pendelschnitt weist auch der Schwingschnitt einen geringen Verschleiß auf, was auf die geringen Prozesskräfte zurückzuführen ist.

Die Kraftmessung zeigt zudem bei den Kappschnitten einen Abfall der F_z -Komponente, welche der Normalkraft entspricht, über den Schnittverlauf. Dies zeigt, dass über den Schnittverlauf eine starke Erwärmung des Materials vor der Schneide erfolgt, was zu einer Materialentfestigung führt. Aufgrund der kappschnittähnlichen Eingriffsbedingungen des Kreiselschnitts treten bei diesem ebenfalls hohe F_z -Maxima auf. Diese wirken, wie auch bei dem Kappschnitt auf das Drahtende, weshalb eine starke Gratbildung stattfindet.

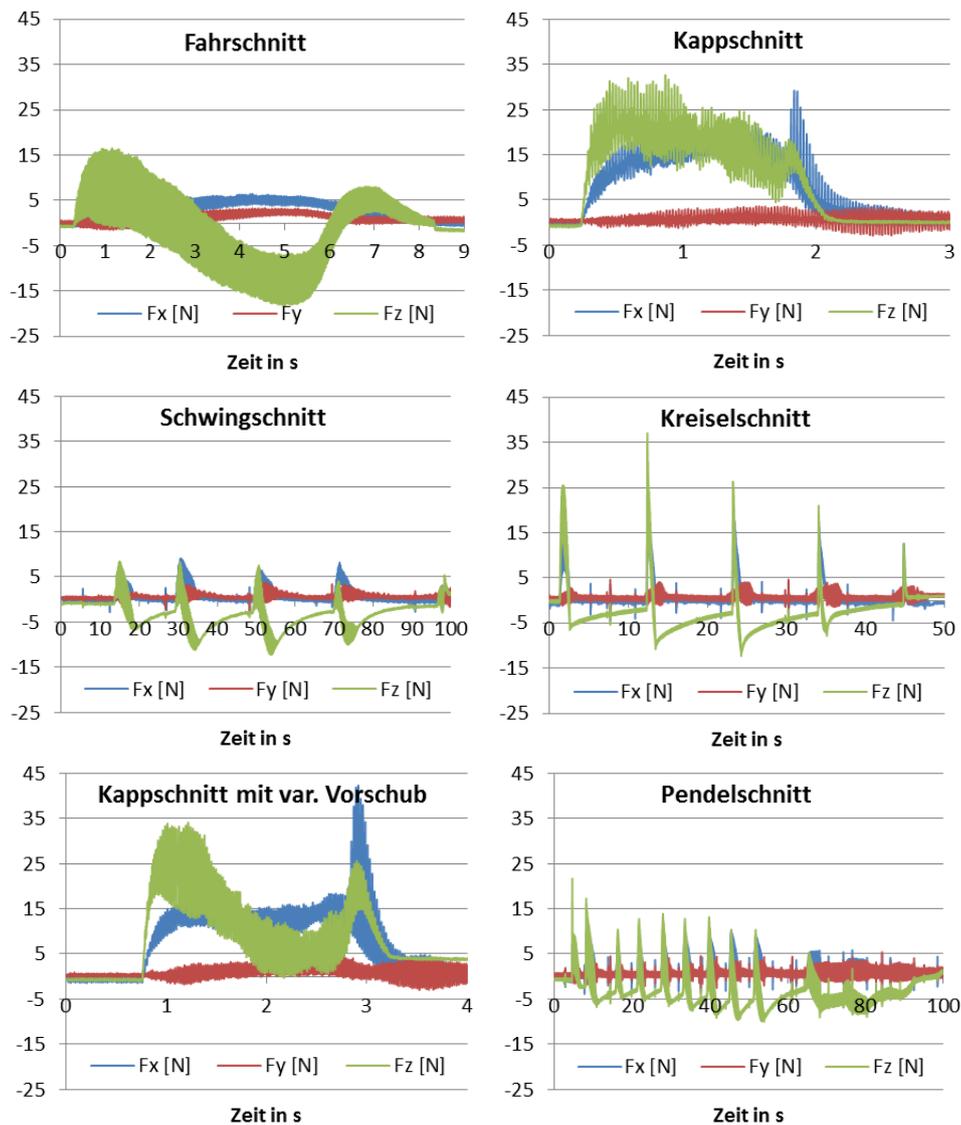


Abb. 5.16 Kraftmessungen der sechs Versuche

5.4 Ergebnisse und Ableitung von optimierten Zweiachs-Strategien

Die Versuchsauswertung zeigt, dass alle drei Zweiachs-Strategien schleifbrandfreie Bearbeitung ermöglichen. Neben dem Schleifbrand fließen jedoch noch weitere Kriterien wie die Prozesszeit und Gratbildung in die Bewertung ein. Wie die Tabelle 11 mit den Kriterien und Ergebnissen der sechs Versuche veranschaulicht, erhöht sich beispielsweise die Bearbeitungszeit bei den Zweiachs-Verfahren um ein Vielfaches.

Tabelle 11 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse

	Bearbeitungszeit	Schleifbrand	Gratbildung	Verschleiß	Umsetzbarkeit
Fahrschnitt	≈7,0 s	Schlecht	gut	0,871 %	Einfach
Kappschnitt	≈1,6 s	Schlecht	schlecht	0,500 %	Einfach
Kappschnitt mit $v_{f,var}$	≈2,2 s	Schlecht	Schlecht	0,580 %	Einfach
Schwingschnitt	≈90 s	Gut	Gut	0,014 %	Einfach
Kreiselschnitt	≈45 s	Gut	Schlecht	0,576 %	Einfach
Pendelschnitt	≈90 s	Gut	Gut	0,003 %	Kompliziert

Die niedrigste Prozesszeit weist der Kreiselschnitt aufgrund des geringen Kreisbahndurchmessers auf. Bei diesem bildete sich jedoch ein starker Grat aus, was auf den hohen gleichmäßigen Flächenkontakt auf das Materialende zurückzuführen ist. Zudem lag der Werkzeugverschleiß deutlich über denen der anderen beiden Zweiachs-Strategien. Durch eine Änderung des Kreisbahndurchmessers oder der Bahnkurve können die Eingriffsbedingungen jedoch verändert werden, was einer Minimierung der Gratbildung und des Werkzeugverschleißes führen kann. Eine mögliche Verbesserung des Kreiselschnitts ist eine sehr flache elliptische Bahnkurve. Diese führt zu einer dem Fahrschnitt gleichenden Bearbeitung und ermöglicht dabei einen dauerhaften Gleich- bzw. Gegenlauf. Zudem ist eine kreisförmige oder elliptische Werkzeugbewegung maschinenseitig einfach umzusetzen.

Der Schwingschnitt ist aufgrund der linearen Bewegung ebenfalls eine einfach zu realisierende Verfahrensvariante. Der Nachteil des Fahrschnitts ist jedoch die doppelt so hohe Prozesszeit. Diese kann bei der praktischen Anwendung durch z.B. eine gleichzeitige Bearbeitung beider nebeneinander liegender Drähte minimiert werden. Durch eine Bearbeitung beider Drahtenden pro Teilschritt verdoppelt bis verdreifacht sich die Abkühlzeit in einem Draht, was eine Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit ermöglicht. Weiterhin zeigte die theoretische Betrachtung des Schwingschnitts, dass aufgrund der Drahtgeometrie die erste Drahthälfte als weniger kritisch anzusehen ist. Daher ist anzunehmen, dass ein Schwing- oder Kreiselschnitt mit flacher elliptischer Kreisbahn,

durch eine Aufteilung der Teilschnitt nach dem dreistufigen Schwingschnitt aus der theoretischen Betrachtung ebenfalls zu schleifbrand- und gratfreien Trennschnitten führt. Das maschinenseitig aufwendigste Verfahren, mit einer hohen Prozesszeit, ist der Pendelschnitt. Dabei muss bei einer exakten Umsetzung der Schleifscheibendurchmesser vor dem Schnitt bekannt sein. Zudem erfordert die Strategie ein aufwendiges NC-Programm, welches anhand des Schleifscheiben- und Drahtdurchmesser die exakte Werkzeugbewegung bestimmt. Der Pendelschnitt weist jedoch die geringsten Temperaturen und Werkzeugverschleiß, sowie einen gratfreien Schnitt auf. Um den hohen Aufwand gerecht zu werden, müssen noch weitere Untersuchungen durchgeführt werden. Das größte Potential liegt anhand der theoretischen Betrachtung in dem nicht proportionalen Anstieg der Kontaktleistung bei zunehmender Vorschubgeschwindigkeit. Dabei ist jedoch zu prüfen, ob der Effekt der Wärmeverteilung bei verringerter Prozesszeit und gleichzeitig erhöhter Kontaktleistung, weiterhin zu geringeren Endtemperatur führt.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Der Fokus der Arbeit lag in der spannenden Bearbeitung hochfester Lagerlaufringe von Drahtwälzlagern. Während der Herstellung der Drahtwälzlager werden die einzelnen Drahtlaufringe zur Erzeugung des exakten Ringdurchmessers mittels Trennschleifen durchtrennt. Dabei kommt es entlang des Trennschnittes zu einer Materialschädigung in Form von Schleifbrandbildung, was die Eigenschaften der Drahtlinge erheblich verschlechtert. Eine Recherche zu bisherigen Untersuchungen des Trennschleifens ergab, dass über den Schnittverlauf ein starker Temperaturanstieg stattfindet. Diese begründen sich in dem immer gleichgerichteten Wärmestrom, welcher bei dem Eingriff der Schleifscheibe entsteht. Zusammen mit dem abnehmenden Materialvolumen vor der Schneide führt dies zu einer starken örtlichen Erwärmung am Schnittende. Aufgrund dessen ergab sich die Annahme, dass zweiachsige Trennschleifstrategien zu einer besseren Wärmeverteilung über den Trennprozess führen, wodurch die Gefahr der Schleifbrandbildung minimiert wird.

Für Untersuchungen zweiachsiger Trennschleifoperationen wurde ein Versuchsaufbau entwickelt, welcher deren Umsetzung an einer konventionellen Werkzeugmaschine ermöglicht. Dies beinhaltete die Wahl geeigneter Messmethoden und Messmittel für die Erfassung der prozessrelevanten Kenngrößen, Kraft und Temperatur, sowie der Konstruktion der Werkstückspannung zum geraden und schrägen Trennen der Drahtproben. Zum Schutz von Personen bei einem Scheibenbruch und der Maschine vor umherfliegenden Spänen wurden geeignete Abdeckungen integriert. Zudem ist der Versuchsaufbau mit einem Auffangbecken für das mit abrasiven Schleifkörnern versetzte Kühlschmiermittel ausgestattet worden.

Zur Entwicklung zweiachsiger Trennschleifoperationen wurden die einachsigen Varianten Kapp- und Fahrschnitt theoretisch betrachtet. Diese ergab, dass zum Erreichen einer minimalen Kontaktleistung, welche dem entstehenden Wärmestrom in der Kontaktzone entspricht, das bezogene Zeitspanvolumen im Verhältnis zur momentanen Kontaktlänge geringer ausfallen muss. Dabei zeigten sich die Eingriffsbedingungen des Fahrschnitts durch die weit außermittige Position des Drahtes bezüglich der Schleifscheibe als besonders günstig. Eine theoretische Betrachtung des zweiachsigen Schwingschnitts ergab zudem, dass eine Unterteilung des Trennvorgangs in mehrere Teilschnitte zu verringerten

Maxima der Kontaktleistung führt. Anhand dieser Erkenntnisse wurden die alternativen Strategien Kreiselschnitt und Pendelschnitt abgeleitet.

Zur Überprüfung der theoretischen Betrachtung wurden der Fahr- und Kappschnitt, ein Kappschnitt mit variablem Vorschub, sowie die drei Zweiachs-Strategien experimentell untersucht. Die einachsigen Strategien zeigten, dass eine erhöhte Prozesszeit zu einer besseren Wärmeverteilung über den Schnittverlauf führt aber dennoch Schleifbrand am Schnittende entsteht. Es konnte nachgewiesen werden, dass Zweiachs-Trennschleifstrategien eine schleifbrandfreie Bearbeitung, bei jedoch deutlich erhöhten Prozesszeiten, ermöglichen. Dabei führt der unterbrochene Schnitt zu rund 200°C geringeren Temperaturen am Schnittende. Mit dem Fahr-, Schwing- und Pendelschnitt konnten zudem gratfreie Trennschnitte erzeugt werden, was auf die besseren Eingriffsbedingungen gegenüber dem Kappschnitt zurückzuführen ist. Bei dem Kreiselschnitt führte der geringe Kreisbahnradius zu einer starken Gratbildung.

Anhand der Ergebnisse wurden unter Punkt 5.4 Optimierungspotentiale der Zweiachs-Strategien diskutiert. Daraus ergab sich, dass für den Kreiselschnitt eine flache elliptische Werkzeugbahn zu dem Schwingschnitt gleichenden Eingriffsbedingungen führt. Dadurch kann die Gratbildung verhindert und ein gleichbleibender Gleich- bzw. Gegenlauf ermöglicht werden.

Die theoretische Betrachtung des Schwingschnitts ergab zudem, dass ein Teilschnitt über die erste Drahhälfte aufgrund der Kreisgeometrie des Drahtes nur zu gering höheren Kontaktleistungen führt. Daher ist anzunehmen, dass ein Schwing- oder optimierter Kreiselschnitt, bei dem ein Schnitt über die gesamte erste Drahhälfte und dem Drahtdurchmesser entsprechende kleinere Teilschnitte über die zweite Hälfte, zu verringerten Prozesszeiten und einer gleichzeitiger Verhinderung von Schleifband führt.

Anhand der theoretischen Betrachtung des Pendelschnitts konnte ein nicht proportionaler Anstieg der Kontaktleistung bei zunehmender Vorschubgeschwindigkeit ermittelt werden. Daher kann durch eine erhöhter Vorschub und eine variierte Pendelbewegung die Prozesszeit bei nur geringem Kontaktleistungsanstieg verbessert werden.

Literaturverzeichnis

- [Bög15] Böge, Alfred; Böge, Wolfgang (Hg.) (2015): Handbuch Maschinenbau. Grundlagen und Anwendungen der Maschinenbau-Technik ; mit 424 Tabellen. 22., überarb. und erw. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg.
- [Dec14] Rieg, Frank; Engelken, Gerhard; Weidemann, Frank; Hackenschmidt, Reinhard; Decker, Karl-Heinz; Kabus, Karlheinz (2014): Decker Maschinenelemente. München: Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG.
- [DIN 5401] DIN 5401:2002-08: Kugeln für Wälzlager und allgemeinen Industriebedarf.
- [DIN 5402] DIN 5402-1:2014-05: Wälzlager - Wälzlagererteile - Teil 1: Zylinderrollenlager.
- [DIN 611] DIN 611:2010-05: Wälzlager - Übersicht.
- [DIN 628-5] DIN 628-5:2011-06: Wälzlager – Radial-Schräggugellager – Teil 5: Zweireihig, mit Trennkugeln.
- [DIN 6595] DIN 6595:1993-11: Bohrer mit Wendeschneidplatten – Zylinderschäfte.
- [DIN EN 60584-1] DIN EN 60584-1:2014-07: Thermolemente – Teil 1: Thermospannungen und Grenzabweichungen.
- [DIN 8589-0] DIN 8589-0:2003-09: Fertigungsverfahren Spanen – Teil 0: Allgemeines - Einordnung, Unterteilung, Begriffe.
- [DIN 8589-11] DIN 8589-11:2003-09: Fertigungsverfahren Spanen – Teil 11: Schleifen mit rotierendem Werkzeug – Einordnung, Unterteilung, Begriffe.
- [Fra14a] Bernhard, Frank (Hg.) (2014): Handbuch der technischen Temperaturmessung. 2. Aufl. Berlin: Springer (VDI-Buch).
- [Fra14] Fa. Franke GmbH (2014): Imageflyer. Aalen.
- [Fra15] Fa. Franke GmbH (2015): Franke Speziallager. Aalen.
- [Fra16] Fa. Franke GmbH (2016): Produktkatalog 2016. Aalen.
- [Fri15] Fritz, Alfred Herbert; Schulze, Günter (Hg.) (2015): Fertigungstechnik. 11., neu bearbeitete und ergänzte Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg (Springer-Lehrbuch).
- [Grof77] Grof, H. E.: Beitrag zur Klärung des Trennvorganges beim Schleifen von Metallen. Diss. TU München, 1977.
- [Hey05] Heydt, Fritz (2005): Hartmetall setzt sich durch beim Sägen von Hohlprofilen. München: Carl Hanser Verlag.
<http://www.bbr.de/filesserver/henrich/files/2550.pdf>

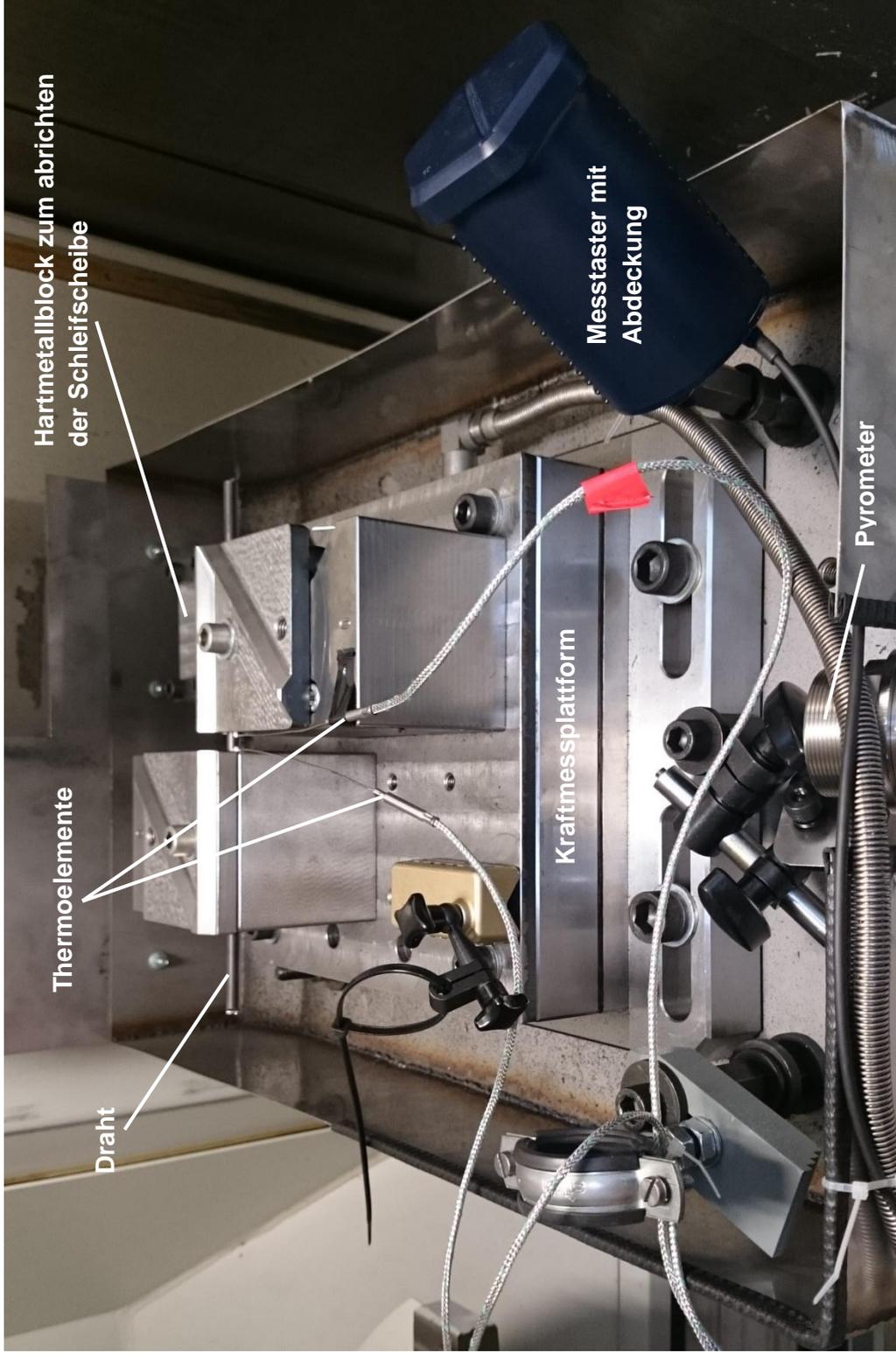
- [Hou04] Hou, Zhen Bing; Komanduri, Ranga (2004): On the mechanics of the grinding process, Part III—thermal analysis of the abrasive cut-off operation. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture 44 (2-3), S. 271–289.
- [Kis16] Kistler Holding AG (2016): <https://www.kistler.com>.
- [Kloc05] Klocke, Fritz; König, Wilfried (2005): Fertigungsverfahren 2. Schleifen, Honen, Läppen. 4., neu bearbeitete Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg (VDI-Buch).
- [Kloc07] Klocke, Fritz; König, Wilfried (2007): Fertigungsverfahren 3. Abtragen, Generieren Lasermaterialbearbeitung. 4., neu bearbeitete Auflage. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg (VDI-Buch).
- [Mei11] Meister, Markus (2011): Vademecum des Schleifens. München: Hanser.
- [Ort15] Ortega, N.; Bravo, H.; Pombo, I.; Sánchez, J. A.; Vidal, G. (2015): Thermal Analysis of Creep Feed Grinding. In: Procedia Engineering 132, S. 1061–1068. DOI: 10.1016/j.proeng.2015.12.596.
- [Pau08] Paucksch, Eberhard; Holsten, Sven; Linß, Marco; Tikal, Franz (2008): Zerspantechnik. Prozesse, Werkzeuge, Technologien ; mit 45 Tabellen. 12., vollst. überarb. und erw. Aufl. Wiesbaden: Vieweg + Teubner (Studium).
- [Rot06] Rothe Erde GmbH (2006): Prospekt: Rothe Erde® Drahtwälzlager. Dortmund.
- [Sch16] Schaeffler-Gruppe (2016): medias Produktkatalog. http://medias.schaeffler.de/medias/de!hp.ec.br.pr/S60*S601-X
- [Suz14] Suzuki Garphyttan Gruppe (2014): Datenblätter OTEVA® 70 SC, OTEVA® 90 SC, OTEVA® 91 SC. <http://www.suzuki-garphyttan.com/sg/de/Produkte/Olschlu%C3%9Fverg%C3%BCteter-Draht>
- [Trä14] Tränkler, Hans-Rolf; Reindl, Leonhard M. (2014): Sensortechnik. Handbuch für Praxis und Wissenschaft. 2., völlig neu bearb. Aufl. 2014. Berlin Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg (VDI-Buch).
- [Tsch08] Tschätsch, Heinz; Dietrich, Jochen (2008): Praxis der Zerspantechnik. Verfahren, Werkzeuge, Berechnung; mit 148 Tabellen. 9., erw. Aufl. Wiesbaden: Vieweg + Teubner (Aus dem Programm Fertigung).
- [Zea02] Zeadan, Jehad (2002): Einfluss des Kühlschmiermittels auf die Fertigung keramischer Mikrobauteile durch Hochpräzisionstrennschleifen. Univ., Diss.--Hannover, 2001. Als Ms. gedr. Düsseldorf: VDI-Verl. (Fortschritt-Berichte VDI Reihe 2, Fertigungstechnik, 607).

Thesen

- Eine Verdoppelung der Vorschubgeschwindigkeit führt bei dem Pendelschnitt zu einer verhältnismäßig geringen Zunahme der Kontaktleistung und der Temperatur am Schnittende.
- Mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit minimiert sich bei dem Pendelschnitt der Effekt der wechselseitigen Erwärmung und Abkühlung.
- Eine flache elliptische Bahnkurve führt bei dem Kreiselschnitt zu einer verringerten Gratbildung.
- Geringe Zustellungen pro Teilschritt ermöglichen einen wesentlich höhere Vorschubgeschwindigkeit, ohne dass dabei ein deutlicher Temperaturanstieg am Schnittende stattfindet.

Anlagenverzeichnis

- Anlage 1: Bild des Versuchsstands mit eingespanntem Draht
- Anlage 2: Kalibrierzertifikat – Mehrkomponenten-Dynamometers Typ 9255
- Anlage 3: Technische Zeichnung – Auffangbehälter (5 Blätter)
- Anlage 4: Technische Zeichnung – Grundplatte (2 Blätter)
- Anlage 5: Technische Zeichnung – Positionierbolzen klein (1 Blatt)
- Anlage 6: Technische Zeichnung – Positionierbolzen mitte (1 Blatt)
- Anlage 7: Technische Zeichnung – Scheibenabdeckung (6 Blätter)
- Anlage 8: Technische Zeichnung – Spannelement Block (2 Blätter)
- Anlage 9: Technische Zeichnung – Spannelement Deckel 30° (1 Blatt)
- Anlage 10: Technische Zeichnung – Spannelement Deckel 45°/90° (1 Blatt)
- Anlage 11: Technische Zeichnung – Spannelement Verbindungsplatte (1 Blatt)
- Anlage 12: Technische Zeichnung – Schleifscheibenaufnahme (2 Blätter)



Hartmetallblock zum abrichten
der Schleifscheibe

Thermoelemente

Draht

Kraftmessplattform

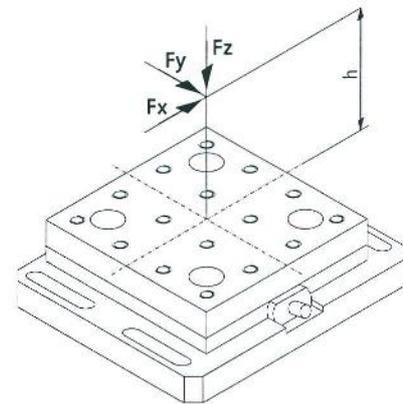
Messtaster mit
Abdeckung

Pyrometer

Kalibrierschein KRAFT Calibration Certificate FORCE

Type **9255B** Serial No. 1447002

Kalibriert durch Calibrated by	Datum Date	
S. Mogavero	15.08.2005	
Referenzgeräte Reference Equipment	Typ Type	Serien-Nr. Serial No.
Gebrauchsnormal Working Standard	Kistler 9068	107070
	Kistler 9068	128643
	Kistler 9067	474351
Ladungsverstärker Charge Amplifier	Kistler 5017B0800/1	619141
	Kistler 5017B0800/1	619142
Ladungskalibrator Charge Calibrator	Kistler 5395A1	605262
Umgebungstemperatur Ambient Temperature °C	Relative Feuchte Relative Humidity %	
24	52	



Kraftangriffspunkt: h = 100mm
Point of Force Application: h = 100mm

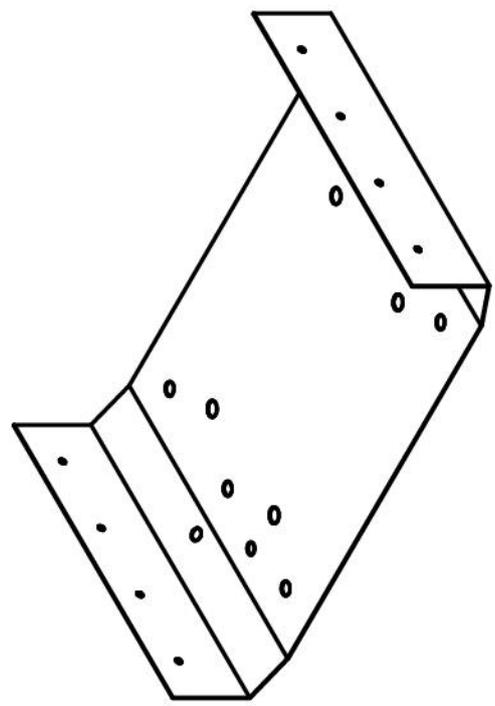
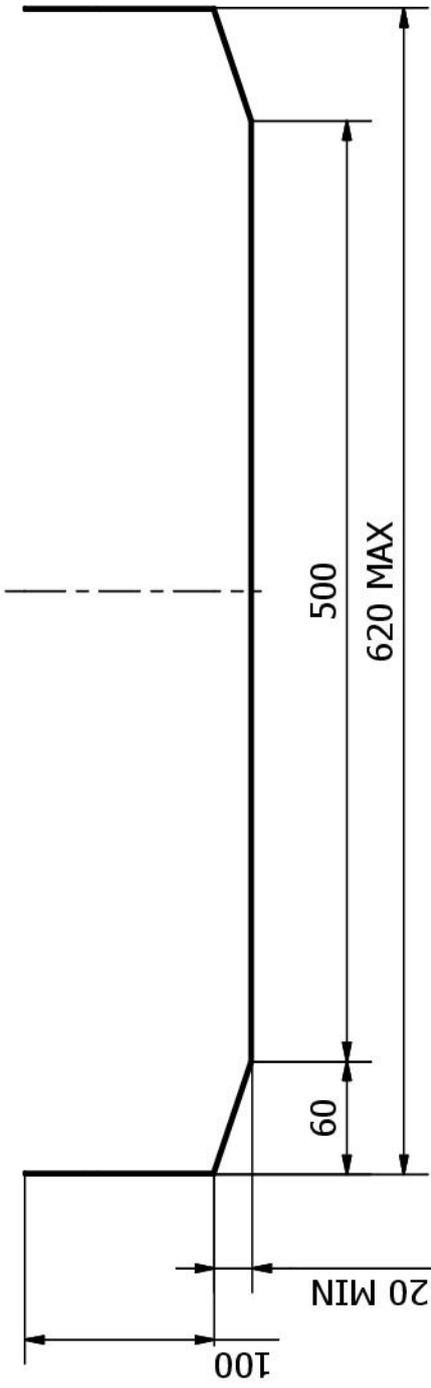
Messergebnisse Results of Measurement

Kalibrierter Bereich Calibrated Range kN	Empfindlichkeit Sensitivity pC/N	Linearität Linearity ≤ ±%FSO	Übersprechen Cross talk %	
F_x 0 ... 20	-7,861	0,1	$F_x \rightarrow F_y$ 0,7	$F_x \rightarrow F_z$ -0,5
F_x 0 ... 2	-7,843	0,1	$F_x \rightarrow F_y$ 0,6	$F_x \rightarrow F_z$ -0,6
F_y 0 ... 20	-7,852	0,1	$F_y \rightarrow F_x$ 0,4	$F_y \rightarrow F_z$ -0,4
F_y 0 ... 2	-7,825	0,1	$F_y \rightarrow F_x$ 0,4	$F_y \rightarrow F_z$ -0,5
F_z 0 ... 40	-3,857	0,2	$F_z \rightarrow F_x$ -0,2	$F_z \rightarrow F_y$ -0,1
F_z 0 ... 4	-3,854	0,1	$F_z \rightarrow F_x$ -0,1	$F_z \rightarrow F_y$ -0,1

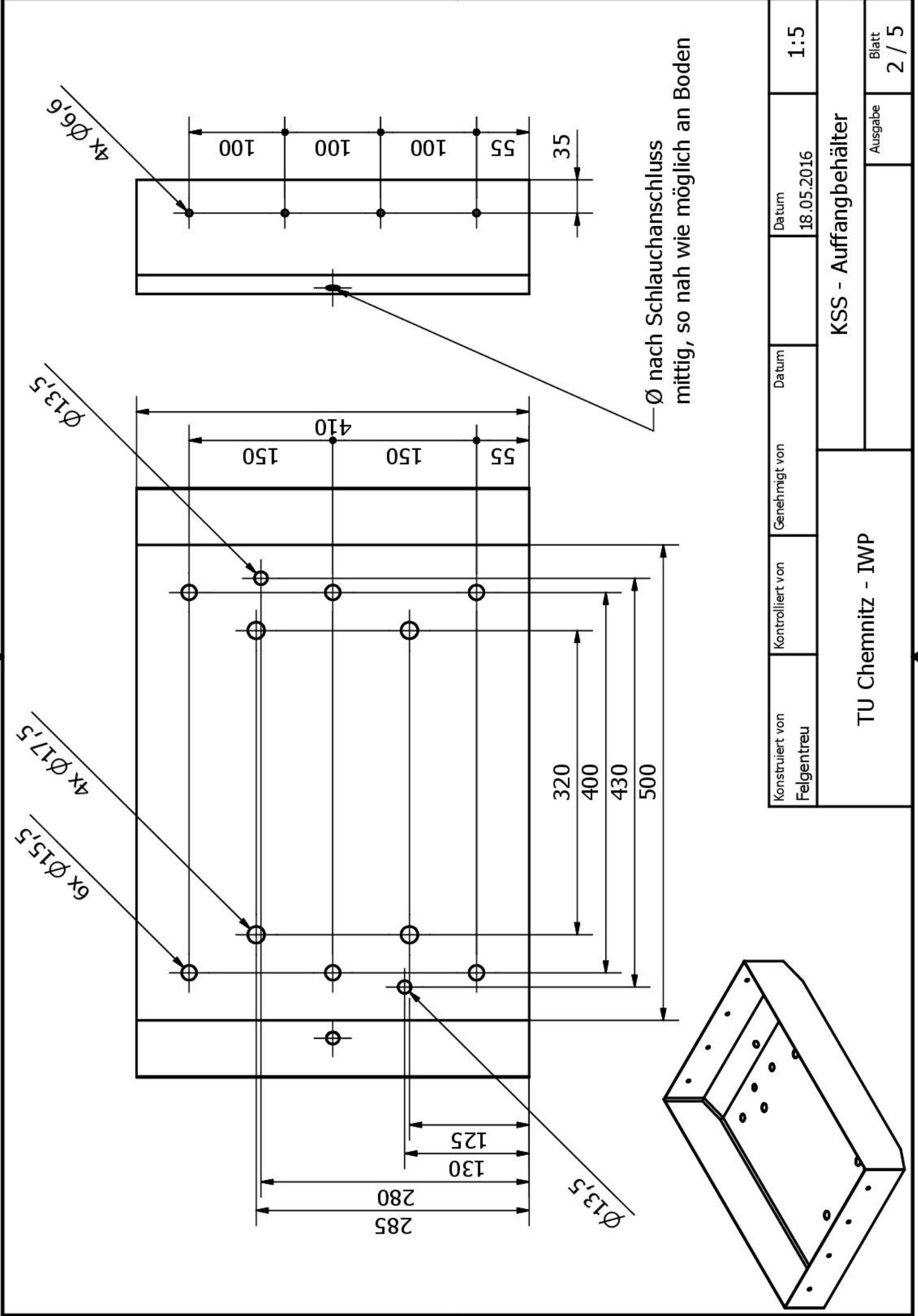
Bestätigung Confirmation

Wir bestätigen, dass das oben identifizierte Gerät nach den vorgeschriebenen Verfahren geprüft wurde. Alle Messmittel sind auf nationale Normale rückverfolgbar. Kistler betreibt die SCS (Swiss Calibration Service) Kalibrierstelle Nr. 049, akkreditiert nach ISO 17025. Das Kistler Qualitätsmanagement System ist nach ISO 9001 zertifiziert.

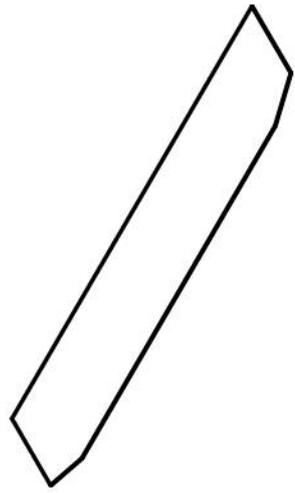
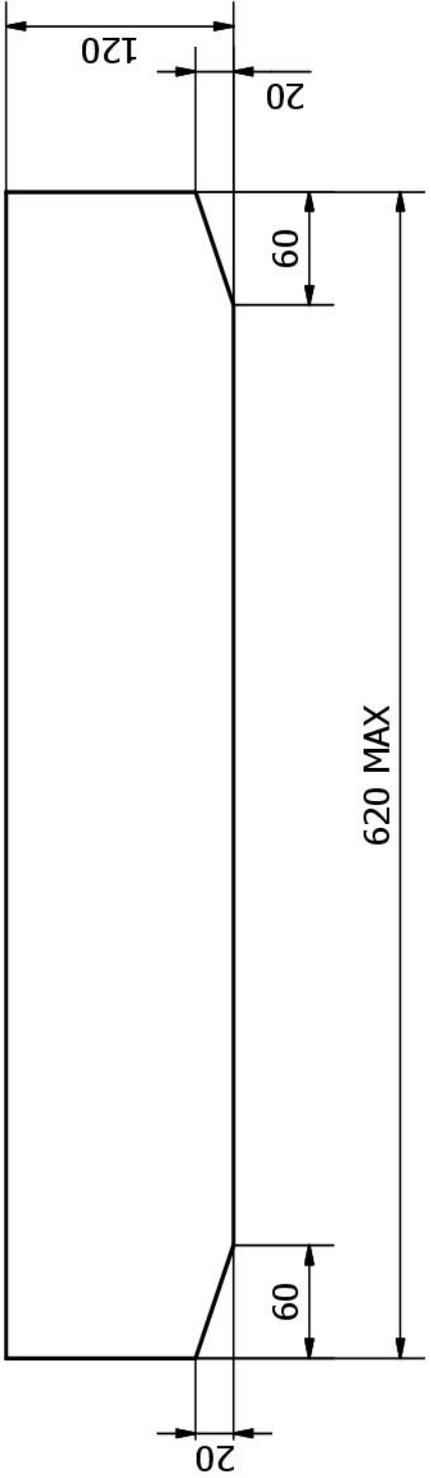
We confirm that the device identified above was tested by the prescribed procedures. All measuring devices are traceable to national standards, the SCS (Swiss Calibration Service) Calibration Laboratory No. 049 is operated by Kistler and accredited per ISO 17025. The Kistler Quality Management System is certified per ISO 9001.



Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum	1:4
TU Chemnitz - IWP			18.05.2016	KSS - Auffangbehälter	
			Ausgabe	Blatt 1 / 5	

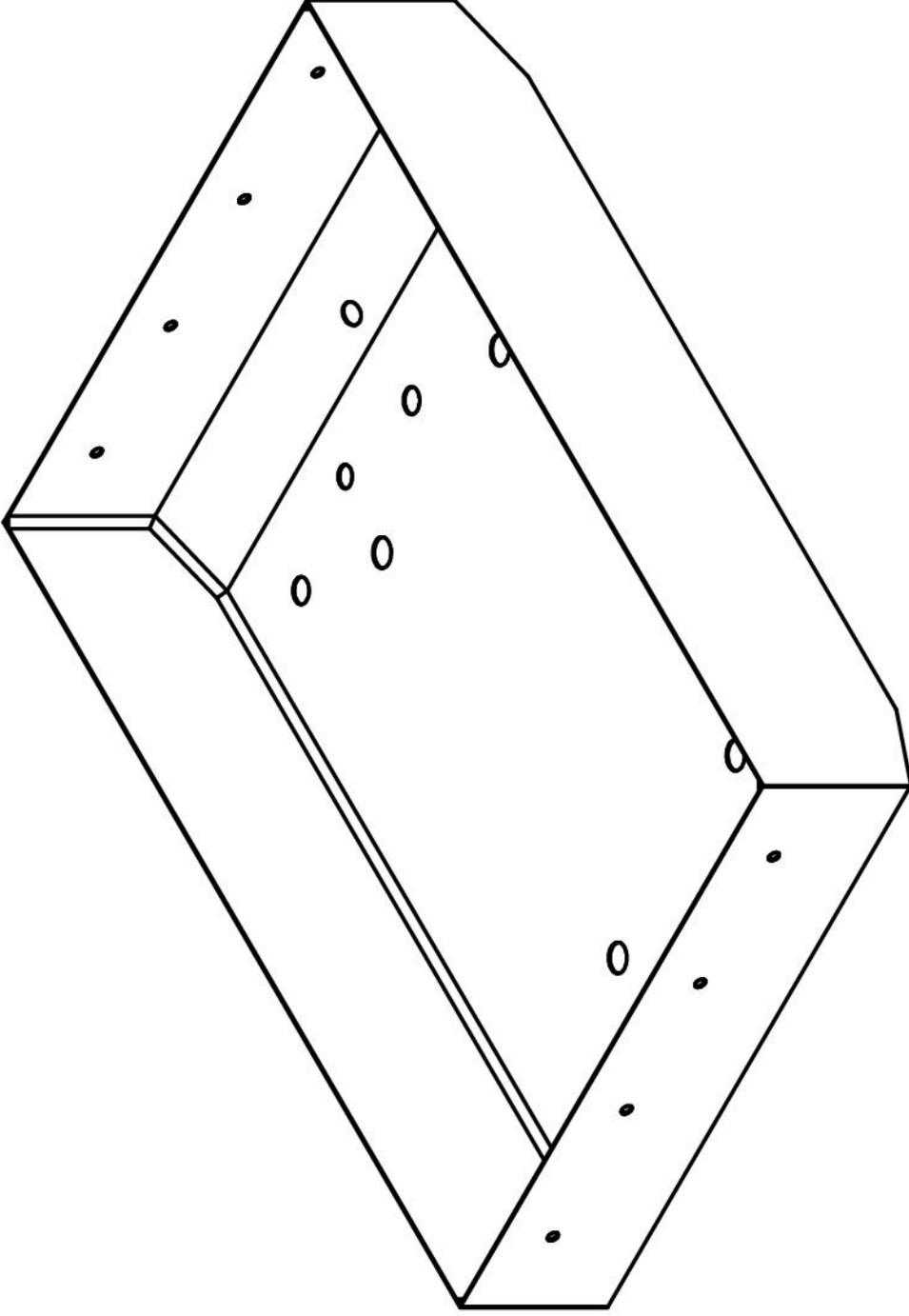


Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum 18.05.2016	Datum 18.05.2016	1:5
TU Chemnitz - IWP			KSS - Auffangbehälter		
			Ausgabe	Blatt 2 / 5	



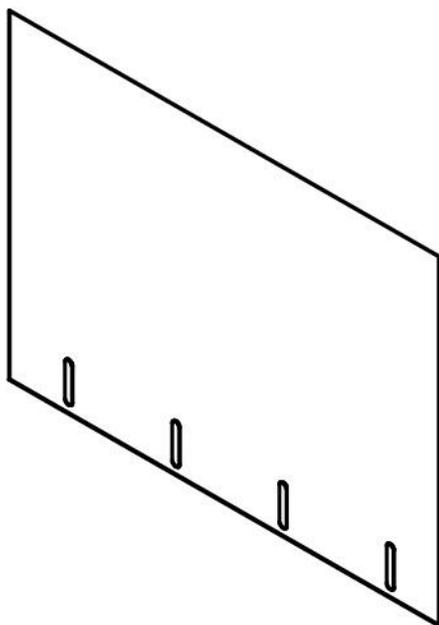
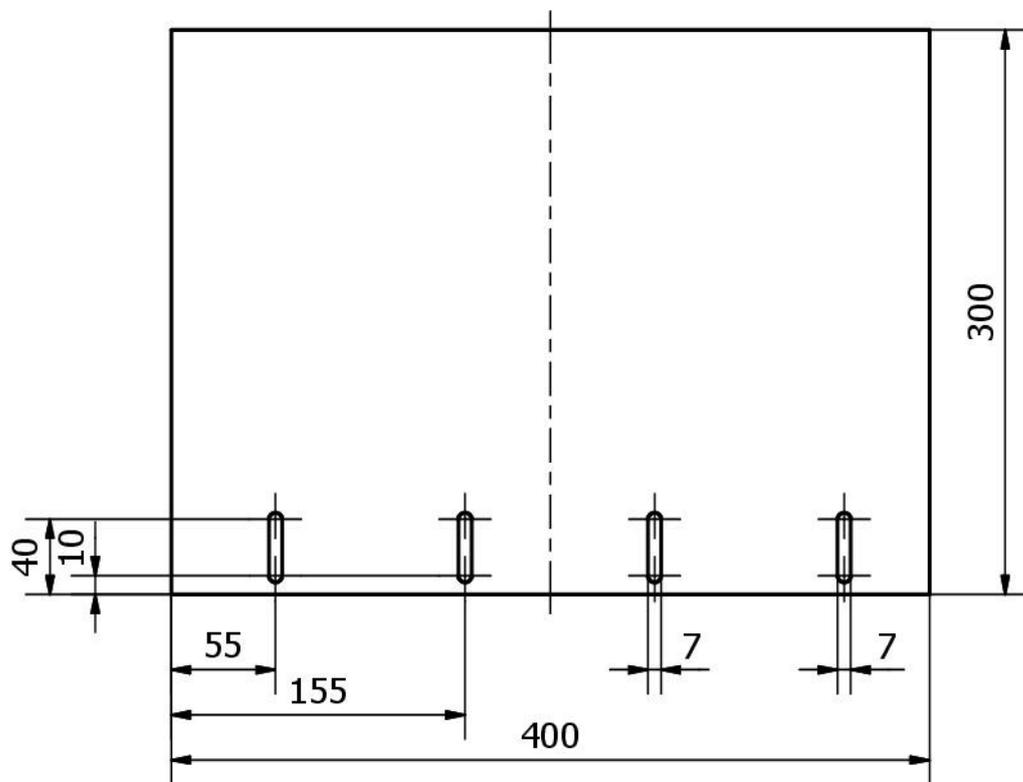
2x Seitenwände

Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum 18.05.2016	Datum 18.05.2016	1:4
TU Chemnitz - IWP			KSS - Auffangbehälter		
			Ausgabe	Blatt 3 / 5	



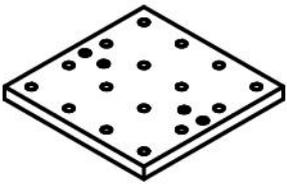
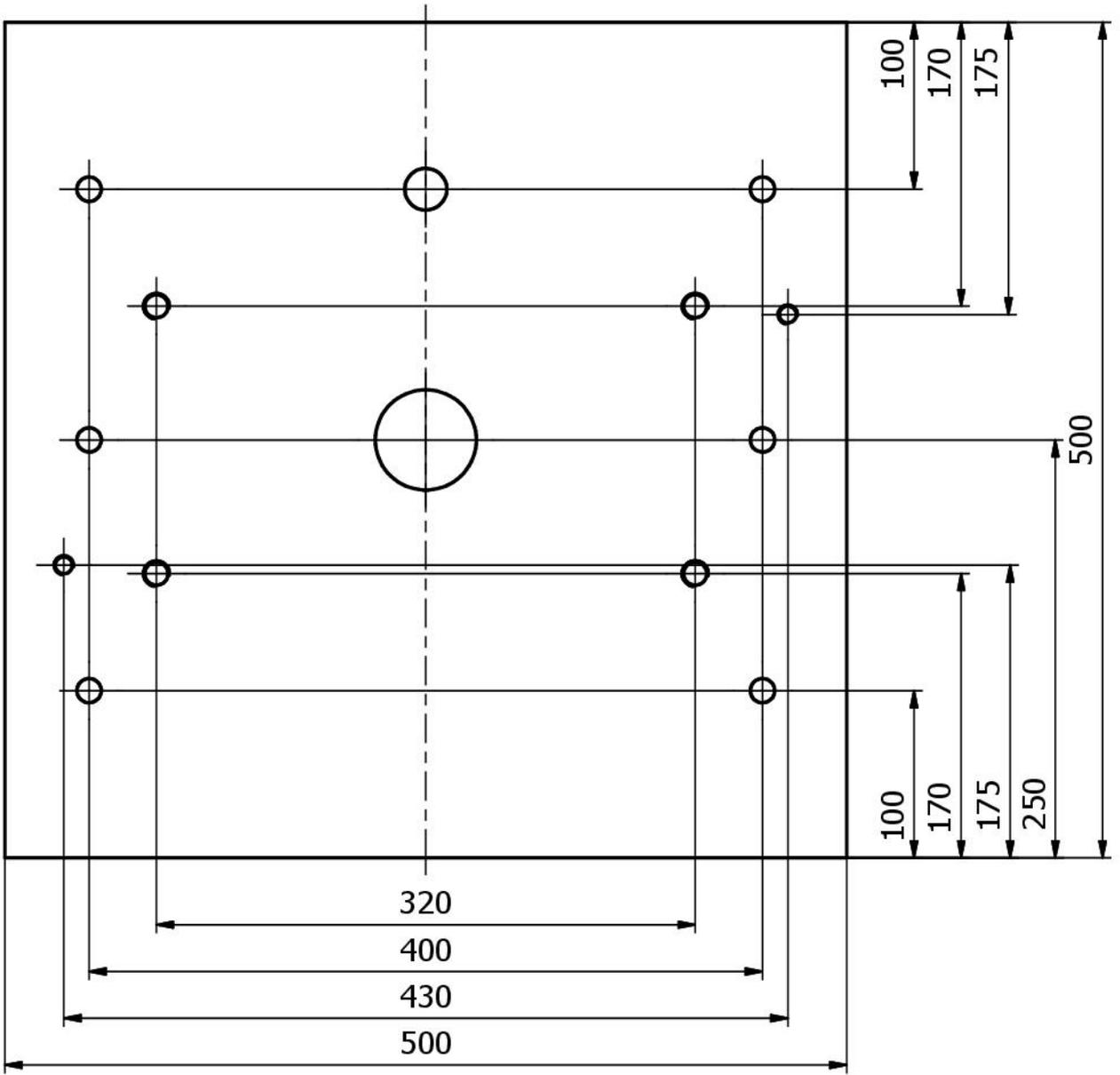
Boden aus Blech gebogen oder Einzelteile.
 Dicht verschweißen!
 Maximale Abmaße einhalten!

Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum	1:4
TU Chemnitz - IWP			18.05.2016	KSS - Auffangbehälter	
				Ausgabe	Blatt 4 / 5

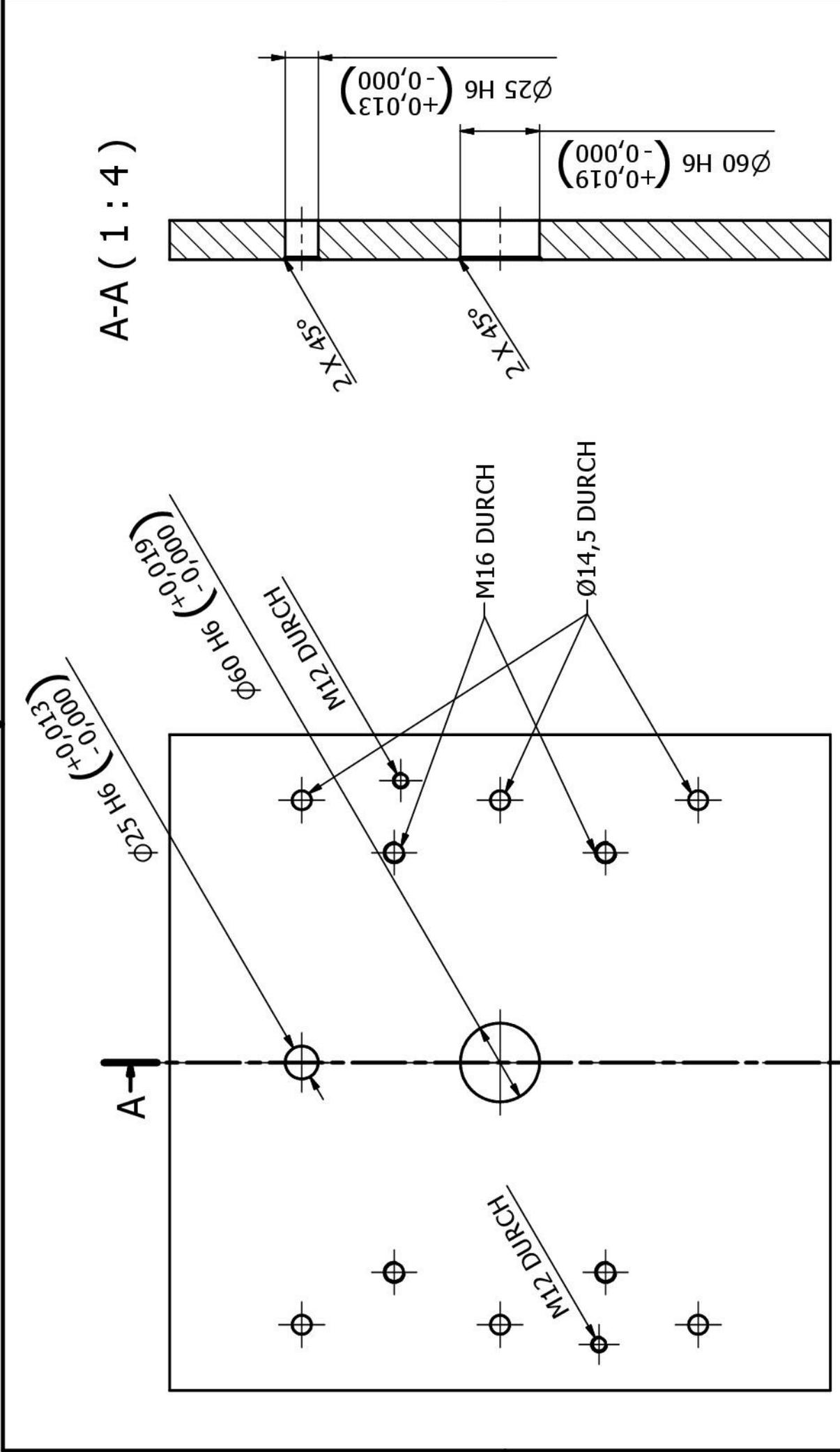


2x
Spritzschutz-Blech

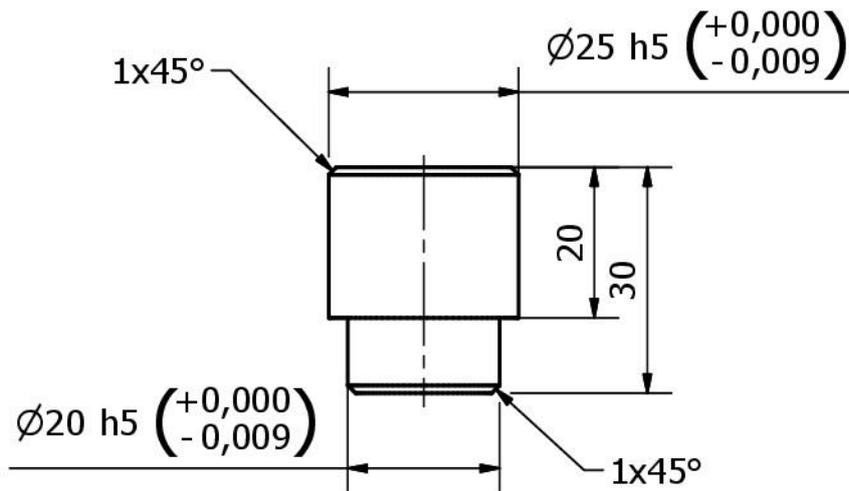
Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum 18.05.2016	1:4
TU Chemnitz - IWP			KSS - Auffangbehälter		
				Ausgabe	Blatt 5 / 5



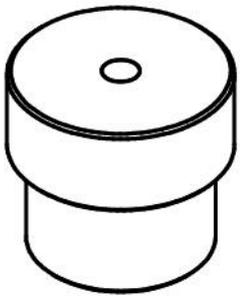
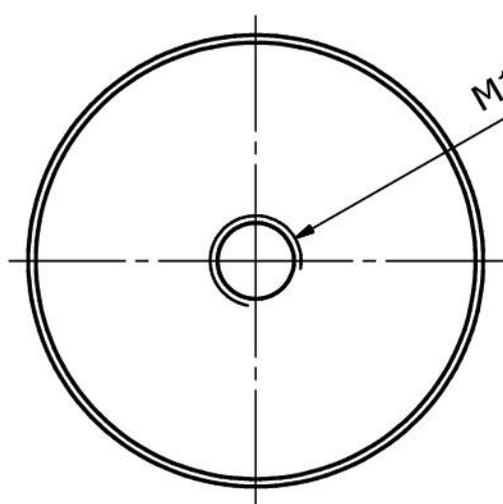
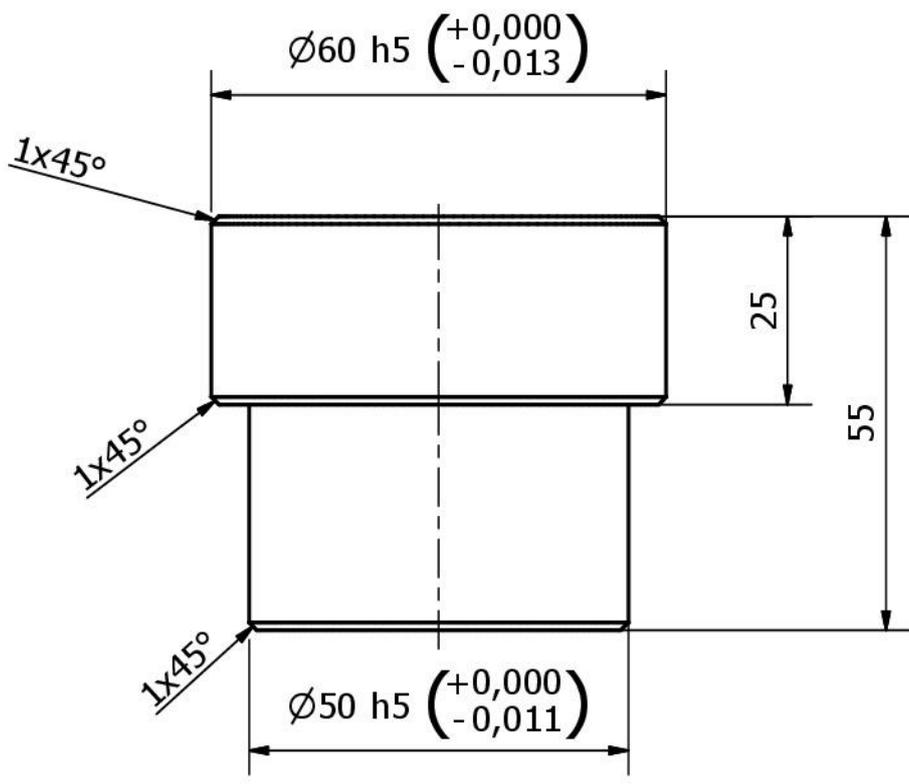
Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum 08.04.2016	1:4
TU Chemnitz - IWP			Grundplatte		
				Ausgabe 1	Blatt 1 / 2



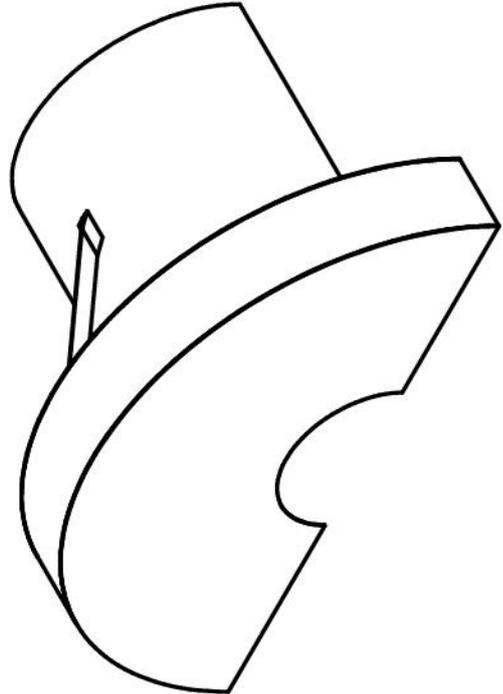
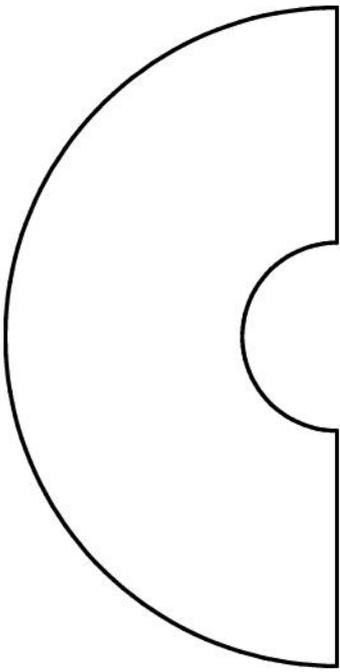
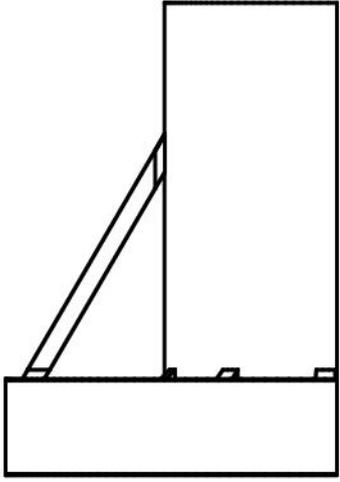
Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum	1:4
TU Chemnitz - IWP			08.04.2016		
Grundplatte				Ausgabe	Blatt
				1	2 / 2



Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum 07.04.2016	1:1
TU Chemnitz - IWP			Positionierbolzen - klein		
				Ausgabe	Blatt 1 / 1

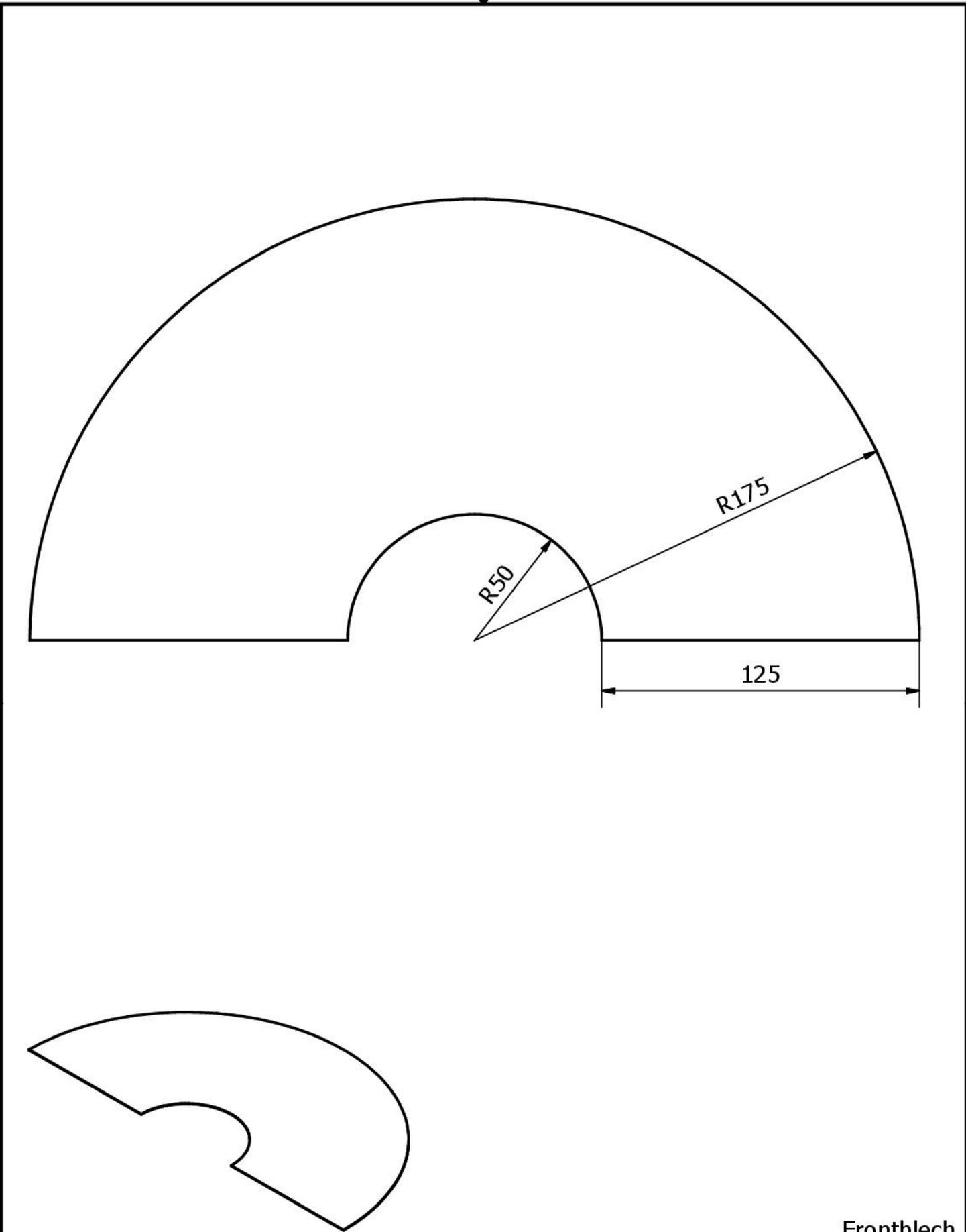


Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum 07.04.2016	1:1
TU Chemnitz - IWP			Positionierbolzen - Mitte		
				Ausgabe	Blatt 1 / 1



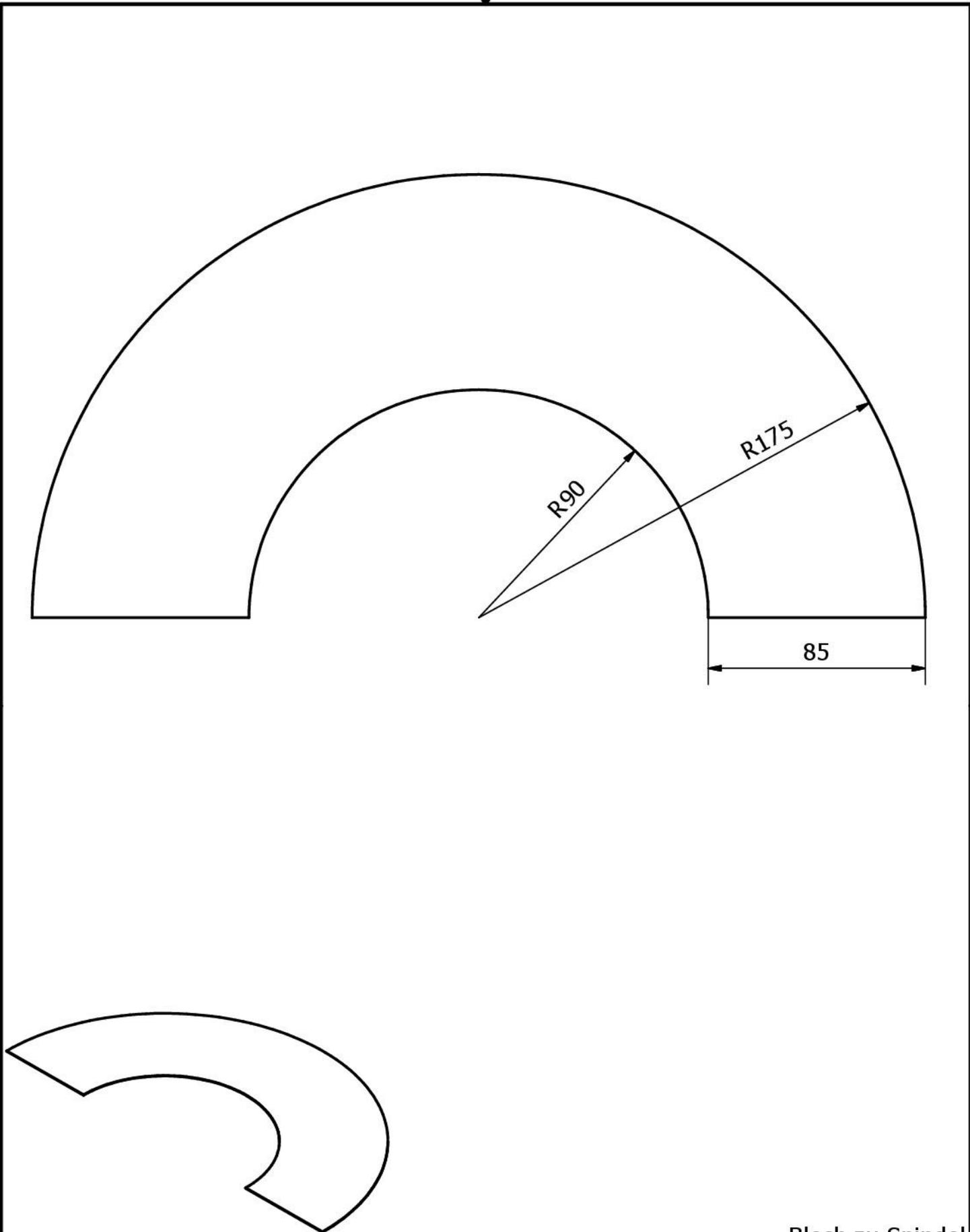
Verbindung durch einfache Schweißpunkte

Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum	1:4
TU Chemnitz - IWP			02.06.2016	Schleifscheibenabdeckung	
				Ausgabe	Blatt 1 / 6



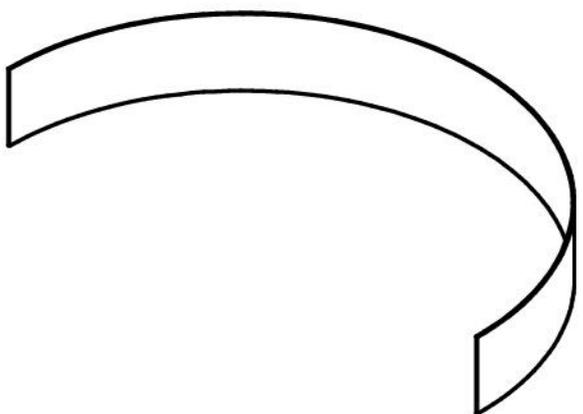
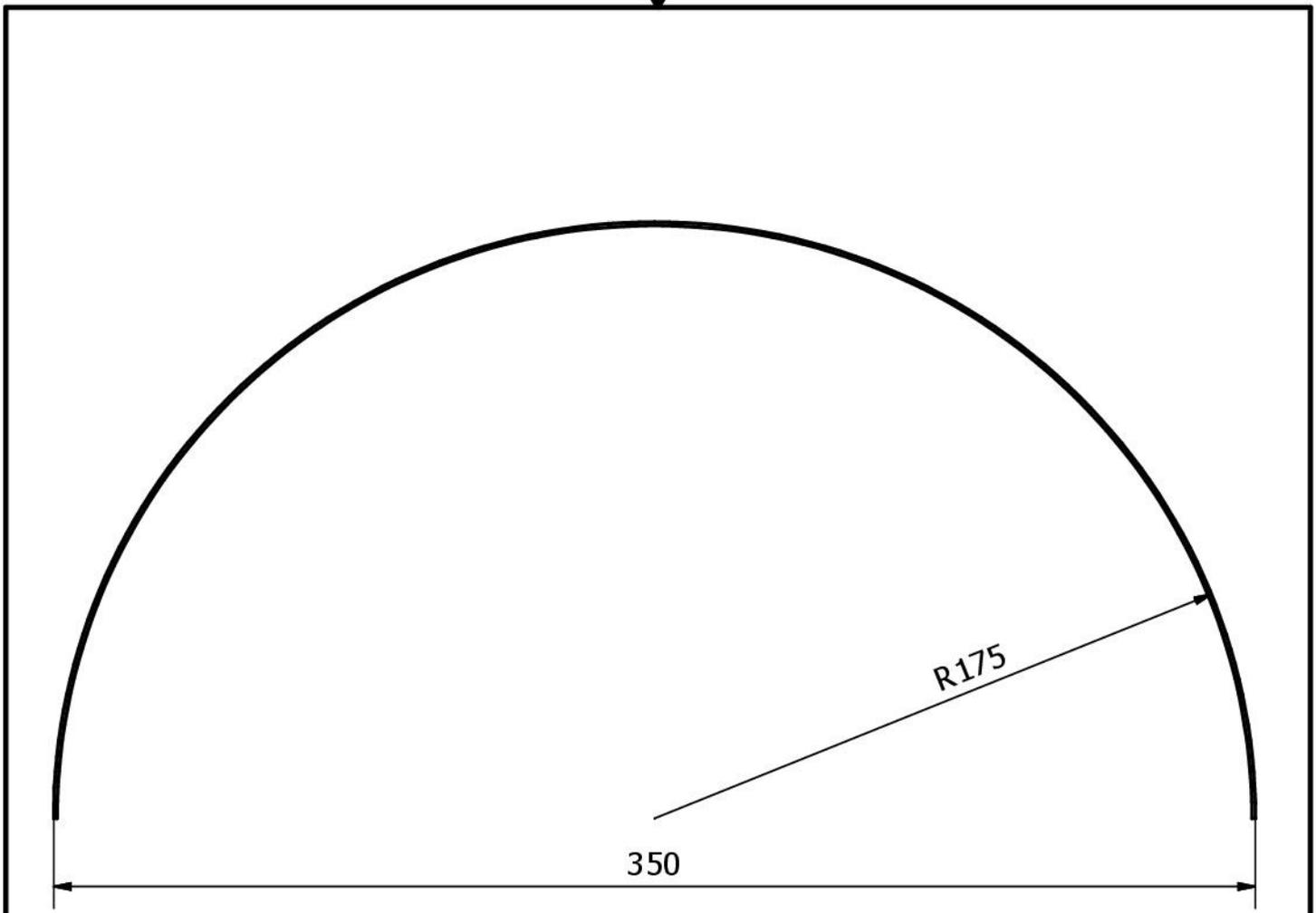
Frontblech

Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum 02.06.2016	1:2
TU Chemnitz - IWP			Schleifscheibenabdeckung		
				Ausgabe	Blatt 2 / 6



Blech zu Spindel

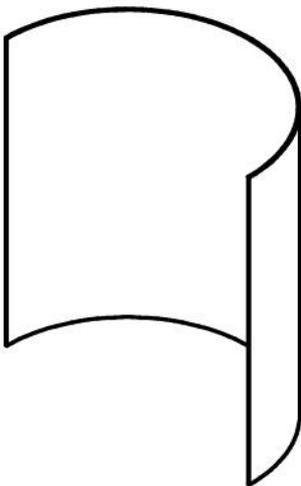
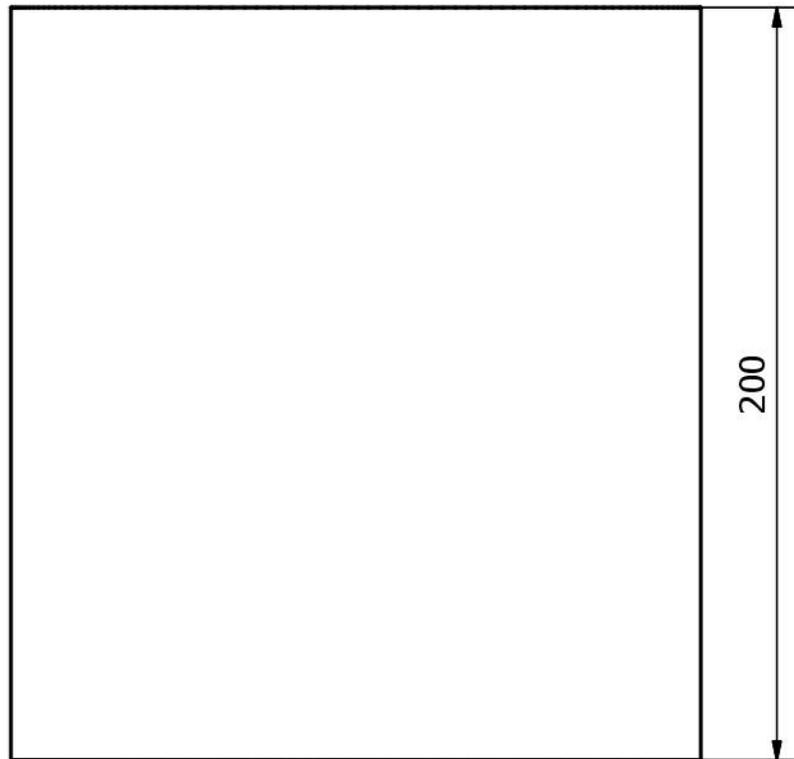
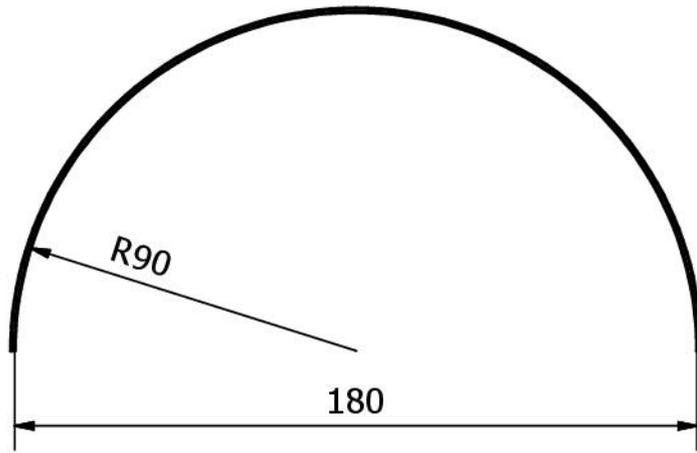
Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum 02.06.2016	1:2
TU Chemnitz - IWP			Schleifscheibenabdeckung		
				Ausgabe	Blatt 3 / 6



Bogen
 Länge ungebogen: 550 mm
 Breite: 50 mm

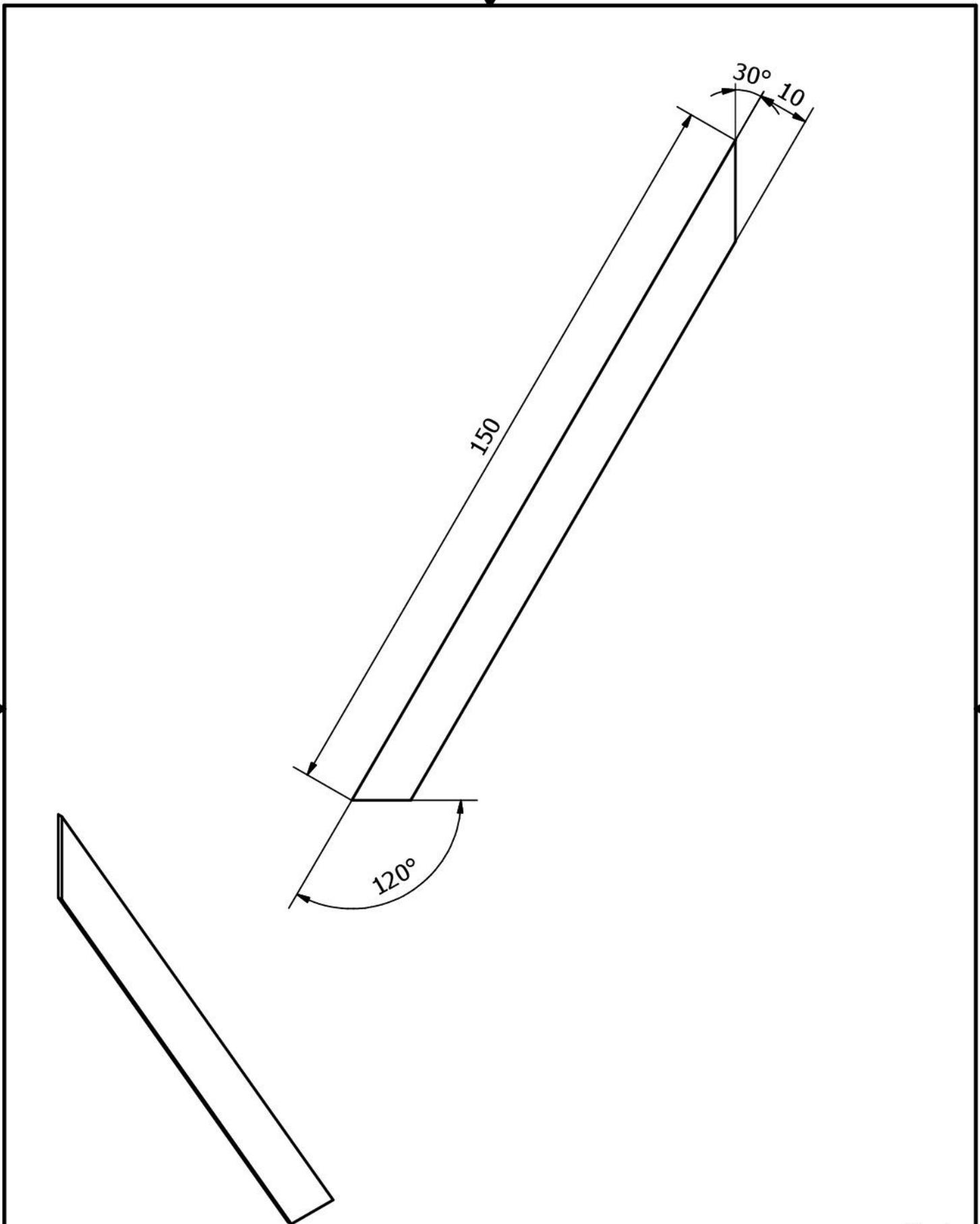
Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum 02.06.2016	1:2
TU Chemnitz - IWP			Schleifscheibenabdeckung		
				Ausgabe	Blatt 4 / 6





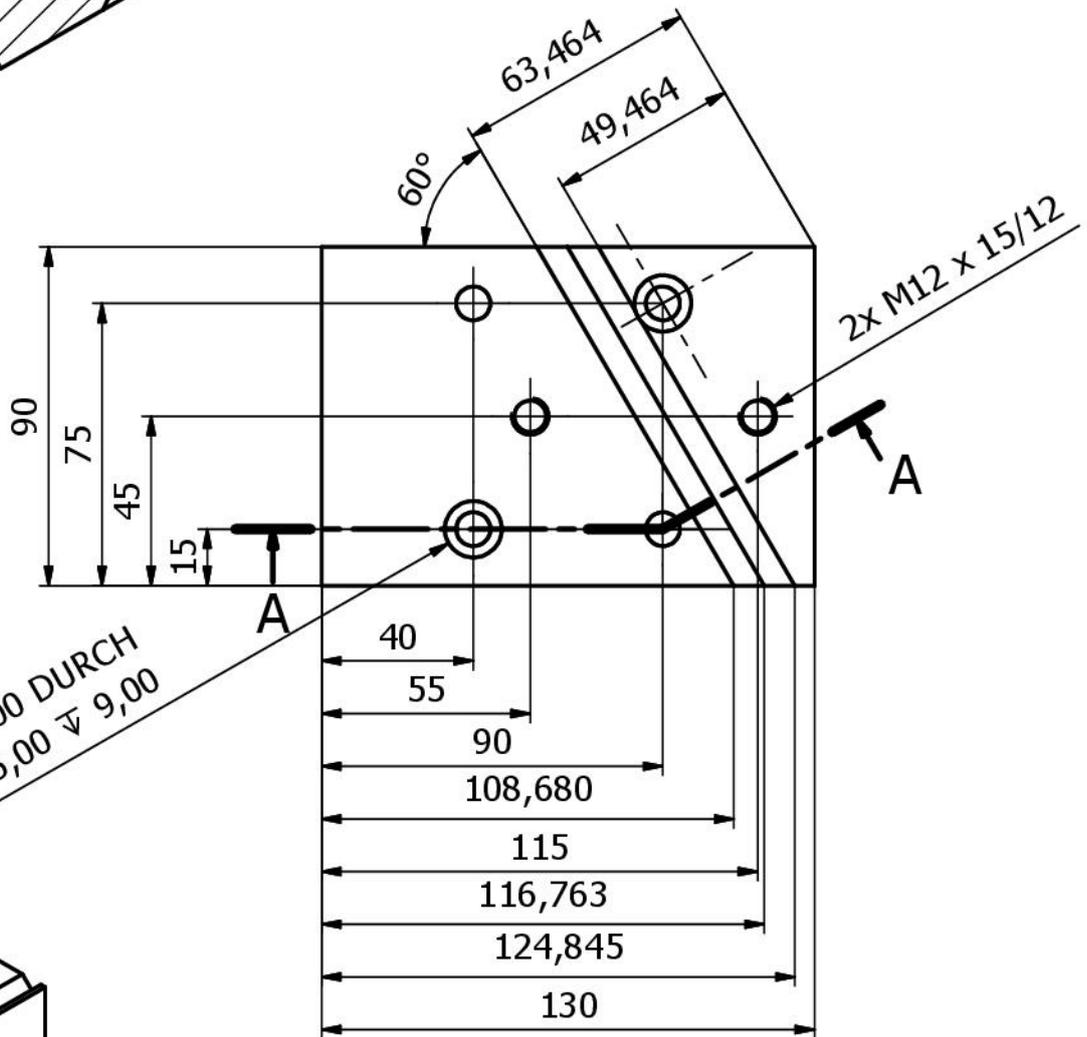
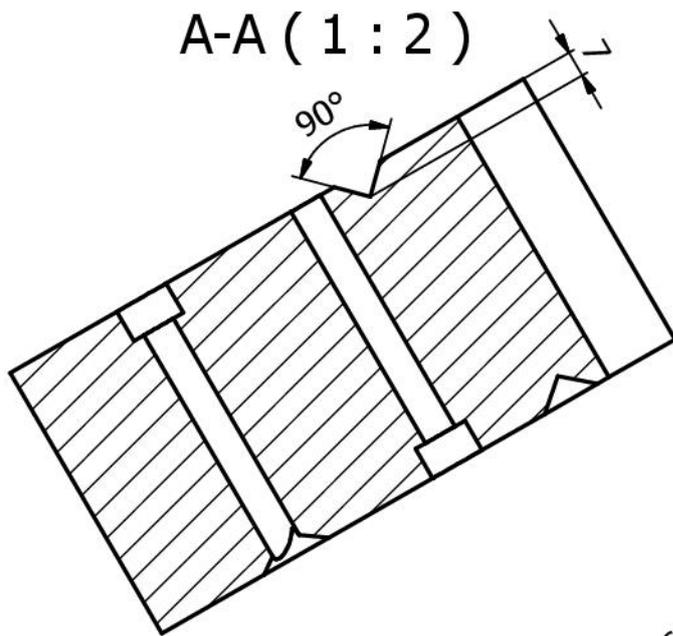
Auflage Spindel
Länge ungebogen 283 mm

Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum 02.06.2016	1:2
TU Chemnitz - IWP			Schleifscheibenabdeckung		
				Ausgabe	Blatt 5 / 6

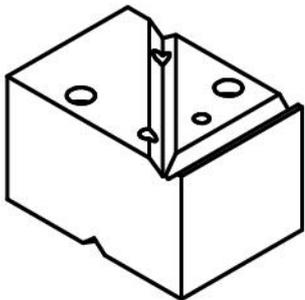


Strebe

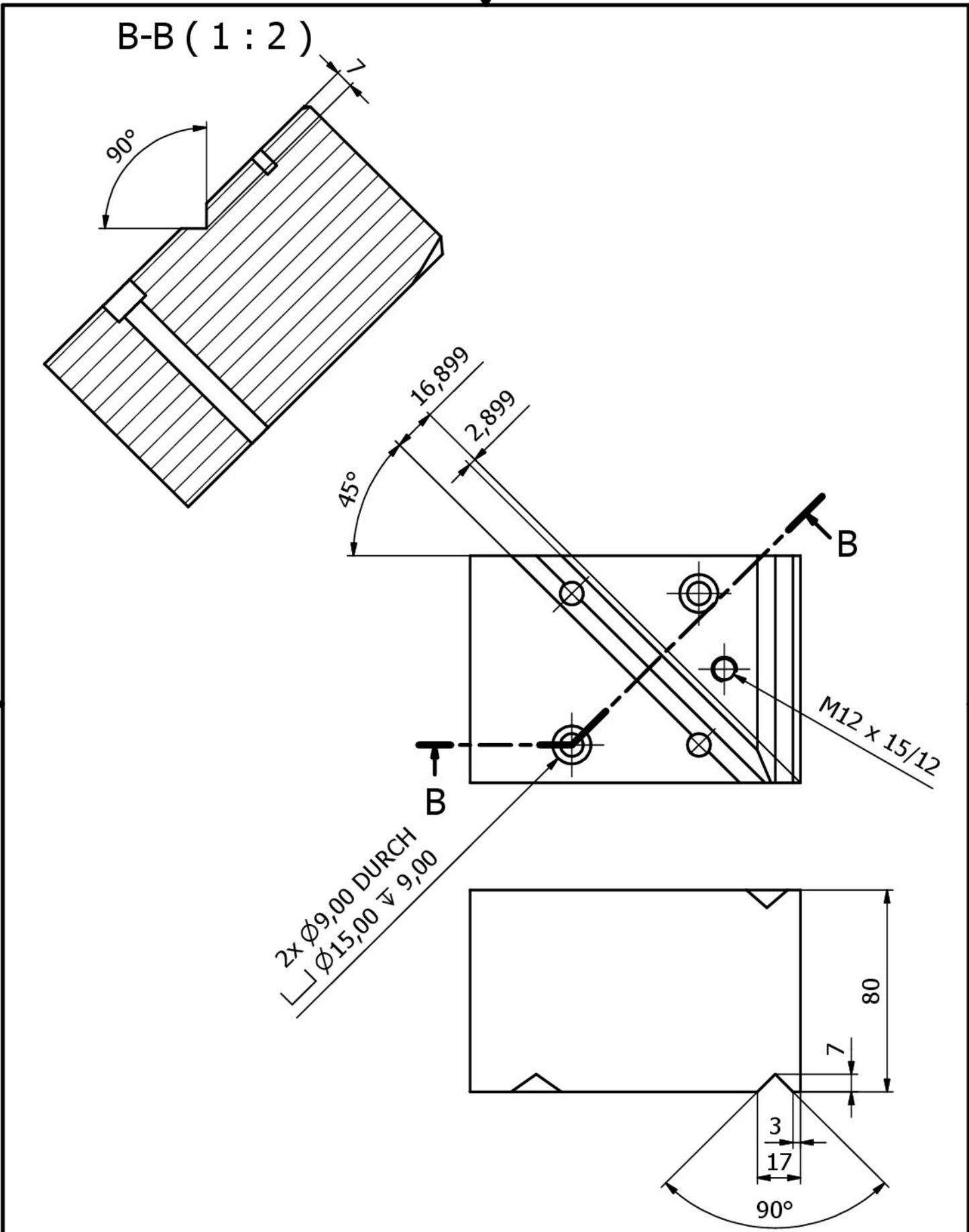
Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum 02.06.2016	1:1
TU Chemnitz - IWP			Schleifscheibenabdeckung		
				Ausgabe	Blatt 6 / 6



2x Ø9,00 DURCH
Ø15,00 ∇ 9,00

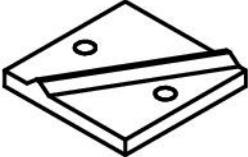
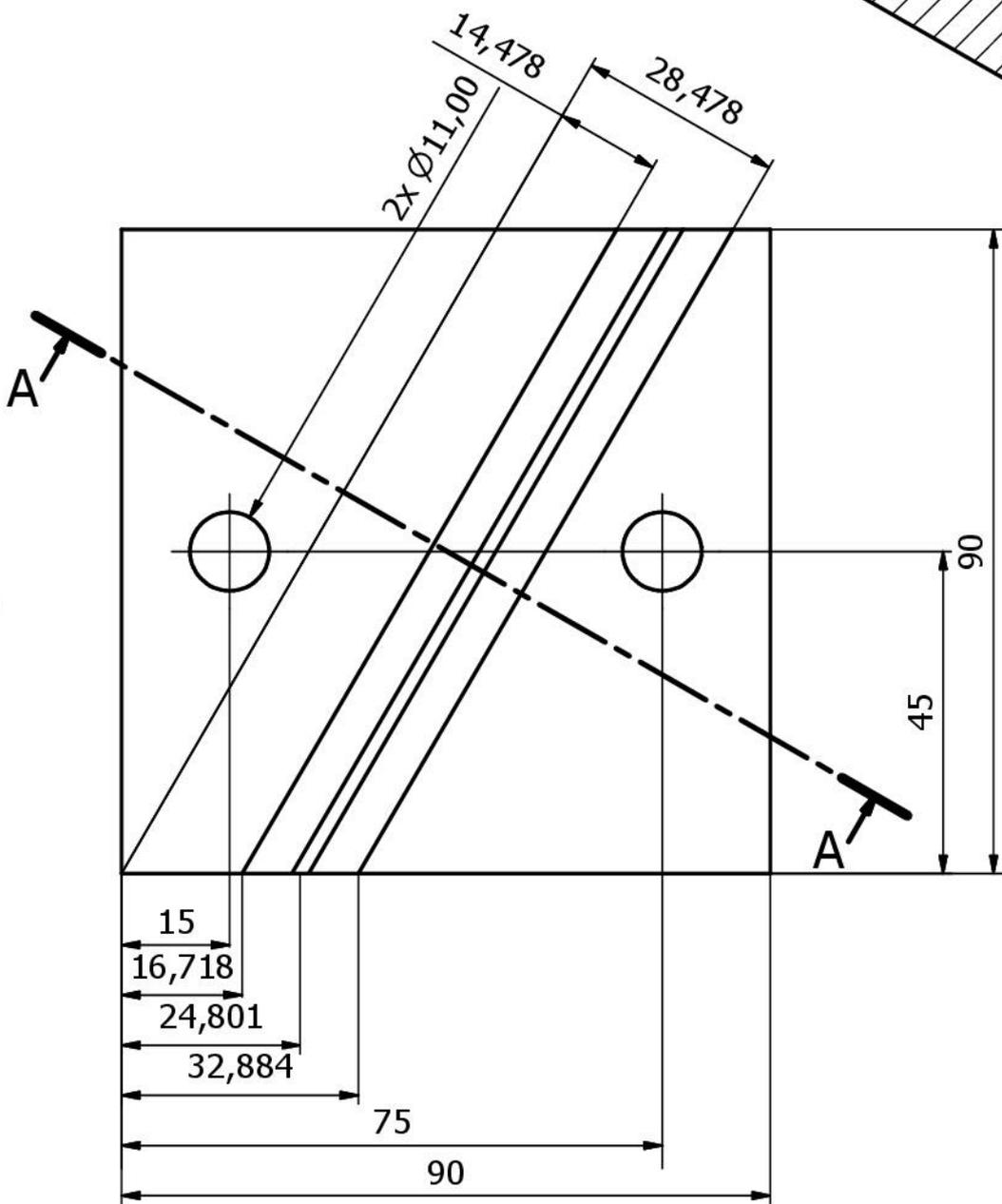
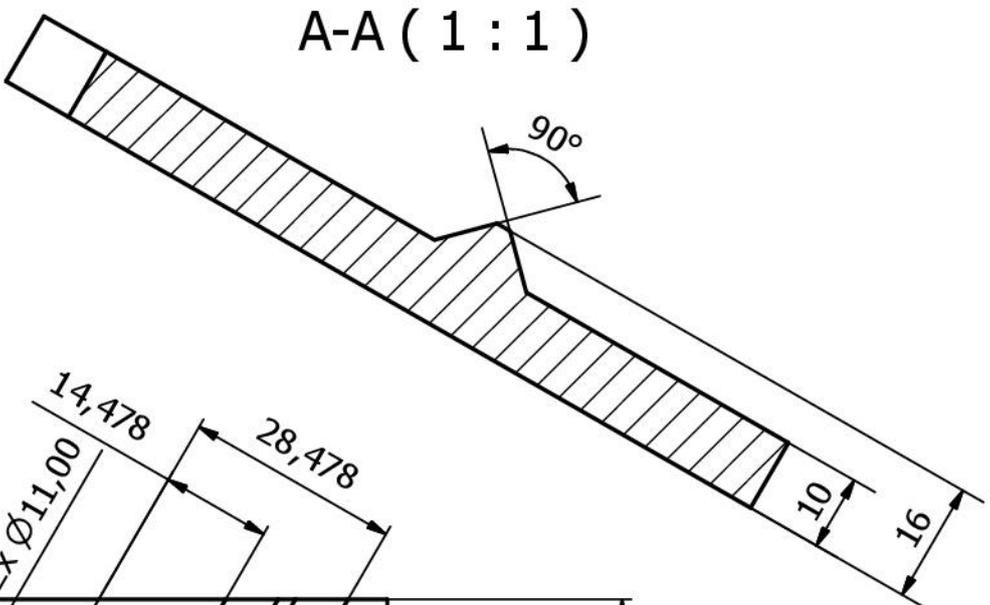


Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum 18.05.2016	2x 1:2
TU Chemnitz - IWP			Spannblock		
				Ausgabe	Blatt 1 / 2



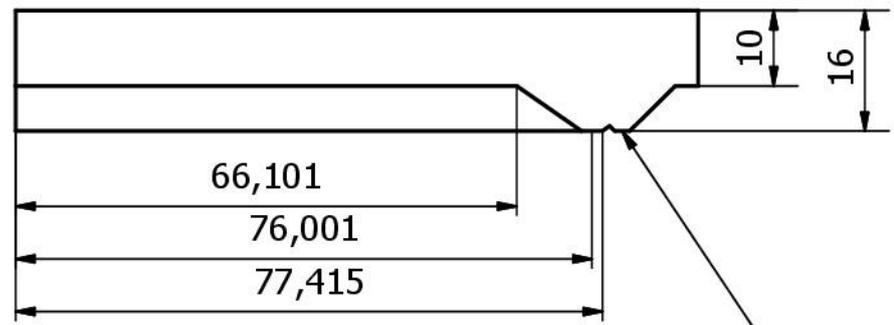
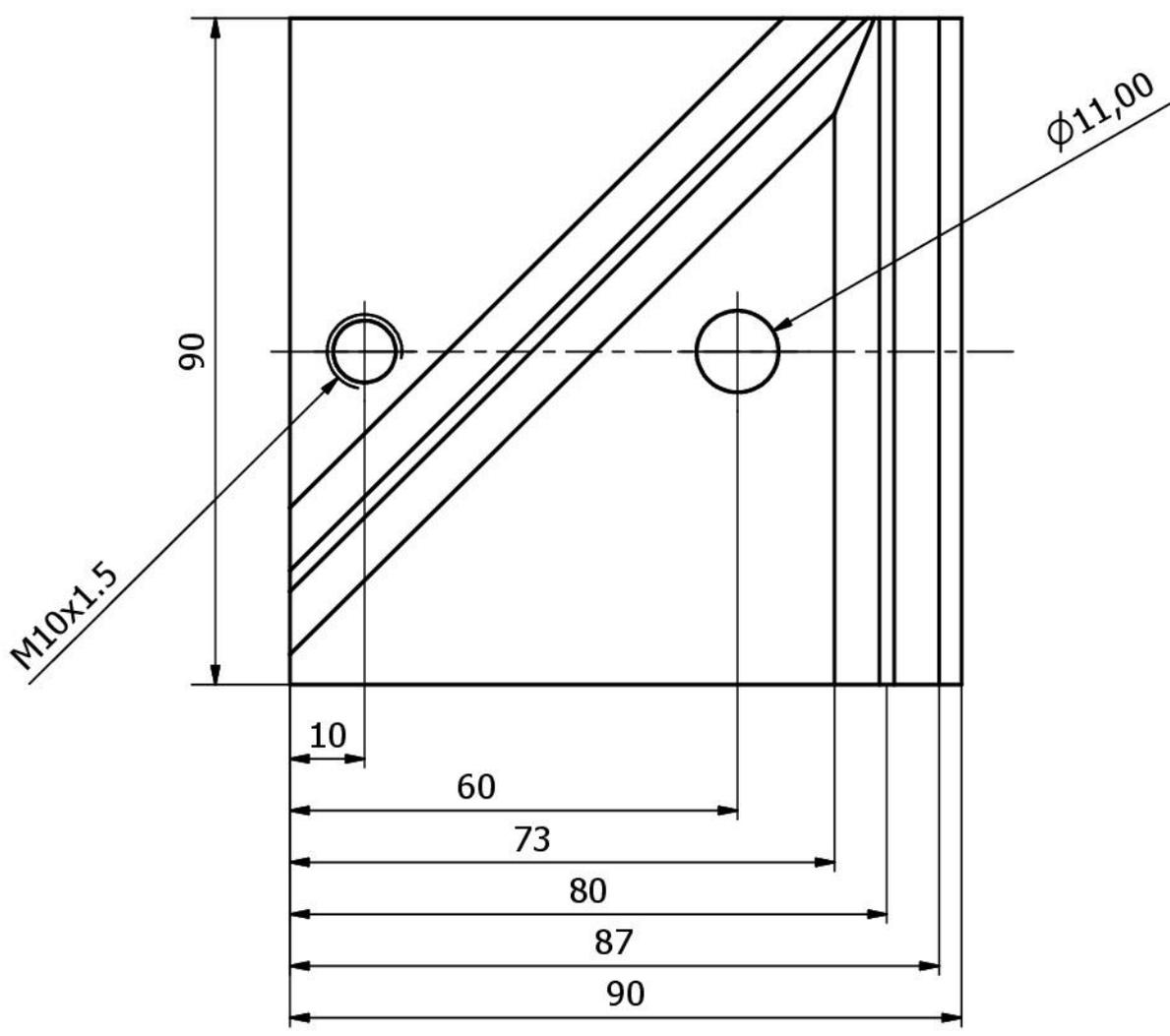
Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum 18.05.2016	1:2
TU Chemnitz - IWP			Spannblock		
				Ausgabe	Blatt 2 / 2

A-A (1 : 1)

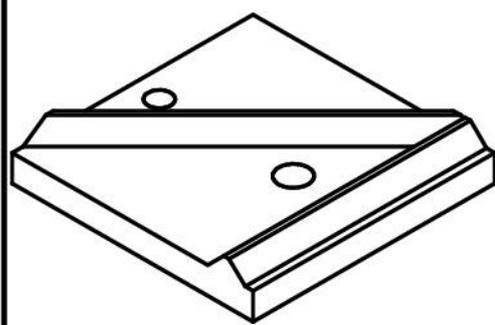


2x
für 30° Schnitt

Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum 02.06.2016	1:1
TU Chemnitz - IWP			Spanndeckel 30°		
				Ausgabe	Blatt 1 / 1

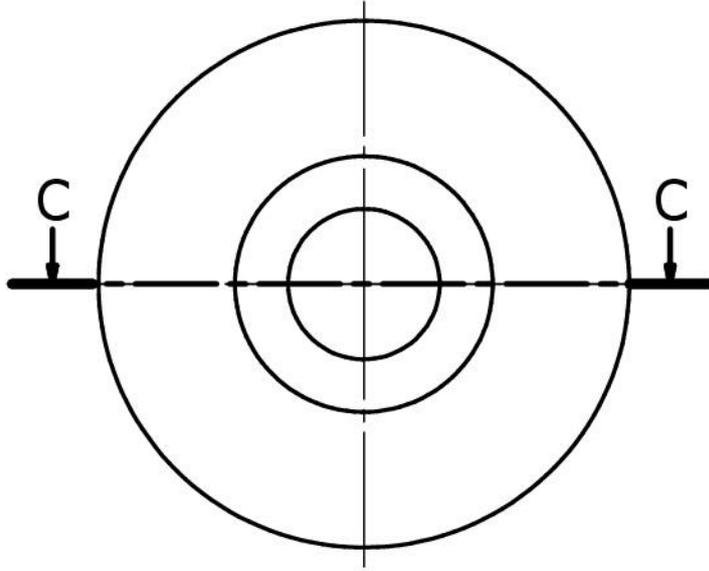


90°-Winkel der Flanken

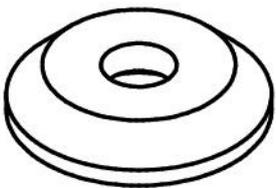
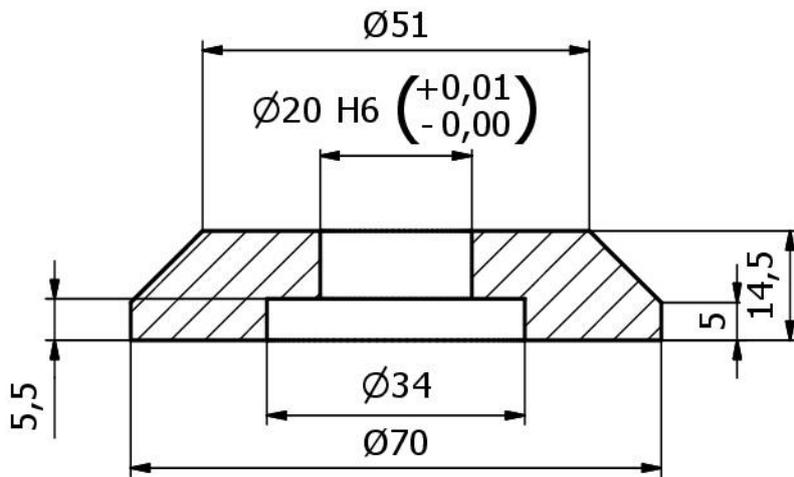


2x
für geraden und 45° Schnitt

Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum 02.06.2016	
TU Chemnitz - IWP			Spanndeckel 90°/45°		
				Ausgabe	Blatt 1 / 1



C-C (1 : 1)



Konstruiert von Felgentreu	Kontrolliert von	Genehmigt von	Datum	Datum 12.04.2016	1:1
TU Chemnitz - IWP			Schleifscheibenaufnahme		
				Ausgabe	Blatt 2 / 2

Selbstständigkeitserklärung

Erklärung

Ich erkläre, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig und nur unter Verwendung der angegebenen Quellen und Hilfsmitteln angefertigt habe. Alle Stellen, die wörtlich oder sinngemäß aus Quellen entnommen wurden, sind als solche gekennzeichnet.


_____ (eigenhändige Unterschrift)

Chemnitz, den 21.11.2016