

# **Möglichkeiten und Grenzen der Herstellung optischer Flächen auf schrittmotorgetriebenen Drehmaschinen**

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik  
der Technischen Universität Kaiserslautern  
zur Verleihung des akademischen Grades  
Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)  
genehmigte Dissertation

vorgelegt von

**Manfred Bobertag**  
aus Kaiserslautern

Kaiserslautern 2006

Tag der mündlichen Prüfung	19.6.2006
Dekan	Prof. Dr.-Ing. J. C. Aurich
Vorsitzender	Prof. Dr.-Ing. D.-H. Hellmann
Berichterstatter	Prof. Dr.-Ing. R. Haberland Prof. Dr.-Ing. J. C. Aurich



## Vorwort

An der Entstehung dieser Arbeit waren auf verschiedenste Arten und Weisen mehr Personen als der Autor, ich, beteiligt. Die Dissertation entstand am Lehrstuhl für Feinwerktechnik der TU-Kaiserslautern insgesamt zwischen 2000 und 2006, hauptsächlich jedoch nach ausgiebiger Orientierungsphase in den letzten beiden Jahren. Es ist nicht möglich alle Personen zu nennen, die in dieser Zeit Einfluss auf das Arbeitsergebnis nehmen konnten.

Aus der Erinnerung an eine vorwiegend schöne Zeit an der Uni danke ich zwar pauschal Allen, die diesen Abschnitt zu einer schönen Zeit gemacht haben, komme aber nicht um die Nennung einiger stärker beteiligter Leute herum:

Prof. R. Haberland danke ich für die Möglichkeiten recht freier Entfaltung und stetiger Diskussionsbereitschaft über manchmal auch durchaus erstaunliche Themen. Dr.-Ing. W. Klein für die hervorragende Sensibilisierung zu dem Thema Präzisionsfertigung und Vorarbeit durch den Aufbau der Drehmaschine, die gerade wegen einigen „Features“ die Bedienerreflexe zu trainieren weiß. Meinen Kollegen Waldemar Schnabel, Kai Schmidt, Ralf Dupont, Jan Engmann, Guido Schüler und vielen weiteren für Hilfe, Ablenkung und letztendlich Freundschaft. Und ganz besonders auch R. U. Emrich für das Gesamtwerk aus gelassener und doch konzentrierter Ruhe, die manche materielle Hilfe noch übertreffen konnte.

Meiner direkten Umgebung danke ich für das erstaunliche Verständnis für manche seltsame Verhaltensweise im Umfeld der Arbeit an der Dissertation, besonders ist hier natürlich meine Partnerin Heike Heckemanns zu nennen („grins mal“). Aber auch meine Freunde Jens Ibach, Arne Nitsch und Kai Hess schafften es nach mancher kämpferischen Mopedrunde am Lagerfeuer meine Erdung ordentlich voran zu treiben.

Jetzt habe ich doch getan, was zu vermeiden war: Gott und der Welt gedankt und doch nicht Jeden genannt. Die Unvollständigkeit dieser Liste bitte ich zu entschuldigen.

Kaiserslautern, Juli 2006





---

## Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit ist eine existierende, hochpräzise Mehrachsendrehmaschine untersucht worden. Die Drehmaschine ist durch einen unkonventionellen Aufbau in der Summe als neuartig zu benennen. Vom Üblichen abweichende Führungen (Doppelprismenführungen als berührende Gleitführungen statt Wälzführung oder berührungsfreie Gleitpaarung) werden durch schwingungsanregende Motoren (Schrittmotoren statt Servomotoren) angetrieben. Durch den Einsatz von Schrittmotoren wird die Position der Achsen gesteuert und nicht geregelt, eine Anzeige der Achsstellungen wird nur zur Arbeitserleichterung bei der Einstellung von Referenzpunkten verwendet.

Aufgrund der Unkonventionalität des Maschinenaufbaus bestand trotz grundsätzlich nachgewiesener Eignung zu höchst präziser Fertigung Unsicherheit hinsichtlich erreichbarer Oberflächengüte und Formtreue für typische Bearbeitungsaufgaben der Metalloptikerherstellung. Die Eignung der Maschine zur Herstellung einer weiteren Kategorie höchst präziser Optikelemente, Gitter oder allgemeiner Mikrostrukturen, wurde in der Vergangenheit zwar immer wieder gefordert, postuliert und teilweise auch nachgewiesen, eine Grenze der auf dieser Maschine möglichen Mikrostrukturgenauigkeiten ist jedoch bisher nicht nachgewiesen worden.

Zur Erlangung besserer Planungssicherheit für die Weiterentwicklung und auch tägliche Arbeit mit dieser Maschine wurde eine mathematische Beschreibung inkl. Fehlerbetrachtung der Werkzeugposition in Abhängigkeit der Achsstellungen erstellt. In diese Fehlerbetrachtung fließt mit der praktischen Ausrichtung und Justierung der Maschine ein wichtiger genauigkeitsbestimmender Arbeitsschritt ein. Weitere Fehlerfaktoren, z.B. thermisch induzierte Positionsfehler und Schwingungen, wurden in den auftretenden Wirkungen beobachtet und angegeben.

Dieses mathematische Modell und die Fehlerbetrachtung werden auf beispielhafte, typische Bearbeitungsaufgaben aus dem Bereich der Metalloptiken (Spiegel: Planflächen, sphärisch konkave Flächen, asphärisch konkave Flächen) und zusätzlich Gitter als Mikrostrukturierung angewendet. Es wird die aus dem mathematischen Modell abgeleitete Vorhersage erreichbarer Oberflächen / Rauheiten mit den tatsächlich erreichten Werten verglichen. Dieser Vergleich stützt bei Planflächen, Sphären und Asphären das Modell, gleichzeitig kann nur geringes Verbesserungspotential ausgemacht werden. Bei Gittern stützt der Vergleich im Betriebsmodus kontinuierliches Vorschubdrehen ebenfalls das Modell, jedoch kann aus Modell und Praxis Verbesserungspotential durch kleinere Winkelschritte der Antriebsmotoren abgeleitet werden. Die Grenze des Modells wird bei der Gitterherstellung durch nicht kontinuierliches Vorschubdrehen (Burst-Mode, Feuerstoß-Vorschub) aufgezeigt: Diese Betriebsart regt mit harten

Stößen die gesamte Maschine zu deutlichen Schwingungen an und überfordert zusätzlich die Gleiteigenschaften der Führungen, so dass entgegen theoretischer Vorhersagen eine deutliche Verschlechterung der Konstanz der Grabenabstände realisiert wird.

Die gesammelten Erkenntnisse führen im Kapitel Ausblick zu einer Vielzahl an Verbesserungsmöglichkeiten. Letztendlich wird prinzipbedingt eine Schwäche bei der Mikrostrukturierung nachgewiesen, wodurch sich hier das höchste Verbesserungspotential ableiten lässt. Bei realistischer Betrachtungsweise wird jedoch eine Empfehlung zur Bearbeitung kontinuierlicher Oberflächen erkannt werden. Hier liegt das Verbesserungspotential allerdings vorwiegend in einer Rationalisierung der Programmierung und Achssteuerung für häufig wechselnde Prototypen, also auf wenig wissenschaftlichem Gebiet.

Als Fortführung dieser Arbeit wird das Aufstellen und Überprüfen eines thermischen Modells der Maschine empfohlen. Hieraus könnten nicht nur weitere Verbesserungsmöglichkeiten abgeleitet werden, darüber hinaus sind die beim Aufstellen und Überprüfen des thermischen Modells gefundenen Kenntnisse schon jetzt im Bereich der UP-Fertigung wichtig und werden weiter an Bedeutung gewinnen.

---

## Abstract

The objective of this work was to examine an unconventional high-precision multi-axis turning machine. The stages of this machine differ from those commonly employed (double prism slideways in form of touching guide slide bearings instead of ball bearings or non-contacting hydro/aerostatic bearings) and are driven by oscillation stimulating motors (stepper motors instead of servomotors). By using stepper motors, the position of the slides is steered rather than regulated, and a position display is only used to allow for easy adjustment of reference points.

Although in principle proven to be suitable for high-precise manufacturing, it was uncertain if the surface quality and shape accuracy required for typical machining tasks in metal optic production could be attained due to the unconventional design of the machine. The suitability of the machine for the production of high-precision optical elements, gratings or general microstructures, has been consistently postulated and partly proven in the past; however, the limit of precision of microstructure production that can be achieved on this machine was not known.

To obtain better planning reliability for further development of the machine, as well as for daily work with it, a mathematical description, including error analysis of the tool position in dependency of the stage positions was made. The practical alignment and justification of the machine components is an important precision defining work step that is reflected in the error analysis. Additional error factors, e.g. oscillations and thermally induced position errors, were observed and documented as they appeared.

This mathematical model and the error analysis were applied to exemplary, typical machining tasks of metal optic production (mirrors: plane, spherical and aspherical) and to gratings as example for microstructures. The prediction of attainable shape accuracy / surface roughness derived from the mathematical model is compared to the values actually reached. The comparison supports the model for plain areas, spheres and aspheres, but at the same time only limited improvement potential could be determined. When producing gratings in the “continuous feed” machine mode, the comparison also supports the model; however possibilities for improvement by using smaller angle steps of the driving motors can be derived from both model and practice. The limit of the model is identified when producing gratings with non-continuous turning (burst mode feed, burst of synchronized steps pushing the slide): This mode of operating with hard shocks oscillates the entire machine and overstrains the gliding properties of the stages, resulting in a clear deterioration of the constancy of the groove distances, which was not predicted by the model.

The collected findings are the basis for a variety of improvement possibilities described in the chapter “Ausblick” (Outlook). A general weakness in producing precise microstructures is proved, so that in theory this area offers the greatest potential for improvement. A practical approach however will recommend the machining of continuous surfaces. Here, the potential for improvement lies mainly in the rationalization of programming and motion controls for frequently changing prototypes.

As a continuation of this work, building and checking a thermal model of the machine is recommended, which could lead to the identification of further improvement possibilities. Furthermore, the knowledge that can be gained by building such a model is already valuable in the area of ultra-precision manufacturing at present and will continue to gain in importance.



## Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung und Zielsetzung.....	1
1.1	Einleitung .....	1
1.1.1	Anwendungsbeispiele.....	3
1.2	Zielsetzung .....	6
2	Beschreibung der verwendeten Maschine und eingesetzter Werkzeuge / Werkstoffe.....	8
2.1	Maschine.....	8
2.1.1	Gesamtaufbau .....	8
2.1.2	Aufbau und Antrieb der Bewegungsachsen .....	9
2.1.3	Aufbau und Antrieb der Hauptbearbeitungsspindel .....	10
2.1.4	Achssteuerung .....	11
2.2	Werkzeuge .....	12
2.3	Werkstoffe .....	12
2.3.1	Aluminiumlegierungen.....	12
2.3.2	Messing.....	13
2.3.3	Bronze.....	13
3	Mathematisches Modell der Maschinenkinematik.....	14
3.1	Position des Werkzeugmittelpunkts in Abhängigkeit der Achsstellungen.....	14
3.2	Fehlerrechnung .....	15
3.2.1	Achsauflösung .....	15
3.2.2	Ausricht- und Nullpunktfehler.....	17
3.2.3	Thermische Fehler .....	22
3.2.4	Sonstige Fehler .....	24
3.2.5	Zusammenfassung der Fehler.....	24
4	Anwendung des Modells bei typischen Aufgaben .....	26
4.1	Planflächen .....	26
4.1.1	Einleitung .....	26
4.1.2	Aufgabenstellung.....	26
4.1.3	Vorüberlegungen und Achsauswahl.....	26
4.1.4	Theoretische Grenze.....	27
4.1.5	Vergleich mit der praktischen Grenze.....	31
4.2	Sphären .....	40
4.2.1	Einleitung .....	40
4.2.2	Aufgabenstellung.....	41
4.2.3	Vorüberlegungen und Achsauswahl.....	41
4.2.4	Theoretische Grenze.....	42
4.2.5	Vergleich mit der praktischen Grenze.....	47
4.3	Asphären.....	53
4.3.1	Einleitung .....	53
4.3.2	Aufgabenstellung.....	54
4.3.3	Vorüberlegungen und Achsauswahl.....	54
4.3.3.1	$\Phi/X$ -Variante .....	56
4.3.3.2	$\Phi/Y$ -Variante .....	57
4.3.3.3	$\Phi/W$ -radial-Variante.....	57
4.3.3.4	$\Phi/W$ -tangential-Variante .....	58
4.3.4	Theoretische Grenze.....	59
4.3.5	Vergleich mit der praktischen Grenze.....	65
4.4	Reflexionsgitter .....	72
4.4.1	Einleitung .....	72
4.4.1.1	Gitter-Ordnung .....	73
4.4.1.2	Freier Spektralbereich.....	74
4.4.1.3	Dispersion.....	74

---

4.4.2	Aufgabenstellung .....	75
4.4.2.1	Allgemein.....	75
4.4.2.2	Konkret.....	75
4.4.3	Vorüberlegungen und Achsauswahl .....	76
4.4.3.1	Trommeldrehen.....	76
4.4.3.2	Achsfernes Planflächendrehen.....	77
4.4.4	Theoretische Grenze .....	78
4.4.5	Vergleich mit der praktischen Grenze .....	83
5	Diskussion der Ergebnisse .....	91
6	Ausblick.....	93
6.1	Schrittauflösung .....	93
6.2	Programmierung der Bewegungsabläufe, Produktivität.....	94
6.3	Schwingungen.....	94
6.4	Thermik.....	95
6.5	Erweitertes Mathematisches Modell.....	96
6.6	Werkstoffe.....	97
6.7	Werkzeuge .....	97
7	Anhang.....	98
7.1	Nomenklatur; Abkürzungen und Formelzeichen.....	98
7.2	Abbildungsverzeichnis.....	103
7.3	Tabellenverzeichnis .....	105
7.4	Literaturverzeichnis .....	106
7.5	Betreute Studien- und Diplomarbeiten .....	107
7.6	Lebenslauf.....	108

# 1 Einleitung und Zielsetzung

## 1.1 Einleitung

Oberflächen geringster Rauheit und höchster Formtreue werden in einem breiten Anwendungsspektrum als unverzichtbare Komponenten eingesetzt. Neben dem klassischen Präzisionsmaschinenbau mit seinen Forderungen nach immer genaueren Bauteilen stellen in besonderem Maße optische Anwendungen höchste Ansprüche an Oberfläche und Form.

Refraktive und reflektive Optiken, z.B. Linsen und gekrümmte Spiegel, werden typisch durch aufwändige Schleif- und Polierprozesse hergestellt, also mit Werkzeugen geometrisch unbestimmter Schneide. Die erreichbaren Oberflächengüten genügen zwar höchsten Ansprüchen, komplexe dreidimensionale Strukturen im Mikrometerbereich sind jedoch nicht herstellbar. Die Kenntnisse und Erfahrungen der klassischen Optikfertigung sind somit nicht auf die Herstellung diffraktiver Optiken übertragbar.

Seit etwa 1960 wurde in den USA als alternatives Fertigungsverfahren die Mikrozerspanung mit definierter Schneide im vorwiegend geheimen Labormaßstab angewendet. Der Begriff Mikrozerspanung wurde erstmals 1972 von J.B. Bryan vom Lawrence Livermore National Laboratory anlässlich einer Konferenz im Rahmen der CIRP (College International pour la Recherche en Productique) genannt. In der Folgezeit, besonders in den achtziger und neunziger Jahren, entstanden weltweit zahlreiche Forschergruppen, die sich mit den Möglichkeiten und Grenzen der Fertigung von spiegelnden Oberflächen und auch Mikrostrukturen durch Fräs- und Drehprozesse beschäftigten. [1][4]

In der Mikrozerspanung werden vorwiegend monokristalline Naturdiamanten mit scharten- und riefenfreien Schneidkantenradien im Bereich von 2-10 Nanometer [5] bis zu einigen 10 Nanometer [1] verwendet. Die dadurch möglichen Schnitttiefen liegen deutlich unter einem Mikrometer und verursachen durch entsprechend kleine Schnitt- und Normalkräfte ( $< 100 \text{ mN}$  [6]) nur sehr geringe Verformungen der Maschinenstruktur und des Werkstücks. Im Zusammenspiel mit hochgenauen Führungen und Hauptspindeln kann somit die typische Anforderung an Optiken von Formgenauigkeiten besser  $\lambda/10$ - $\lambda/2$  (= ca. 50-300 nm) bei Mittenrauhwerten von 2-5 Nanometer erfüllt werden.

Alle direkt am Arbeitsergebnis beteiligten Komponenten sind in besonderem Maße an die hohen Anforderungen angepasst. So werden die Führungen üblicherweise als sehr laufruhige und dennoch steife Luftlagerungen ausgeführt, hydrostatische Varianten optimieren zusätzlich die Tragfähigkeit und Dämpfung. Der Achsantrieb erfolgt typisch durch DC-Servomotoren

und vorgespannte Kugelgewindespindeln oder Trapezgewindespindeln, in Ausnahmen werden Trapezgewindespindeln mit hydrostatischen Muttern verwendet. Seit einigen Jahren werden auch im UP-Bereich immer häufiger Linearmotoren eingesetzt, Probleme durch Wärmeeintrag und Positionsschwingungen sind jedoch weiterhin existent. Die Regelschleife wird typisch durch hochauflösende Glasmaßstäbe geschlossen, in deutlich geringerem Umfang auch durch interferometrische Wegmessung. Auch die rotierenden Systeme, z.B. Haupt- und Frässpindeln, werden vorwiegend als aero- oder hydrostatisch gelagerte Spindeln ausgeführt.

Durch den Schneidstoff Diamant ist die Palette der bearbeitbaren Werkstoffe eingeschränkt. Es können nur Werkstoffe bearbeitet werden, die keine chemische Affinität zu Kohlenstoff haben, diesen also nicht lösen oder Carbide bilden. Leider sind dadurch neben dem technisch interessantesten Werkstoff Stahl auch Titan, Chrom und Wolfram nicht bearbeitbar. Bearbeitbar sind Nichteisenmetalle (z.B. Aluminiumlegierungen, Kupfer, Messing, Bronze, Nickel; typisch für reflektive Optiken und Mikrostrukturen), Polymere (z.B. PMMA, PC; typisch für transmissive Optiken und Mikrostrukturen), Halbleiter (z.B. Germanium, Silizium), aber auch Sonderwerkstoffe wie z.B. IR-transparente Kristalle (z.B. Zinksulfid, Zinkselenid). Optimale Ergebnisse können jedoch nur mit idealen Werkstoffen erwartet werden. Bei grundsätzlich gegebener Bearbeitbarkeit kann vor allem die Forderung nach möglichst isotropem Werkstoffverhalten, fehlenden Korngrenzübergängen, Eigenspannungsfreiheit und Formstabilität über Zeit und Temperatur formuliert werden. Solche Werkstoffe sind zumeist nur in Ausnahmefällen und im Labormaßstab verfügbar, für reale Anwendungen wird daher die Werkstoffwahl immer ein Kompromiss sein. Für reflektive Oberflächen werden häufig AlMg3 ( $R_{a \text{ min}} = 7,6 \text{ nm}$  [4]), AlMgSi1 ( $R_{a \text{ min}} = 5,9 \text{ nm}$  [4]), CuZn30 (mikrokristallin:  $R_{a \text{ min}} = 3,3 \text{ nm}$  [4]) und sauerstoffreies hochleitfähiges Kupfer (OFHC,  $R_{a \text{ min}} = 3,0 \text{ nm}$  [4]) verwendet.

Die im Rahmen dieser Arbeit verwendete Drehmaschine FreeFormGenerator01 (FFG01) weicht in einigen Konstruktionsmerkmalen von typischen UP-Maschinen ab: Die Führungen sind als überbestimmte Doppelprismenführungen ausgeführt, angetrieben durch beidseitig gelagerte Trapezgewindespindeln und Schrittmotoren ohne Regelung (reine Steuerung), s.a. Kap. 2.1ff (Maschine). Die prinzipielle Eignung zur HP- und UP-Zerspanung ist gegeben [1], dennoch fordert gerade der unregelmäßige Schrittmotorantrieb mit seinen diskreten Achsschritten eine möglichst gute Anpassung der Achskonfigurationen an die Bearbeitungsaufgabe: Vor jeder neuen Bearbeitungsaufgabe sind Überlegungen zum Einfluss der Antriebschrittweiten auf das Arbeitsergebnis unumgänglich. Der Kostenvorteil im Aufbau der

Maschine geht im UP-Bereich also zu Lasten einer einfachen Flexibilität, hier bieten typische, aber kostenintensivere X/Y/Z-Maschinen Vorteile.

In Kapitel 1.2 (Zielsetzung) werden die wichtigsten Probleme genannt und ein Weg zur Erlangung besserer Ergebnisvorhersagen festgelegt.

### 1.1.1 Anwendungsbeispiele

Eine der Standardanwendungen der Mikrozerspanung ist die Herstellung von spiegelnden Planflächen. Abbildung 1 zeigt eine solche Planfläche aus Messing ( $\varnothing$  60 mm) zur Verwendung als Umlenkspiegel für Laserstrahlen. Der Reflex zeigt den Laborhintergrund unscharf, da auf die vordere Kante des Spiegels fokussiert wurde. Durch die Verwendung metallischer Substrate, hier Messing, und einer entsprechend hohen Wärmeleitfähigkeit des Spiegels, kann mittels Kühlbohrungen eine gute thermische Stabilisierung des Spiegels im Laserbetrieb erreicht werden.

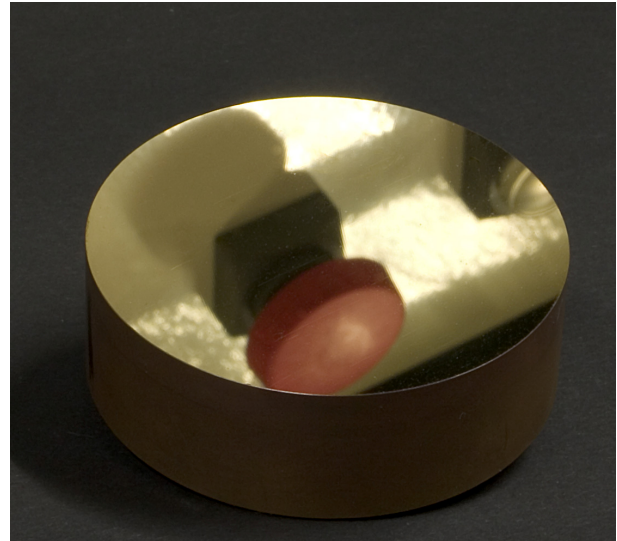


Abbildung 1: Planfläche als Laserspiegel

Abbildung 2 zeigt ebenfalls eine Planfläche. Durch die  $45^\circ$  Schiefstellung wird ein vertikal auftreffender Laserstrahl horizontal reflektiert. Gleichzeitig dreht sich der Spiegel um die vertikale Achse, der Laserstrahl rotiert also in der horizontalen Ebene. Zur Reflektivitätsverbesserung wurde das Messingsubstrat mit Aluminium beschichtet.

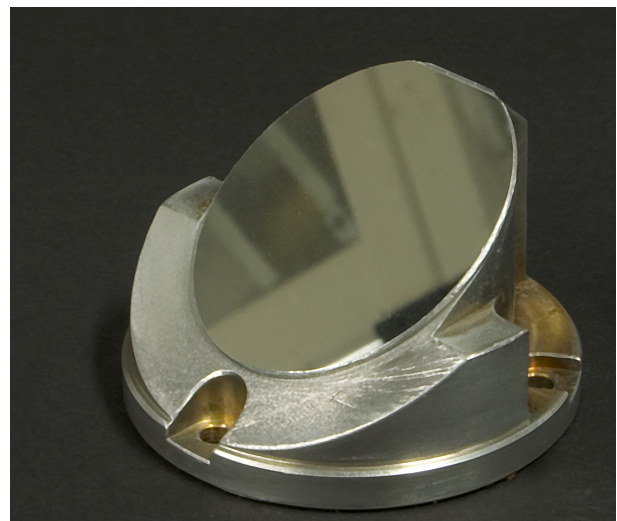
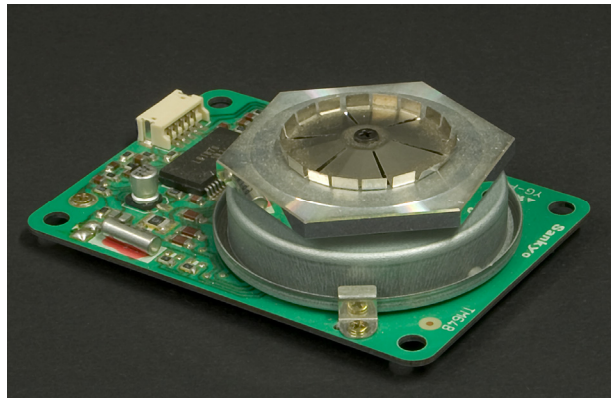


Abbildung 2: Scannerspiegel

Durch rotierende Polygonspiegel können Laserstrahlen sehr präzise und schnell abgelenkt werden. Das Beispiel in Abbildung 3 wurde einem Laserdrucker entnommen. Der Polygonspiegel aus Aluminium ist verspannungsarm durch Federn direkt auf den Antrieb montiert.



**Abbildung 3: Polygonspiegel als Scannerspiegel**

Zur Justage und Überprüfung optischer Messsysteme können definierte Stufenränge eingesetzt werden. Abbildung 4 zeigt solche Planflächen in annähernd optischer Qualität mit 10 mm Durchmesser. Die Stufen mit einer Höhe von 1 mm (links) und 0,1mm (rechts) sind senkrecht.



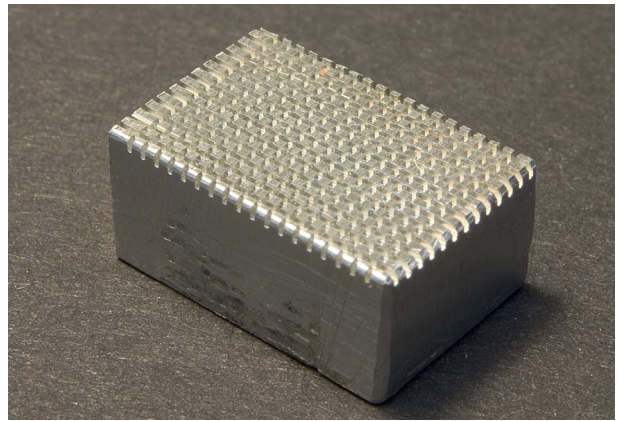
**Abbildung 4: Planflächen mit definierten Stufen**

Abbildung 5 zeigt einen Parabolspiegel von 220 mm Durchmesser. Die Asphäre wird in einem Messsystem zur Erzeugung einer großen ebenen Wellenfront eingesetzt. Es handelte sich um eine Einzelteilfertigung, gerade hier konnte die Mikrozerspanung ihre Vorteile hinsichtlich Bearbeitungszeit und Kosten voll ausspielen.



**Abbildung 5: Asphärischer Spiegel (Paraboloid)**

Das Prägewerkzeug in Abbildung 6 diente der Herstellung von kleinen Vertiefungen in Polycarbonatplättchen. Solche Mikrotöpfchen werden in chemischen Analysegeräten verwendet. Die kleinen Würfel auf der Oberfläche haben eine Kantenlänge von 0,4 mm und können auch durch konventionelle Zerspanung hergestellt werden. Der Einsatz von Diamantwerkzeugen verringert die Rauheit der Würfeloberflächen jedoch entscheidend und abgeformte Töpfchen können nahezu störungsfrei durchleuchtet werden.



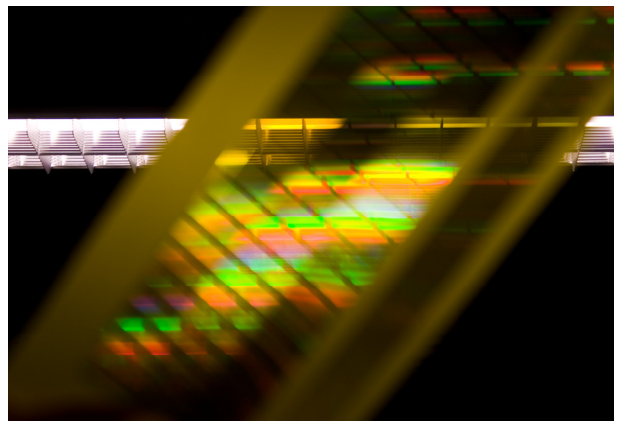
**Abbildung 6: Prägewerkzeug zur Herstellung von Mikrotöpfchen**

Beugungsgitter, z.B. für Spektralanalysen, werden vorwiegend als so genannte Blaze-Gitter ausgeführt. Abbildung 7 ist ein Mikroskopfoto eines solchen Gitters mit einer Gitterkonstanten von 5  $\mu\text{m}$  und einer keilförmigen Grabenstruktur (maximale Tiefe 0,34  $\mu\text{m}$ ).



**Abbildung 7: Gitterstruktur, Gitterkonstante 5  $\mu\text{m}$**

Abbildung 8 zeigt die typische Lichtzerlegung durch Gitterwirkung. Die Folie trägt mittig drei benachbarte Blaze-Gitter mit Strukturgrößen von 10, 5 und 2,5  $\mu\text{m}$ . Der getrennte Streifen auf der rechten Seite zeigt eine ungewollte Gitterwirkung: Es sollte eine glatte Oberfläche erzeugt werden, die Riefigkeit eines verschlissenen Diamantwerkzeugs prägte der Folie jedoch eine beugende Struktur auf.



**Abbildung 8: Lichtzerlegung durch Gitterwirkung**

## 1.2 Zielsetzung

Die Drehmaschine FFG01 als Eigenentwicklung des Lehrstuhls für Feinwerktechnik hat trotz unkonventioneller Lösungsansätze in der Vergangenheit immer wieder ihre Eignung zu hoch- und höchstpräziser Fertigung bewiesen. Die momentane Ausbaustufe der Maschine führt bei hoher Flexibilität hinsichtlich der Bearbeitungsaufgaben aufgrund dieser unkonventionellen Lösungsansätze jedoch immer wieder zu unerwartet guten, aber auch unerwartet schlechten Arbeitsergebnissen. Dieses Verhalten gefährdet die Planungssicherheit im Umgang mit dieser Maschine in zweierlei Hinsicht:

1. Für den Forschungs- und Entwicklungsbetrieb des Lehrstuhls für Feinwerktechnik (FWT) an der Technischen Universität Kaiserslautern ist die Weiterentwicklung der FFG01 Drehmaschine von vitalem Interesse. Die Richtung Mikrotechnik und Mikrostrukturierung wird in Wissenschaft und Praxis zur Zeit rege diskutiert, weiterentwickelt und angewendet. Die FFG01 ist zwar unkonventionell und in diesem Sinne einzigartig, jedoch auch bei der FWT nicht die einzige Maschine zur hochgenauen Mikrostrukturierung. Um ihre Stärken gegenüber der Konkurrenzmaschinen weiterzuentwickeln, sollte zunächst ihre Genauigkeit im Vergleich zu diesen Konkurrenzmaschinen abgegrenzt werden.
  - a. Soll die nachfolgend beschriebene Drehmaschine FFG01 weiter in Richtung kontinuierlicher Flächen (Planflächen, Asphären, ...) geringster Rauheit und Formfehler optimiert werden? Welches Potential der Weiterentwicklung ist noch vorhanden?
  - b. Soll die Drehmaschine FFG01 weiter in Richtung Mikrostrukturierung (Gitter, Lichtleiterorientierer, feinste und präzise Strukturen, ...) optimiert werden? Welches Potential ist in dieser Richtung vorhanden?
2. Die durch schnelle Drehprozesse kostengünstige Herstellung geringer Stückzahlen optischer Bauteile (rotationssymmetrische Spiegel nahezu beliebiger Form) ist weiterhin für industrielle Auftraggeber sehr interessant. Ebenso wird immer wieder die Möglichkeit der Erzeugung feiner, definierter Grabenstrukturen nachgefragt. Viele erreichbare Spezifikationen werden in fast allen Fällen mit hoher Unsicherheit abgeschätzt, da für typische Standardfälle keine sicher erreichbaren Grenzen bekannt sind.



- a. Welche Rauheiten und Formgenauigkeiten können für typische Bearbeitungsfälle (Planflächen, Sphären, Asphären) in typischen Materialien vorhergesagt und auch erreicht werden?
- b. Welche Strukturgenauigkeiten (Grabenbreite oder -Abstand) sind bei typischen Mikrostrukturierungen vorhersagbar und auch erreichbar?

Diese Arbeit soll für diese spezifischen Fragenstellungen Antworten finden und so Wege zukünftiger Weiterentwicklung aufzeigen.

## 2 Beschreibung der verwendeten Maschine und eingesetzter Werkzeuge / Werkstoffe

### 2.1 Maschine

Die im Folgenden beschriebene UP-Drehmaschine FFG01 ist in [1] ausführlich beschrieben. Die wichtigsten Daten und Eigenschaften werden hier nur knapp zusammengefasst.

#### 2.1.1 Gesamtaufbau

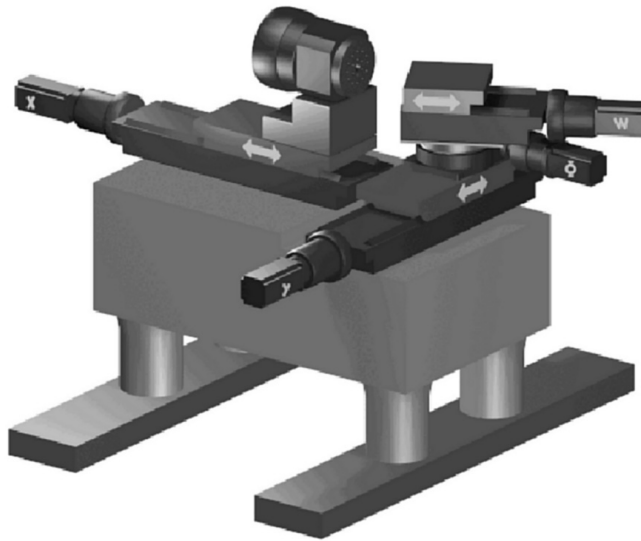


Abbildung 9: Drehmaschine FFG01 (FreeFormGenerator01)

Abbildung 9 zeigt ein maßstäbliches dreidimensionales Computerbild der Drehmaschine FFG01. Die Maschinenbasis aus Naturgranit ist über lagegeregelte aerostatische Federn gegenüber dem Boden des Aufstellungsortes schwingungsentkoppelt. Auf der plangeschliffenen Oberseite des Quaders sind drei Linear- und eine Schwenkachse angebracht.

Zwei der Linearachsen (X-Achse und Y-Achse) sind rechtwinklig zueinander ausgerichtet. Auf der Y-Achse ist ein 360° Schwenktisch ( $\Phi$ ) und auf diesem eine kürzere Linearachse (W), von ansonsten gleicher Bauform wie die X- und Y-Achse, montiert. Alle vier Achsen sind zum Antrieb

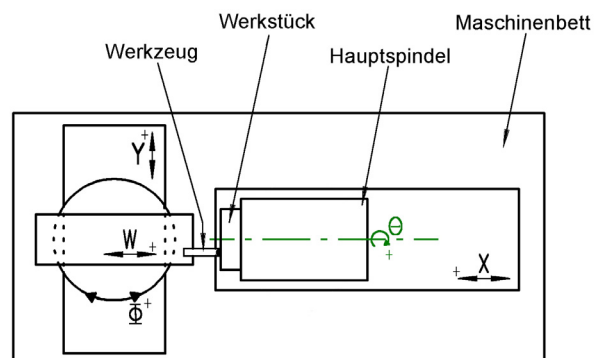


Abbildung 10: Achsanordnung FFG01

mit Dreiphasenschrittmotoren ausgestattet. Auf dem Verschiebetisch der X-Achse befindet sich auf einem Unterbau das komplette Hauptspindelaggregat (0). Auf dem linear beweglichen Tisch der W-Achse ist der Werkzeughalter mit Drehwerkzeug montiert, welches linear beweglich und/oder rotatorisch bewegt mit dem an der Hauptspindelinheit befestigten Werkstück in Kontakt gebracht wird.

### **2.1.2 Aufbau und Antrieb der Bewegungsachsen**

Die in der Drehmaschine FFG01 verwendeten Linearachsen entstammen einer Messmaschine des US-amerikanischen UP-Maschinenherstellers "The Moore Special Tool Company", Bridgeport Connecticut. Das Tischbett und der Verschiebetisch sind aus Grauguss gefertigt und werden durch eine Hochpräzisionsgewindespindel mit umgreifender Aluminiumbronzemutter miteinander verbunden. Die Genauigkeit der Umsetzung der Drehbewegung der Spindel in die Linearbewegung des Tisches (3 mm/U) erfolgt mit maximal 1  $\mu\text{m}$  Positionsabweichung über die gesamte Bewegungslänge von 400 mm [2][1]. Zur Schmierung und Reibungswärmeabfuhr wird die Bewegungsspindel mit Mutter in einem Ölbad untergetaucht betrieben. Die Spindel ist, entgegen konventioneller Konzepte, beidseitig im Tischbett gelagert. Die Lagerung auf der Antriebsseite ist als eine Gleitlagerung mit einer Länge von ca. 180 mm zur radialen Lagerung der Spindel und einer Präzisionskugellagerung zur axialen Fixierung der Spindel ausgeführt. Das gegenüberliegende Ende der Spindel ist ein reines Radialgleitlager. Beide Gleitlager sind linienflüchtig aufeinander eingepasst und besitzen ein Lagerspiel von 2,5 bis 3,5  $\mu\text{m}$  [1]. Diese Art der Spindellagerung bedingt eine sehr genaue Ausrichtung der Führungen des Tisches, damit dieser in seiner Linearbewegung nicht klemmt. Die Führung des Tisches ist, ebenfalls entgegen konventionellen Konzepten, als ölgeschmierte Gleitführung in Doppel-V-Bauweise (doppelte Prismenführung) ausgebildet. Dies erfordert eine sehr genaue Ausrichtung der Führungselemente bezüglich deren Winkelabweichung um alle Raumachsen.

Der Drehtisch besitzt zur radialen Lagerung ein doppelreihiges Zylinderrollenlager und zur axialen Lagerung ölgeschmierte Gleitflächen. Der Antrieb erfolgt über ein Schneckengetriebe mit aufeinander eingeläppter Schnecke und Schneckenrad.

Die Fertigung dieser Linear- und Drehtische erfolgt in Handarbeit und ist in der Qualität der Abweichungen von den jeweiligen Idealverfahrgeometrien extrem hoch. Die Abweichung von der Idealgeradheit des Verfahrenweges der Linearachsen beträgt weniger als 0,1  $\mu\text{m}$  über den gesamten Weg [2][1].

Die Linearachsen sind mit einem Längenmesssystem (Heidenhain LS105, Anzeigegenauigkeit 0,1  $\mu\text{m}$ ) ausgerüstet.

Der Antrieb der Achsen erfolgt in kommerziellen UP-Maschinen durch geregelte Gleichstromservomotoren. In der FFG01 Drehmaschine ist jedoch, von diesem Konzept abweichend, ein Schrittmotorantrieb zum Verfahren der Achsen implementiert worden. Dies stellt einen markanten Unterschied zu den allgemein in der UP-Zerspanung etablierten Antriebskonzepten dar. Durch die Weiterentwicklung der Schrittmorttechnologie ist es jedoch durchaus sinnvoll, solche Motoren auch für die HP- und UP-Zerspanung einzusetzen. Ausführlichere Informationen über diese Thematik können in [1] gefunden werden.

Bei den für den Linear- und Schwenkachsantrieb verwendeten Schrittmotoren handelt es sich um dreiphasige Schrittmotoren, die neben dem standardmäßigen Makroschrittbetrieb mit 1000 Schritten pro Umdrehung auch einen Mikroschrittbetrieb mit 10.000 Schritten pro Umdrehung zulassen. Die Antriebe können einzeln durch eine Handsteuerung angesteuert werden. Alternativ können die Motoren, auch für mehrachsigen Betrieb, durch einen PC getaktet werden.

Im Makroschrittmodus ergibt sich aus 1000 Schritten/U mit der Spindelsteigung von 3 mm/U eine Schrittweite (Achsauflösung) von 3  $\mu\text{m}$ . Analog ergibt sich im Mikroschrittmodus mit 10.000 Schritten/U eine Schrittweite von 0,3  $\mu\text{m}$ .

### **2.1.3 Aufbau und Antrieb der Hauptbearbeitungsspindel**

Das kommerziell erhältliche Hauptspindelaggregat besteht aus einem aerostatischen Lager mit direkt angeflanschem DC-Motor. Die Luftlagereinheit ist als einlassgedrosseltes Lager in H-Bauform mit zwei Axiallagerplatten (228 mm Durchmesser) und einem zylindrischen Teil als Radiallager (127 mm Durchmesser) ausgeführt. Die Axiallagerplatten sind an ihrem Umfang mit je acht Gewindebohrungen ausgestattet. Diese werden zum Ein- und Ausschrauben von Massen zum dynamischen 2-Ebenen Auswuchten der Spindel genutzt. Der DC-Scheibenläufermotor (Kommutierung durch Bürsten) kann in seiner Drehfrequenz stufenlos zwischen 0...50 Hz variiert werden. Die Vorgabe der Drehfrequenz erfolgt durch Einstellung des Sollwertes an einem Stelltransformator des Versorgungsnetzteils, die Drehzahl wird nicht geregelt. Für die Hauptspindeleinheit werden folgende Spezifikationen genannt [3][1]:

- Planlauf- / Rundlaufgenauigkeit besser 50 nm
- Nicht reproduzierbare Planlauf- / Rundlaufabweichung besser 30 nm
- Axiale Tragkraft 2 kN, radiale Tragkraft 1,95 kN
- Maximale asymmetrische Belastung 140 Nm
- Betriebsdruck 6,2 bar, Luftverbrauch 51 NL/min

Die Hauptbearbeitungsspindel ist mit einer Wuchtgüte  $G < 0,4$  ( $G = e \cdot \omega$  mit  $G$  = Wuchtgüte,  $e$  = Schwerpunktsexzentrizität in mm,  $\omega$  = Kreisfrequenz in Hz) sehr gut ausgewuchtet und damit sehr laufruhig.

#### 2.1.4 Achssteuerung

Alle Achsen der Drehmaschine FFG01 werden gesteuert und nicht geregelt. Die Eingänge der Leistungstreiber für die Schrittmotoren werden mit einer definierten Anzahl von Impulsen angesteuert, die Schrittmotoren führen mit hoher Zuverlässigkeit eine entsprechende Anzahl Schritte aus. Auf diese Weise ist ein genaues relatives Verfahren möglich, eine Kontrolle der tatsächlichen Position erfolgt nicht. Die Positionen der X-, Y- und W-Achsen werden zwar über Glasmaßstäbe gemessen, dienen aber nur einer Kontrolle durch den Bediener und werden nicht einem Regelkreis zugeführt. Die Schwenkachse  $\Phi$  wird über ein Nonius abgelesen, eine automatisierte Stellungserfassung durch Decoder ist nicht implementiert.

Im einachsigen Betrieb werden die Steuerimpulse durch ein Handsteuergerät erzeugt, im Prinzip ein einfacher Frequenzgenerator. Im mehrachsigen Betrieb werden die Impulse durch einen PC erzeugt und an einen externen FIFO-Puffer übergeben. Dieser FIFO-Puffer gewährleistet eine höhere Frequenzgenauigkeit und Gleichzeitigkeit der Steuersignale als eine alleinige Steuerung über einen PC.

Im computergesteuerten Betrieb werden durch eine selbst entwickelte Software die Positionen der X-, Y- und W-Achsen ausgelesen, jedoch ausschließlich für geregeltes Anfahren von Startpunkten. Eine Bahnsteuerung ist nicht integriert, mehrachsige Bewegungen werden durch Abarbeiten vorher definierter Impulsfolgen durchgeführt.

Details der Motoransteuerung und Rechnerkopplung sind in [1] ausführlicher beschrieben. Die Steuersoftware für den automatisierten Betrieb entstand zu einem späteren Zeitpunkt und ist somit in [1] noch nicht erwähnt, dient jedoch auch nur der Arbeitserleichterung und nicht einer höheren Bahngenauigkeit.

Die Schrittsicherheit der Maschine ist als sehr hoch einzustufen. Fehlende Schritte konnten im Betrieb nicht beobachtet werden.

## 2.2 Werkzeuge

Als Drehwerkzeuge werden monokristalline Naturdiamanten ohne Schutzfase oder Bombierung verwendet. Für glatte Oberflächen (Planflächen, Asphären, ...) wird eine kreisbogenförmige Rundschneide mit Radius 0,5 mm eingesetzt, für strukturierte Oberflächen (Keilgräben für Gitter) steht ein Eckendrehwerkzeug mit einem Eckenwinkel von  $89^\circ$  zur Verfügung. Der relativ große Freiwinkel beträgt bei beiden Werkzeugen  $11^\circ$ , wodurch auch Innendrehen bei kleinen Durchmessern möglich ist.

Die Werkzeuge werden lichtmikroskopisch begutachtet und kontrolliert. Mit sehr guten Mikroskopen kann eine verschlissene Schneidkante gerade noch identifiziert werden, eine Formkontrolle ist mittels Fotografie und Rechnerauswertung sehr gut durchführbar. Allerdings beschränkt sich die lichtmikroskopische Kontrolle auf das Auflösungsvermögen der verwendeten Optik, Fehler unter  $0,5 \mu\text{m}$  Größe sind nicht mehr klar erkennbar. Auf der Freifläche führt jedoch ein deutlich kleinerer Fehler der Schneide zu Verschleißmarken von mehreren  $\mu\text{m}$  Ausdehnung, so dass indirekt die Schneidenqualität beurteilt werden kann. Laut Herstellerangabe hat der Eckenradius eine Genauigkeit von ca. 1%, der Schneidkantenradius beträgt im Neuzustand ca. 10 – 20 nm.

## 2.3 Werkstoffe

Die verwendeten Werkstoffe werden in den Anwendungskapiteln genannt. Hier werden alle verwendeten Werkstoffe kurz vorgestellt. Alle Proben eines Werkstoffs entstammen jeweils der gleichen Charge.

### 2.3.1 Aluminiumlegierungen

Als Aluminiumwerkstoffe werden die verbreiteten AlCuMg1 und AlCuMgPb Legierungen ohne bekannte Vorbehandlung oder spezifische Qualität verwendet. Beide liegen im Anlieferungszustand kalt ausgehärtet und deutlich umgeformt vor. Zur Reduzierung der Eigenspannungen durch vorgegangene Kaltumformungen werden Probenrohlinge für 8 h bei  $180 \text{ }^\circ\text{C}$  gelagert, die positiven Festigkeitswerte aufgrund des Härtevorgangs werden hierbei nicht verringert. Beide Werkstoffe werden als gut zerspanbar bezeichnet, ein Bleizusatz fördert bei konventioneller Bearbeitung die Bildung kurzer Späne und hebt so die Zerspanbarkeit auf „sehr gut“. Beide Werkstoffe eignen sich zur spanenden Erzeugung sehr guter Oberflächen. [14]

Die undefinierten Werkstoffkennwerte und Vorbehandlungen können die Langzeitstabilität der zu erzeugenden Oberflächen und die Vergleichbarkeit der zu ermittelnden Oberflächen-

güten nachteilig beeinflussen, werden jedoch aus Kosten- und Verfügbarkeitsgründen in Kauf genommen.

Es werden zwei Aluminiumlegierungen verwendet, da AlCuMg1 als Plattenmaterial und AlCuMgPb als gepresste Stange vorliegt. Aus den Platten werden Proben herausgefräst, so dass die durch Umformung gereckten Körner senkrecht zur Probenachse liegen. In den Proben aus Rundmaterial liegen die Körner längs der Probenachse. Ein möglicher Einfluss der Kornlage auf die entstehende Oberflächengüte wird auf diese Weise beobachtbar gemacht.

### **2.3.2 Messing**

Das Messing CuZn40Pb2 ist sehr gut für die spanabhebende Bearbeitung geeignet. Es wird besonders bei der Fertigung von Massenteilen für die Elektrotechnik, Feinmechanik und optische Industrie eingesetzt. Der Bleianteil ist in dieser Legierung unlöslich und scheidet sich in fein verteilter Form meist an den Korngrenzen ab, er wirkt dadurch kornfeinend auf das Gefüge und verbessert die Spanbarkeit. [15]

Die Proben werden aus Stangenmaterial vereinzelt, gereckte Körner liegen längs der Probenachse. Eigenspannungen durch Kaltverformungen werden durch Entspannungsglühen bei 300 °C über 8 h abgebaut. [15]

### **2.3.3 Bronze**

Die Bronze CuSn8 gilt als mäßig geeignet für die spanabhebende Bearbeitung. Lange Bandspäne erschweren in der automatischen Drehbearbeitung den Spantransport, Aufbauschneiden und Materialausreißer erschweren die Erzeugung hochwertiger Oberflächen. Dem gegenüber stehen eine gute Korrosions- / Anlaufbeständigkeit und weitgehende Immunität gegen lochfraßähnliche Angriffe, weshalb CuSn8 neben Gleitlagerungen, Federn und hoch beanspruchten Teilen im allgemeinen Maschinenbau auch für optische Bauteile interessant ist.

Die Proben werden aus Stangenmaterial vereinzelt, gereckte Körner liegen längs der Probenachse. Eigenspannungen durch Kaltverformungen werden durch Entspannungsglühen bei 275 °C über 8 h abgebaut. [16]

Für das Trommeldrehen (Kapitel 4.4) wird ausschließlich aus Verfügbarkeitsgründen CuSn6 als 0,1 mm Blech verwendet. Die Eigenschaften sind vergleichbar mit CuSn8. [17]

Die Körner liegen längs der späteren Bearbeitungsrichtung. Das Material liegt gehärtet vor, Vorbehandlungen sind nicht bekannt. Eigenspannungen durch Kaltverformungen werden durch Entspannungsglühen bei 275 °C über 1 h abgebaut. [17]

### 3 Mathematisches Modell der Maschinenkinematik

In den folgenden Unterkapiteln wird die Position des Werkzeugmittelpunkts in Abhängigkeit der Achsstellungen beschrieben. Diese Beschreibung wird zunächst für den idealisierten Fall durchgeführt, die Abschätzung/Berechnung der Fehler erfolgt in Kapitel 3.2 (Fehlerrechnung).

Die folgenden Überlegungen sind hauptsächlich für den zweidimensionalen Fall ausgeführt. Diese Vereinfachung ist möglich, da hier entweder in Drehprozessen das Werkzeug entlang einer zweidimensionalen Kurve geführt wird oder ebene Fräsprozesse verwendet werden. Die dritte Dimension (Z-Achse) ist in der Maschine nicht realisiert und wird daher auch nicht betrachtet, sondern lediglich in der Fehlerrechnung verwendet.

#### 3.1 Position des Werkzeugmittelpunkts in Abhängigkeit der Achsstellungen

Die Achsanordnung der Drehmaschine FFG01, siehe auch Abbildung 10 auf Seite 8, führt zu folgender Beschreibung der Position des Werkzeugmittelpunkts.

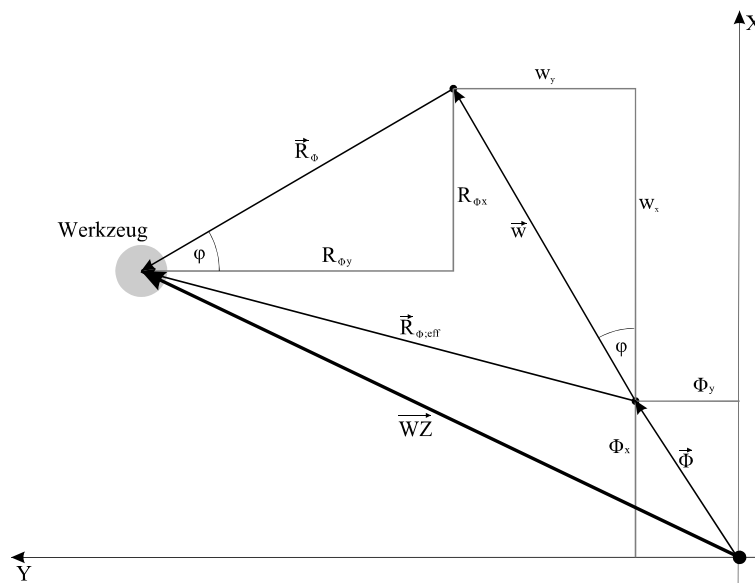


Abbildung 11: Position des Werkzeugmittelpunkts

Der Vektor  $\vec{\Phi}$ , mit seinen den Stellungen der X- und Y-Achse entsprechenden Komponenten  $\Phi_x$  und  $\Phi_y$ , zeigt vom Ursprung des Maschinenkoordinatensystems auf den Drehmittelpunkt der  $\Phi$ -Achse. Auf der  $\Phi$ -Achse ist die W-Achse montiert und auf dieser wiederum mit seitlichem Versatz  $R_\Phi$  das Werkzeug. Da  $R_\Phi$  als minimaler Schwenkradius der  $\Phi$ -Achse bei  $\vec{W} = 0$  definiert ist, steht  $\vec{R}_\Phi$  senkrecht auf  $\vec{W}$ .



Die Position des Werkzeugmittelpunkts kann also als Vektor  $\overrightarrow{WZ}$  nach Glng. 1 beschrieben werden:

$$\begin{aligned}\overrightarrow{WZ} &= \overrightarrow{\Phi} + \overrightarrow{W} + \overrightarrow{R}_\varphi \\ &= \begin{pmatrix} \Phi_X \\ \Phi_Y \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} W \cdot \cos \varphi \\ W \cdot \sin \varphi \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} -R_\varphi \cdot \sin \varphi \\ R_\varphi \cdot \cos \varphi \end{pmatrix}\end{aligned}\quad \text{Glng. 1}$$

Weitere Freiheitsgrade müssen für den nicht idealen Fall eingeführt werden. So werden beispielsweise Ausrichtfehler des Maschinenaufbaus Glng. 1 in Kapitel 3.2.2 erweitern.

## 3.2 Fehlerrechnung

### 3.2.1 Achsauflösung

Einzelfehler aufgrund einer begrenzten Achsauflösung werden als maximale, systematische Fehler unbekanntem Vorzeichens angesehen. Dies stellt den ungünstigsten Fall, alle Fehler addieren sich in einer Richtung, dar.

Als Einzelfehler der Achsen werden hier eingeführt:

$\Delta\Phi_X$  Positionsfehler der X-Achse in X-Richtung. Bei einer Schrittauflösung der X-Achse von  $\Delta X_{\min} = 0,3 \mu\text{m}$  ist  $\Delta\Phi_X = |\pm 0,15 \mu\text{m}| = 0,15 \mu\text{m}$ .

$\Delta\Phi_Y$  Positionsfehler der Y-Achse in Y-Richtung. Bei einer Schrittauflösung der Y-Achse von  $\Delta Y_{\min} = 0,3 \mu\text{m}$  ist  $\Delta\Phi_Y = |\pm 0,15 \mu\text{m}| = 0,15 \mu\text{m}$ .

$\Delta\varphi$  Winkelpositionsfehler der  $\Phi$ -Achse. Bei einer Schrittauflösung der  $\Phi$ -Achse von  $\Delta\varphi_{\min} = 3,49 \mu\text{rad}$  ist  $\Delta\varphi = |\pm 1,745 \mu\text{rad}| = 1,745 \mu\text{rad}$ .

$\Delta W$  Relativer Positionsfehler der W-Achse in W-Richtung. Bei einer Schrittauflösung der W-Achse von  $\Delta W_{\min} = 0,3 \mu\text{m}$  ist  $\Delta W = |\pm 0,15 \mu\text{m}| = 0,15 \mu\text{m}$ .

$\Delta R_\varphi$  Abstandsfehler des Werkzeugmittelpunkts zur W-Achse, Richtung  $\varphi + \pi/2$ . Diese Größe wird vorerst als  $\Delta R_\varphi = 0$  definiert, da hier nur Fehler aus der Achsauflösung betrachtet werden.

Mittels der Fehlerfortpflanzung nach

$$\Delta \overrightarrow{WZ} = \sum_i \left| \frac{\partial \overrightarrow{WZ}}{\partial x_i} \cdot \Delta x_i \right| \quad \text{Glng. 2}$$

ergibt sich der Positionsfehler des Werkzeugmittelpunkts  $\Delta \overrightarrow{WZ}$  zu

$$\Delta \overrightarrow{WZ} = \begin{pmatrix} |\Delta \Phi_x| \\ |\Delta \Phi_y| \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} |\Delta W \cdot \cos \varphi| \\ |\Delta W \cdot \sin \varphi| \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} |\Delta R_\varphi \cdot \sin \varphi| \\ |\Delta R_\varphi \cdot \cos \varphi| \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} |\Delta \cos \varphi \cdot W| + |\Delta \sin \varphi \cdot R_\varphi| \\ |\Delta \sin \varphi \cdot W| + |\Delta \cos \varphi \cdot R_\varphi| \end{pmatrix} \quad \text{Glng. 3}$$

mit  $\Delta \sin \varphi = \sin(\varphi + \Delta\varphi) - \sin \varphi$   
 $\Delta \cos \varphi = \cos(\varphi + \Delta\varphi) - \cos \varphi$

In diesem Kapitel werden nur Einflüsse aufgrund der Achsaufösungen betrachtet. Da  $R_\varphi$  keine Achse, sondern ein zu justierender Abstand ist, werden hier  $R_\varphi = \Delta R_\varphi = 0$  gesetzt.

Glng. 3 vereinfacht sich also zu

$$\Delta \overrightarrow{WZ} = \begin{pmatrix} |\Delta \Phi_x| \\ |\Delta \Phi_y| \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} |\Delta W \cdot \cos \varphi| \\ |\Delta W \cdot \sin \varphi| \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} |\Delta \cos \varphi \cdot W| \\ |\Delta \sin \varphi \cdot W| \end{pmatrix} \quad \text{Glng. 4}$$

mit  $\Delta \sin \varphi = \sin(\varphi + \Delta\varphi) - \sin \varphi$   
 $\Delta \cos \varphi = \cos(\varphi + \Delta\varphi) - \cos \varphi$

Dieser Fehler ist in Abbildung 12 und Abbildung 13 in Abhängigkeit von  $\varphi$  für verschiedene Stellungen der W-Achse dargestellt.

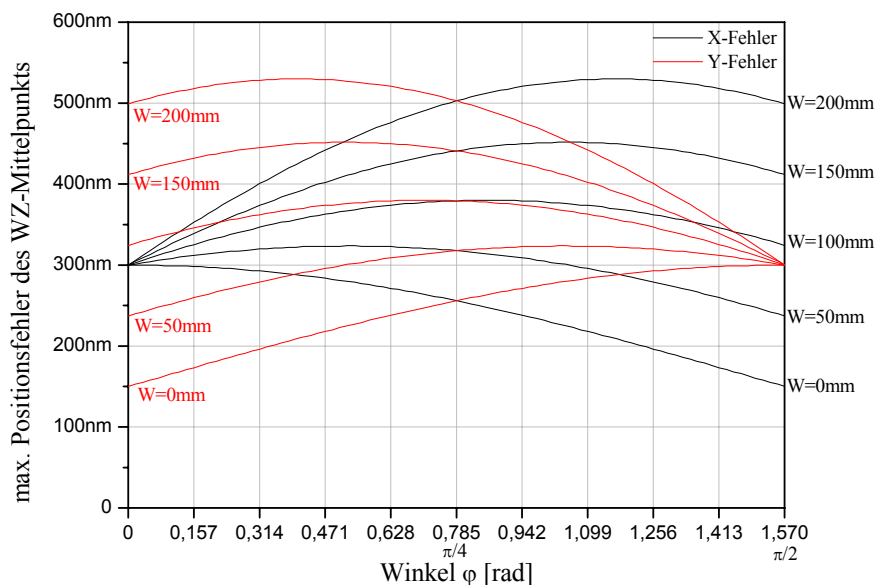


Abbildung 12: X/Y-Komponenten des max. WZ-Positionsfehlers aus den Achsaufösungen

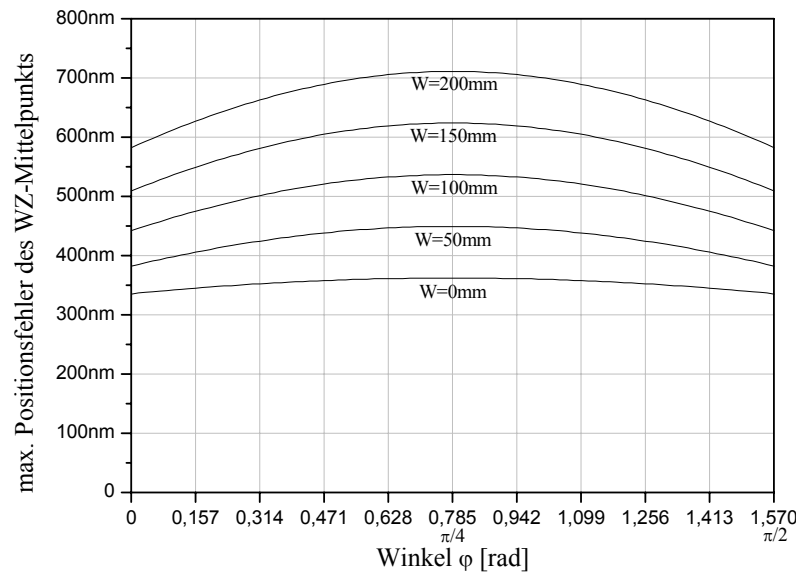


Abbildung 13: Betrag des max. WZ-Positionsfehlers aus den Achsaufösungen

### 3.2.2 Ausricht- und Nullpunktfehler

Die in Kapitel 3.2.1 eingeführten Fehler  $\Delta x_i$  aufgrund einer begrenzten Achsauflösung sind zur Beschreibung des idealen Falles einer perfekt ausgerichteten Maschine ausreichend. In der Praxis haben Ausricht- und Nullpunktfehler einen nicht zu unterschätzenden Einfluss. In diesem Kapitel wird, ausgehend von der Nullpunktdefinition, die verwendete Ausrichtprozedur zur Erweiterung des Fehlermodells genauer betrachtet.

Der Maschinennullpunkt kann abhängig von der Bearbeitungsaufgabe gewählt werden. Für übliche Drehprozesse hat sich folgende Definition bewährt, siehe auch Abbildung 10 (Seite 8) und Abbildung 11 (Seite 14):

- Die X-Achse ist parallel zur Hauptspindeldrehachse. Der X-Nullpunkt wird frei gewählt.
- Die Y-Achse steht senkrecht zur X-Achse und ist somit parallel zur Hauptspindelaufspannfläche. Im Y-Nullpunkt kreuzen sich Hauptspindeldrehachse und  $\Phi$ -Drehachse.
- Die  $\Phi$ -Achse steht senkrecht auf der durch die X-/Y-Achsen aufgespannten Ebene. Bei  $\varphi = 0$  steht die W-Achse parallel zur X-Achse.
- Die W-Achse steht senkrecht auf der  $\Phi$ -Achse. Im W-Nullpunkt befindet sich der WZ-Mittelpunkt über dem  $\Phi$ -Drehzentrum.

- Das Werkzeug ist mit dem Abstand  $R_\Phi$  auf der W-Achse montiert.  $R_\Phi$  steht senkrecht zur W-Achse und ist parallel zu der X/Y-Ebene. Durch  $R_\Phi$  und die Stellung der W-Achse wird der effektive  $\Phi$ -Schwenkradius  $R_{\Phi,\text{eff}}$  gebildet.

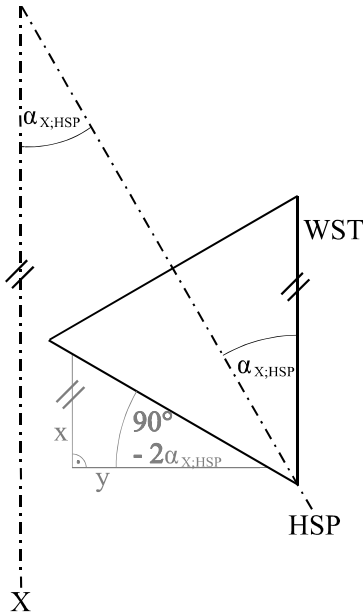


Abbildung 14: Ausrichtung X-Achse zu HSP

Der Winkel  $\alpha_{X;HSP}$  zwischen X-Achse und Hauptspindelachse wird im Umschlagverfahren bestimmt. Es wird ein Testzylinder bei Verwendung der X-Achse als Vorschubachse gedreht. Es entsteht ein Kegel mit dem Kegelwinkel  $2 \cdot \alpha_{X;HSP}$ . Dieser Kegel wird direkt auf der Maschine, an der der Bearbeitung gegenüberliegenden Seite, vermessen. Siehe auch Abbildung 14.

Der Winkel  $\alpha_{X;HSP}$  kann mit

$$\alpha_{X;HSP} = \frac{\pi/2 - \arctan \frac{x}{y}}{2} \quad \text{Glng. 5}$$

berechnet werden. Der Fehler dieser Umschlagmessung ergibt sich nach Glng. 2 zu

$$\Delta\alpha_{X;HSP} = \left| -\frac{\Delta x}{2 \cdot y \cdot \left(1 + \left(\frac{x}{y}\right)^2\right)} \right| + \left| \frac{\Delta y \cdot x}{2 \cdot y^2 \cdot \left(1 + \left(\frac{x}{y}\right)^2\right)} \right| \quad \text{Glng. 6}$$

Die x- und y-Werte können bei Verwendung der Positionsanzeige und hochwertiger Taster mit Fehlern von  $\Delta x = \Delta y = |\pm 0,05 \mu\text{m}| = 0,05 \mu\text{m}$  bestimmt werden. Bei typischen Werten von  $x = 100 \text{ mm}$  und  $y = 1 \mu\text{m}$  ergibt sich somit eine theoretische Ausrichtgenauigkeit  $\Delta\alpha_{X;HSP} = 0,25 \mu\text{rad}$ . Dieser sehr gute Wert kann in der Praxis selbst bei sehr sorgfältiger und geduldiger Ausrichtarbeit nicht immer erreicht werden, zudem von einer ideal geraden Achsbewegung ausgegangen wird. Dennoch wird in weiteren Berechnungen diese Ausrichtgenauigkeit als optimaler Wert verwendet.

Die Rechtwinkligkeit zwischen X- und Y-Achse wird indirekt bestimmt. Es wird zuerst der Winkel  $\alpha_{Y,HSP}$  zwischen Y-Achse und Hauptspindel bestimmt und möglichst exakt auf  $90^\circ$  justiert. Der Winkel  $\alpha_{X,HSP}$  ist bereits bekannt, somit ist  $\alpha_{X,Y}$  als Summe von  $\alpha_{X,HSP}$  und  $\alpha_{Y,HSP}$  berechenbar.

Es wird also eine Testplanfläche bei Verwendung der Y-Achse als Vorschubachse gedreht. Es entsteht ein Kegel mit dem Kegelwinkel  $2 \cdot \alpha_{Y,HSP}$ . Dieser Kegel wird direkt auf der Maschine, an der der Bearbeitung gegenüberliegenden Seite, vermessen. Siehe auch Abbildung 15.

Der Winkel  $\alpha_{Y,HSP}$  kann mit

$$\alpha_{Y,HSP} = \arccos \frac{x}{2 \cdot y} \quad \text{Glng. 7}$$

berechnet werden. Der Fehler dieser Umschlagmessung ergibt sich nach Glng. 2 zu

$$\Delta \alpha_{Y,HSP} = \left| -\frac{\Delta x}{2 \cdot y \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{x}{2 \cdot y}\right)^2}} + \frac{\Delta y \cdot x}{2 \cdot y^2 \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{x}{2 \cdot y}\right)^2}} \right| \quad \text{für } \left(\frac{x}{2 \cdot y}\right)^2 < 1 \quad \text{Glng. 8}$$

Die Fehler  $\Delta x = \Delta y = |\pm 0,05 \mu\text{m}| = 0,05 \mu\text{m}$  gelten weiterhin. Mit typischen Werten von  $y = 100 \text{ mm}$  und  $x/2 = 1 \mu\text{m}$  ergibt sich somit eine theoretische Ausrichtgenauigkeit  $\Delta \alpha_{Y,HSP} = 0,25 \mu\text{rad}$ . Letztendlich erhält man zwischen X- und Y-Achse einen theoretischen Rechtwinkligkeitsfehler von  $\Delta \alpha_{X,Y} = \Delta \alpha_{X,HSP} + \Delta \alpha_{Y,HSP} = 0,5 \mu\text{rad}$ .

Im Nullpunkt der Y-Achse soll laut Definition die HSP-Drehachse die  $\Phi$ -Drehachse schneiden. Nur in dieser Stellung erzeugt eine Drehbearbeitung mit  $\Phi$  als Vorschub einen Kreis. Steht der  $\Phi$ -Drehmittelpunkt zu weit auf der Bearbeitungsseite, wird eine Apfelform erzeugt. Steht der Drehmittelpunkt zu weit gegenüber der Bearbeitungsseite, wird eine Birnenform erzeugt, siehe auch Abbildung 16. Nun wird das Werkzeug durch einen Taster ersetzt und die erzeugte rotationssymmetrische Form durch Schwenken von  $\Phi$  über die gesamte Bearbeitungskurve vermessen, wobei nur im Y-Nullpunkt rechte und linke Bearbeitungsseite identische Messwerte liefern. Alternativ kann auch mit dem Werkzeug über die Mitte hinaus geschwenkt werden und der Schneideneingriff mikroskopisch beobachtet

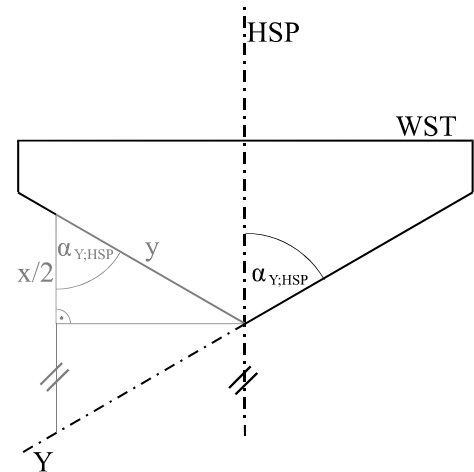
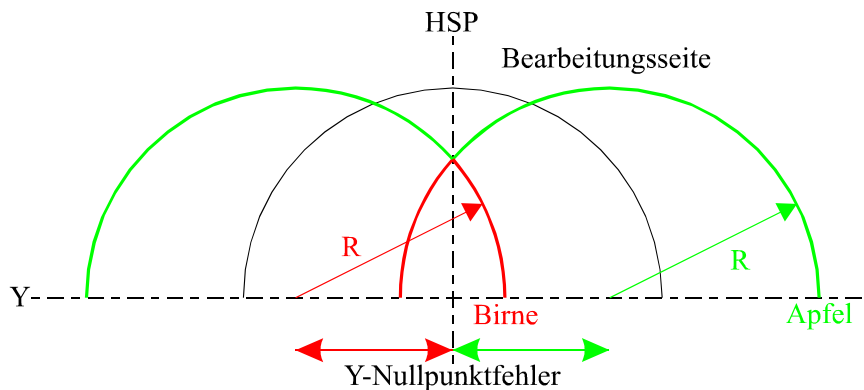


Abbildung 15: Ausrichtung Y-Achse zu HSP

werden (Umschlagverfahren). Nur im Y-Nullpunkt wird auf beiden Seiten der Sphäre gerade kein Span genommen. Mit beiden Möglichkeiten kann der Y-Nullpunkt mit einem Fehler von  $\Delta\Phi_{y0} = 0,5 \mu\text{m}$  bestimmt werden.



**Abbildung 16: Bestimmung des Y-Nullpunktes**

Eine Justage des Winkels  $\alpha_{\Phi;X/Y}$  zwischen der  $\Phi$ -Drehachse und der X/Y-Ebene findet nicht statt. Werden die Montageflächen mit einer Höhenungenauigkeit von  $2 \mu\text{m}$  aufeinander befestigt, ergibt sich bei einer Montagelänge von  $250 \text{ mm}$  eine Schiefstellung um  $8 \mu\text{rad}$ . Eine vergleichbare Schiefstellung ist in der Lagerung der  $\Phi$ -Achse zu suchen, so dass eine Gesamtschiefstellung von  $\Delta\alpha_{\Phi;X/Y} = 16 \mu\text{rad}$  angenommen werden kann. Bei Drehprozessen an der Werkstückstirnfläche wirkt sich dieser Fehler nicht aus. Bei Drehprozessen an Werkstückmantelflächen ergibt sich eine vernachlässigbare Werkstückradiusänderung im Picometerbereich.

Im Nullpunkt der  $\Phi$ -Achse steht die W-Achse per Definition parallel zur X-Achse. Der  $\Phi$ -Nullpunkt wird in Analogie zur Fehlerrechnung nach Gln. 8 (Planflächendrehen mit W-Vorschub bei  $\varphi = \varphi_0 + \pi/2$ ) mit einem Maximalfehler  $0,25 \mu\text{rad}$  ermittelt, kann aber durch die begrenzte Achsauflösung nur mit einer Genauigkeit von  $\Delta\varphi_0 = 1,995 \mu\text{rad}$  eingestellt werden.

In gleicher Art wird die Rechtwinkligkeit zwischen W- und  $\Phi$ -Achse, bzw. W-Achse und  $R_{\Phi}$  betrachtet. Die W-Achse und  $R_{\Phi}$  bilden ein Rechtssystem und spannen eine Ebene auf, die parallel zur X-/Y-Ebene liegen soll. Durch die hohe Oberflächengüte der Aufspannflächen und der verwendeten Achsen kann ein Winkelfehler zwar zu  $16 \mu\text{rad}$  abgeschätzt, durch Vermessung von Bearbeitungsproben in seinen vernachlässigbaren Auswirkungen im Picometerbereich jedoch nicht nachgewiesen werden.

Zur Bestimmung von  $R_{\Phi}$ , bzw. des Nullpunkts von  $R_{\Phi}$ , wird bei  $\varphi = 0$  ein zuvor gedrehter zylindrischer Testkörper rechts und links mit der Werkzeugschneide (Bewegung durch Y-

Achse) angetastet.  $R_\Phi$  ergibt sich als Mitte  $(\Phi_{y1} + \Phi_{y2})/2$  und ist vorerst möglichst klein zu justieren, wobei sich ein maximaler Fehler von  $2 \cdot \Delta\Phi_y + R_{\Phi,\text{eff}} \cdot \sin \Delta\varphi_0 + \text{Einstellfehler}$  ergibt. Da  $w$  und damit  $R_{\Phi,\text{eff}}$  noch nicht bekannt sind, kann dieser Fehler nur abgeschätzt werden. Bei  $R_{\Phi,\text{eff}} = 100$  mm würde dieser Fehler  $0,7 \mu\text{m}$  betragen. Ausgehend von diesem  $R_\Phi$ -Nullpunkt kann  $R_\Phi$  bei späteren Justierungen durch definiertes Verschieben eingestellt werden.

Analog wird der Nullpunkt der W-Achse bestimmt. In der Stellung  $\varphi = \varphi_0 + \pi/2$  wird mit der Werkzeugschneide der oben verwendete Testkörper rechts und links (Bewegung durch W-Achse) angetastet.  $w$  ergibt sich wie oben als Mitte  $(W_1 + W_2)/2$  mit einem abgeschätzten Fehler von  $\Delta W_0 = 2 \cdot \Delta W + R_{\Phi,\text{eff}} \cdot \sin \Delta\varphi_0 = 0,5 \mu\text{m}$  bei  $R_{\Phi,\text{eff}} = 100$  mm.

$R_{\Phi,\text{eff}}$  ergibt sich nun nach

$$|R_{\Phi,\text{eff}}| = \sqrt{|R_\Phi^2 + W^2|} \quad \text{Glng. 9}$$

mit einem Fehler

$$|\Delta R_{\Phi,\text{eff}}| = \left| \Delta R_\Phi \cdot \frac{R_\Phi}{\sqrt{|R_\Phi^2 + W^2|}} \right| + \left| \Delta W \cdot \frac{W}{\sqrt{|R_\Phi^2 + W^2|}} \right|. \quad \text{Glng. 10}$$

Als minimaler Fehler ergibt sich bei  $R_\Phi = 0$  somit  $\Delta R_{\Phi,\text{eff}} = 0,7 \mu\text{m}$ . Geht man von  $R_\Phi = 0$  aus, kann  $R_{\Phi,\text{eff}}$  alternativ durch definiertes Schwenken um den Betrag  $\varphi$ , aus der  $\Phi$ -Nullstellung heraus, bei Messung des sich ergebenden x-Versatzes, errechnet werden. Mit

$$R_{\Phi,\text{eff}} = \frac{x}{1 - \cos \varphi} \quad \text{Glng. 11}$$

kann  $R_{\Phi,\text{eff}}$  mit einem Fehler von

$$\Delta R_{\Phi,\text{eff}} = \left| \Delta x \cdot \frac{1}{1 - \cos \varphi} \right| + \left| \Delta \cos \varphi \cdot \frac{x}{(1 - \cos \varphi)^2} \right| \quad \text{Glng. 12}$$

mit  $\Delta \cos \varphi = \cos(\varphi + \Delta\varphi) - \cos \varphi$

bestimmt werden. Hierbei ist  $\Delta x = 0,3 \mu\text{m}$  der maximale Fehler der Versatzmessung  $x$  und  $\Delta\varphi = 3,74 \mu\text{rad}$  ist der Fehler der Schwenkbewegung um den Betrag  $\varphi$ . Wird bei einem beispielhaften Schwenkwinkel von  $\varphi = \pi/4$  ein Versatz von  $x = 29$  mm gemessen, so ergibt sich  $R_{\Phi,\text{eff}} = w = 99,0122$  mm mit einer Genauigkeit  $\Delta R_{\Phi,\text{eff}} = \Delta W_0 = 1,859 \mu\text{m}$ .

### 3.2.3 Thermische Fehler

In der Entstehung der Drehmaschine FFG01 wurden thermische Fehler weitgehend nicht beachtet, siehe [1]. Die Maschine stellt eine Mischung verschiedenster Materialien dar, besonders die Mischung Aluminium / Stahl fällt auf. Relevante Auswirkungen thermisch induzierter Fehler treten tatsächlich auf.

Die Schwankungen der Raumtemperatur im Maschinenraum können trotz stark umwälzender Klimaanlage und großzügiger Heizungsdimensionierung nur annähernd konstant gehalten werden. Der Raum besitzt eine Außenwand mit großer Fensterfläche, muss also auch bei Fensterabschattung als prinzipiell wenig geeigneter Aufstellungsort bezeichnet werden. Die Klimaanlage kann Temperaturschwankungen im Gradbereich (Sommer/Winter, Einfluss größerer Wärmequellen) verhindern, reagiert jedoch verzögert und mit Hysterese auf merkbliche Änderungen (z.B. Einschalten der Maschine oder wechselnde Mannstärke der Bedienermannschaft). In Abbildung 17 wird deutlich, dass starke Schwankungen der äußeren Tag-/Nachttemperaturen auch im Raum messbar sind. Während der Temperaturmessung für Abbildung 17 wurde nur zu einem Zeitpunkt die Wärmeerzeugung innerhalb des Raumes deutlich verändert: Die Maschine samt aller unterstützenden Komponenten wurde eingeschaltet. Die Folge ist eine kurzfristige Temperaturerhöhung des Raumes um ca. 0,5 °C.

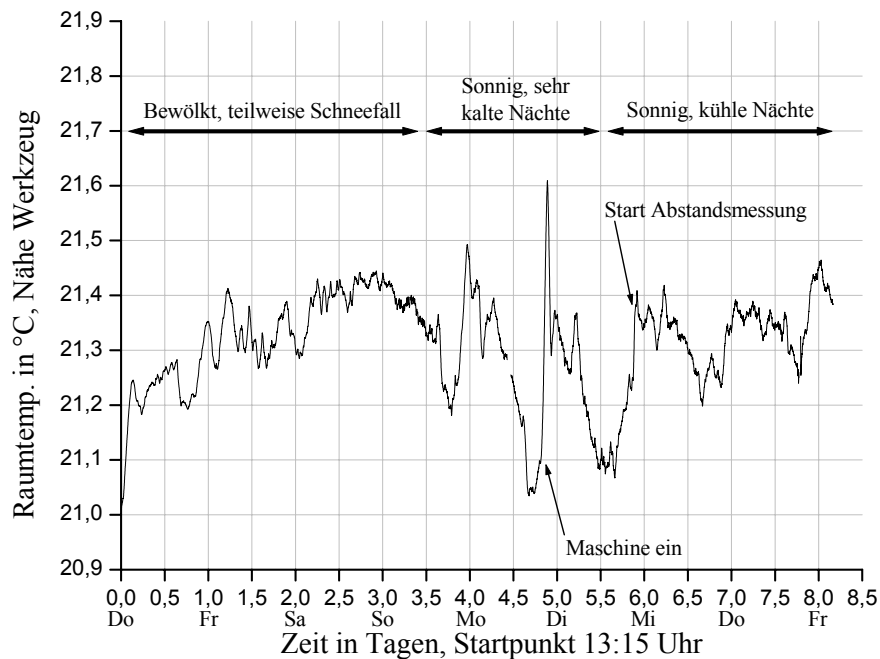
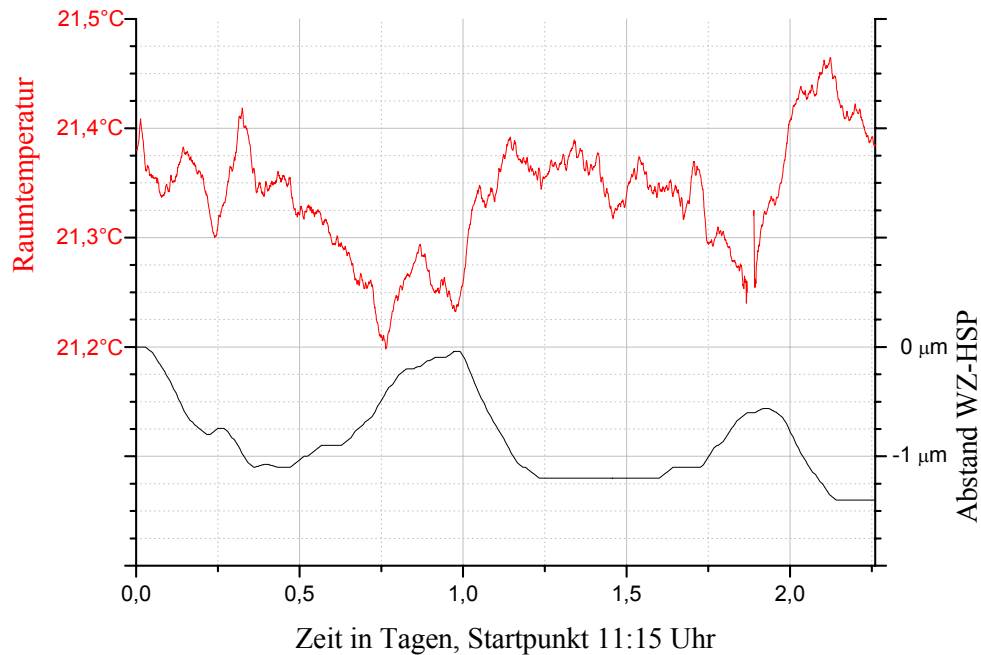


Abbildung 17: Raumtemperatur in WZ-Nähe





**Abbildung 18: Raumtemperatur und Abstand zwischen WZ und HSP**

Mit den Raumtemperaturschwankungen geht eine Änderung des Abstandes zwischen Werkzeug und Hauptspindel einher, siehe Abbildung 18. Eine Temperaturdifferenz von ca.  $0,2\text{ °C}$  bewirkt bereits eine Annäherung des Werkzeugs an die Hauptspindel um ca.  $1\text{ }\mu\text{m}$ . In mehreren Messungen hat sich gezeigt, dass ca. 50% dieser Längenänderung den Linearachsen zugeschrieben werden können. Mit einer charakteristischen Achslänge  $l_0 = 0,5\text{ m}$  und einem Unterschied im Ausdehnungskoeffizienten von  $5 \cdot 10^{-6}/\text{K}$  (Stahlspindel zu Grauguss-Führungsbasis), ergibt sich bei einer Temperaturänderung um  $0,2\text{ °C}$  eine relative Längenänderung von  $0,5\text{ }\mu\text{m}$ . Weitere  $0,5\text{ }\mu\text{m}$  werden der Hauptspindel und den weiteren Aufbauten zugeordnet.

Diese Werte sind, in Relation zur suboptimalen Temperierung des Raumes gesehen, durchaus als ordentlich einzuschätzen. Nach einer Maschinenlaufzeit von einigen Stunden, in der Praxis über Nacht mit laufender Hauptspindel, kann die Maschine als thermisch ausgeglichen betrachtet werden. Die Schrittmotoren leiten, durch Überdimensionierung und konstanten Phasenstrom in Stillstand und Lauf, einen nahezu konstanten Wärmestrom in die Führungen. Gleiches gilt für den laufenden Hauptspindeltrieb, dessen Gleichstrommotor durch Überdimensionierung nur innerhalb seiner Verlustleistung läuft.

Kurze rechnergesteuerte Bearbeitungszeiten sind somit als unproblematisch anzusehen. Problematischer ist der Wärmeeintrag durch Sonnenstrahlung und Bedienmannschaft zu sehen, beide wirken sich jedoch durch geeignete Gegenmaßnahmen (Abschattung, Zugangskontrolle, Luftumwälzung, ...) erst verzögert aus.

### 3.2.4 Sonstige Fehler

Weitere Fehlermöglichkeiten können in der gesamten Bewegungsmechanik gefunden werden. Positionsfehler der Schrittmotoren, Ungenauigkeiten in Spindellagerung und Spindel, Führungsfehler der Achsen und weitere Fehlerquellen sind nicht nur denkbar, sondern sicherlich auch vorhanden. Allerdings können diese Fehler nicht klar an Arbeitsergebnissen identifiziert werden, so dass den sehr guten Spezifikationen der Komponentenhersteller vertraut wird. Diese Arbeit legt das Hauptaugenmerk auf den geometrischen Einfluss der relativ groben Motorschrittweiten auf das Arbeitsergebnis. Auf eine Untersuchung der durch Achsenfehler induzierten Einflüsse wurde daher aus praktischen Erwägungen verzichtet.

Besonders erwähnenswert ist jedoch das Umkehrspiel aller Achsen. Das Umkehrspiel beträgt achsabhängig 12 – 55 Schritte (3,6 – 16,5  $\mu\text{m}$ ) und ist zudem variabel. In der Bearbeitung sind damit Richtungswechsel unbedingt zu vermeiden und Startpositionen (Referenzpunkte, ...) sind immer aus einer Richtung anzufahren.

In der Betrachtung thermisch induzierter Fehler wurde der Einfluss von Kühlschmierstoffen ausgeklammert. Es werden Nebel (Alkohol-, Wasser-, Kerosinnebel) für Schmierung und Spantransport über die Schneide an die Kontaktzone geblasen. Besonders bei Verwendung stark verdunstender Schmiermittel ist eine äußerst sparsame Verwendung anzustreben.

### 3.2.5 Zusammenfassung der Fehler

Der resultierende Gesamtfehler ist abhängig von der Bearbeitungsaufgabe und –dauer, kann also nicht allgemein angegeben werden. In Kapitel 4 ff wird daher für typische Bearbeitungsaufgaben eine spezifische Fehlerbetrachtung durchgeführt. Die wichtigsten Werte aus Kapitel 3.2 ff werden hier lediglich als Zusammenfassung der Maximalfehler in Stichpunkten aufgelistet.

- Achsauflösung
  - Einachsig X- oder Y-Achse:  $\pm 0,15 \mu\text{m}$
  - Einachsig  $\Phi$ -Achse:  $\pm 1,745 \mu\text{rad}$
  - Einachsig W-Achse:  $\pm 0,15 \mu\text{m}$
  - Zweiachsig X- und Y-Achse:  $\pm 0,212 \mu\text{m}$
  - Mehrachsige Fehler bei Verwendung der  $\Phi$ -Achse können nicht direkt angegeben werden, da die Auswirkungen einer  $\Phi$ -Fehlstellung dann von der Stellung der W-Achse abhängt.

- 
- Ausricht- und Nullpunktfehler
    - Winkelfehler X-Achse zu Hauptspindeldrehachse:  $\pm 0,25 \mu\text{rad}$
    - Winkelfehler Y-Achse zu Hauptspindeldrehachse:  $\pm 0,25 \mu\text{rad}$
    - Winkelfehler X- zu Y-Achse:  $\pm 0,5 \mu\text{rad}$
    - X-Nullpunkt: beliebig
    - Y-Nullpunkt:  $\pm 0,5 \mu\text{m}$
    - $\Phi$ -Nullpunkt:  $\pm 1,995 \mu\text{rad}$
    - W-Nullpunkt abhängig von Durchführung, typisch:  $\pm 0,5$  bis  $\pm 1,859 \mu\text{m}$
    - $R_\Phi$ , bzw.  $R_{\Phi 0}$  abhängig von  $R_{\Phi, \text{eff}}$ , typisch:  $\pm 0,7 \mu\text{m}$
    - $R_{\Phi, \text{eff}}$  abhängig von Durchführung, typisch:  $\pm 1,859 \mu\text{m}$
  
  - Thermische Fehler
    - Relativbewegung WZ-HSP in X- und Y-Richtung:  $\pm 1 \mu\text{m}$
    - Die Angabe eines exakten, allgemein gültigen thermisch induzierten Fehlers ist nicht möglich, da zu viele Einflussfaktoren greifen. Kurzfristige Bearbeitungen (1-2 h) werden durch thermische Fehler unter  $\pm 1 \mu\text{m}$  begleitet, Bearbeitungen über Stunden oder gar Tage sind durch suboptimalen Aufstellungsort abhängig vom Wetter und können Fehler deutlich über  $\pm 1 \mu\text{m}$  aufweisen.

## **4 Anwendung des Modells bei typischen Aufgaben**

In den folgenden Unterkapiteln werden einige typische Bearbeitungsaufgaben aus dem Bereich der Optik behandelt. In einer Einleitung wird die Bearbeitungsaufgabe allgemein vorgestellt, daraus abgeleitet wird eine exemplarische Aufgabenstellung formuliert. Nach der Auswahl der zu verwendenden Achsen wird die theoretische Grenze der verwendeten Maschine FFG01 genannt, anschließende Versuche zeigen die praktische Grenze auf. Es wird bereits hier ein Vergleich von Theorie und Praxis gezogen, eine abschließende Beurteilung wird in Kapitel 5 (Ergebnisse und Diskussion) gegeben.

### **4.1 Planflächen**

#### **4.1.1 Einleitung**

Metallische Planflächen mit hervorragender Formgenauigkeit und Oberflächenqualität werden vielfältig eingesetzt und sind aus Raumfahrt, Lasertechnik, Messgerätebau und -kalibrierung, Scannern oder Kopierern und allgemeinen optischen Systemen (Ablenkung, Änderung der Bildorientierung) nicht mehr wegzudenken. Plane Metalloptiken finden überall dort ihren Einsatz, wo hohe Leistungen (gute Kühlung), komplexe Bauteilformen, hohe Festigkeit oder einfach nur die wirtschaftliche Fertigungsweise einen Einsatz von Glasoptiken ausschließen. Nach der drehenden oder fräsenden Bearbeitung durch Diamantwerkzeuge ist keine Nachpolitur erforderlich. Formgenauigkeiten von 0,1-0,5  $\mu\text{m}$  auf 100 mm bei Rauigkeiten von  $2 \text{ nm} < R_a < 10 \text{ nm}$  können vergleichsweise einfach erreicht werden, höhere Genauigkeiten ( $\lambda/10$  bis  $\lambda/20$ , 55 bis 28 nm) sind mit korrigierenden Steuerungen oder Maschinen höchster Genauigkeit erreichbar.

#### **4.1.2 Aufgabenstellung**

Es sollen Planflächen mit 50 mm Durchmesser hergestellt werden. Als Formgenauigkeit soll  $\lambda/10$  (55 nm) erreicht werden, möglichst niedrige Rauwerte von  $R_a < 10 \text{ nm}$  sind anzustreben.

#### **4.1.3 Vorüberlegungen und Achsauswahl**

In [1] wurde bereits nachgewiesen, dass die verwendete Maschine FFG01 hervorragende Rauwerte und Formgenauigkeiten auf ausgesuchten Werkstoffen erzeugen kann. Aus Verfügbarkeits- und Kostengründen werden die Versuche hier mit allgemein üblichen Werkstoffen, AlCuMg1, AlCuMgPb, CuSn8 und CuZn40Pb2 durchgeführt. Auf ausgesuchte Werkstoffe wie mikrokristallines Messing, OFHC-Kupfer oder Kupfereinkristalle wird

verzichtet, suboptimale Oberflächenrauigkeiten werden in Kauf genommen. Der Einfluss des Werkstoffgefüges auf die Oberflächenrauheit ist in [4] bereits beschrieben.

Die Drehproben werden in der Drehachse der Hauptspindel befestigt, wodurch ein ununterbrochener Schnitt ohne die typischen Schwingungsanregungen des unterbrochenen Schnittes (exzentrische Einspannung) resultiert. Im Bereich des Drehzentrums werden durch die dort geringe Schnittgeschwindigkeit Probleme zu erwarten sein.

Die Achsauswahl ist bei dieser einachsigen Bearbeitungsaufgabe einfach, es stehen nur Y- oder W-Achse zur Verfügung. Durch die Montage der W-Achse auf der  $\Phi$ -Achse ist eine einfache und schnelle Winkeleinstellbarkeit gegeben, die Versuche werden daher mit der W-Achse durchgeführt. Die  $\Phi$ -Achse wird hierzu in  $90^\circ$  Position gebracht.

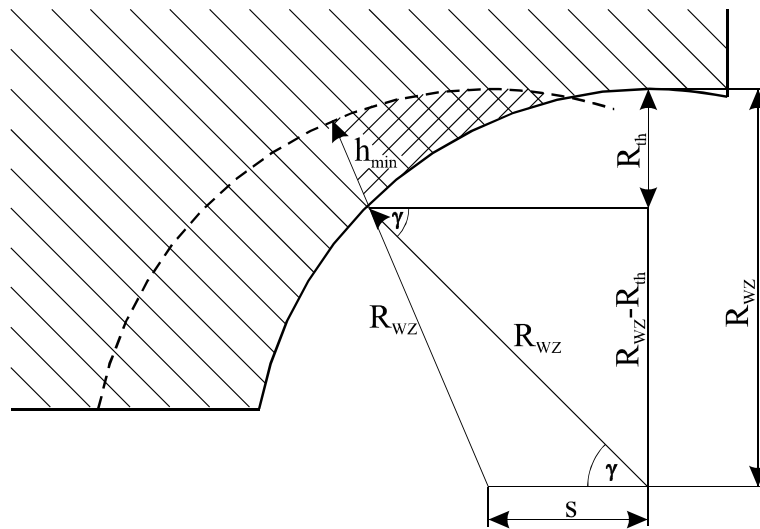
#### 4.1.4 Theoretische Grenze

Eine Formabweichung bei der drehenden Herstellung einer Planfläche wird primär durch Achsausrichtung und Werkzeugbahn bestimmt.

Die W-Achse wird mit dem in Kapitel 3.2.2 beschriebenen Verfahren möglichst senkrecht zur HSP-Drehachse ausgerichtet. Es bleibt ein theoretischer Winkelfehler von  $\pm 1,745 \mu\text{rad}$ , welcher hauptsächlich durch die begrenzte Schrittauflösung der  $\Phi$ -Achse verursacht wird. Über den Bearbeitungsradius  $R = 25 \text{ mm}$  errechnet sich somit ein Höhenunterschied zwischen Planflächenmitte und -rand von  $44 \text{ nm}$ . Die Werkzeugbahn wird letztendlich durch die Abweichung der W-Achse von der Idealgeradheit bestimmt. Diese Abweichung ist bei der verwendeten Achse mit maximal  $100 \text{ nm}$  auf  $400 \text{ mm}$  Länge spezifiziert, so dass sich auf die Bearbeitungslänge von  $25 \text{ mm}$  eine anteilige Abweichung von  $6,25 \text{ nm}$  ergibt. Die Art der Abweichung ist nicht spezifiziert, eine Ungeradheit (Oberflächenfehler 1. Ordnung) ist ebenso möglich wie eine Welligkeit (Oberflächenfehler 2. Ordnung), z.B. mit der Periode  $3 \text{ mm}$  entsprechend der Spindelsteigung.

Die Art der Formabweichung kann also nicht vorhergesagt werden, wohl aber der zu erwartende Betrag von insgesamt gut  $50 \text{ nm}$ . Da dieser Wert die Aufgabenstellung hinsichtlich einer Formabweichung von maximal  $55 \text{ nm}$  erfüllt, wird auf Verwendung der genauer aber deutlich aufwändiger ausrichtbaren Y-Achse verzichtet.

Die Rauheit wird bei der Ermittlung der theoretischen Grenze vorerst als Welligkeit, hervorgerufen durch die vorschubperiodische Abbildung des Werkzeugs im Werkstück, betrachtet, s.a. Abbildung 19.



**Abbildung 19: Theoretische Rauhtiefe  $R_{th}$  und Mindestspanungsdicke  $h_{min}$  nach Brammertz [12]**

In einem Drehprozess ergibt sich nach Brammertz [12] die theoretische Rauhtiefe  $R_{th}$  nicht nur aus der kinematischen Rauheit durch die Überschneidung der Spuren einer Bogenschneide. Mit Einführung der Spanziffeltheorie und der Mindestspanungsdicke  $h_{min}$  leitet Brammertz  $R_{th}$  mit Hilfe von Abbildung 19 aus Werkzeugschneidenradius  $R_{WZ}$ , Vorschub  $s$  und Mindestspanungsdicke  $h_{min}$  her.

Für das rechtwinklige Dreieck in Abbildung 19 gilt die Beziehung

$$\sin \gamma = \frac{R_{WZ} - R_{th}}{R_{WZ}} \quad \text{Glng. 13}$$

Der Winkel  $\gamma$  kann aus dem schiefwinkligen Dreieck mit Hilfe des Cosinussatzes ausgedrückt werden:

$$\cos \gamma = \frac{R_{WZ}^2 + s^2 - (R_{WZ} - h_{min})^2}{2 \cdot R_{WZ} \cdot s} \quad \text{Glng. 14}$$

Die Verknüpfung der Gleichungen erfolgt nach der trigonometrischen Grundbeziehung  $\sin^2 + \cos^2 = 1$  zu:

$$\left( \frac{R_{WZ}^2 + s^2 - (R_{WZ} - h_{min})^2}{2 \cdot R_{WZ} \cdot s} \right)^2 + \left( \frac{R_{WZ} - R_{th}}{R_{WZ}} \right)^2 = 1 \quad \text{Glng. 15}$$

Die Gleichung für die theoretische Rauhtiefe ergibt sich somit zu:

$$R_{th} = R_{WZ} \left[ 1 - \sqrt{1 - \left( \frac{s^2 + 2 \cdot R_{WZ} \cdot h_{min} - h_{min}^2}{2 \cdot R_{WZ} \cdot s} \right)^2} \right] \quad \text{Glng. 16}$$

Da  $h_{\min}$  im Verhältnis zu Schneidenradius  $R_{WZ}$  und Vorschub  $s$  stets klein ist, kann der Quotient  $\frac{h_{\min}^2}{2 \cdot R_{WZ} \cdot s}$  vernachlässigt werden, Glng. 16 lässt sich also vereinfachen zu:

$$R_{th} = R_{WZ} \left[ 1 - \sqrt{1 - \left( \frac{s}{2 \cdot R_{WZ}} + \frac{h_{\min}}{s} \right)^2} \right]. \quad \text{Glng. 17}$$

Durch Entwicklung des Wurzelausdrucks aus Glng. 17 in einer Reihe ergibt sich, bei Berücksichtigung der ersten beiden Glieder, folgende Endgleichung:

$$R_{th} = \frac{s^2}{8 \cdot R_{WZ}} + \frac{h_{\min}}{2} \left( 1 + \frac{R_{WZ} \cdot h_{\min}}{s^2} \right). \quad \text{Glng. 18}$$

Bei Verwendung von Schneidstoffen aus monokristallinen Naturdiamanten mit Schneidkantenradien im Bereich einiger 10 nm oder in theoretischen Überlegungen wird  $h_{\min}$  häufig auch als verschwindend gering angenommen. Dadurch ergibt sich analog aus Glng. 16 die theoretische, kinematische Rauheit  $R_{th;kin}$ :

$$R_{th;kin} = R_{WZ} \left[ 1 - \sqrt{1 - \left( \frac{s}{2 \cdot R_{WZ}} \right)^2} \right]. \quad \text{Glng. 19}$$

Ebenso ergibt sich bei weiterer Vernachlässigung der Mindestspanungsdicke  $h_{\min}$  aus Glng. 18 die gebräuchliche Näherungsformel:

$$R_{th;kin} = \frac{s^2}{8 \cdot R_{WZ}}. \quad \text{Glng. 20}$$

Glng. 18 gibt also die theoretische Rauhtiefe  $R_{th}$  mit Berücksichtigung der Mindestspanungsdicke  $h_{\min}$  an, Gleichung 20 repräsentiert die kinematische Rauheit  $R_{th;kin}$  bei Vernachlässigung der Mindestspanungsdicke (siehe Abbildung 20).

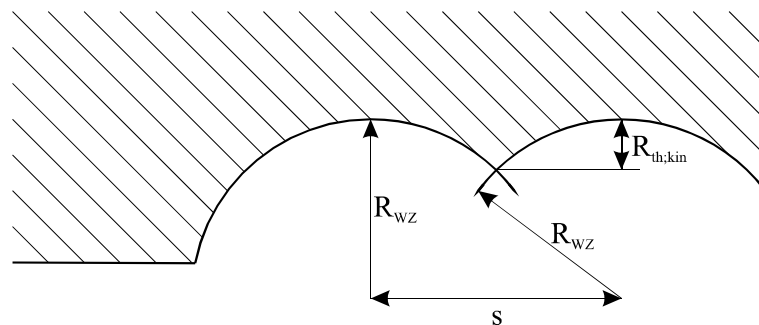


Abbildung 20: Kinematische Rauheit  $R_{th;kin}$

Für eine Optimierung der theoretischen Oberflächengüte interessieren die Minima der Glng. 18 und Glng. 20.

Die kinematische Rauheit nach Glng. 20, also mit Vernachlässigung von  $h_{\min}$ , hat ein Minimum bei beliebig kleinen Vorschüben. Tatsächlich ist der kleinste Vorschub durch die Schrittweite der Linearachsen gegeben und beträgt  $s = \Delta W_{\min} / U = 0,3 \mu\text{m}/U$ . Mit diesem Vorschub und einem kreisbogenförmigen Werkzeug mit  $R_{\text{WZ}} = 0,5 \text{ mm}$  errechnet sich ein minimales  $R_{\text{th};\text{kin}}$  von  $0,0225 \text{ nm}$ . Da der Atomdurchmesser von Aluminium etwa  $0,25 \text{ nm}$  beträgt [13], hat dieser Wert eher theoretischen Charakter.

Die theoretische Rauhtiefe nach Glng. 18, also mit Beachtung von  $h_{\min}$ , hat ein Minimum bei

$$s_{\min} = \sqrt{2 \cdot R_{\text{WZ}} \cdot h_{\min}} \quad \text{Glng. 21}$$

Für diesen Mindestvorschub entspricht  $h_{\min}$  gerade  $R_{\text{th}}$ , beim Drehen oder Fräsen bestimmt also nach dieser Theorie die Mindestspanungsdicke die kleinste erreichbare Rauheit. Wird ein  $s < s_{\min}$  verwendet, verschlechtert sich das Arbeitsergebnis durch verstärkte Freiflächenreibung deutlich überproportional und nicht vorhersagbar. Bei einer Diskretisierung (Schrittmotorantrieb) in  $s_{\min} = n \cdot \Delta W_{\min} / U$  ist also nur die nächsthöhere geradzahlige Schrittzahl  $n$  sinnvoll. In Tabelle 1 sind für verschiedene Mindestspanungsdicken  $h_{\min}$  die sich ergebenden theoretischen Rauhtiefen  $R_{\text{th}}$  und Mindestvorschübe  $s_{\min}$  aufgelistet. In Klammern stehen die korrigierten Werte aus der Diskretisierung.

**Tabelle 1: Minimale theoretische Rauhtiefe für das Planflächendrehen**

$h_{\min}$ [nm]	$R_{\text{th}}$ [nm]	$s_{\min}$ [ $\mu\text{m}/U$ ]
0	0,0225	0,3
1	1 (1,0336)	1,000 (1,2)
2	2 (2,0069)	1,414 (1,5)
3	3 (3,0044)	1,732 (1,8)
4	4 (4,0095)	2,000 (2,1)
5	5 (5,0251)	2,236 (2,4)
10	10 (10,0182)	3,162 (3,3)
15	15 (15,0007)	3,873 (3,9)
20	20 (20,0008)	4,472 (4,5)
25	25 (25,0098)	5,000 (5,1)
30	30 (30,0477)	5,477 (5,7)



Zusammenfassend wird die theoretische Grenze wie folgt formuliert:

- Minimale Formabweichung 50 nm.
- Minimale kinematische Rauheit bei Vernachlässigung der Mindestspanungsdicke theoretisch beliebig klein, praktisch vom verwendeten Vorschub abhängig.
- Minimale theoretische Rauhtiefe bei Beachtung der Mindestspanungsdicke von dieser abhängig. Mit einer  $R_{WZ} = 0,5$  mm Rundschnaide mit einem Schneidkantenradius von ca. 10 nm sind Mindestspanungsdicken unter 5 nm möglich. Entsprechend ergibt sich eine theoretische Rauhtiefe unter 5 nm.

#### 4.1.5 Vergleich mit der praktischen Grenze

Das Diamantwerkzeug mit Kreisbogenschneide  $R_{WZ} = 0,5$  mm verfügt im Neuzustand über einen Schneidkantenradius von ca. 10 nm. Es wird postuliert, dass mit einem solchen Werkzeug Mindestspanungsdicken kleiner  $\frac{1}{2}$  Schneidkantenradius möglich sind.  $h_{\min}$  beträgt also vorerst 5 nm, woraus sich, siehe Tabelle 1, ein Mindestvorschub von  $s_{\min} = 2,4$   $\mu\text{m}/\text{U}$  ergibt. Als Drehfrequenz der Hauptspindel wird  $f_{\text{Dreh}} = 25$  Hz und somit eine maximale Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 236$  m/min gewählt. Es ergibt sich eine Vorschubgeschwindigkeit  $v_s = 3,6$  mm/min und eine Schrittfrequenz  $f_{\text{Schritt}} = 200$  Hz. Der letzte Bearbeitungsgang wird mit einer Schnitttiefe von 5  $\mu\text{m}$  durchgeführt, die Bearbeitungszeit pro Schnitt beträgt knapp 7 Minuten.

Zusammenfassung der Parameter:

- $R_{WZ} = 0,5$  mm
- $s = 2,4$   $\mu\text{m}/\text{U}$ ;  $v_s = 3,6$  mm/min;  $f_{\text{Schritt}} = 200$  Hz
- $f_{\text{Dreh}} =$  konstant 25 Hz;  $v_{c,\text{max}} = 236$  m/min
- Schnitttiefe 5  $\mu\text{m}$
- 7 min Bearbeitungsdauer je Schnitt
- Es wird ein dünner Kühlschmierstoffnebel über die WZ-Schneide geblasen. Bei Aluminium Ethylalkohol, bei Messing oder Bronze Petroleum oder Kerosin. Die unvermeidliche WST-Abkühlung wird wegen des entscheidend besseren Schnittergebnisses in Kauf genommen.

Als Probenwerkstoffe werden Aluminiumlegierungen (AlCuMg1, AlCuMgPb), Zinnbronze (CuSn8) und Messing (CuZn40Pb2), wie in Kapitel 2.3 beschrieben, verwendet.

Die Abbildungen 21 - 24 zeigen die an den Drehproben ermittelten Oberflächentastschnitte über den gesamten Probendurchmesser.

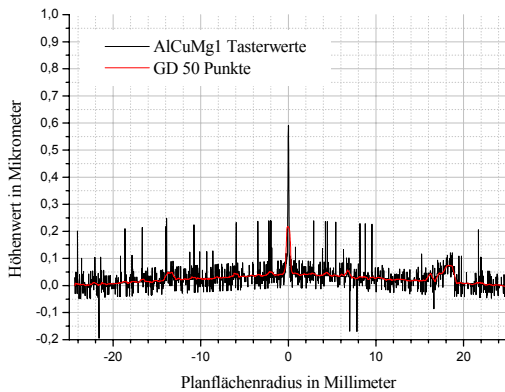


Abbildung 21: Planfläche AlCuMg1, Tastschnitt

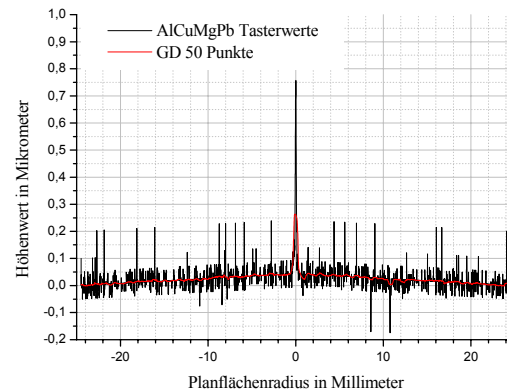


Abbildung 22: Planfläche AlCuMgPb, Tastschnitt

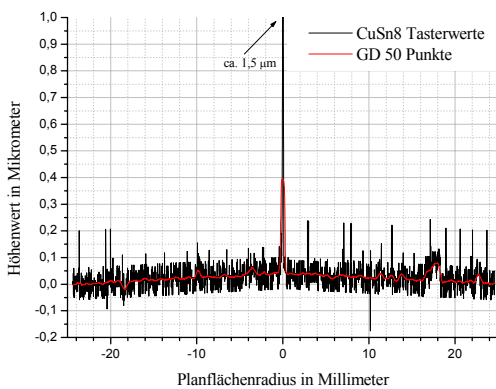


Abbildung 23: Planfläche CuSn8, Tastschnitt

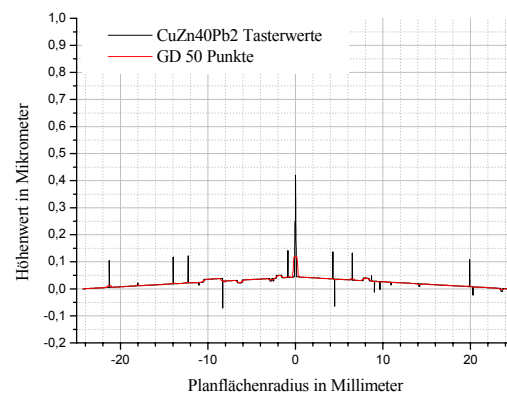


Abbildung 24: Planfläche CuZn40Pb2, Tastschnitt

Die errechnete Formgenauigkeit von minimal 50 nm konnte bei allen vier Proben erreicht werden. Lediglich im Bereich des Drehzentrums führen die geringe Schnittgeschwindigkeit und geänderten Schnittgeometrien zu den erwarteten starken Störungen.

Das deutlich unterschiedliche Rauschverhalten der ungeglätteten Messwerte darf nicht zur Charakterisierung der Oberflächenrauheit herangezogen werden. Dieses Rauschverhalten resultiert aus zwei Eigenarten des verwendeten taktilen Messverfahrens: Zum einen zeigt die Tastspitze auf den unterschiedlichen Materialien ein unterschiedliches Gleitverhalten, z.B. ideal auf Messing und nicht ideal schmierend und kurzzeitig fressend auf Aluminium. Zum anderen führen zwar Oberflächenstörungen, z.B. aus Anhaftungen oder Spanzipfeln, zu einem unruhigen Messsignal (siehe Bronze), dürfen jedoch aufgrund des Tastkugeldurchmessers von

2 mm und einer begrenzten lateralen Messauflösung nicht zur Rauheitsbestimmung verwendet werden. Da beide Effekte untrennbar gleichzeitig auftreten, kann anhand dieser Messwerte die Probenrauheit auch qualitativ nicht beurteilt werden.

Die mit geeigneten Messverfahren an den Drehproben ermittelbaren Werte der Rauhtiefe  $R_{th}$  besitzen wenig Aussagekraft. Diese maximalen Peak to Valley-Werte (PV-Werte) können nur in theoretischen Untersuchungen eine gleichmäßige Oberflächenrauheit sinnvoll beschreiben. Die in Kapitel 4.1.4 angegebenen Werte für  $R_{th,kin}$  können nach Church mit Glng. 22 [18] auf den in der Praxis aussagekräftigeren Mittenrauhwert  $R_a$  umgerechnet werden. Näherungsweise gilt diese Umrechnungsformel auch bei Beachtung der Mindestspannungsdicke, also der Umrechnung von  $R_{th}$  in  $R_a$ .

$$R_a = \frac{4 \cdot R_{th,kin}}{9 \cdot \sqrt{3}} \approx \frac{4 \cdot R_{th}}{9 \cdot \sqrt{3}} \quad [18] \quad \text{Glng. 22}$$

$R_a$  errechnet sich so zu ca.  $0,25 \cdot R_{th,kin}$ , bzw.  $0,25 \cdot R_{th}$ . Mit den in Kapitel 4.1.4 getroffenen Annahmen errechnet sich also ein theoretischer Mittenrauhwert von  $R_a = 1,25$  nm.

Die folgenden Abbildungen 25 - 36 zeigen die an den Planproben ermittelten Rauheits-tastschnitte, mikroskopische und makroskopische Aufnahmen der Oberflächen. Die Fotografien der Aluminium- und Bronzeoberflächen sind gleichartig in extremer Weise kontrastverstärkt. Die Fotografie der Messingoberfläche musste deutlich stärker kontrastverstärkt werden, damit auf dieser sehr guten Oberfläche überhaupt Störungen erkennbar sind. Bei direkter Begutachtung durch ein Mikroskop stellt sich diese Planfläche nahezu fehlerfrei dar.

Die Oberfläche der Planprobe AlCuMg1 weist mit einem Mittenrauhwert von  $R_a = 13,8$  nm eine um ca. eine Größenordnung schlechtere Oberfläche auf als theoretisch berechnet ( $R_{a,theoretisch} = 1,25$  nm). In der Mikroskopaufnahme (Abbildung 25) und im Tastschnitt (Abbildung 26) kann als Ursache für diesen verhältnismäßig schlechten Mittenrauhwert eine deutlich erkennbar ausgeprägte Riefigkeit mit PV-Werten von ca. 40 – 80 nm identifiziert werden. Diese Riefen bilden sich aufgrund einer Neigung des Werkstoffs zur Spanzipfelbildung. In Drehversuchen mit geringeren Vorschüben ändert sich lediglich die Rillenbreite und damit der Abstand der Spanzipfel, mit dem verwendeten Werkzeug ist bei diesem Werkstoff somit keine signifikante Verbesserung der Oberflächenqualität möglich.

Zusätzlich sind in der Mikroskopaufnahme Störungen („Pickel“/„Krater“) einer Ausdehnung von ca. 1 – 2,5  $\mu\text{m}$  bei einer Höhe/Tiefe von ca. 80 nm erkennbar.

Im mittleren Drittel der Abbildung 25 ist ein angeschnittenes Korn erkennbar. Diese Strukturen besitzen im verwendeten Plattenmaterial (gewalzt) eine längliche Ausdehnung von ca. 50  $\mu\text{m}$  Breite und 100 - 150  $\mu\text{m}$  Länge, sind also im Rauheitstastschnitt nicht erkennbar, fallen aber bei Betrachtung der Oberfläche mit unbewaffnetem Auge bereits auf (s.a. Abbildung 27) und treten bei Verwendung eines bereits leicht verschlissenen Drehwerkzeugs deutlich stärker zu Tage.

Insgesamt kann dieser Werkstoff unbekannter Herkunft und Vorbehandlung für die Erzeugung guter optischer Flächen als ungeeignet bezeichnet werden.

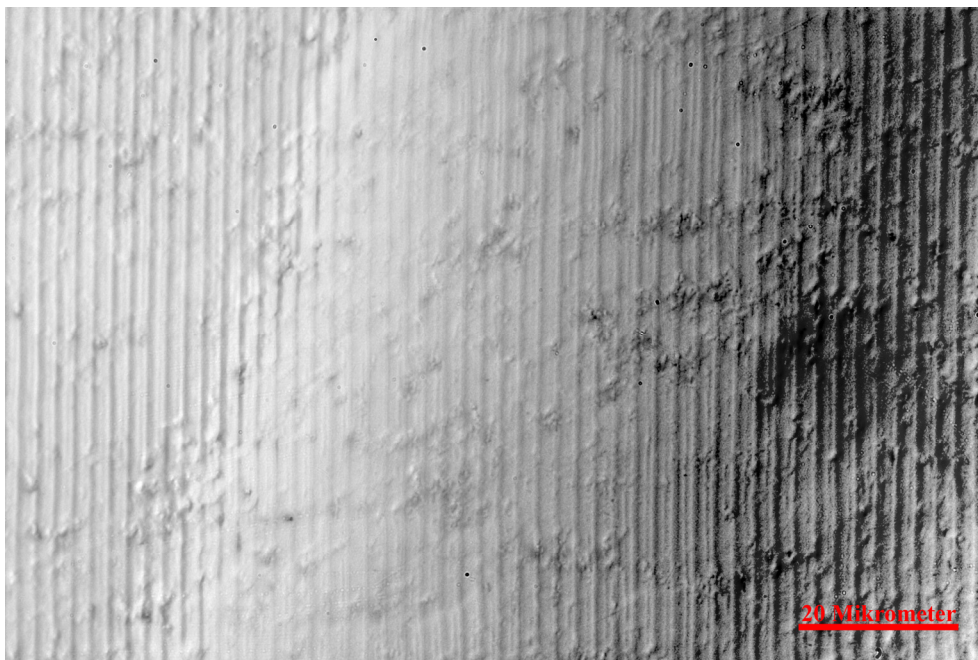


Abbildung 25: Planfläche AlCuMg1, Mikroskopaufnahme

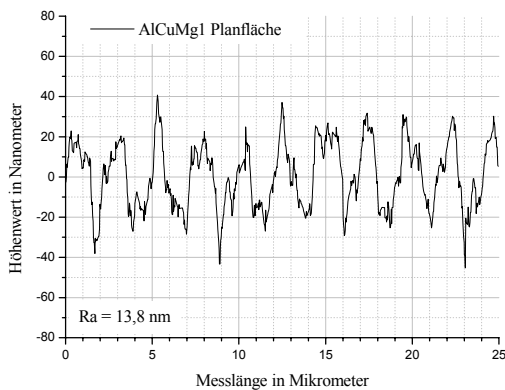


Abbildung 26: Planfläche AlCuMg1, Tastschnitt  
Rauheit

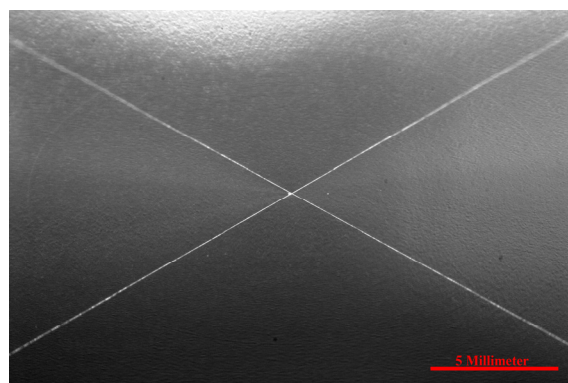
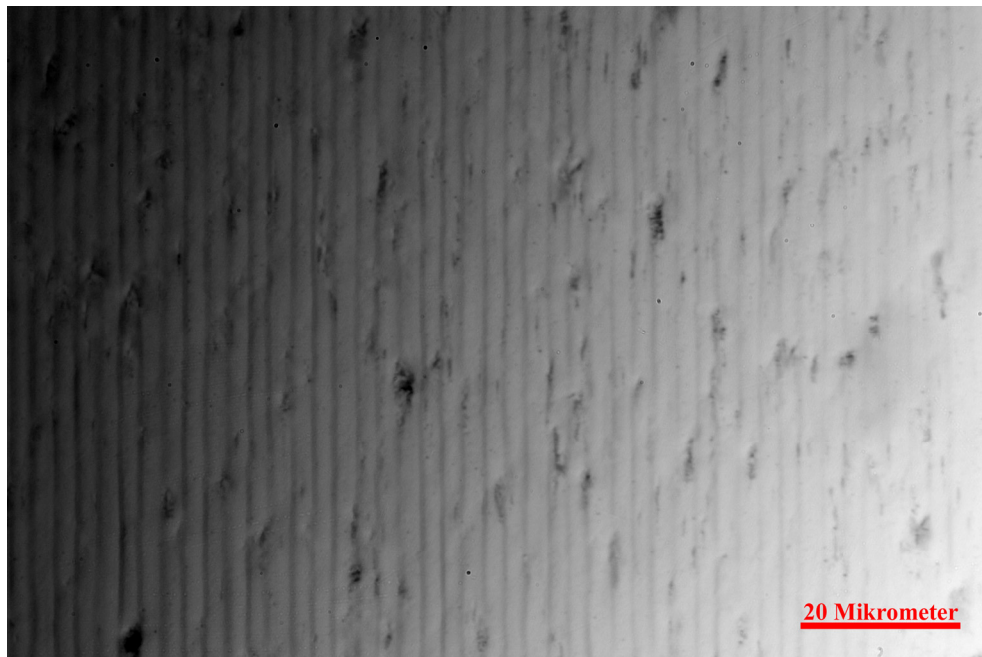
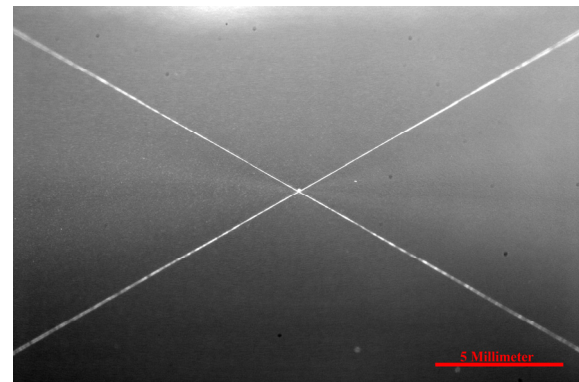
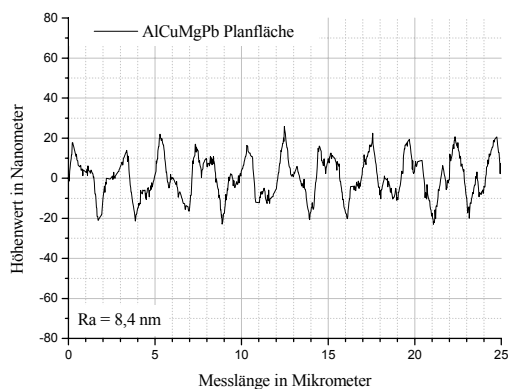


Abbildung 27: Planfläche AlCuMg1,  
Makroaufnahme



**Abbildung 28: Planfläche AlCuMgPb, Mikroskopaufnahme**



**Abbildung 30: Planfläche AlCuMgPb, Makroaufnahme**

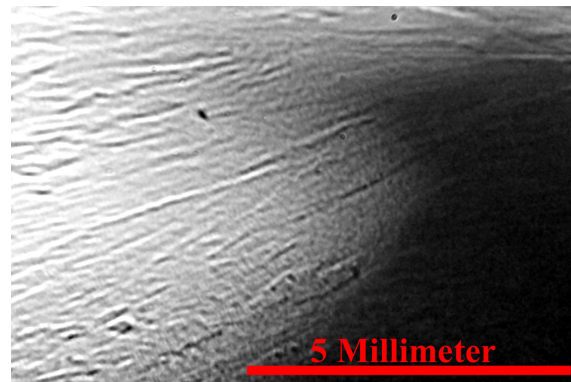
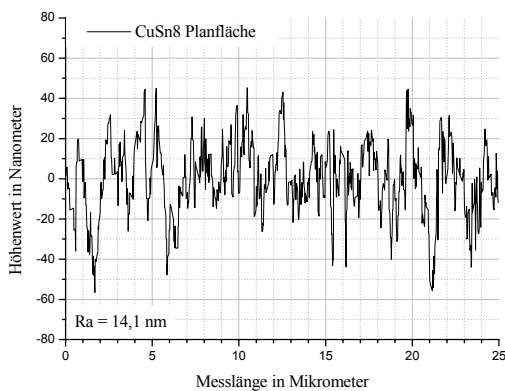
**Abbildung 29: Planfläche AlCuMgPb, Tastschnitt  
Rauheit**

Die Oberfläche der Planprobe AlCuMgPb weist mit einem Mittenrauhwert von  $R_a = 8,4 \text{ nm}$  ebenfalls eine um ca. eine Größenordnung schlechtere Oberfläche auf als theoretisch berechnet ( $R_{a,\text{theoretisch}} = 1,25 \text{ nm}$ ). Im Vergleich mit der Planprobe AlCuMg1 ist der Mittenrauhwert jedoch um fast 40% gesunken. Die Oberfläche ist durch eine geringere Riefigkeit mit PV-Werten von ca. 40 nm und einer deutlich erkennbar gesunkenen Anzahl sonstiger Störungen („Krater“) insgesamt besser, siehe Abbildung 28. Störungen durch Korngrenzen sind bei dieser Probe aus Stangenmaterial nicht beobachtbar.

Insgesamt kann dieser Werkstoff für die Erzeugung guter optischer Flächen als prinzipiell geeignet bezeichnet werden.



**Abbildung 31: Planfläche CuSn8, Mikroskopaufnahme**

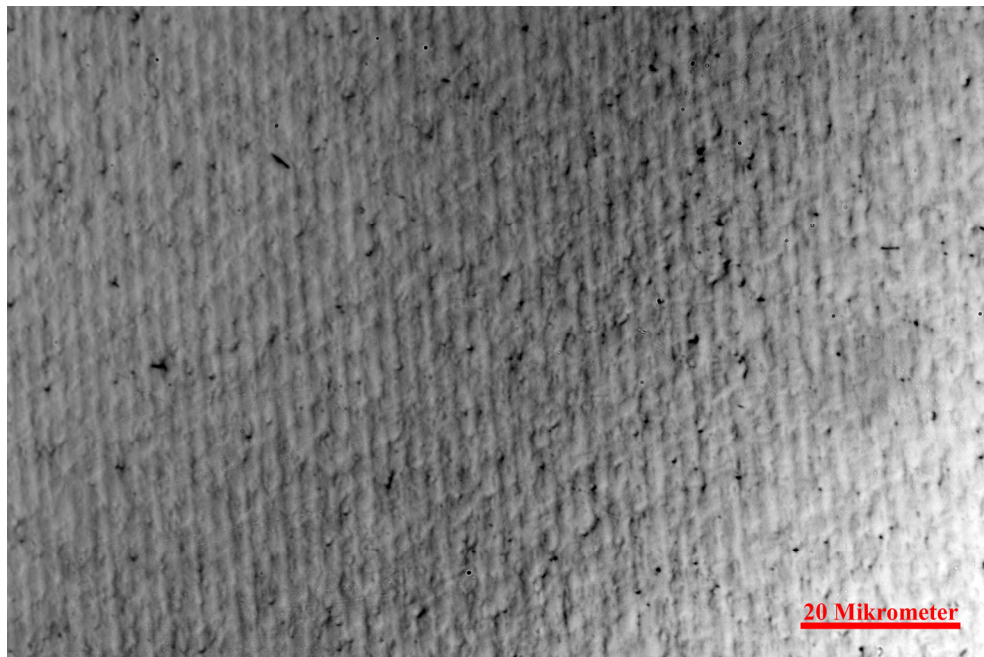


**Abbildung 33: Planfläche CuSn8, Makroaufnahme**

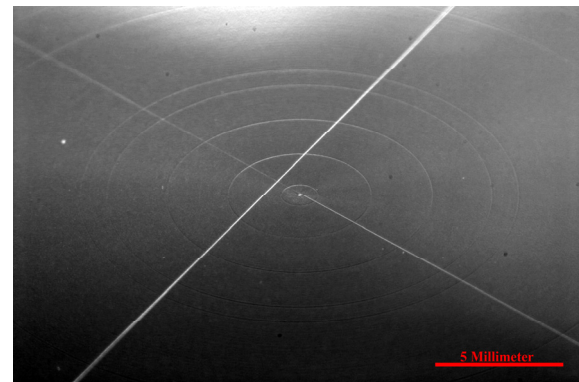
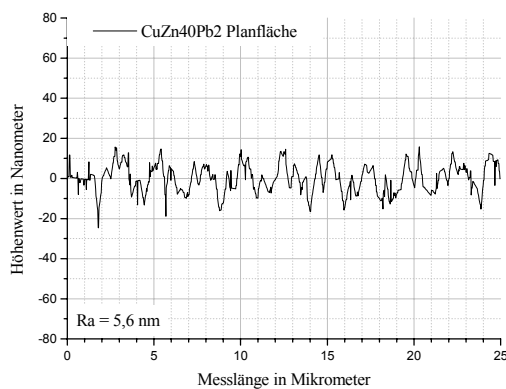
**Abbildung 32: Planfläche CuSn8, Tastschnitt  
Rauheit**

Die Oberfläche der Planprobe CuSn8 zeigt im direkten Vergleich mit einem Mittenrauhwert von  $R_a = 14,1 \text{ nm}$  die insgesamt schlechteste Oberflächengüte. In Mikroskopaufnahme (Abbildung 31) und Tastschnitt (Abbildung 32) ist erkennbar, dass diese Rauigkeit nicht durch eine ausgeprägte Riefigkeit, sondern durch nahezu punktförmige Störungen von ca.  $1 - 2 \text{ }\mu\text{m}$  lateraler Ausdehnung verursacht wird. Bei Betrachtung mit höherer Mikroskopvergrößerung erinnern diese Störungen an eine „Packsislandschaft“, die in Abbildung 31 erkennbaren Punkte (Spanzipfel und Materialausreißer) bilden nur die deutlich sichtbaren Spitzen dieser Packsislandschaft. Diesen mikroskopischen Störungen sind die in Abbildung 33 erkennbaren makroskopischen Strukturen überlagert.

Insgesamt kann dieser Werkstoff unbekannter Herkunft und Vorbehandlung für die Erzeugung guter optischer Flächen als sehr ungeeignet bezeichnet werden.



**Abbildung 34: Planfläche CuZn40Pb2, Mikroskopaufnahme**



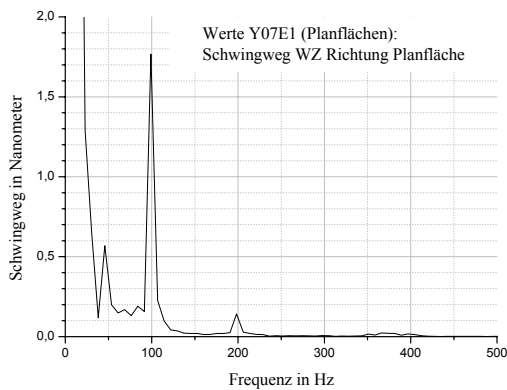
**Abbildung 36: Planfläche CuZn40Pb2, Makroaufnahme**

**Abbildung 35: Planfläche CuZn40Pb2, Tastschnitt  
Rauheit**

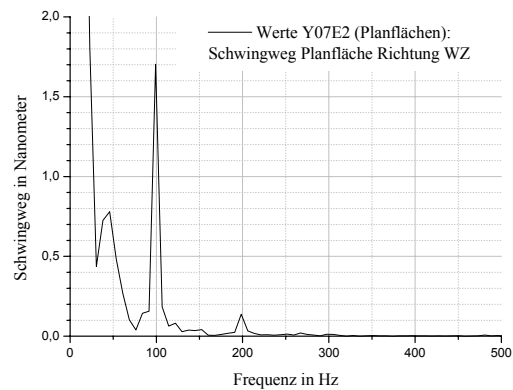
Die Planprobe CuZn40Pb2 zeigt mit einem Mittenrauhwert von  $R_a = 5,6 \text{ nm}$  die beste Oberfläche in diesem Materialvergleich. Im Vergleich zu den Mikroskopbildern der anderen Proben wurden hier die Kontraste deutlich stärker erhöht, um Oberflächenstörungen überhaupt sichtbar zu machen. Die schwarzen Punkte in Abbildung 34 sind anhaftender Staub und Spanfragmente, sollten also nicht als Rauheit interpretiert werden. Erkennbar ist eine sehr gering ausgeprägte Rillenstruktur, überlagert durch Unregelmäßigkeiten vergleichbarer Größe, hervorgerufen durch den inhomogenen Werkstoff des Stangenmaterials. Mit weiteren Optimierungen (Feinstkornmessing, ausgesuchte Diamantschneiden) rückt die theoretische Grenze von  $R_{a,\text{theoretisch}} \approx 1,25 \text{ nm}$  in greifbare Nähe.

Dieser Werkstoff ist sehr gut für die Herstellung optischer Flächen geeignet, sollte allerdings aufgrund seiner Anlaufneigung durch Beschichtungen geschützt werden.

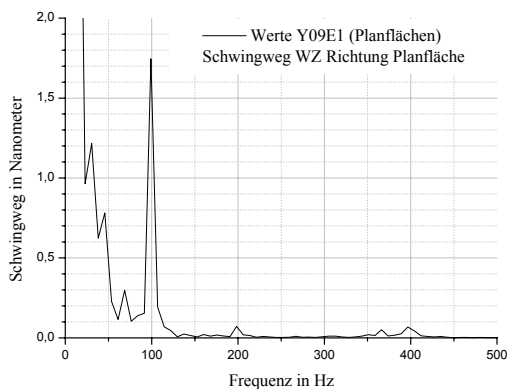
Die teilweise sehr guten Ergebnisse zeigen sich auch in den Amplitudengängen der Schwingungen von Werkzeug und Hauptspindelgehäuse, gemessen senkrecht zur Werkstückoberfläche, siehe Abbildung 37 - Abbildung 40. Der Peak bei 100 Hz tritt bei allen Messungen exakt gleich auf, kann nicht einer realen Maschinenschwingung zugeordnet werden und wird daher im Folgenden ignoriert. Möglicherweise handelt es sich um eine Störung der mit dieser Frequenz zündenden Neonröhren der Werkstattbeleuchtung.



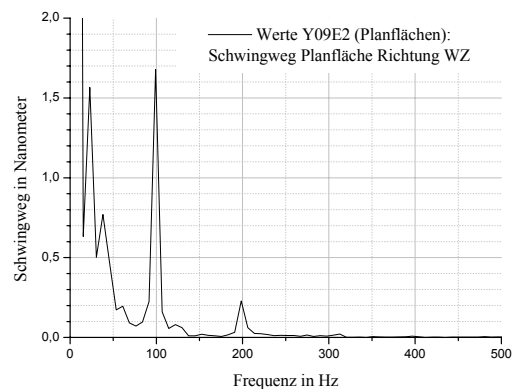
**Abbildung 37: FFT der Schwingungen des WZ in Richtung der Planfläche. Alle Achsen stehen**



**Abbildung 38: FFT der Schwingungen der Planfläche in Richtung WZ. Alle Achsen stehen**



**Abbildung 39: FFT der Schwingungen des WZ in Richtung der Planfläche. Y-Achse läuft mit 200 Hz Mikroschritt**



**Abbildung 40: FFT der Schwingungen der Planfläche in Richtung WZ. Y-Achse läuft mit 200 Hz Mikroschritt**

Durch die in [1] bereits beschriebene geringe Querkopplung können die senkrecht zur Messrichtung angreifenden Y-Schritte in Messrichtung kaum einen Unterschied zwischen stehender oder mit 200 Hz laufender Y-Achse bewirken. Die Schwingwege der 200 Hz Anregung durch die Y-Achse bleiben durchgehend unter 0,2 nm und vernachlässigbar klein. Bei 46 Hz ist in Ruhe und Lauf nahezu konstant mit 0,7 - 0,8 nm eine Resonanz, die durch die laufende Y-Achse kaum angeregt wird, zu beobachten. Bei 30 Hz erscheint im Lauf mit maximal 1,5 nm eine angeregte Resonanz. Insgesamt zeigen die Amplitudengänge Verbesserungspotential auf, da Schwingungen von 1,5 nm Amplitude bereits im Bereich der



angestrebten Rauheit liegen. Allerdings sollte nicht übersehen werden, dass die gemessenen Schwingwege an der Ansprech- und Auflösungsschwelle des verwendeten Messsystems (Beschleunigungsmessung und Skalierung auf Schwingweg) liegen. Die Diagramme werden somit für folgende Bearbeitungsaufgaben als bestmöglich definiert und für Vergleiche benutzt.

Zusammenfassend stellt Tabelle 2 die Planproben gegenüber.

**Tabelle 2: Zusammenfassung der Ergebnisse des Planflächendrehens**

	<b>AlCuMg1</b>	<b>AlCuMgPb</b>	<b>CuSn8</b>	<b>CuZn40Pb2</b>
<b>R<sub>a</sub></b>	13,8 nm	8,4 nm	14,1 nm	5,6 nm
<b>Erkennbarkeit der Drehriefen in Mikroskop-aufnahme und Tastschrieb</b>	Deutlich erkennbar (PV: 40 – 80 nm).	Erkennbar (PV: 30 – 40 nm)	Schwach bis nicht erkennbar, da überlagert durch allgemeine Rauheit.	Schwach bis nicht erkennbar
<b>mikroskopische Störungen</b>	Deutlich erkennbar, lateral 1 – 2,5 µm, Höhe ca. 80 nm.	Erkennbar, lateral 1- 2,5 µm, Tiefe ca. 80 nm.	Sehr deutlich erkennbar, lateral ca. 1 – 2 µm, Höhe ca. 60 nm. Zusätzliche Struktur lateral ca. 5 – 20 µm, Höhe ca. 30 nm.	Schwach bis nicht erkennbar, erst in extremer Kontrastverstärkung deutlich sichtbar. Lateral ca. 5 µm, Höhe ca. 10 nm.
<b>makroskopische Störungen</b>	Deutlich erkennbar, Breite 50 µm, Länge 100 – 150 µm.	Nicht erkennbar.	Deutlich erkennbar mit lateralen Dimensionen im Millimeterbereich.	Nicht erkennbar.

Insgesamt wurden die Forderungen der Aufgabenstellung mit der Planfläche aus Messing erfüllt.

## 4.2 Sphären

### 4.2.1 Einleitung

Die Mehrzahl der Linsen ist aus sphärischen Flächen zusammengesetzt. Reflektierende sphärische Flächen optischer Qualität werden in Strahlaufweitungsteleskopen, für einfache Fokussieraufgaben (paraxialer Fokussierspiegel) oder allgemeine Anwendungen eingesetzt. Außerhalb optischer Anwendungen, z.B. in der Gleit- und Hydrolagertechnik, werden ebenfalls teilweise sphärische oder toroidische Flächen hoher Qualität verwendet. Die Anforderungen an Sphären variieren hierbei stark. In der klassischen Anwendung, Linsen, müssen Form und Oberfläche höchsten Anforderungen genügen. In Laseranwendungen wird zwar eine möglichst gut spiegelnde Oberfläche gefordert, Radiangenauigkeiten von 1 - 2 Prozent werden jedoch häufig akzeptiert. Entgegengesetzt werden die Anforderungen der Hydrolagertechnik formuliert, hier wird eine höchste Form- und Radiengenauigkeit benötigt, die Oberfläche muss jedoch nicht in optischer Qualität vorliegen.

Die Brennweite  $f_{\text{sph}}$  eines sphärischen Spiegels liegt für paraxiale Strahlen mit ausreichender Genauigkeit bei  $R_{\text{sph}}/2$ . Die tatsächliche Brennweite  $f_{\text{sph}}^*$  liegt in Abhängigkeit von  $R_{\text{sph}}$  und des Strahlabstands  $h$  zur Sphärenachse innerhalb der Brennweite, siehe Abbildung 41.

Die tatsächliche Brennweite  $f_{\text{sph}}^*$  errechnet sich mit

$$f_{\text{sph}}^* = p + q \quad \text{Glng. 23}$$

und der Kreisabschnittshöhe  $p$

$$p = R_{\text{sph}} - \sqrt{R_{\text{sph}}^2 - h^2} \quad \text{Glng. 24}$$

und

$$q = h \cdot \tan \beta \quad \text{mit} \quad \beta = \frac{\pi}{2} - 2 \cdot \alpha \quad \text{und} \quad \alpha = \arcsin \frac{h}{R_{\text{sph}}} \quad \text{Glng. 25}$$

zu

$$f_{\text{sph}}^* = R_{\text{sph}} - \sqrt{R_{\text{sph}}^2 - h^2} + h \cdot \tan \left( \frac{\pi}{2} - 2 \cdot \arcsin \frac{h}{R_{\text{sph}}} \right). \quad \text{Glng. 26}$$

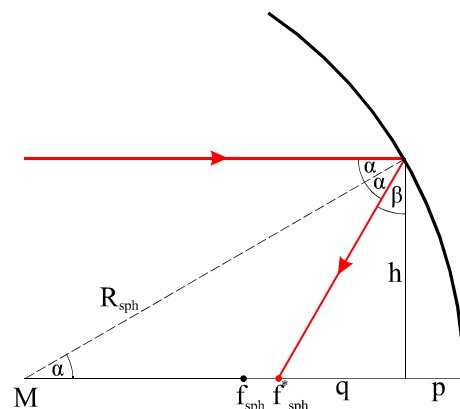


Abbildung 41: Brennweite einer Sphäre

Dieser Fehler wirkt sich letztendlich auf die Größe und Form des Brennflecks aus. Im Falle eines senkrecht einfallenden Lichtbündels, kann nach dem 2. Strahlensatz der Radius  $h^*$  des Brennflecks im Brennpunkt  $f_{\text{sph}}$  mit

$$h^* = \frac{h \cdot (f_{\text{sph}} - f_{\text{sph}}^*)}{q}$$

$$= \frac{2 \cdot \sqrt{R_{\text{sph}}^2 - h^2} - R_{\text{sph}}}{2 \cdot \tan\left(\frac{\pi}{2} - 2 \cdot \arcsin\left(\frac{h}{R_{\text{sph}}}\right)\right)} - h \quad \text{Glng. 27}$$

berechnet werden.

#### 4.2.2 Aufgabenstellung

Als beispielhafte Bearbeitungsaufgabe wird angenommen, dass ein senkrecht einfallendes Parallellichtbündel von einem sphärischen Spiegel fokussiert werden soll. Das Lichtbündel habe einen maximalen Durchmesser von  $2 \cdot h = 40$  mm. Die Nennbrennweite  $f_{\text{sph}}$  darf frei gewählt werden, ist jedoch nominal mit einem maximalen Fehler von  $\pm 0,5$  mm einzuhalten. Der Brennfleck darf in der Nennbrennebene einen maximalen Durchmesser von  $2 \cdot h^* = 1$  mm haben. Die Oberfläche soll möglichst gute optische Qualität besitzen.

#### 4.2.3 Vorüberlegungen und Achsauswahl

Bei einem Lichtbündeldurchmesser von  $2 \cdot h = 40$  mm soll der Brennfleckdurchmesser in der Nennbrennebene nicht mehr als  $2 \cdot h^* = 1$  mm betragen. Nach Glng. 27 ergibt sich dieser Brennfleck bei einem Kugelradius von  $R_{\text{sph}} = 260$  mm, die nominale Brennweite beträgt somit  $f_{\text{sph}} = 130$  mm. Als tatsächliche Brennweite für den einfallenden Strahlrand errechnet sich nach Glng. 26  $f_{\text{sph}}^* = 128,434$  mm.

Die sphärische Oberfläche kann grundsätzlich in zwei Varianten erzeugt werden:

- X/Y-Betrieb, Rastern der Sollkurve in einem kartesischen Gitter:  
Vorteil: Gute Formtreue bei geringem Justageaufwand. Flexibel und schnell.  
Nachteil: Rasterung der Schrittauflösung wird in Oberfläche sichtbar sein.
- $\Phi$ -Betrieb, Abschnwenken der Sollkurve mit festem Schwenkradius  $R_{\Phi;\text{eff}}$ :  
Vorteil: Gute Oberflächenqualität.  
Nachteil: Exakte Justage von  $R_{\Phi;\text{eff}}$  ist zeitaufwändig.

Da in der Aufgabenstellung eine möglichst gute Oberflächenqualität bei geringer Formgenauigkeitsanforderung genannt wird, kann bereits jetzt der  $\Phi$ -Betrieb favorisiert

werden. Dennoch wird auch der X/Y-Betrieb in der folgenden Betrachtung der theoretischen Grenze vergleichend angesprochen.

#### 4.2.4 Theoretische Grenze

Eine Formabweichung bei der drehenden Herstellung einer konkaven Sphäre im  $\Phi$ -Betrieb wird primär durch die Genauigkeit der Einstellung des Schwenkradius  $R_{\Phi, \text{eff}}$  und des Y-Nullpunkts bestimmt.

$R_{\Phi, \text{eff}}$  und damit  $R_{\text{sph}} = 260$  mm kann durch das in Kapitel 3.2.2 beschriebene Verfahren mit einem minimalen Fehler von  $\Delta R_{\Phi, \text{eff}} = 1,859$   $\mu\text{m}$  eingestellt werden. Die Abweichung von der Sollbrennweite beträgt somit maximal  $\Delta R_{\Phi, \text{eff}} / 2 = 0,93$   $\mu\text{m}$ . Gleichzeitig kann der Y-Nullpunkt mit einem minimalen Fehler von  $0,5$   $\mu\text{m}$  eingestellt werden und es entsteht im  $\Phi$ -Betrieb eine geringfügig toroidische Fläche (Apfel/Birne, siehe Abbildung 16). Die bereits grundsätzlich suboptimale Brennfleckqualität einer Sphäre wird durch den toroidischen Fehler geringfügig weiter verschlechtert, dies wird jedoch bei sphärischen Brennsiegeln durch den Vorteil einfacher Fertigung in Kauf genommen.

Von höherer Bedeutung sind Überlegungen zu der Oberflächenqualität der erzeugten Sphäre, da diese durch ihr Streulichtverhalten Leistung und Qualität des Brennsiegels wesentlich beeinflusst. Die entstehende Rauheit wird, wie bereits bei der Behandlung von Planflächen in Kapitel 4.1.4, vereinfacht als Welligkeit durch vorschubperiodische Abbildung des Werkzeugs im Werkstück betrachtet. Die bei den Planflächen eingeführten Glng. 18 und Glng. 20 zur Berechnung von theoretischer Rauhtiefe und kinematischer Rauheit sind auch hier gültig. Lediglich der Vorschub  $s_{\phi}$  ist nun zusätzlich zum Winkelvorschub  $\phi_s = n \cdot \Delta\phi_{\text{min}}$  vom verwendeten Schwenkradius  $R_{\Phi, \text{eff}}$  abhängig nach (s.a. Abbildung 42):

$$s_{\phi} = 2 \cdot R_{\Phi, \text{eff}} \cdot \sin \frac{n \cdot \Delta\phi_{\text{min}}}{2} \quad \text{Glng. 28}$$

Als zusätzliche Abweichung von der idealen Kreisbahn ergibt sich zusätzlich zu  $R_{\text{th}}$  nach Glng. 18 und  $R_{\text{th}; \text{kin}}$  nach Glng. 20 ein theoretischer Fehler  $R_{\text{th}; \text{kin}; \Phi}$  (s.a. Abbildung 42):

$$R_{\text{th}; \text{kin}; \Phi} = R_{\Phi, \text{eff}} \left( 1 - \cos \frac{\phi_s}{2} \right) \quad \text{Glng. 29}$$

Dieser Fehler hat rein theoretischen Charakter, da er nicht in die Bestimmung der Rauheit oder Form eingeht. Er wird daher im Folgenden nicht mehr betrachtet.

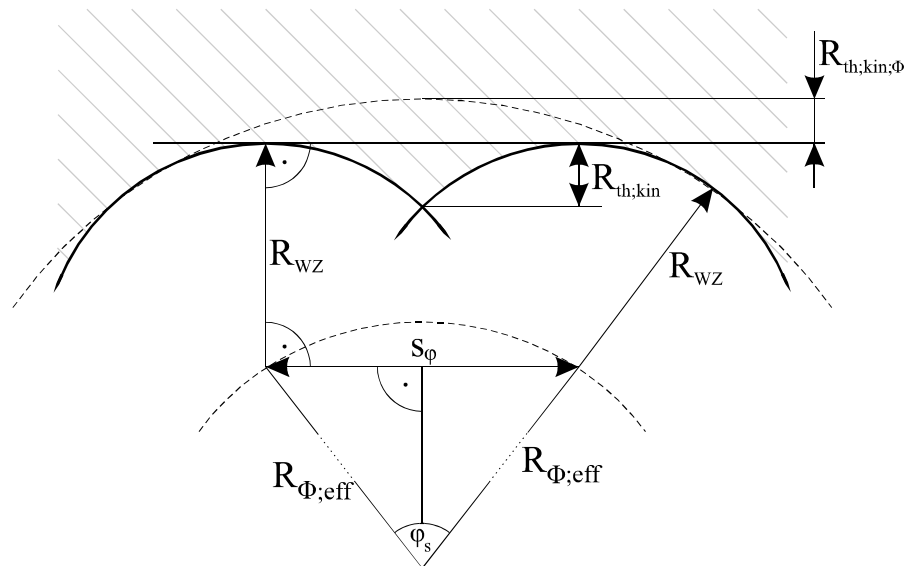


Abbildung 42: Kinematische Rauheit  $R_{th,kin}$  durch Winkelvorschub  $\varphi_s$

Für eine Optimierung der theoretischen Oberflächengüte interessieren die Minima der Glng. 18 und Glng. 20.

Die kinematische Rauheit nach Glng. 20, also bei Vernachlässigung von  $h_{min}$ , hat ein Minimum bei beliebig kleinen Vorschüben  $s_\varphi$ . Tatsächlich ist der kleinste Vorschub durch die Winkelschrittweite der Schwenkachse und des effektiven Schwenkradius gegeben und beträgt nach Glng. 28:

$$s_\varphi = 2 \cdot R_{\varphi,eff} \cdot \sin \frac{\Delta\varphi_{min}}{2} \quad \text{Glng. 30}$$

Mit  $R_{\varphi,eff} = 260 \text{ mm}$  und  $\Delta\varphi_{min} = 3,49 \text{ } \mu\text{rad}$  ergibt sich also  $s_\varphi = 0,907 \text{ } \mu\text{m/U}$  als minimaler Vorschub. Mit diesem Vorschub und einem kreisbogenförmigen Werkzeug mit  $R_{WZ} = 0,5 \text{ mm}$  errechnet sich ein minimales  $R_{th,kin}$  von  $0,206 \text{ nm}$ . Da der Atomdurchmesser von Aluminium etwa  $0,25 \text{ nm}$  beträgt [13], hat dieser Wert eher theoretischen Charakter.

Die theoretische Rauhtiefe nach Glng. 18, also mit Beachtung von  $h_{min}$ , hat nach Glng. 21 ein Minimum  $s_{min}$ . Für diesen Mindestvorschub entspricht  $h_{min}$  gerade  $R_{th}$ . Wird ein  $s < s_{min}$  verwendet, verschlechtert sich das Arbeitsergebnis durch verstärkte Freiflächenreibung deutlich überproportional und nicht vorhersagbar. Bei einer Diskretisierung (Schrittmotorantrieb) in  $s_{\varphi,min} = n \cdot s_\varphi$  mit  $s_\varphi = 0,907 \text{ } \mu\text{m/U}$  nach Glng. 30 ist also nur die nächsthöhere geradzahlige Schrittzahl  $n$  sinnvoll. In Tabelle 3 sind für verschiedene Mindestspannungsdicken  $h_{min}$  die sich ergebenden theoretischen Rauhtiefen  $R_{th}$ , Mindestvorschübe  $s_{\varphi,min}$

und die Mindestwinkelvorschübe  $\varphi_{s;\min}$  aufgelistet. In Klammern stehen die korrigierten Werte aus der Diskretisierung.

**Tabelle 3: Minimale theoretische Rauhtiefe für das Sphärendrehen**

$h_{\min}$ [nm]	$R_{th}$ [nm]	$s_{\varphi;\min}$ [ $\mu\text{m}/\text{U}$ ]	$\varphi_{s;\min}$ [ $\mu\text{rad}/\text{U}$ ]
0	0,206	0,907	3,49
1	1 (1,323)	1,000 (1,814)	3,846 (6,98)
2	2 (2,127)	1,414 (1,814)	5,438 (6,98)
3	3 (3,006)	1,732 (1,814)	6,662 (6,98)
4	4 (4,391)	2,000 (2,721)	7,692 (10,47)
5	5 (5,195)	2,236 (2,721)	8,600 (10,47)
10	10 (10,190)	3,162 (3,628)	12,162 (13,96)
15	15 (15,377)	3,873 (4,535)	14,896 (17,45)
20	20 (20,004)	4,472 (4,535)	17,200 (17,45)
25	25 (25,180)	5,000 (5,442)	19,231 (20,94)
30	30 (30,659)	5,477 (6,349)	21,065 (24,43)

Gegenüber dem Planflächendrehen wirkt sich hier die Diskretisierung stärker aus, s.a. Tabelle 1. Dennoch liegen die entstehenden Abweichungen der theoretischen Rauhtiefe unter einem Nanometer und können bei wohlwollender Betrachtung vernachlässigt werden.

Zusammenfassend wird die theoretische Grenze wie folgt formuliert:

- Minimale Radiusabweichung 1,859  $\mu\text{m}$ . Gleichzeitig Torusfehler mit minimalem mittlerem Ringradius von 0,5  $\mu\text{m}$ . Daraus folgend Formabweichung von maximal 0,1  $\mu\text{m}$ .
- Minimale kinematische Rauheit bei Vernachlässigung der Mindestspannungsdicke theoretisch beliebig klein, praktisch vom verwendeten Vorschub abhängig.
- Minimale theoretische Rauhtiefe bei Beachtung der Mindestspannungsdicke von dieser abhängig. Mit einer  $R_{wz} = 0,5$  mm Rundschneide mit einem Schneidkantenradius von ca. 10 nm sind Mindestspannungsdicken unter 5 nm möglich. Entsprechend ergibt sich eine theoretische Rauhtiefe unter 5 nm oder ein  $R_a \leq 1,25$  nm.

In den Vorüberlegungen zu dieser theoretischen Grenze wurde als Alternative ein X/Y-Verfahren genannt, wegen einer sichtbaren Rasterung der Schrittauflösung und dem nahe liegenden Weg des schwenkenden  $\Phi$ -Verfahrens jedoch nicht gewählt. Aus Gründen der Vollständigkeit wird diese sichtbare Rasterung hier knapp untersucht.

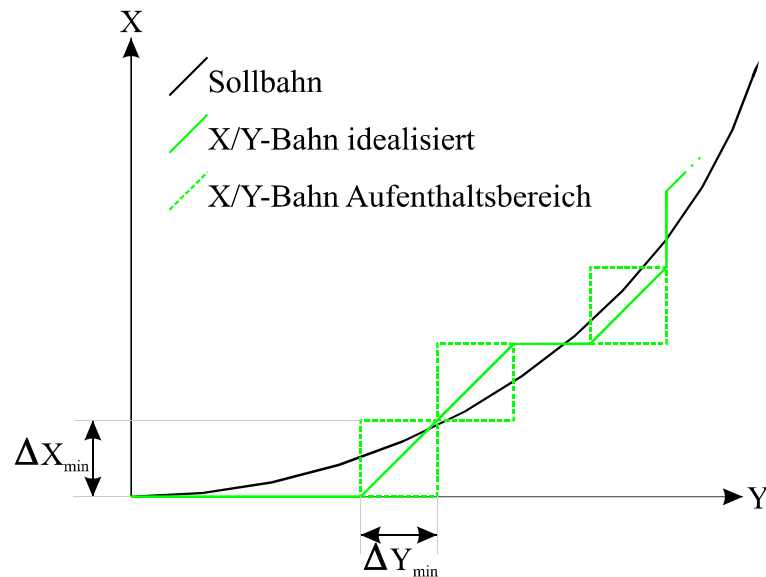


Abbildung 43: Rasterung der Sollbahn im X/Y-Betrieb

Im X/Y-Verfahren wird eine Sollkurve durch eine Treppenfunktion angenähert. In Abbildung 43 ist diese Rasterung für orthogonale Achsen gleicher Schrittweite in übertriebener Weise dargestellt. Wird während einer Umdrehung nur eine Achse bewegt, entstehen senkrechte oder waagerechte Bahnabschnitte und somit Zylinder- oder Planflächen. Werden während einer Bewegung beide Achsen bewegt, entstehen idealisiert Steigungen in Abhängigkeit des Schrittverhältnisses zwischen diesen Achsen. Tatsächlich ist der Weg zwischen Punkten des durch die Schrittweiten aufgespannten Rasters nicht vorhersagbar (gestrichelte grüne Linie in Abbildung 43). Gleichzeitig ist die Zahl der möglichen Steigungen  $m$  zwischen zwei Punkten bei gegebenem Vorschub  $s$  durch die Diskretisierung (Schrittmotoren) begrenzt:

$$m = \frac{y}{x} = \frac{n_y \cdot \Delta Y_{\min}}{n_x \cdot \Delta X_{\min}} \quad \text{mit} \quad n_x \neq 0 \quad \text{und} \quad s^2 = x^2 + y^2 \quad \text{Glng. 31}$$

Gegenüber der einachsigen Erzeugung von Sphären ( $\Phi$ -Verfahren) ergeben sich somit durch das X/Y-Verfahren ausschlaggebende Nachteile:

- Nur eine Achse, z.B. Y, läuft kontinuierlich mit konstanter Schrittfrequenz. Die andere Achse, z.B. X, läuft in Bereichen geringer Steigung (Sphärenmitte) nicht kontinuierlich und generell nicht mit konstanter Schrittfrequenz. Hieraus ergeben sich Folgeprobleme:
  - Schwingungen: Besonders im Bereich der Sphärenmitte läuft eine Achse aufgrund der geringen Sollsteigung nicht kontinuierlich. Gerade durch Start/Stop-Vorgänge der schweren und hohen Achsaufbauten treten hohe Kräfte/Momente auf und werden Schwingungen induziert. Auf diese Problematik wird in Kapitel 4.3 (Asphären) weiter eingegangen.
  - Resonanzen: Gegenüber dem einachsigen Betrieb mit fester Schrittfrequenz können hier durch die variable Schrittfrequenz mindestens einer Achse Resonanzbereiche nicht immer vermieden werden.
  - Ruckgleiten/Stick-Slip: Einzelne Schritte werden zwar zuverlässig durch die Schrittmotoren ausgeführt, spannen jedoch je nach Schmierungszustand und Gewichtsbelastung der berührenden Gleitführungen lediglich die Achse vor. Teilweise tritt erst nach einigen Mikroschritten des Motors ein ruckartiges Gleiten ein. Auch dieser Effekt tritt bevorzugt in Bereichen geringer Steigung auf (Sphärenmitte).
- Die Diskretisierung der Steigungen, s.a. Gln. 31 und Abbildung 43, fällt dem Auge des Betrachter deutlich auf und führt durch Kantenbildung zu verschlechtertem Streulichtverhalten. Dieser Effekt wird durch das Auge besonders im Bereich der Sphärenmitte deutlich wahrgenommen, da hier auf viele Schritte der Führungsachse (breiter Planflächenring) hin und wieder ein einzelner Schritt der korrespondierenden Achse folgt (schmale, ringförmige Kante). Auch auf diese Problematik wird in Kapitel 4.3 (Asphären) weiter eingegangen.

Wie bereits in den Vorüberlegungen (Kapitel 4.2.3) vorweggenommen, führen diese Nachteile zu einer unnötigen Verschlechterung der Sphärenoberfläche. Ist eine einachsige Bearbeitung möglich, sollte diese einer mehrachsigen Variante immer vorgezogen werden.



#### 4.2.5 Vergleich mit der praktischen Grenze

Wie bei den Planflächen (Kapitel 4.1.5) und der theoretischen Grenze für sphärische Flächen (Kapitel 4.2.4) wird auch hier von einer Mindestspannungsdicke  $h_{\min} = 5 \text{ nm}$  ausgegangen. Aus Tabelle 3 ergibt sich somit ein Mindestvorschub  $s_{\varphi, \min} = 2,721 \text{ } \mu\text{m/U}$  und der entsprechende Mindestwinkelvorschub  $\varphi_{s, \min} = 10,47 \text{ } \mu\text{rad/U}$ . Als Drehfrequenz der Hauptspindel wird, wie auch beim Planflächendrehen,  $f_{\text{Dreh}} = 25 \text{ Hz}$  und somit eine maximale Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 188 \text{ m/min}$  gewählt. Es ergibt sich eine Vorschubgeschwindigkeit  $v_s = 4,1 \text{ mm/min}$  und eine Schrittfrequenz  $f_{\text{schritt}} = 75 \text{ Hz}$ . Der letzte Bearbeitungsgang wird mit einer Schnitttiefe von  $5 \text{ } \mu\text{m}$  durchgeführt, die Bearbeitungszeit pro Schnitt beträgt knapp 10 Minuten.

Zusammenfassung der Parameter:

- $R_{\text{WZ}} = 0,5 \text{ mm}$
- $s_{\varphi} = 2,721 \text{ } \mu\text{m/U}$ ;  $\varphi_s = 10,47 \text{ } \mu\text{rad/U}$ ;  $v_s = 4,1 \text{ mm/min}$ ;  $f_{\text{schritt}} = 75 \text{ Hz}$
- $f_{\text{Dreh}} = \text{konstant } 25 \text{ Hz}$ ;  $v_{c, \max} = 188 \text{ m/min}$
- Schnitttiefe  $5 \text{ } \mu\text{m}$
- 10 min Bearbeitungsdauer je Schnitt
- Werkstoff: Aufgrund der guten Ergebnisse des Messings CuZn40Pb2 bei den Planflächenversuchen (Kapitel 4.1.5) wird dieser Versuch ausschließlich mit diesem Werkstoff durchgeführt. Siehe auch Werkstoffbeschreibungen in Kapitel 2.3.2.
- Es wird ein dünner Kühlschmierstoffnebel aus Petroleum oder Kerosin über die WZ-Schneide geblasen.

Die Abbildungen 44 – 48 zeigen ein Foto der erzeugten Sphäre, einen Oberflächentastschnitt über den gesamten Probendurchmesser und Ausschnittvergrößerungen aus dem Drehzentrum und den Randbereichen.

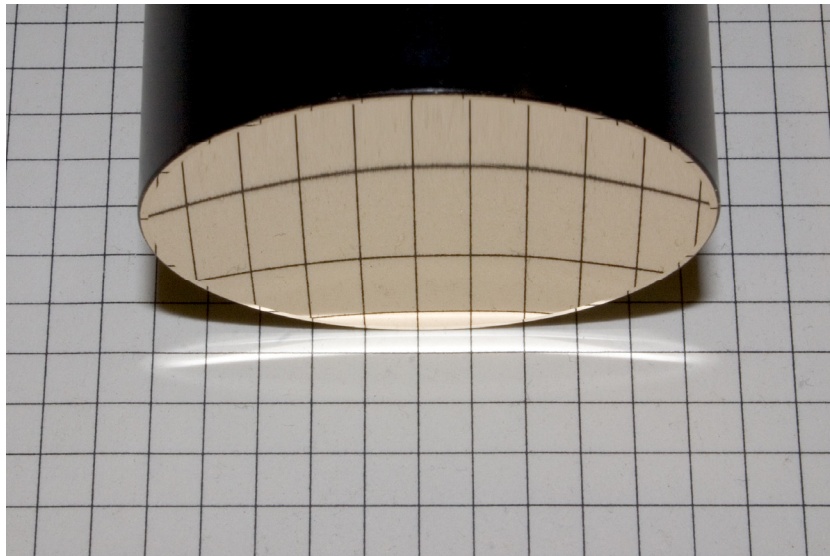


Abbildung 44: Sphäre CuZn40Pb ( $R_{sph} = 260 \text{ mm}$ )

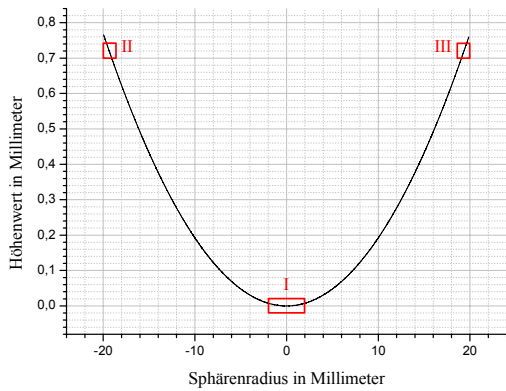


Abbildung 45: Sphäre CuZn40Pb<sub>2</sub>, Tastschnitt mit Ausschnittmarkierungen

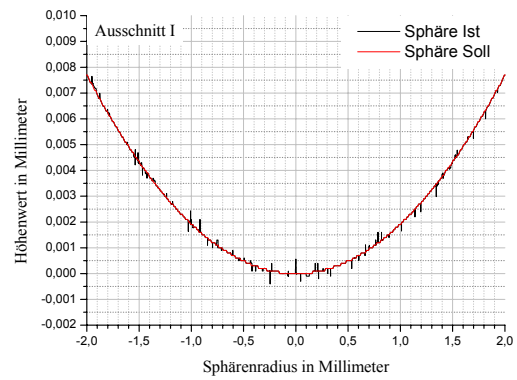


Abbildung 46: Sphäre CuZn40Pb<sub>2</sub>, Ausschnitt I

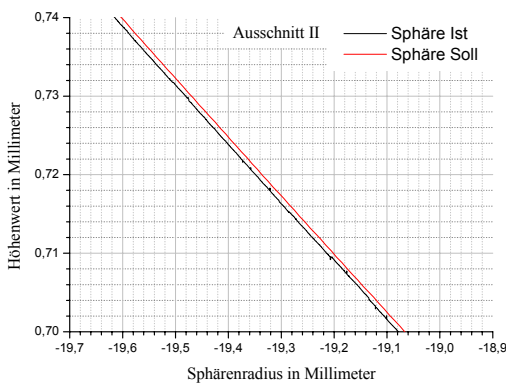


Abbildung 47: Sphäre CuZn40Pb<sub>2</sub>, Ausschnitt II

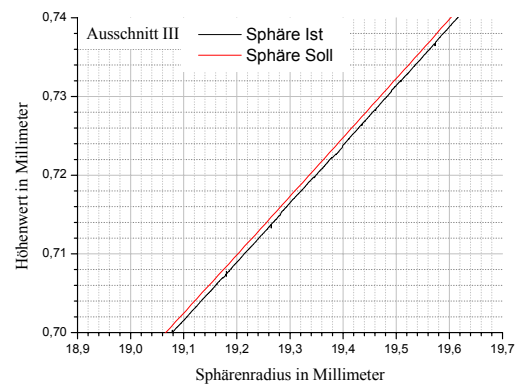


Abbildung 48: Sphäre CuZn40Pb<sub>2</sub>, Ausschnitt III

In Abbildung 45 ist durch die Skalierung auf den gesamten Sphärenquerschnitt keine Formabweichung erkennbar.

Das Drehzentrum ist als Ausschnittsvergrößerung I in Abbildung 46 dargestellt. Es sind keine Abweichungen zu der Sollform erkennbar, lediglich das Rauschen der taktilen Messung verlässt die Sollkurve. In den Randbereichen der Sphäre, siehe Abbildung 47 und Abbildung 48, verläuft die gemessene Kurve axial  $1\ \mu\text{m}$  unter der Sollkurve. Dieser Fehler ist im Drehzentrum noch nicht vorhanden und nimmt bis zu den Randbereichen bei  $R_{\text{sph}} = 20\ \text{mm}$  kontinuierlich zu. Dieser Fehler konnte sowohl bei Messungen in der Aufspannung der Sphäre auf der Drehmaschine als auch abgespannt mit einem weiteren Messaufbau identisch aufgezeichnet werden. Als Ursache kommen hauptsächlich zwei Fehlerursachen in Betracht:

1. Der Radius  $R_{\Phi;\text{eff}}$  weicht von seinem Sollwert  $R_{\Phi;\text{eff}} = R_{\text{sph}} = 260\ \text{mm}$  ab. Mit der in Kapitel 3.2.2 (Ausricht- und Nullpunktfehler) ermittelten minimal erreichbaren Radiusabweichung von knapp  $2\ \mu\text{m}$  ergibt sich jedoch selbst im Randbereich der Sphäre ( $r_{\text{sph}} = 19,5\ \text{mm}$ ) lediglich eine Abweichung zur Sollsphäre im Nanometerbereich. Für die gemessene Abweichung von  $1\ \mu\text{m}$  müsste die Abweichung des Schwenkradius  $357\ \mu\text{m}$  betragen.

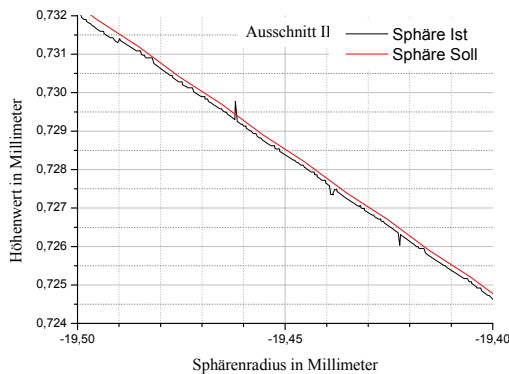
Obwohl eine Schwenkradiusabweichung von nur  $2\ \mu\text{m}$  nicht immer in vertretbarer Zeit erreicht und damit vorausgesetzt werden kann, ist eine Abweichung von  $357\ \mu\text{m}$  überprüfbar ausgeschlossen.

2. Der Y-Nullpunkt ist dejustiert und somit schneidet die  $\Phi$ -Drehachse nicht die HSP-Drehachse. Mit dem in Kapitel 3.2.2 (Ausricht- und Nullpunktfehler) ermittelten minimalen Y-Nullpunktfehler von  $0,5\ \mu\text{m}$  ergibt sich im Randbereich der Sphäre ( $r_{\text{sph}} = 19,5\ \text{mm}$ ) eine Abweichung zur Sollsphäre im Bereich einiger  $10\ \text{nm}$ . Für die gemessene Abweichung von  $1\ \mu\text{m}$  müsste der Fehler des Y-Nullpunkts  $13\ \mu\text{m}$  betragen.

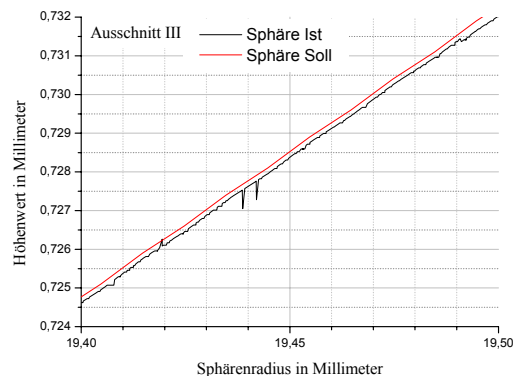
Ein Fehler dieser Größe kann bei dem überprüften Werkstück nicht ausgeschlossen werden, da hier zur Ermittlung des Y-Nullpunkts das schnellere, fehleranfälligeres Umschlagdrehverfahren eingesetzt wurde, siehe auch Kapitel 3.2.2 (Ausricht- und Nullpunktfehler). Die Änderung der HSP-Drehrichtung birgt ebenso wie die mikroskopische Beobachtung der Spanbildung (subjektiv) ein nicht zu unterschätzendes Fehlerrisiko.

Nach einer Korrektur des Y-Nullpunktes um  $13\ \mu\text{m}$  wurde das Werkstück erneut mit ansonsten identischen Einstellungen bearbeitet. Die Höhendifferenz zur Sollkurve konnte auf

0,1 – 0,15  $\mu\text{m}$  verringert werden, siehe Abbildung 49 und Abbildung 50. Hinsichtlich der Formabweichung wurde somit nicht nur die Aufgabenstellung erfüllt, sondern auch nahezu die theoretische Grenze der Formabweichung von 0,1  $\mu\text{m}$  erreicht.



**Abbildung 49: Korrigierte Sphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt II. Ausschnittsdefinition siehe Abbildung 45.**



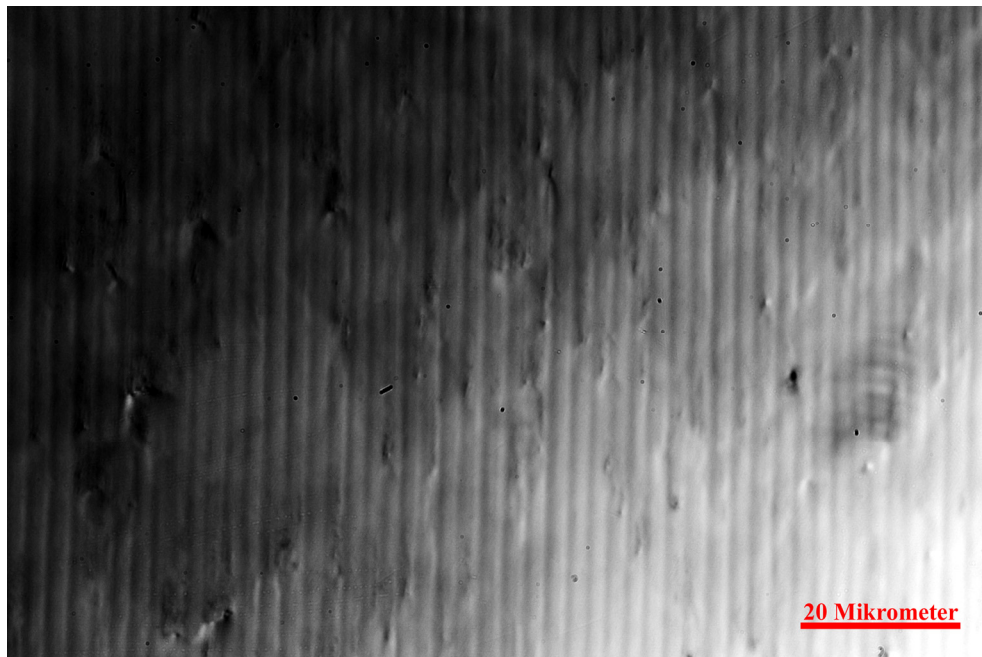
**Abbildung 50: Korrigierte Sphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt III. Ausschnittsdefinition siehe Abbildung 45.**

Die folgenden Abbildungen 51 – 53 zeigen den an der Sphärenprobe ermittelten Rauheitstastschnitt und makro-/mikroskopische Aufnahmen der Oberfläche. Die Fotografien sind in extremer Weise kontrastverstärkt, damit auf der sehr guten Oberfläche überhaupt Störungen erkennbar werden. Bei direkter Begutachtung durch ein Mikroskop sind die Drehriefen nur sehr schwach sichtbar, die Oberfläche wirkt nahezu fehlerfrei.

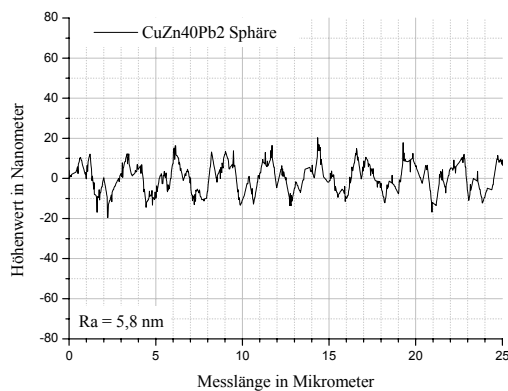
Der Mittenrauhwert der Sphärenprobe ist mit  $R_a = 5,8 \text{ nm}$  nahezu identisch zu dem Mittenrauhwert der ebenfalls einachsig erzeugten Planprobe ( $R_a = 5,6 \text{ nm}$ ). Die schwarzen Punkte in Abbildung 51 sind auf Kamerasensor und Probenoberfläche anhaftender Staub. Es sind schwach ausgeprägte Drehriefen mit PV-Werten von ca. 20 – 30 nm erkennbar.

Gut erkennbar sind auch einige Konsequenzen des nicht idealen und inhomogenen Werkstoffs: In nahezu punktförmiger Ausdehnung von unter 1  $\mu\text{m}$  Ausdehnung haben eingebettete Hartstoffpartikel durch Weg- und Rückfedern zu erkennbaren „Pickeln“ geführt oder sind mit „Kraterbildung“ über und in die Oberfläche gerissen worden. Die Inhomogenität zeigt sich auch in einer gerade noch erkennbaren annähernd kreisförmigen Kornstruktur mit Durchmessern bis 20  $\mu\text{m}$ .

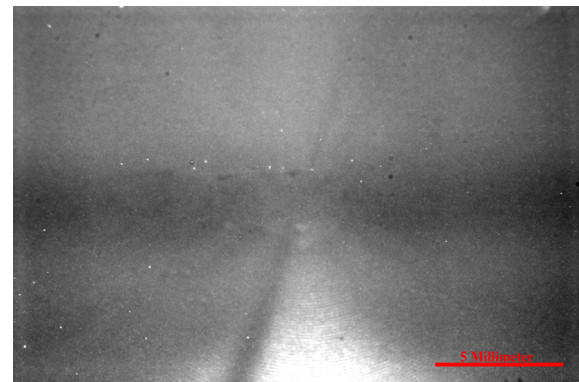
Dennoch kann die Aufgabenstellung als nahezu erfüllt angesehen werden, da mit weiteren Optimierungen (z.B. Feinstkornmessing, ausgesuchte Diamantschneiden) die theoretische Grenze von  $R_{a,\text{theoretisch}} \approx 1,25 \text{ nm}$ , errechnet aus  $R_{\text{th}} = 5 \text{ nm}$  nach Gln. 22, in greifbare Nähe rückt.



**Abbildung 51: Sphäre CuZn40Pb2, Mikroskopaufnahme**

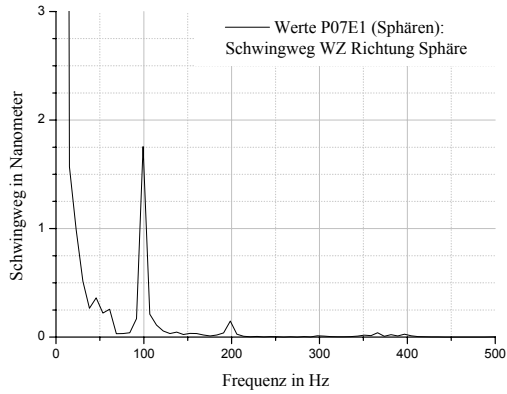


**Abbildung 52: Sphäre CuZn40Pb2, Tastschnitt  
Rauheit**

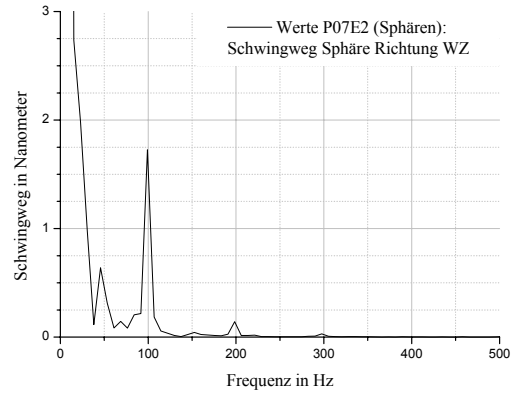


**Abbildung 53: Sphäre CuZn40Pb2,  
Makroaufnahme**

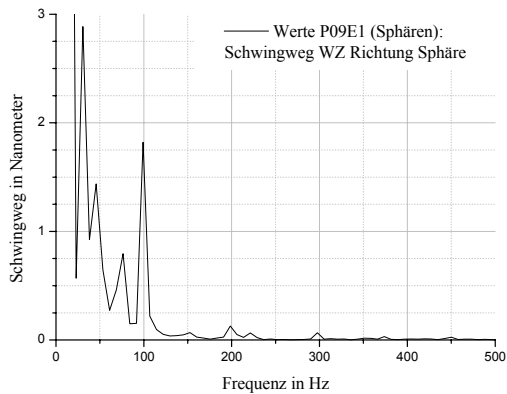
Das für eine einachsige Bearbeitung erwartete gute Ergebnis spiegelt sich auch in den Amplitudengängen der Schwingungen von Werkzeug und Hauptspindelgehäuse, gemessen senkrecht zur Werkstückoberfläche, wieder. Die Diagramme ähneln denen der Planflächenbearbeitung sehr. In den Abbildungen 54 bis 57 kann wieder die bereits bekannte und zu ignorierende 100 Hz Schwingung identifiziert werden. Trotz der grundsätzlich geringen Querkopplung der  $\Phi$ -Schwingungen in Messrichtung kann am Werkzeugort die 75 Hz  $\Phi$ -Schrittfrequenz mit Schwingwegen von ca. 0,75 nm gefunden werden. Weitere Peaks, besonders die bereits von den Planflächen bekannten Schwingungen 46 Hz / 1,5 nm und 30 Hz / 2,9 nm, sind ebenfalls nur am WZ-Ort erkennbar und werden hier durch die  $\Phi$ -Achse stärker als bei den Planflächen durch die Y-Achse angeregt



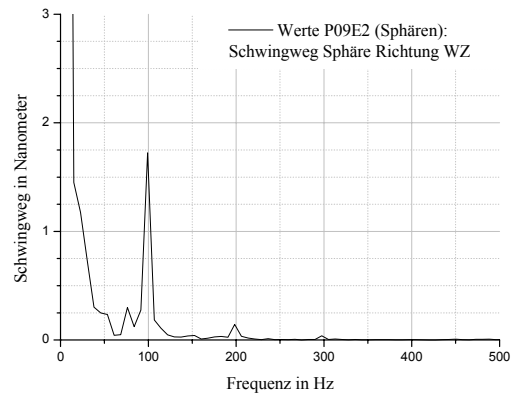
**Abbildung 54: FFT der Schwingungen des WZ in Richtung der Sphäre. Alle Achsen stehen**



**Abbildung 55: FFT der Schwingungen der Sphäre in Richtung WZ. Alle Achsen stehen**



**Abbildung 56: FFT der Schwingungen des WZ in Richtung der Sphäre.  $\Phi$ -Achse läuft mit 75 Hz Mikroschritt**



**Abbildung 57: FFT der Schwingungen der Sphäre in Richtung WZ.  $\Phi$ -Achse läuft mit 75 Hz Mikroschritt**

Im direkten Vergleich zu den Planflächen kann aufgrund des bei Schrittfrequenz, 46 Hz und 30 Hz höheren Schwingweges von bis zu fast 3 nm (Planflächen 1,5 nm) eine geringfügig schlechtere Oberfläche erwartet und durch Tastschnitte auch bestätigt werden (Planfläche  $R_a = 5,6$  nm - Sphäre  $R_a = 5,8$  nm). Auch hier ist jedoch anzumerken, dass die Ansprech- und Auflösungsgrenze des Schwingungsmesssystems nahezu erreicht ist.

## 4.3 Asphären

### 4.3.1 Einleitung

Asphärische Flächen sind alle von der Kugelform abweichende Flächen. Im engeren Sinne wendet man die Bezeichnung auf Flächen an, die bezüglich der Achse rotationssymmetrisch sind. Sie werden vor allem benutzt, um Abbildungsfehler so weit zu korrigieren, wie es mit sphärischen Flächen nicht oder nur mit größerer Flächenzahl möglich ist. Bedingt durch die optische Anwendung werden Rauhwerte im Bereich von 5-20 nm bei höchsten Formgenauigkeiten benötigt.

Jede rotationssymmetrische asphärische Fläche geht im Paraxialgebiet in die Scheitelkugel (Radius  $R_{\text{Schmiege}}$ , Krümmung  $C = 1/R_{\text{Schmiege}}$ ) über. Für einen die Achse enthaltenden Meridianschnitt ergibt sich aber außerhalb des Paraxialgebietes eine vom Kreis abweichende Schnittlinie, die durch die Pfeilhöhe  $h_{\text{asph}}$  des Bogens als Funktion des Abstandes  $r$  von der Achse dargestellt werden kann. Die Konstante  $K$  bestimmt dabei den Kegelschnitt-Typ [10]:

$$h_{\text{asph}} = \frac{C \cdot r^2}{1 + \sqrt{1 - (K + 1) \cdot C^2 \cdot r^2}} + K_4 \cdot r^4 + K_6 \cdot r^6 + K_8 \cdot r^8 \dots \quad \text{Glng. 32}$$

	Kegelschnitt:	Deformation:
$K < -1$	Hyperboloid	Jede der Kegelschnittflächen kann zusätzlich deformiert werden. Dann ist wenigstens eine der Konstanten $K_4, K_6, K_8 \dots$ ungleich Null.
$K = -1$	Paraboloid	
$-1 < K < 0$	Ellipsoid	
$K = 0$	Kugel; mit $C = 0$ : Planfläche	
$K > 0$	Ellipsoid	

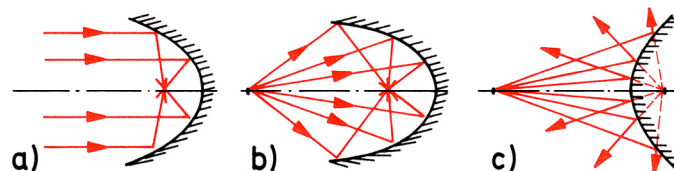


Abbildung 58: Asphären: a) Paraboloid, b) Ellipsoid, c) Hyperboloid [10]

Für Beleuchtungsanforderungen und auch Abbildungssysteme sind besonders Parabolspiegel interessant. Für solche Asphären vereinfacht sich mit  $K = -1$  und  $K_4, K_6, K_8 \dots = 0$  Glng. 32 zu

$$h_{\text{asph}} = \frac{C}{2} \cdot r^2 \quad \text{Glng. 33}$$

mit dem Radius  $R_{\text{Schmiege}}$  der Schmiegekegel

$$R_{\text{Schmiege}} = \frac{1}{C} \quad \text{Glng. 34}$$

und der Brennweite

$$f_{\text{asph}} = \frac{R_{\text{Schmiege}}}{2} = \frac{1}{2 \cdot C} \quad \text{Glng. 35}$$

[10][11].

### 4.3.2 Aufgabenstellung

Als beispielhafte Bearbeitungsaufgabe wird angenommen, dass ein senkrecht einfallendes Parallellichtbündel durch einen Parabolspiegel fokussiert werden soll. Das Lichtbündel habe einen maximalen Durchmesser 40 mm. Der Brennpunkt soll bei  $f_{\text{asph}} = 20$  mm liegen. Die Oberfläche soll mit  $5 \text{ nm} < R_a < 10 \text{ nm}$  möglichst gute optische Qualität besitzen.

### 4.3.3 Vorüberlegungen und Achsauswahl

Für eine Brennweite  $f_{\text{asph}} = 20$  mm ergibt sich mit Glng. 35 eine Krümmungskonstante  $C = 1/40$  mm. Der Radius der Schmiegekegel beträgt somit nach Glng. 34  $R_{\text{Schmiege}} = 40$  mm.

Der Krümmungsradius  $\rho_{\text{asph}}$  an beliebigen Radien  $r$  berechnet sich mit  $h_{\text{asph}}$  nach Glng. 32 zu

$$\rho_{\text{asph}} = \left| \frac{\left(1 + h'_{\text{asph}}\right)^{3/2}}{h''_{\text{asph}}} \right| \quad \text{Glng. 36}$$

und entspricht in der Asphärenmitte ( $r = 0$  mm) dem Schmiegeradius  $R_{\text{Schmiege}} = 40$  mm, in den Randbereichen ( $r = 20$  mm) ergibt sich ein Krümmungsradius  $\rho_{\text{asph};20\text{mm}} = 55,902$  mm. Die Kurvensteigung eines Meridianschnittes beträgt  $0^\circ$  in der Asphärenmitte und  $26,565^\circ$  im Randbereich bei  $r = 20$  mm.

Abbildung 59 stellt nicht maßstäblich die Abweichung zwischen Schmiegekreis und der Parabelform dar, Tabelle 4 listet diese Abweichung auf. Es ist erkennbar, dass die gewählte



Parabelkurve in den achsfernen Bereichen deutlich vom Schmiegekreis abweicht. Eine einachsige Bearbeitung ist in einem reinen Drehprozess somit ausgeschlossen.

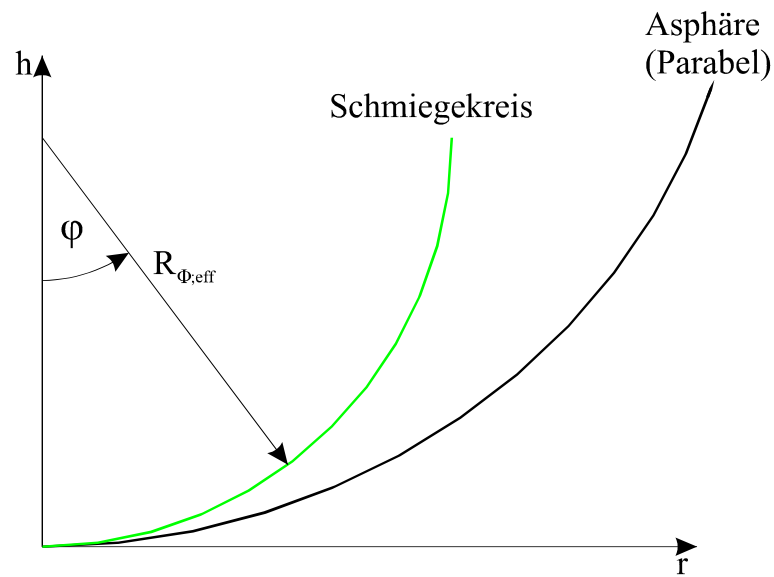


Abbildung 59: Meridianschnitt durch die Asphäre, Parabelkurve der Asphäre und Schmiegekreis

Tabelle 4: Abweichungen zwischen Schmiegekreis und Parabel

Radius r [mm]	Höhe der Parabel [mm]	Höhe des Schmiegekreises [mm]	Abweichung Parabel zu Schmiegekreis [mm]
1	0,0125	0,0125	0,0000
2	0,0500	0,0500	0,0000
3	0,1125	0,1127	-0,0002
4	0,2000	0,2005	-0,0005
5	0,3125	0,3137	-0,0012
10	1,2500	1,2702	-0,0202
15	2,8125	2,9190	-0,1065
20	5,0000	5,3590	-0,3590

Unter den mehrachsigen Verfahren bieten sich besonders Varianten an, welche die  $\Phi$ -Achse für eine Schwenkbewegung nutzen und eine weitere Achse zur Korrektur der Abweichung zwischen Schmiegekreis und Parabel einsetzen. In den folgenden Unterkapiteln werden diese Varianten vorgestellt und auf Eignung bewertet. Auf das X/Y-Verfahren wird nicht mehr eingegangen, da es am Ende des Kapitels 4.2.4 (Theoretische Grenze) bereits ausführlich behandelt wurde und gegenüber den folgenden Verfahren keine wesentlichen Vorteile bietet.

### 4.3.3.1 $\Phi/X$ -Variante

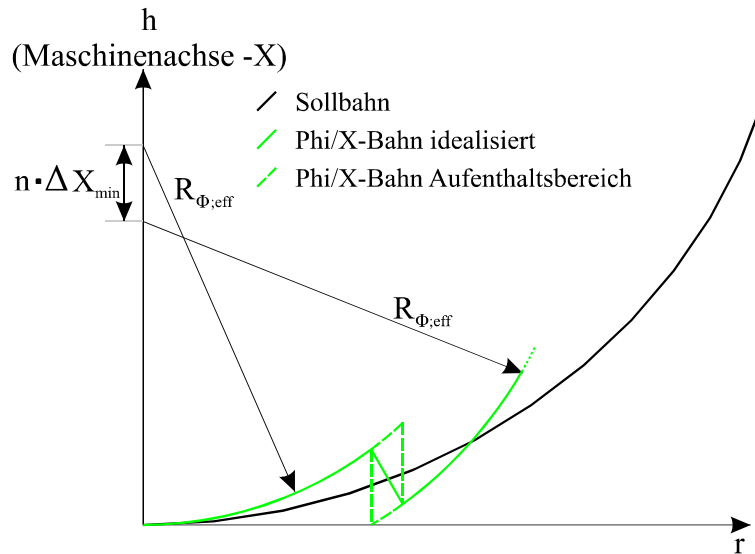


Abbildung 60:  $\Phi/X$ -Verfahren, Werkzeugbahn

In diesem Verfahren wird die tatsächliche Werkzeugbahn in der Nähe der Parabelachse sehr gut durch  $R_{\Phi;eff} = R_{Schmiege}$  der Sollbahn angenähert. Der effektive Schwenkradius bleibt konstant, Korrekturschritte durch die X-Achse werden parallel zur Parabelachse ausgeführt. Der exakte Weg des Werkzeugs während eines Korrekturschritts, zusätzlich zu der kontinuierlichen Schwenkbewegung, kann nicht vorhergesagt werden. Das Werkzeug verlässt jedoch nicht den gestrichelt eingezeichneten Aufenthaltsbereich und folgt mit höchster Wahrscheinlichkeit der idealisierten Bahn.

Wird also zusätzlich zu der kontinuierlichen Schwenkbewegung der  $\Phi$ -Achse ein Korrekturschritt der X-Achse parallel zur Parabelachse ausgeführt, entsteht eine Spitze. Diese Spitzen bilden im entstehenden rotationssymmetrischen Paraboloid entsprechende Ringe, die mit zunehmendem Radius zudem immer häufiger und spitzer auftreten. Die idealisierte Werkzeugbahn in Abbildung 60 wird durch das real nicht punktförmige Werkzeug zwar eingebnet, die Spitzen entstehen nicht in dieser extremen Ausprägung, dennoch werden die Steigungswechsel durch geändertes Reflexionsverhalten der Flanken und Lichtstreuung an den nie idealen Kanten bereits dem unbewaffneten Auge deutlich auffallen.

Dieses Verfahren bietet für die Erzeugung von Asphären hinsichtlich der Oberfläche gegenüber dem X/Y-Verfahren keine wesentlichen Vorteile bei gleichzeitig höherem Einrichtungsaufwand. Der potentielle Nutzen der Schwenkachse wird nicht genutzt.

### 4.3.3.2 $\Phi/Y$ -Variante

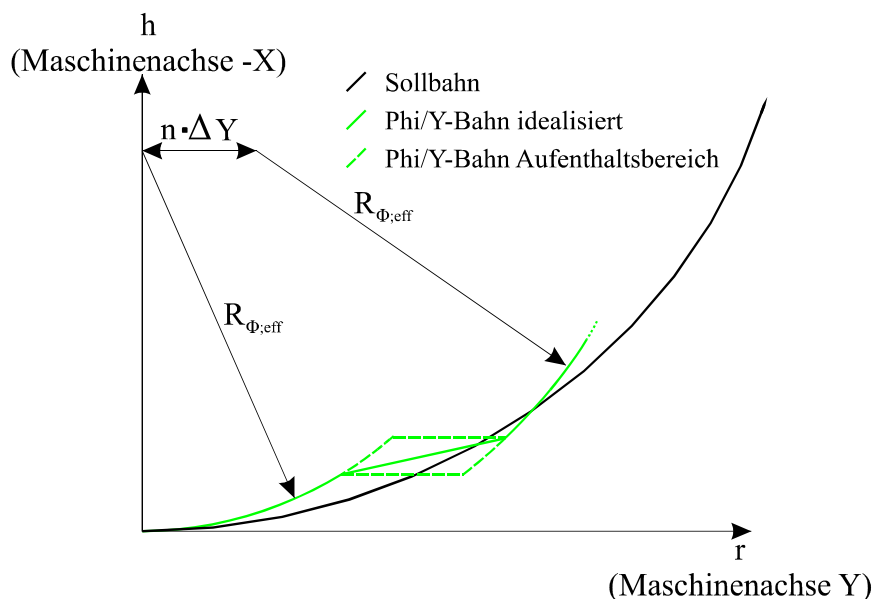


Abbildung 61:  $\Phi/Y$ -Verfahren, Werkzeugbahn

Auch in diesem Verfahren wird die tatsächliche Werkzeugbahn in der Nähe der Parabelachse sehr gut durch  $R_{\Phi,eff} = R_{Schmiege}$  der Sollbahn angenähert. Der effektive Schwenkradius bleibt konstant, Korrekturschritte durch die  $Y$ -Achse werden senkrecht zur Parabelachse ausgeführt.

Wird im  $\Phi/Y$ -Verfahren zusätzlich zu der kontinuierlichen  $\Phi$ -Schwenkbewegung ein Korrekturschritt der  $Y$ -Achse ausgeführt, entsteht im Gegensatz zum  $\Phi/X$ -Verfahren eine vorzeichenrichtige Steigung, wobei diese Steigung jedoch konstant bleibt. Obwohl nun also die entstehenden Spitzen im inneren Parabelbereich nicht mehr so ausgeprägt sind, treten sie dennoch durch die konstante Steigung der Korrekturschritte in den äußeren Parabelbereichen immer spitzer auf.

Dieses Verfahren ermöglicht bei Erzeugung von Asphären hinsichtlich der Oberflächenqualität gegenüber dem  $\Phi/X$ -Verfahren zumindest bei gering korrigierten Asphären den Vorteil unauffälligerer Korrekturschritte bei identischem Einrichtungsaufwand. In den Randbereichen des beispielhaft gewählten Paraboloiden werden die häufig und immer spitzer auftretenden Steigungswechsel dennoch bereits dem unbewaffneten Auge auffallen.

### 4.3.3.3 $\Phi/W$ -radial-Variante

In der  $\Phi/W$ -radial-Variante wird der Schwenkradius  $R_{\Phi,eff}$  durch Korrekturschritte der  $W$ -Achse soweit verlängert, dass die Werkzeugbahn wieder die Sollbahn erreicht oder kreuzt. Es wird auf diese Weise eine möglichst tangential Werkzeugbewegung zur Oberfläche angestrebt. In der Nähe der Parabelachse wird die tatsächliche Werkzeugbahn durch  $R_{\Phi,eff} = R_{Schmiege}$  sehr gut angenähert. Mit jedem  $W$ -Korrekturschritt wird der effektive

Schwenkradius  $R_{\Phi;\text{eff}}$  verlängert. Da gleichzeitig der Drehmittelpunkt der Schwenkbewegung nicht verändert wird, entsteht jedoch kein neuer Schmiegkreis, die Sollkurve wird nur im Asphärenmittelpunkt ohne Steigungsunterschied berührt.

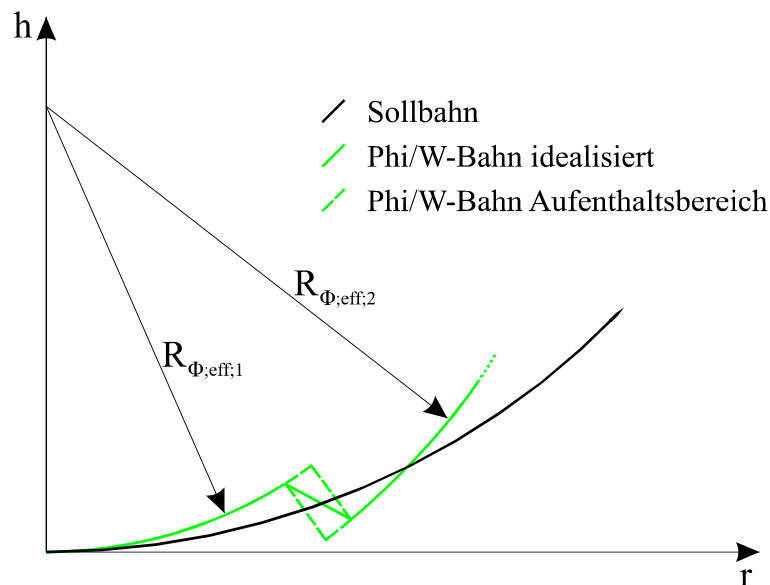


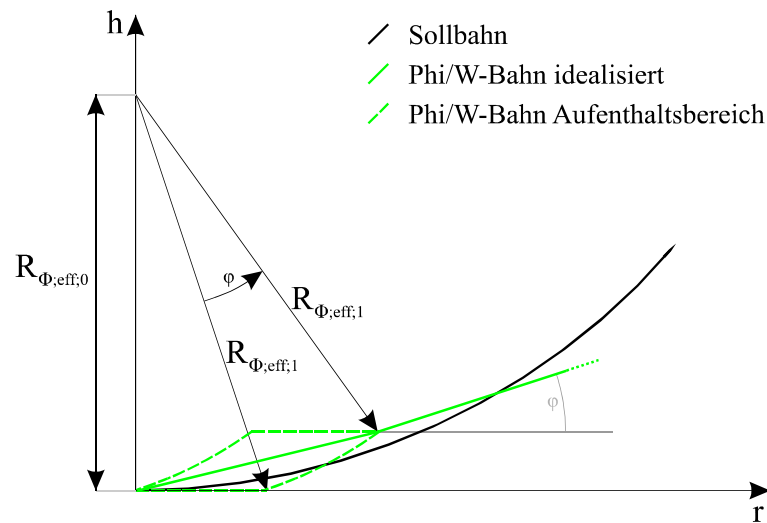
Abbildung 62:  $\Phi/W$ -radial-Verfahren, Werkzeugbahn

Auch hier entstehen durch die gegebene Schrittweite der Korrekturachse  $W$  Spitzen in der Bahn und entsprechend Ringe auf der Oberfläche des Paraboloiden, da ja keine kontinuierliche Korrektur erfolgen kann. Diese Spitzen sind zwar stärker als im  $\Phi/Y$ -Verfahren ausgeprägt, treten aber in den Außenbereichen der Asphäre seltener auf. Dennoch sind diese Störungen als deutlich erkennbare Steigungswechsel weiterhin schon für das unbewaffnete Auge erkennbar. Die Diskretisierung in Schritte verhindert die Entfaltung des hohen Potentials dieses Verfahrens.

#### 4.3.3.4 $\Phi/W$ -tangential-Variante

Bei diesem Verfahren steht die  $W$ -Achse im  $\Phi$ -Startpunkt ( $\Phi$ -Drehmittelpunkt auf Asphärenachse;  $W = 0, R_{\Phi;\text{eff};0}$ ) senkrecht zur Asphärenachse. Zur Erinnerung: Im oben geschilderten  $\Phi/W$ -radial-Verfahren steht die  $W$ -Achse im  $\Phi$ -Startpunkt parallel zur Asphärenachse. Als Vereinfachung der Überlegung wird nun zuerst die  $W$ -Achse verfahren und es ergibt sich für die anschließende Schwenkbewegung ein neuer effektiver Schwenkradius  $R_{\Phi;\text{eff};1}$ . Nach der Schwenkbewegung um den Winkel  $\varphi$  wird nun wieder die  $W$ -Achse verfahren und erzeugt ein Geradenstück, das in diesem Winkel  $\varphi$  zum letzten Geradenstück steht, s.a. Abbildung 63. Tatsächlich werden diese Paare aus Linear- und Schwenkbewegung nicht nacheinander, sondern gleichzeitig ausgeführt. Die  $\Phi$ -Achse läuft kontinuierlich und übernimmt die Führung, die  $W$ -Achse führt hin und wieder

Korrekturschritte aus. Das Verhältnis dieser Schritte wird erst dann wieder neu berechnet, wenn die resultierende Bahn eine erlaubte Abweichung von der Sollbahn erreicht.



**Abbildung 63:  $\Phi/W$ -tangential-Verfahren, Werkzeugbahn**

Besonders in der Nähe des Drehzentrums (Asphärenmittelpunkt) wird eine sehr gute Anschmiegung der Werkzeugbahn an die Sollbahn erreicht, da die Korrekturschritte nahezu tangential ausgeführt werden. In achsfernen Bereichen ist die Bewegungsrichtung der W-Achse zwar immer weniger tangential zur Sollbahn, im Vergleich mit den bereits vorgestellten Alternativen bleibt dieses Verfahren durch zunehmenden Schwenkradius und vergleichsweise tangentielle Korrektur dennoch die beste Variante. Das Sägezahnprofil der Werkzeugbahn ist sehr flach ausgeprägt und besonders bei geringen Asphärisierungen bleibt der Grad der Anschmiegung hoch.

Für die weitere Untersuchung wird aufgrund der guten Anschmiegung der Werkzeugbahn an die Sollkontur das  $\Phi/W$ -tangential-Verfahren ausgewählt.

#### 4.3.4 Theoretische Grenze

Die zu erwartende Formgenauigkeit bei Einsatz des zweiachsigen  $\Phi/W$ -tangential-Verfahrens zur drehenden Herstellung der beschriebenen Asphäre wird primär durch die Genauigkeit der Einstellung des Anfangsschwenkradius  $R_{\Phi,eff;0}$ , des Y- und des  $\Phi$ - Nullpunkts bestimmt. Da der Einfluss der einzelnen Fehler im Vergleich zu den bisherigen, einachsigen Aufgaben nicht mehr direkt überschaubar ist, werden diese Einflüsse hier mit Hilfe der Fehlerrechnung aus Kapitel 3.2.1 und 3.2.2 (Achsauflösung, Ausricht- und Nullpunktfehler) genauer betrachtet.

Der Positionsfehler des Werkzeugmittelpunkts  $\Delta \vec{WZ}$  wird durch Glng. 3 aus Kapitel 3.2.1 angegeben:

$$\Delta \vec{WZ} = \begin{pmatrix} |\Delta \Phi_x| \\ |\Delta \Phi_y| \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} |\Delta W \cdot \cos \varphi| \\ |\Delta W \cdot \sin \varphi| \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} |\Delta R_\varphi \cdot \sin \varphi| \\ |\Delta R_\varphi \cdot \cos \varphi| \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} |\Delta \cos \varphi \cdot W| + |\Delta \sin \varphi \cdot R_\varphi| \\ |\Delta \sin \varphi \cdot W| + |\Delta \cos \varphi \cdot R_\varphi| \end{pmatrix} \quad \text{Glng. 3}$$

mit  $\Delta \sin \varphi = \sin(\varphi + \Delta\varphi) - \sin \varphi$   
 $\Delta \cos \varphi = \cos(\varphi + \Delta\varphi) - \cos \varphi$

Die Einzelfehler werden hier teilweise abweichend zu den Definitionen in Kapitel 3.2.1 verwendet und vorerst nach Nullpunktfehlern und Fehlern aus der Schrittauflösung getrennt betrachtet.

Nur Nullpunktfehler		Nur Fehler aus Schrittauflösung	
$\Delta \Phi_x = 0$	Nullpunktfehler der X-Achse ist ohne Relevanz.	$\Delta \Phi_x = 0$	X-Achse wird nicht verwendet.
$\Delta \Phi_y = 0,5 \mu\text{m}$		$\Delta \Phi_y = 0$	Y-Achse wird nicht verwendet.
$\Delta \varphi = 1,995 \mu\text{rad}$		$\Delta \varphi = 1,745 \mu\text{rad}$	
$\Delta W = 0,5 \mu\text{m}$		$\Delta W = 0,15 \mu\text{m}$	
$\Delta R_\varphi = 0,7 \mu\text{m}$		$\Delta R_\varphi = 0,7 \mu\text{m}$	Identisch, da Einstellwert ohne Schrittauflösung
$\pi/2 \leq \varphi \leq \pi/2 + 0,3948691 \text{ rad}$	Bewegungsbereich der $\Phi$ -Achse	$\pi/2 \leq \varphi \leq \pi/2 + 0,3948691 \text{ rad}$	Identisch
$0 \leq W \leq 4,9965 \text{ mm}$	Bewegungsbereich der W-Achse	$0 \leq W \leq 4,9965 \text{ mm}$	Identisch
$R_\varphi = \Phi_x = -40 \text{ mm}$	Konstanter Einstellwert „Schmiegeradius“	$R_\varphi = \Phi_x = -40 \text{ mm}$	Identisch
<b>Startpunkt:</b>	<b>Endpunkt:</b>	<b>Startpunkt:</b>	<b>Endpunkt:</b>
$\Delta \vec{WZ} = \begin{pmatrix} 0,7 \\ 1,08 \end{pmatrix} \mu\text{m}$	$\Delta \vec{WZ} = \begin{pmatrix} 0,878 \\ 1,308 \end{pmatrix} \mu\text{m}$	$\Delta \vec{WZ} = \begin{pmatrix} 0,7 \\ 0,22 \end{pmatrix} \mu\text{m}$	$\Delta \vec{WZ} = \begin{pmatrix} 0,739 \\ 0,476 \end{pmatrix} \mu\text{m}$
$\Delta WZ = 1,287 \mu\text{m}$	$\Delta WZ = 1,576 \mu\text{m}$	$\Delta WZ = 0,734 \mu\text{m}$	$\Delta WZ = 0,879 \mu\text{m}$

Eine direkte Addition dieser Fehler aus Nullpunktungenauigkeiten und begrenzter Schrittauflösung ist nicht zulässig, da sich auch die zugrunde liegenden Einzelfehler nicht einfach addieren. Als Gesamtfehler ergibt sich:

$\Delta\Phi_X = 0$ $\Delta\Phi_Y = 0,5 \mu\text{m}$ $\Delta\varphi = 1,995 \mu\text{rad}$ $\Delta W = 0,65 \mu\text{m}$ $\Delta R_\Phi = 0,7 \mu\text{m}$ $\pi/2 \leq \varphi \leq \pi/2 + 0,3948691 \text{ rad}$ $0 \leq W \leq 4,9965 \text{ mm}$ $R_\Phi = \Phi_X = -40 \text{ mm}$	<p>Startpunkt:</p> $\Delta \overrightarrow{WZ} = \begin{pmatrix} 0,7 \\ 1,23 \end{pmatrix} \mu\text{m}$ $\Delta WZ = 1,415 \mu\text{m}$
→	<p>Endpunkt:</p> $\Delta \overrightarrow{WZ} = \begin{pmatrix} 0,936 \\ 1,447 \end{pmatrix} \mu\text{m}$ $\Delta WZ = 1,723 \mu\text{m}$

Die theoretische Grenze der makroskopischen Formabweichung einer im  $\Phi/W$ -tangential Verfahren hergestellten Asphäre wird, wie bereits eingangs erwähnt, hauptsächlich durch den Nullpunktfehler des Werkzeugmittelpunkts bestimmt. Ohne Korrekturzyklen wird auf der verwendeten Maschine mit diesem Verfahren also eine makroskopische Formabweichung von  $1,576 \mu\text{m}$  in unbekannter Richtung vorhergesagt, wobei bereits im Startpunkt (Drehmittelpunkt) eine Abweichung von  $1,287 \mu\text{m}$  hergeleitet wird. Die unbekannt Richtung dieses Fehlers bleibt jedoch während der Bearbeitung konstant, da sie vollständig aus dem Ausrichtvorgang der Maschinenachsen stammt. Gleichzeitig ist der Anfangsfehler in X-Richtung (bezogen auf die Asphäre: axial) als Nullpunkt anzusehen, so dass in asphärenaxialer Richtung am Asphärenrand nur ein Fehler von  $\Delta WZ_{x; \text{resultierend}} = \Delta WZ_{x; \text{End}} - \Delta WZ_{x; \text{Start}} = 0,178 \mu\text{m}$  erwartet werden kann. Zusammen mit dem unverändert geltenden Fehler in radialer Richtung ( $\Delta WZ_y$ , Torusfehler) ergibt sich somit als makroskopische Formabweichung:

$$\Delta \overrightarrow{WZ}_{\text{Start}} = \begin{pmatrix} 0 \\ 1,08 \end{pmatrix} \mu\text{m} \text{ und } \Delta \overrightarrow{WZ}_{\text{End}} = \begin{pmatrix} 0,178 \\ 1,308 \end{pmatrix} \mu\text{m},$$

bzw.  $\Delta WZ_{\text{Start}} = 1,039 \mu\text{m}$  und  $\Delta WZ_{\text{End}} = 1,32 \mu\text{m}$ .

Die möglichst genaue Prognose der zu erwartenden mikroskopischen Formabweichung (Welligkeit) und Rauheit bedarf eines genaueren Blickes auf das  $\Phi/W$ -tangential-Verfahren und die Art der Achssteuerung.

Wie bereits in Kapitel 4.3.3.4 geschildert, schwenkt die  $\Phi$ -Achse mit einem effektiven Schwenkradius und erzeugt so den Schmiegekreis, bzw. die Schmiegekugel. Die Asphärisierung erfolgt durch zusätzliche Korrekturschritte der  $W$ -Achse, deren Bewegungsrichtung durch die Montage auf  $\Phi$  und somit dem bereits durchlaufenen Winkel  $\varphi$  gegeben ist. Das Werkzeug wird also so lange auf einer Kreisbahn bewegt, bis durch die asphärische Form der Solloberfläche mindestens ein Korrekturschritt der  $W$ -Achse, möglichst tangential und doch notwendigerweise die Sollkurve kreuzend, ausgeführt wird. Die Korrekturschritte der  $W$ -Achse werden möglichst fein über die kontinuierlich auftretenden  $\Phi$ -Schritte verteilt und gleichzeitig mit diesen ausgelöst. Dadurch verändert sich zwar die effektive Vorschubgeschwindigkeit, kann jedoch eine bessere Anschmiegung der WZ-Bahn an die Sollkurve erreicht werden.

Zur Herleitung der durch Korrekturschritte entstehenden Oberflächenwelligkeit muss die Betrachtung der Rauigkeit und damit des kleinstmöglich sinnvollen Vorschubs vorweggenommen werden. Der kleinste auftretende Vorschub wird durch die Führungsschneide  $\Phi$  gegeben. Die in Kapitel 4.2.4 für sphärische Flächen dargestellten Überlegungen gelten somit auch hier und es sei auf die dort stehenden Glng. 28 - Glng. 30 (Vorschub  $s_\varphi$  aufgrund Winkelvorschub  $\varphi_s$ ), Abbildung 42 und letztendlich zur Berechnung der Rauhtiefe auf die Glng. 18, Glng. 20 und Glng. 21 verwiesen.

Die Berechnung der minimalen kinematischen Rauheit ohne Beachtung der Mindestspannungsdicke führt mit  $\varphi_s = 1$  Schritt/Umdrehung weiterhin zu Rauheitswerten im Subnanometerbereich und bleibt ohne Bezug zur Realität.

Die theoretische Rauhtiefe nach Glng. 18, also mit Beachtung von  $h_{\min}$ , hat nach Glng. 21 ein Minimum  $s_{\min}$ . Für diesen Mindestvorschub entspricht  $h_{\min}$  gerade  $R_{\text{th}}$ . Wird  $s < s_{\min}$  verwendet, verschlechtert sich das Arbeitsergebnis durch verstärkte Freiflächenreibung deutlich überproportional und nicht vorhersagbar. Bei einer Diskretisierung (Schrittmotorantrieb) in  $s_{\varphi;\min} = n \cdot s_\varphi$  mit  $s_\varphi = 0,14 \mu\text{m}/U$  nach Glng. 30 mit  $R_{\Phi;\text{eff}} = R_{\text{Schmiege}} = 40 \text{ mm}$ , ist also nur die nächsthöhere geradzahlige Schrittzahl  $n$  sinnvoll. In Tabelle 5 sind für verschiedene Mindestspannungsdicken  $h_{\min}$  die sich ergebenden theoretischen Rauhtiefen  $R_{\text{th}}$ , Mindestvorschübe  $s_{\varphi;\min}$  und die Mindestwinkelvorschübe  $\varphi_{s;\min}$  aufgelistet. In Klammern stehen die korrigierten Werte aus der Diskretisierung. Die Werte gelten für  $R_{\Phi;\text{eff}} = 40 \text{ mm}$  (Nähe Asphärenzentrum).



**Tabelle 5: Minimale theoretische Rauhtiefe für das achsnahe ( $R_{\Phi, \text{eff}} = 40 \text{ mm}$ ) Asphärendrehen**

$h_{\text{min}}$ [nm]	$R_{\text{th}}$ [nm]	$s_{\Phi, \text{min}}$ [ $\mu\text{m}/\text{U}$ ]	$\Phi_{s, \text{min}}$ [ $\mu\text{rad}/\text{U}$ ]
0	0,005	0,14	3,49
1	1 (1,013)	1,000 (1,12)	25,00 (27,92)
2	2 (2,015)	1,414 (1,54)	35,35 (38,39)
3	3 (3,007)	1,732 (1,82)	43,30 (45,37)
4	4 (4,010)	2,000 (2,10)	50,00 (52,35)
5	5 (5,000)	2,236 (2,24)	55,90 (56,00)
10	10 (10,003)	3,162 (3,22)	79,05 (80,27)
15	15 (15,002)	3,873 (3,92)	96,83 (97,72)
20	20 (20,000)	4,472 (4,48)	111,80 (112,00)
25	25 (25,002)	5,000 (5,04)	125,00 (125,64)
30	30 (30,015)	5,477 (5,60)	136,93 (139,60)

Die Diskretisierung des Vorschubs  $s_{\Phi, \text{min}}$  wirkt sich also nicht in praktisch relevanten Größenordnungen aus.

Auch der zum Rand hin um gut 0,3 mm wachsende Schwenkradius  $R_{\Phi, \text{eff}}$  bewirkt nur eine Vorschubsteigerung unter 20 nm/U und damit eine rein theoretische Rauhtiefenverschlechterung im deutlichen Subnanometerbereich.

Selbst die zusätzlichen Korrekturschritte der W-Achse, welche im Randbereich der Asphäre mit ca. halber  $\Phi$ -Schrittfrequenz auftreten, können nur eine Rauhtiefenverschlechterung von knapp 0,7 nm bewirken. Die Hauptursache für die theoretische Rauhtiefe bleibt in diesem Modell die Mindestspantiefe.

Durch die Korrekturschritte der W-Achse wird der Oberfläche zusätzlich zur Rauheit aus suboptimalen Schnittbedingungen und kinematischer Vorschubrauheit eine weitere Oberflächenwelligkeit aufgeprägt. Diese resultiert aus den notwendigerweise unterschiedlichen Bewegungsrichtungen der Führungsschritte ( $\Phi$ -Achse) und Korrekturschritte (W-Achse). Es können zwei Zustände unterschieden werden: Eine reine  $\Phi$ -Schwenkbewegung um n Schritte oder eine Überlagerung zu einer abweichend gekrümmten Bahn aus einem Schritt  $\Phi$  und einem Schritt W. Diese beiden Bewegungsarten folgen einander abwechselnd in variabler Länge und ohne Auftreten weiterer Bewegungsarten.

Im Innenbereich der Asphäre sind durch die gute Annäherung des Schmiegekreises an die asphärische Kurve kaum Korrekturschritte nötig. Für die gewählte Form folgt auf 12  $\Phi$ -Schritte der Gesamtlänge 1,675  $\mu\text{m}$  ein gleichzeitiger  $\Phi$ /W-Schritt der Länge 0,44  $\mu\text{m}$ . In der Summe wird also mit der Wellenlänge 2,115  $\mu\text{m}$  das Auftreten einer Rauhtiefenverschlechterung um knapp 0,8 nm durch die kurzfristig steigende Vorschubgeschwindigkeit vorhergesagt. Die Wellenlänge von 2,115  $\mu\text{m}$  deckt sich nahezu mit dem für  $h_{\text{min}} = 5$  nm geltenden Mindestvorschub von 2,24  $\mu\text{m}/U$  (s.a. Tabelle 5), so dass der ohnehin geringe Steigungsunterschied zwischen den Bewegungsbereichen nicht erkennbar sein wird.

Im Randbereich der Asphäre folgt auf einen  $\Phi$ -Schritt der Länge 0,14  $\mu\text{m}$  ein gleichzeitiger  $\Phi$ /W-Schritt der Länge 0,433  $\mu\text{m}$ . Die Vorhersage einer periodischen Rauhtiefenverschlechterung der Wellenlänge 0,573  $\mu\text{m}$  wäre sinnlos, da der kleinstmögliche sinnvolle Vorschub bereits ein Vielfaches dieser Wellenlänge beträgt (s.a. Tabelle 5). Die mit den Korrekturschritten verbundene Steigerung der Vorschubgeschwindigkeit bewirkt auch hier eine Rauhtiefenverschlechterung um knapp 0,7 nm.

Zusammenfassend wird die theoretische Grenze wie folgt formuliert:

- Maximale Abweichung von der Idealform 1,32  $\mu\text{m}$
- Minimale kinematische Rauheit bei Vernachlässigung der Mindestspannungsdicke theoretisch beliebig klein und vom verwendeten Vorschub abhängig.
- Minimale theoretische Rauhtiefe bei Beachtung der Mindestspannungsdicke von dieser abhängig. Mit einer  $R_{\text{WZ}} = 0,5$  mm Rundschneide mit einem Schneidkantenradius von ca. 10 nm sind Mindestspannungsdicken unter 5 nm möglich. Entsprechend ergibt sich eine theoretische Rauhtiefe von 5 nm oder weniger.
- Die Korrekturschritte führen theoretisch lediglich zu einer Rauhtiefenverschlechterung um 0,7 - 0,8 nm.

### 4.3.5 Vergleich mit der praktischen Grenze

Wie bei den Planflächen (Kapitel 4.1.5), sphärischen Flächen (Kapitel 4.2.5) und der theoretischen Grenze für asphärische Flächen wird auch hier von einer Mindestspannungsdicke  $h_{\min} = 5 \text{ nm}$  ausgegangen. Aus Tabelle 5 ergibt sich somit ein Mindestvorschub  $s_{\phi, \min} = 2,24 \text{ } \mu\text{m/U}$  und der entsprechende Mindestwinkelvorschub  $\phi_{s, \min} = 56,00 \text{ } \mu\text{rad/U}$  der führenden Achse  $\Phi$ . Als Drehfrequenz der Hauptspindel wird wie bisher  $f_{\text{Dreh}} = 25 \text{ Hz}$  und somit eine maximale Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 188 \text{ m/min}$  gewählt. Es ergibt sich eine Vorschubgeschwindigkeit  $v_{s, \text{start}} = 3,36 \text{ mm/min}$  in der Nähe des Drehzentrums und eine maximale Vorschubgeschwindigkeit  $v_{s, \text{end}} = 6,96 \text{ mm/min}$  am Rand der Asphäre. Die Schrittfrequenz beträgt für die  $\Phi$ -Achse konstant 400 Hz, die Schrittfrequenz der W-Achse variiert von 0 Hz bis ca. 200 Hz. Der letzte Bearbeitungsgang wird wieder mit einer Schnitttiefe von  $5 \text{ } \mu\text{m}$  durchgeführt, die Bearbeitungszeit pro Schnitt beträgt knapp 8 Minuten.

Zusammenfassung der Parameter:

- $R_{\text{WZ}} = 0,5 \text{ mm}$
- $s_{\phi} = 2,24 \text{ } \mu\text{m/U}$ ;  $\phi_s = 56,00 \text{ } \mu\text{rad/U}$ ;  $f_{\text{Schritt}, \Phi} = 400 \text{ Hz}$ ; konstant
- $0 \leq s_w \leq 2,4 \text{ } \mu\text{m/U}$ ;  $0 \leq f_{\text{Schritt}, W} \leq 200 \text{ Hz}$
- $3,36 \leq v_s \leq 6,96 \text{ mm/min}$
- $f_{\text{Dreh}} = \text{konstant } 25 \text{ Hz}$ ;  $v_{c, \text{max}} = 188 \text{ m/min}$
- Schnitttiefe  $5 \text{ } \mu\text{m}$
- 8 min Bearbeitungszeit je Schnitt
- Werkstoff: Aufgrund der guten Ergebnisse des Messings CuZn40Pb2 bei den Versuchen zu Plan- und Sphärenflächen (Kapitel 4.1.5 und 4.2.5) wird dieser Versuch ausschließlich mit diesem Werkstoff durchgeführt. Siehe auch Werkstoffbeschreibungen in Kapitel 2.3.2.
- Es wird ein dünner Kühlschmierstoffnebel aus Petroleum oder Kerosin über die WZ-Schneide geblasen

Die Abbildungen 64 - 68 zeigen ein Foto der erzeugten Asphäre, einen Oberflächentastschnitt über den gesamten Probendurchmesser und Ausschnittsvergrößerungen aus dem Drehzentrum und den Randbereichen. Das Foto und die Diagramme stammen von unterschiedlichen Bearbeitungsstadien, weshalb auf dem Foto das Drehzentrum weggebohrt ist, in den Diagrammen jedoch nicht.

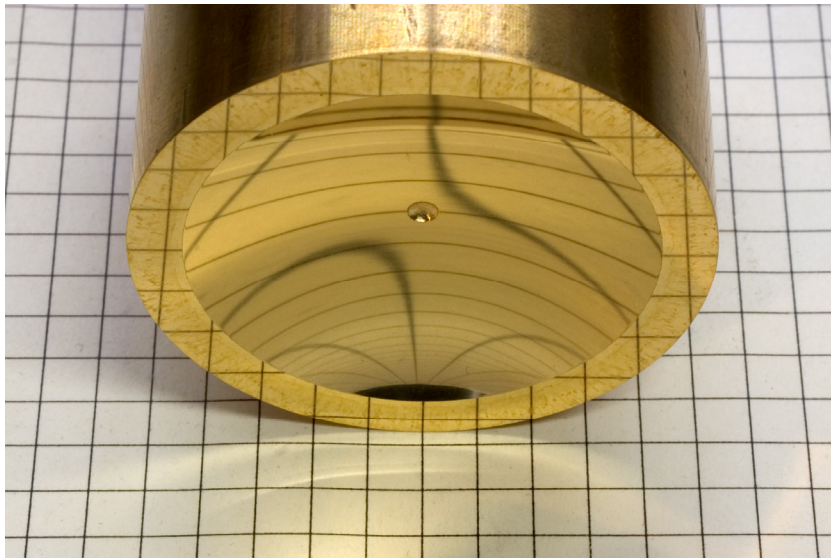


Abbildung 64: Asphäre CuZn40Pb2

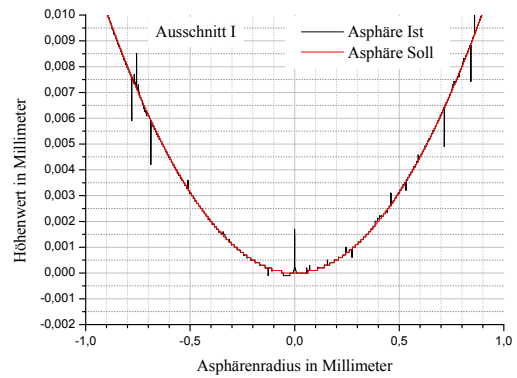
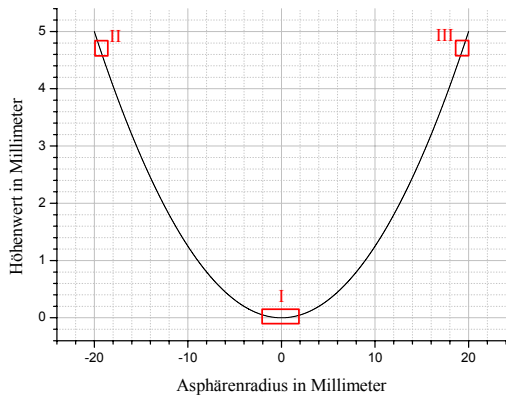


Abbildung 66: Asphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt I

Abbildung 65: Asphäre CuZn40Pb2, Tastschnitt mit Ausschnittsmarkierungen

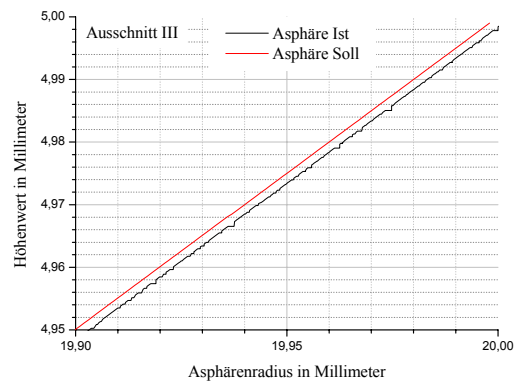
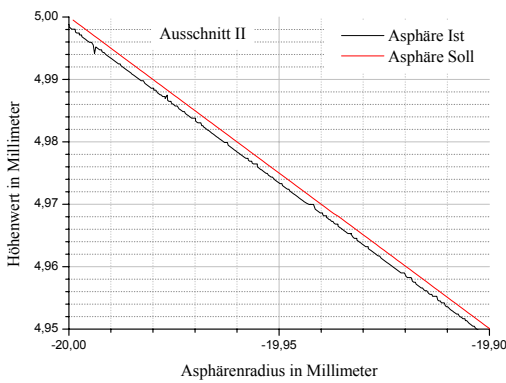


Abbildung 67: Asphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt II

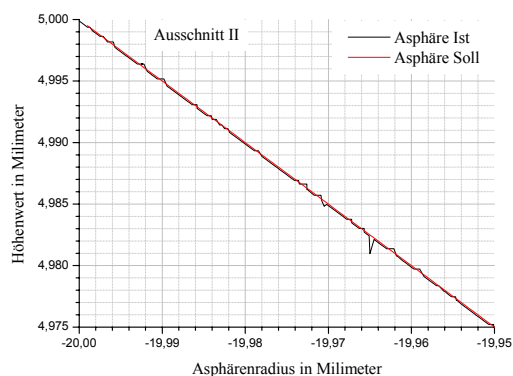
Abbildung 68: Asphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt III

Abbildung 65 lässt durch die Skalierung auf den gesamten Asphärenquerschnitt keine Formabweichungen erkennen.

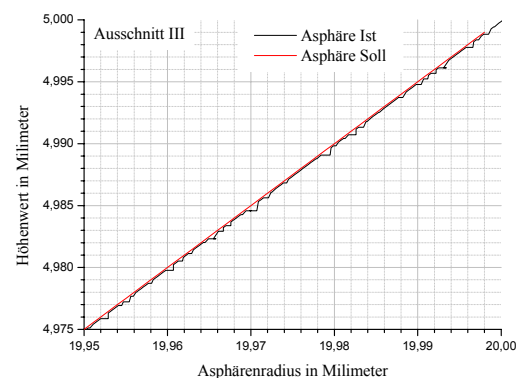
Im Drehzentrum der Asphäre (Ausschnittsvergrößerung I in Abbildung 66) ist keine Abweichung von der Sollform erkennbar, lediglich das Rauschen der taktilen Messung verlässt die Sollkurve. Wie bei den sphärischen Flächen kann jedoch auch hier bei den Asphären in den Randbereichen, siehe Abbildung 67 und Abbildung 68, eine zu flache Oberflächenkontur ausgemacht werden. Die gemessene Kurve liegt axial  $1,5\ \mu\text{m}$  unter der Sollkurve. Ebenfalls in Übereinstimmung zu den sphärischen Flächen ist der Fehler im Drehzentrum noch nicht vorhanden und nimmt bis zu den Randbereichen der Asphäre kontinuierlich zu. Wieder (siehe Sphären) musste der Nullpunkt der Y-Achse leicht verschoben werden, in Zahlen um weitere  $3\ \mu\text{m}$  in Richtung Asphärendrehzentrum.

Nach erneuter Bearbeitung mit ansonsten identischen Werten konnte die Höhendifferenz zur Sollkurve wieder auf ca.  $0,1\ \mu\text{m}$  verringert werden, siehe Abbildung 69 und Abbildung 70. Somit wurde hinsichtlich Formabweichung nicht nur die Aufgabenstellung erfüllt, sondern auch die theoretische Grenze (Abweichung von mind.  $1,32\ \mu\text{m}$ ) um eine Zehnerpotenz unterschritten.

Allerdings muss dieses hervorragende Ergebnis als Mischung aus Glück und Korrektur bezeichnet werden. Bei weiteren Versuchen zu Asphären stellte sich ein Fehler von gut  $1\ \mu\text{m}$  durchaus als typisch dar. Genauigkeiten deutlich darunter konnten nur als zügige Folge von Bearbeiten – Messen + Justieren – Bearbeiten erreicht werden, waren dann aber auch klar reproduzierbar.



**Abbildung 69: Korrigierte Asphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt II. Ausschnittsdefinition siehe Abbildung 65**



**Abbildung 70: Korrigierte Asphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt III. Ausschnittsdefinition siehe Abbildung 65**

Die folgenden Abbildungen 71 – 75 zeigen an der Asphärenprobe ermittelte Rauheitstastschnitte und makro-/mikroskopische Aufnahmen der Oberfläche. Die Fotografien sind wieder kontrastverstärkt, damit auf der guten Oberfläche überhaupt klare Störungen erkennbar werden.

Drehriefen sind dennoch weder in der Mikroskopaufnahme noch in den Makroaufnahmen erkennbar, obwohl besonders bei zentrumsnahen Messungen der Rauheit die kinematische Rauheit mit einer Periode von  $2,24 \mu\text{m}$  und PV-Werten von  $30 - 40 \text{ nm}$  deutlich erkennbar ist. Mit einem Mittenrauhwert von  $R_{a;\text{innen}} = 8 \text{ nm}$  konnte dennoch eine sehr gute Oberfläche erreicht werden. In den Randbereichen der Asphäre sind ebenfalls nur im Rauheitsschrieb periodische Störungen erkennbar. Mit klar erkennbar hohen Peaks ist die Vorschubrauigkeit (kinematische Rauheit, Periode  $4,4 \mu\text{m}$ , PV-Werte  $35 - 50 \text{ nm}$ ) erkennbar. Die in den äußeren Asphärenbereichen scheinbar überlagerte Schwingung halber Vorschubgeschwindigkeit (Periode ca.  $2 \mu\text{m}$ , PV-Werte  $20 \text{ nm}$ ) darf nicht als kinematischer Rauheitsanteil der führenden  $\Phi$ -Achse angesehen werden, da hier bereits auf einen  $\Phi$ -Schritt der Länge  $0,14 \mu\text{m}$  bereits ein gleichzeitiger  $\Phi/W$ -Schritt der Länge  $0,433 \mu\text{m}$  folgt. In der Summe hat dieser Wechsel die Periode  $0,573 \mu\text{m}$ , tritt somit  $7,68$ -fach pro Spindelumdrehung auf und kann also im Rauheitstastschnitt weder erkennbar sein noch eine Periode von  $2 \mu\text{m}$  erzeugen.

Die Rauheitstastschnitt können nicht die „pickligen“ Oberflächen der Abbildungen 71, 73 und 75 erklären. Diese Oberflächenstörungen sind hauptsächlich aus drei Gründen so deutlich sichtbar:

1. Die WZ-Schneide ist aus Kostengründen nicht vor jedem Versuch neu anpoliert worden. Alle bisherigen Versuche wurden mit dieser Schneide durchgeführt (etliche 10 Versuche mit teilweise erheblichem Zerspanvolumen). Die nun also bereits leicht verschlissene Schneide erzeugt eine höhere Passivkraft und fördert somit das Hervortreten von Werkstoffinhomogenitäten.
2. Die Fotos wurden mit gewissem zeitlichen Abstand zur Bearbeitung gemacht, die Probe zeigte bereits Anlauferscheinungen.
3. Oben genannte Effekte treten erst durch die extrem kontrastverstärkende Bildbearbeitung in diesem Maße auf.

Dennoch kann auch hier die Aufgabenstellung als erfüllt angesehen werden, da mit weiteren Optimierungen (Feinstkornmessing, ausgesuchte Diamantschneiden) die theoretische Grenze von  $R_{a;\text{theoretisch}} \approx 1,5 \text{ nm}$ , errechnet aus  $R_{\text{th}} = 5,8 \text{ nm}$  nach Glng. 22, in greifbare Nähe rückt.

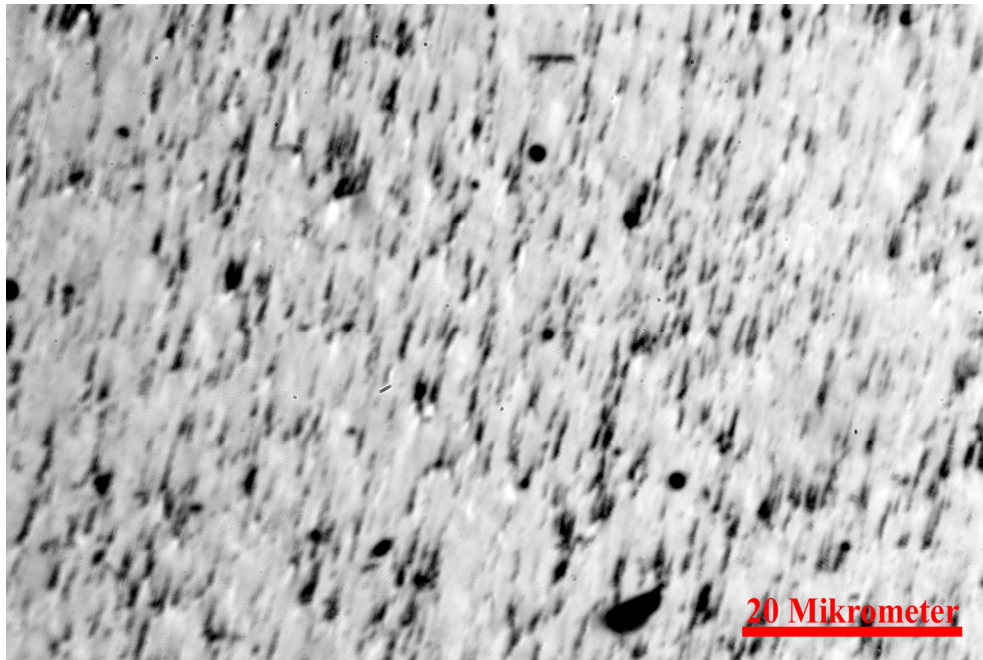


Abbildung 71: Asphäre CuZn40Pb2, Mikroskopaufnahme

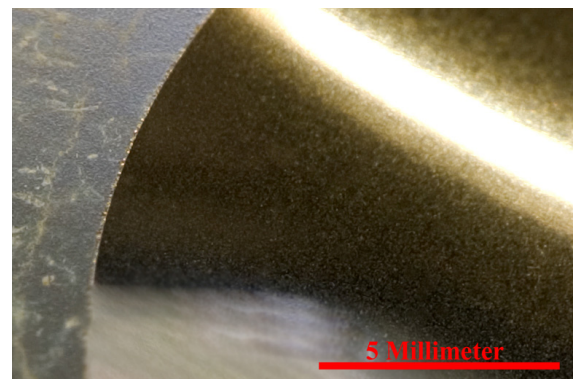
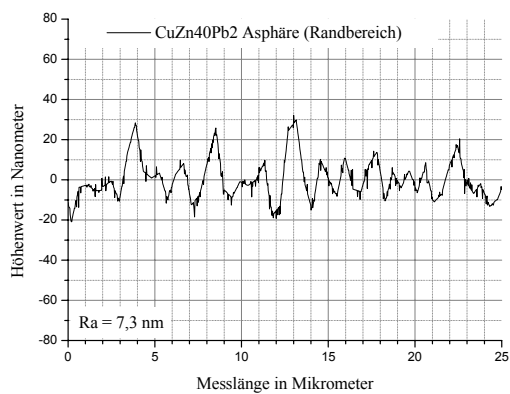


Abbildung 73: Asphäre CuZn40Pb2, Makroaufnahme, Randbereich der Asphäre

Abbildung 72: Asphäre CuZn40Pb2, Tastschnitt Rauheit, Randbereich der Asphäre

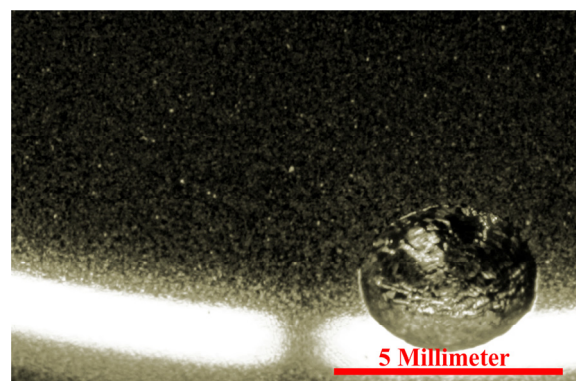
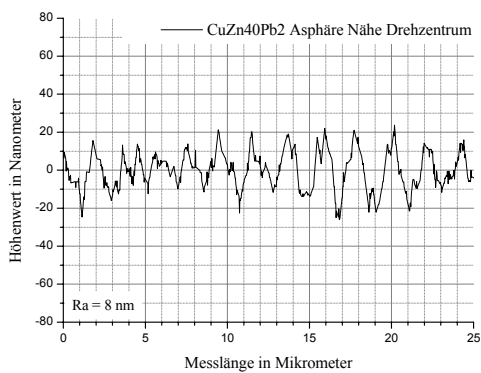


Abbildung 75: Asphäre CuZn40Pb2, Makroaufnahme, zentrumsnaher Bereich der Asphäre

Abbildung 74: Asphäre CuZn40Pb2, Tastschnitt Rauheit, zentrumsnaher Bereich der Asphäre

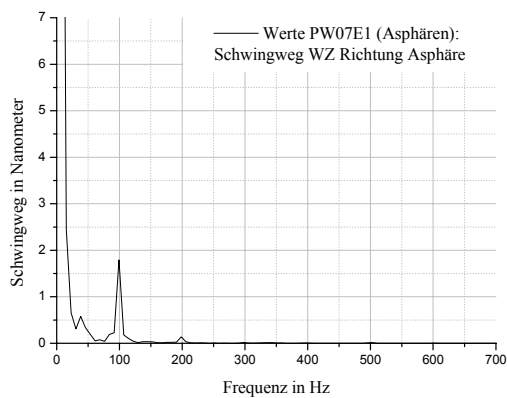
Die Messungen der Amplitudengänge für die zweiachsige Bewegung fanden bei einer Schrittfrequenz der  $\Phi$ -Achse von 500 Hz statt und weichen somit von der Bearbeitungsschrittfrequenz von 400 Hz ab, s.a. Abbildungen 76 bis 81. Die maximal auftretende Schrittfrequenz der W-Achse beträgt somit 250 Hz und nicht 200 Hz. Auf diese Weise soll ein evtl. auftretender Peak durch die Schrittfrequenz der W-Achse sichtbar werden, der ansonsten in der 200 Hz Oberschwingung der 100 Hz Störung untergegangen wäre. Die Rauheit der entstehenden Oberfläche bleibt bei entsprechender Anhebung der HSP-Drehfrequenz rechnerisch identisch.

Bei dieser zweiachsigen Bearbeitung sind beide Achsen unter dem Werkzeug montiert, eine der stehenden Achsen trägt die Hauptspindel. Auf der Seite des Werkzeugs kann durch die doppelte Anregung somit auch bei geringer Querkopplung zwischen der Bewegungsrichtung (tangential zu Oberfläche) und kritischen Schwingungsrichtung (orthogonal zu Oberfläche) ein gegenüber einachsiger Bearbeitung weiter gestiegenes Schwingungsniveau erwartet und auch beobachtet werden. Während auf der Seite der Hauptspindel kaum ein Unterschied zum Ruhezustand auffällt, wird auf der Werkzeugseite besonders die 30 Hz Resonanz (konstant 6 nm Schwingweg) durch die konstante Schrittfrequenz der  $\Phi$ -Achse angeregt.

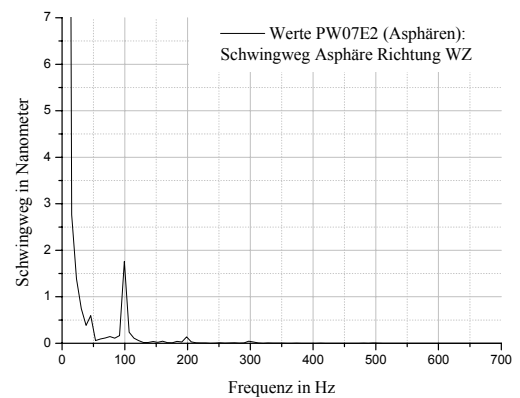
Die von den Planflächen und Sphären bereits bekannte 46 Hz Schwingung tritt auch hier auf, zusätzlich wird eine Resonanz bei 61 Hz angeregt. Diese beiden Frequenzen werden vorwiegend durch die Start/Stop-Vorgänge der W-Achse angeregt, s.a. Abbildung 78. Läuft die W-Achse am Asphärenrand mit höherer Schrittfrequenz und somit durch weichere/fehlende Start/Stop-Vorgänge kontinuierlicher, werden diese beiden Frequenzen weniger angeregt. Der Schwingweg dieser Frequenzen sinkt von ca. 3,5 nm (Asphärenmitte) auf ca. 2 nm (Asphärenrand) ab.

Insgesamt unterstützen die Schwingungsmessungen die Oberflächentastschnitte der Rauheitsmessung. Die gegenüber Planflächen und Sphären gestiegenen Schwingungen drücken sich auch in den Tastschnitten der Rauheitsmessung aus (Planflächen  $R_a = 5,6$  nm, Sphären  $R_a = 5,8$  nm, Asphären  $R_a = 8$  nm). Das zum Asphärenrand sinkende Schwingungsniveau drückt sich nicht im Rauheitstastschnitt aus.

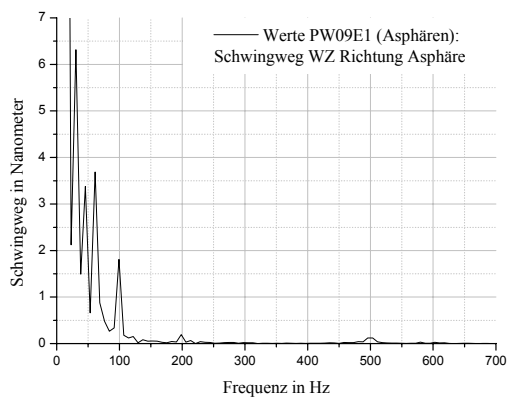




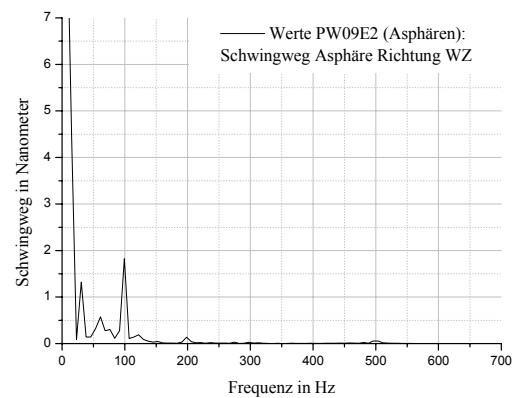
**Abbildung 76:** FFT der Schwingungen des WZ in Richtung der Asphäre. Alle Achsen stehen



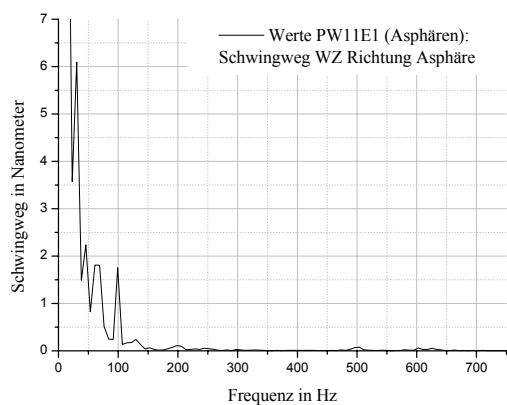
**Abbildung 77:** FFT der Schwingungen der Asphäre in Richtung WZ. Alle Achsen stehen



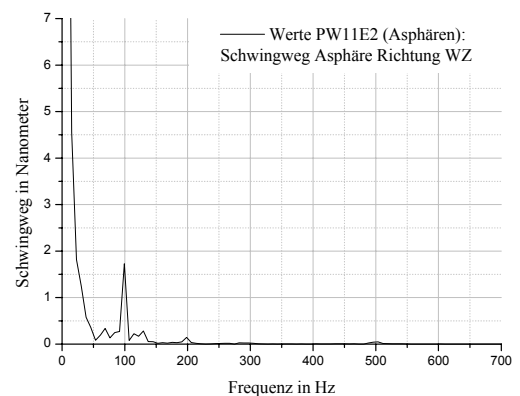
**Abbildung 78:** FFT der Schwingungen des WZ in Richtung der Asphäre.  $\Phi$ -Achse läuft mit 500 Hz, W-Achse mit 42 Hz (Nähe Asphärenzentrum)



**Abbildung 79:** FFT der Schwingungen der Asphäre in Richtung WZ.  $\Phi$ -Achse läuft mit 500 Hz, W-Achse mit 42 Hz (Nähe Asphärenzentrum)



**Abbildung 80:** FFT der Schwingungen des WZ in Richtung der Asphäre.  $\Phi$ -Achse läuft mit 500 Hz, W-Achse mit 250 Hz (Nähe Asphärenrand)



**Abbildung 81:** FFT der Schwingungen der Asphäre in Richtung WZ.  $\Phi$ -Achse läuft mit 500 Hz, W-Achse mit 250 Hz (Nähe Asphärenrand)

## 4.4 Reflexionsgitter

### 4.4.1 Einleitung

Die Spektroskopie ist in der Physik, Chemie, Biologie, Metallurgie und Astronomie ein nicht mehr wegzudenkendes analytisches Untersuchungsverfahren. Als beugende Elemente werden Gitter als Transmissions- oder Reflexionsgitter eingesetzt. Transmissionsgitter, z.B. eine Anordnung paralleler Drähte als Spaltgitter, bieten zwar den Vorteil der Durchleuchtung und damit eines geraden Strahlenganges, beleuchten jedoch nur die 0-te Ordnung maximal. Reflexionsgitter können eine höhere Ordnung mit maximaler Intensität ausleuchten und haben sich in vielen Bereichen durchsetzen können.

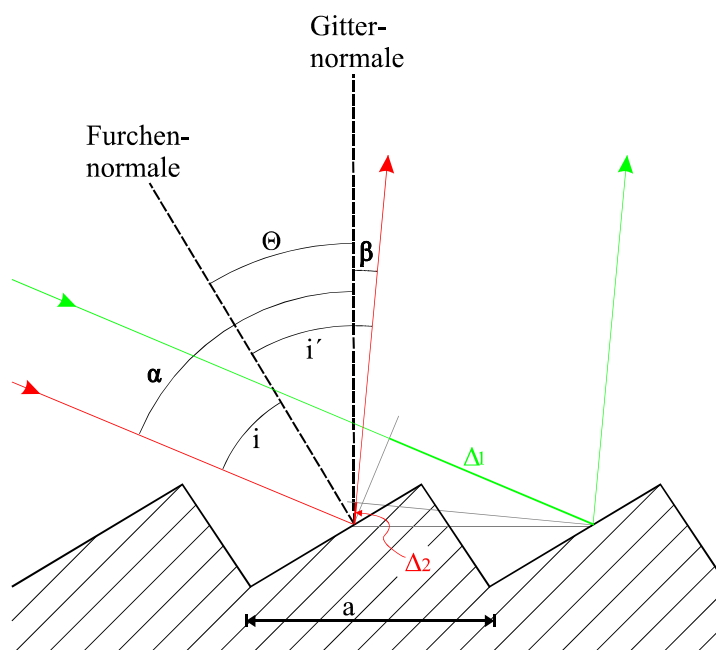


Abbildung 82: Reflexionsgitter

Winkelkonvention in Abbildung 82: Der Winkel  $\beta$  ist positiv, wenn er auf derselben Seite zur Gitternormalen wie  $\alpha$  liegt. Der Winkel  $\beta$  ist negativ, wenn er auf der gegenüberliegenden Seite zur Gitternormalen wie  $\alpha$  liegt.

Aus Abbildung 82 ergibt sich die Gittergleichung:

$$m \cdot \lambda = a(\sin \alpha + \sin \beta). \quad \text{Glng. 37}$$

Mit dem Reflexionsgesetz ( $i = i'$ ) ergibt sich der Winkel  $\Theta$  (Blaze-Winkel) zwischen Furchen- und Flächennormalen:

$$\Theta = \frac{\alpha + \beta}{2}. \quad \text{Glng. 38}$$

Arbeitet das Gitter in m-ter Ordnung und möchte man Licht der Wellenlänge  $\lambda$  untersuchen, gilt für den Ausfallswinkel bei einem noch zu wählenden Einfallswinkel nach Glng. 37:

$$\beta = \arcsin\left(\frac{m \cdot \lambda}{a} - \sin \alpha\right). \quad \text{Glng. 39}$$

Wird hierbei ein Blaze-Winkel gemäß Glng. 38 benutzt, gilt:

$$\Theta = \frac{\alpha}{2} + \frac{1}{2} \arcsin\left(\frac{m \cdot \lambda}{a} - \sin \alpha\right). \quad \text{Glng. 40}$$

Dieser Blaze-Winkel ist damit so eingestellt, dass sich für die Wellenlänge  $\lambda$  nicht nur nach Glng. 39 konstruktive Interferenz ergibt, sondern auch die m-te Ordnung um  $\lambda$  maximal ausgeleuchtet wird.

In der Littrow-Anordnung stellt man den Einfallswinkel  $\alpha$  so ein, dass er dem Blaze-Winkel  $\Theta$  entspricht. Obige Zusammenhänge vereinfachen sich zu:

$$\Theta = \alpha \Rightarrow \alpha = \beta \Rightarrow 2a \cdot \sin \alpha = m \cdot \lambda. \quad \text{Glng. 41}$$

Ein Littrow-Gitter wirkt also wie ein Wellenlängen selektierender Spiegel.

#### 4.4.1.1 Gitter-Ordnung

Aus Glng. 37 ist ersichtlich, dass sich für gegebene  $a$ ,  $\alpha$  und  $\beta$  Spektrallinien unterschiedlicher Wellenlängen überlagern können. So werden z.B. die Linien 1-ster Ordnung von  $\lambda$  über den Linien 2-ter Ordnung von  $\lambda/2$  liegen. Gitter höherer Ordnung müssen daher mit ausreichend gefiltertem Licht beleuchtet werden, da sonst benachbarte Wellenlängen Intensitätsmessungen der zu untersuchenden Wellenlänge verfälschen können. Einfach aufgebaute Systeme zur Untersuchung des sichtbaren Spektrums arbeiten deswegen vorwiegend in 1-ter Ordnung. Hier überlappt dann gerade eben das Violett 2-ter Ordnung (400 nm) mit dem beginnenden Infrarot 1-ter Ordnung (800 nm), der Wellenlängenabstand umfasst also mit 400 nm gerade das sichtbare Spektrum. Bereits in 2-ter Ordnung betrieben, würde dieser Abstand mit 267 nm nur noch 2/3 des sichtbaren Spektrums betragen. Siehe auch Kapitel 4.4.1.2 (freier Spektralbereich).

#### 4.4.1.2 Freier Spektralbereich

Der freie Spektralbereich  $F_\lambda$  beschreibt den Wellenlängenbereich, für den sich benachbarte Ordnungen nicht überlagern.  $F_\lambda$  ist der Wellenlängenunterschied  $\Delta\lambda = \lambda_2 - \lambda_1$ , bei dem die m-te Ordnung der Wellenlänge  $\lambda_2$  mit der (m+1)ten Ordnung der Wellenlänge  $\lambda_1$  zusammenfällt. Der freie Spektralbereich berechnet sich aus seiner Definition

$$m \lambda_2 = (m + 1)\lambda_1 \quad ; \quad \Delta\lambda = \lambda_2 - \lambda_1 \quad \text{Glng. 42}$$

zu

$$F_\lambda = \Delta\lambda = \lambda \left(1 - \frac{m}{m+1}\right). \quad \text{Glng. 43}$$

#### 4.4.1.3 Dispersion

Der Winkelunterschied  $d\beta$  zweier um  $d\lambda$  unterschiedlicher Lichtwellenlängen ergibt sich durch Differentiation von Glng. 37 bei festem Winkel  $\alpha$  zu

$$m \, d\lambda = a \cdot \cos\beta \, d\beta \quad \text{Glng. 44}$$

oder

$$\frac{d\beta}{d\lambda} = \frac{m}{a \cdot \cos\beta}. \quad \text{Glng. 45}$$

Löst man Glng. 37 nach  $m/a$  und setzt in Glng. 45 ein, erhält man die allgemein gebräuchliche Gleichung der Dispersion:

$$\frac{d\beta}{d\lambda} = \frac{1}{\lambda} \frac{\sin\alpha + \sin\beta}{\cos\beta}. \quad \text{Glng. 46}$$

[7]

## 4.4.2 Aufgabenstellung

### 4.4.2.1 Allgemein

Die Herstellung höchst präziser Gitter durch spanende, teilweise auch umformende Verfahren ist mit höchsten Anforderungen an die verwendeten Maschinen und möglichst gut kontrollierten Umgebungsbedingungen (Thermik, Schwingungen) verbunden. Hochspezialisierte Maschinen schneiden/drücken mit Formdiamanten einzelne Gräben in einen Master, dessen Bearbeitung bereits Stunden oder gar Tage beanspruchen kann. Hierbei werden Grabenabstand und -tiefe nanometrisch gesteuert oder gar geregelt, was bei kleinen Gitterflächen noch möglich ist, bei großflächigen Gittern jedoch die Positionierkomponenten und Bedienergeduld stark fordern.

In den vorangegangenen Kapiteln dieser Arbeit wurde der Fokus auf kontinuierliche Flächen und damit klassische Optiken gelegt. Hier wird nun in einigen Versuchen die Brücke zu mikrostrukturierten Flächen geschlagen.

Bewusst wird hier auf die Herstellung kleiner aber höchst präziser Gitter verzichtet, da entweder die Bearbeitungszeit (Thermik) oder prinzipielle Strukturierungsgenauigkeit (Positionierung) bei der verwendeten Maschine FFG01 große und damit kostenintensiv überwindbare Herausforderungen schafft. Als Alternative wird hier die großflächige und schnelle Strukturierung durch gewollte Riefigkeit aus Drehprozessen untersucht, so dass auch hier der Grundgedanke kostengünstiger Fertigung weitergedacht wird. Wie sich diese Entscheidung auf die Qualität der Gitter auswirkt, werden die folgenden Kapitel zeigen.

### 4.4.2.2 Konkret

Anhand exemplarischer Gitter soll die beschriebene Maschine FFG01 auf Eignung zur Herstellung mikrostrukturierter Bauteile überprüft werden. Die theoretisch erreichbaren Genauigkeiten sind zu ermitteln und zu bewerten. In Experimenten sollen für diese Art der Mikrostrukturierung praktische Grenzen der verwendeten Maschine aufgezeigt werden. Als feste Randbedingungen werden festgelegt:

- Einfallswinkel  $\alpha = 45^\circ$
- Gitterkonstanten  $a_1 = 20,1 \mu\text{m}$ ;  $a_2 = 9,9 \mu\text{m}$ ;  $a_3 = 5,1 \mu\text{m}$ ;  $a_4 = 2,4 \mu\text{m}$ . Die Gitterkonstante ist der Schrittauflösung der verwendeten Maschine angepasst. Der Grabenabstand muss ganzzahlige Vielfache der Achsauflösung von  $0,3 \mu\text{m}$  betragen.
- Gitter-Ordnung 1. Für einen möglichst großen freien Spektralbereichs soll das Gitter für Betrieb in 1-ster Ordnung ausgelegt werden.

Zur Messung der Gitterwirkung wird ein He-Ne-Laser mit einer Wellenlänge von 632,8 nm Wellenlänge verwendet. Mit Glng. 39, Glng. 38 und Glng. 45 errechnen sich für diese Wellenlänge folgende Gitterwerte:

**Tabelle 6: Werte der exemplarischen Gitter**

a (Gitterkonstante)	$\alpha$ (Einfallswinkel)	$\beta$ (Ausfallswinkel)	$\Theta$ (Blaze-Winkel)	Dispersion $d\beta/d\lambda$
$a_1 = 20,1 \mu\text{m}$	$45^\circ$	$-42,5026^\circ$	$1,2487^\circ$	$3,866\text{E-}3^\circ/\text{nm}$
$a_2 = 9,9 \mu\text{m}$	-:-	$-40,0299^\circ$	$2,4850^\circ$	$7,558\text{E-}3^\circ/\text{nm}$
$a_3 = 5,1 \mu\text{m}$	-:-	$-35,6638^\circ$	$4,6681^\circ$	$13,828\text{E-}3^\circ/\text{nm}$
$a_4 = 2,4 \mu\text{m}$	-:-	$-26,3236^\circ$	$9,3382^\circ$	$26,635\text{E-}3^\circ/\text{nm}$

Nach Glng. 43 beträgt der freie Spektralbereich für diese Wellenlänge und den Betrieb in erster Ordnung  $F_\lambda = 316 \text{ nm}$ .

#### 4.4.3 Vorüberlegungen und Achsauswahl

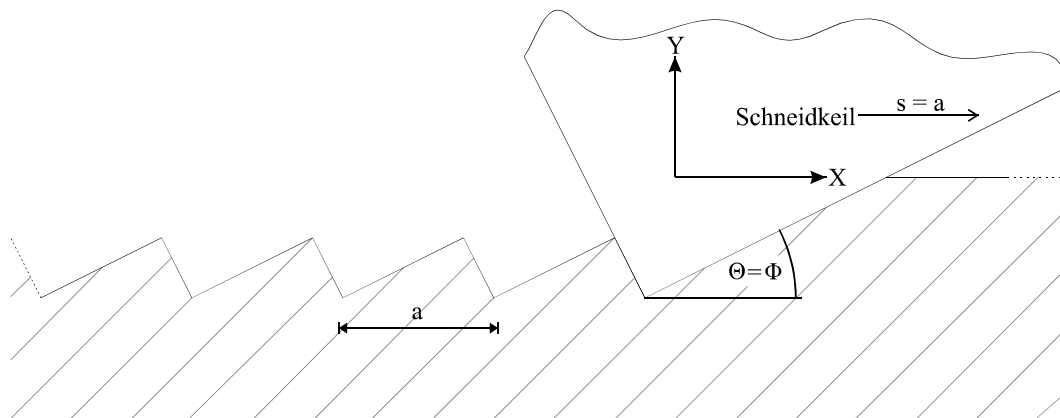
Plane Gitter werden, wenn spanend hergestellt, üblicherweise durch Fräs- oder Stoßprozesse erzeugt. Die einzelnen Gräben werden nacheinander durch einen Flycutter oder Stoßmeißel abgefahren. Die Dicke des Werkstücks kann frei gewählt werden, was die Einspannung und Handhabung erleichtert, besonders jedoch auch die Stabilität des Erzeugnisses positiv beeinflusst. Der hauptsächliche Nachteil ist in der Bearbeitungszeit zu suchen. Ein quadratisches Gitter mit der typischen Kantenlänge von 26 mm besitzt bei einer Gitterkonstante von 5  $\mu\text{m}$  bereits 5.200 Gräben. Die hier zu verwendende Maschine FFG01 hat im Mikroschrittbetrieb eine maximale Geschwindigkeit von 1,5 mm/s und damit bereits für ein solches Gitter eine reine Bearbeitungszeit von gut 25 Stunden, für Rückfahrten ist der gleiche Wert zu veranschlagen. Diese gesamte Bearbeitungszeit von gut zwei Tagen ist nicht nur mit dem thermischen Verhalten der Maschine nicht zu vereinbaren, s. a. Kapitel 3.2.3.

Mit den zwei im Folgenden beschriebenen Verfahren bieten sich jedoch zwei schnellere und damit günstigere Möglichkeiten an.

##### 4.4.3.1 Trommeldrehen

Mit dem so genannten Trommeldrehen bietet sich eine Möglichkeit der spanenden Gitterfolienerzeugung für Drehmaschinen an. Hier wird das Gitter als Gewinde definierter Steigung und Flankenform auf die Mantelfläche eines Zylinders per Vorschubdrehen geschnitten. Eine Möglichkeit ist die Nutzung dieses Zylinders als Prägewalze zur Reproduktion der Gitterstruktur in Kunststoffen. In der hier genutzten Variante wird eine Folie elastisch auf den Zylinder gespannt und bearbeitet. Durch die elastische Aufspannung

liegt die Folie nach dem Abspannen weiterhin akzeptabel plan und kann direkt als Gitter verwendet werden. Als Nachteil ist die geringe Stabilität der ca. 0,1 mm dicken Folie zu nennen, der Vorteil liegt in der kurzen Bearbeitungszeit. Ein 26x26 mm Gitter mit 5  $\mu\text{m}$  Grabenabständen (obiges Beispiel) ist in gut 17 Sekunden herstellbar. Auch wenn Probleme aus der Auf- und Abspannung, Vorschubgenauigkeit und der Stabilität und Handhabung der Folie zu erwarten sind, bietet sich dieses Verfahren zur kostengünstigen Gitterherstellung an.



**Abbildung 83: Trommeldrehen, Achsauswahl**

Für das Trommeldrehen auf der Umfangsfläche eines Zylinders bieten sich die X-, Y- und  $\Phi$ -Achse an. Mit der Y-Achse wird die Schnitttiefe eingestellt, die X-Achse mit ihrem Vorschub  $s = a$  bildet die Furchenteilung ab. Der Blazewinkel  $\Theta$  kann mit der  $\Phi$ -Achse sehr gut eingestellt werden.

#### 4.4.3.2 Achsfernes Planflächendrehen

Eine weitere Möglichkeit zur Erzeugung von Gittern ist durch das achsferne Planflächendrehen gegeben. Hier wird das Gitter als Spirale definierter Steigung und Flankenform auf die Planfläche eines Zylinders per Vorschubdrehen geschnitten. Neben der direkten Nutzung dieser Planfläche als Gitter bietet sich auch hier die Nutzung als Prägwerkzeug zur Reproduktion der Gitterstruktur in Kunststoffen an. Als Nachteil müssen hauptsächlich die gekrümmten Gitterfurchen genannt werden, wobei dieser Nachteil durch möglichst achsferne Bearbeitung minimiert werden kann. Als Hauptvorteil erhält man stabile und gut handhabbare Gitter, da die Planflächendicke prinzipiell frei gewählt werden kann.

Für eine Untersuchung der Genauigkeitsgrenzen der hier verwendeten Drehmaschine bietet das Planflächendrehen von Gittern keinen entscheidenden Vorteil gegenüber dem Trommeldrehen. Da sich die Bearbeitung dünner Bleche beim Trommeldrehen insgesamt interessanter darstellt, wurde auf das achsferne Planflächendrehen verzichtet.

#### 4.4.4 Theoretische Grenze

Die Verwendbarkeit der Gitterfolie wird nur in sehr geringem Maße durch die Ausrichtung der Maschinenachsen bestimmt. Die Gitterfolie ist auf die Mantelfläche eines Zylinders an der Hauptspindel gespannt und die Grabenfurchen werden durch das Zusammenspiel von Vorschub (X-Achse) und Drehung (HSP) erzeugt. Würde nun durch einen Ausrichtfehler der HSP zur X-Achse ein Kegel mit Kegelwinkel  $10 \mu\text{rad}$  (bei 100 mm Kegellänge  $1 \mu\text{m}$  Durchmesserdivergenz) erzeugt werden, hätten die Gitterfurchen des abgewickelten Gitters einen Krümmungsradius von 10 km und wären somit weiterhin als gerade anzusehen. Durch den Kegelfehler würde sich zwar die Gitterdicke, nicht jedoch die Grabentiefe ändern.

Gute Gitter benötigen hauptsächlich einen möglichst konstanten Grabenabstand bei möglichst definierter Grabenform.

Der Grabenabstand  $a$ , siehe auch Abbildung 83, wird bestimmt durch das Verhältnis von Vorschubgeschwindigkeit zu Drehfrequenz:

$$a = s = \frac{v_{s;X}}{f_{\text{Dreh}}} = \frac{f_{\text{Schritt};X} \cdot \Delta X_{\text{min}}}{f_{\text{Dreh}}} \quad \text{Glng. 47}$$

Wird für jeden Einflussfaktor der maximale Einzelfehler als systematischer Fehler angenommen, kann der absolute Maximalfehler berechnet werden nach:

$$da = ds = \left| \frac{\Delta X_{\text{min}}}{f_{\text{Dreh}}} \cdot df_{\text{Schritt};X} \right| + \left| \frac{f_{\text{Schritt};X}}{f_{\text{Dreh}}} \cdot d\Delta X_{\text{min}} \right| + \left| -\frac{f_{\text{Schritt};X} \cdot \Delta X_{\text{min}}}{f_{\text{Dreh}}^2} \cdot df_{\text{Dreh}} \right| \quad \text{Glng. 48}$$

Zusätzlich zu dieser Summe aus Einzelfehlern ist noch der Fehler aus der zeitlichen Ungenauigkeit der Schrittausführung zu addieren. Denn im ungünstigsten Fall wird der letzte Schritt einer Gitterfurche (Drehriefe) gerade vor Beendigung einer Spindelumdrehung gemacht, bei der nachfolgenden Umdrehung (nächste Gitterfurche) aber gerade nach Beendigung der vollen Umdrehung. Ein Graben kann also alleine aufgrund dieses Effekts bereits einen Breitenfehler von  $\pm 2 \cdot \Delta X_{\text{min}}$  besitzen.

Mit diesem zusätzlichen Fehler und dem Austausch der  $dx_i$  durch die Fehler  $\Delta x_i$  ergibt sich nach Glng. 49 der absolute Maximalfehler  $\Delta a$  des Grabenabstandes  $a$ . Bitte beachten Sie in Glng. 49 die hier leider etwas verwirrende Benennung:  $\Delta X_{\text{min}}$  bezeichnet die Schrittweite der X-Achse,  $\Delta X$  den Schrittfehler der X-Achse.

$$\Delta a = \left| \frac{\Delta X_{\text{min}}}{f_{\text{Dreh}}} \cdot \Delta f_{\text{Schritt};X} \right| + \left| \frac{f_{\text{Schritt};X}}{f_{\text{Dreh}}} \cdot \Delta X \right| + \left| -\frac{f_{\text{Schritt};X} \cdot \Delta X_{\text{min}}}{f_{\text{Dreh}}^2} \cdot \Delta f_{\text{Dreh}} \right| + \left| \pm 2 \cdot \Delta X_{\text{min}} \right| \quad \text{Glng. 49}$$



Die darin enthaltenen Fehleranteile sind:

$\Delta f_{\text{Schritt};X}$  Die tatsächliche Frequenzgenauigkeit der Schrittsignale über die Leistungstreiber, Motoren, Spindeln bis hin zu den ausgeführten Schritten am Werkzeugort. Also nicht die Laufzeit des Schrittes, sondern der Laufzeitunterschied zwischen Schritten. Dieser Fehler ist nicht bekannt und wird mit 0,1 % angenommen.

Beispiel: Für ein 5  $\mu\text{m}$  Gitter und eine HSP-Drehzahl von 25 Hz ergibt sich eine Schrittfrequenz  $f_{\text{Schritt};X} = 417$  Hz und somit von Schritt zu Schritt der angenommene Fehler  $\Delta f_{\text{Schritt};X} = 0,417$  Hz.

$\Delta X$  Der maximale Fehler eines Schrittes. Dieser Fehler beträgt im Mikroschrittbetrieb 10 % und somit 0,03  $\mu\text{m}$ .

$\Delta f_{\text{Dreh}}$  Die Gleichlaufschwankung der Spindel ist nicht bekannt und wird mit 0,01 % angenommen.

Beispiel: Bei  $f_{\text{Dreh}} = 25$  Hz (1.500 U/min) ergibt sich von Umdrehung zu Umdrehung der angenommene Fehler  $\Delta f_{\text{Dreh}} = 0,025$  Hz (1,5 U/min).

$\Delta X_{\text{min}}$  Die Schrittweite der X-Achse im Mikroschrittbetrieb beträgt 0,3  $\mu\text{m}$ .

Nimmt man für ein  $a = 5$   $\mu\text{m}$  Gitter obige Werte zur Abschätzung an, ergeben sich als Einzelwerte:

$$\left| \frac{\Delta X_{\text{min}}}{f_{\text{Dreh}}} \cdot \Delta f_{\text{Schritt};X} \right| + \left| \frac{f_{\text{Schritt};X}}{f_{\text{Dreh}}} \cdot \Delta X \right| + \left| - \frac{f_{\text{Schritt};X} \cdot \Delta X_{\text{min}}}{f_{\text{Dreh}}^2} \cdot \Delta f_{\text{Dreh}} \right| + \left| \pm 2 \cdot \Delta X_{\text{min}} \right| = \Delta a$$

$$5 \text{ nm} \quad + \quad 500 \text{ nm} \quad + \quad 5 \text{ nm} \quad + \quad 600 \text{ nm} = 1,11 \mu\text{m}$$

In dieser Abschätzung fallen zwei Werte besonders auf: Mit 500 nm ist der Einfluss des Einzelschrittfehlers besonders groß. Hier sollte jedoch nicht vergessen werden, dass dieser Fehler erst durch die pessimistische und letztlich unrealistische Einstufung als systematischer Fehler solchen Einfluss zeigen kann. Denn es wird angenommen, dass pro Umdrehung jeder der knapp 17 Schritte um 0,03  $\mu\text{m}$  zu lang oder zu kurz ausgeführt wird. Dieser Wert von 0,03  $\mu\text{m}$  gilt als systematischer Fehler jedoch nur als Fehler eines einzelnen Schrittes aus dem Stillstand heraus. Bereits bei Schrittfrequenzen von kontinuierlich einigen Hz liegt in der Führung kontinuierliches Gleiten vor, bei der hier als Beispiel angenommenen Schrittfrequenz von 417 Hz reduziert sich der Fehler mit  $\Delta X = 3$  nm bereits an die Grenze der Messbarkeit. Selbst unter Beibehaltung der pessimistischen Einstufung als systematischer Fehler, der zusätzlich schlimmstenfalls einmal pro HSP-Umdrehung sein Vorzeichen ändert, reduziert

sich dieser Anteil am Gesamtfehler erheblich. Als Summe der Einzelwerte ergibt sich also für das Vorschubdrehen eines Gitters:

$$\left| \frac{\Delta X_{\min}}{f_{\text{Dreh}}} \cdot \Delta f_{\text{Schritt},X} \right| + \left| \frac{f_{\text{Schritt},X}}{f_{\text{Dreh}}} \cdot \Delta X \right| + \left| - \frac{f_{\text{Schritt},X} \cdot \Delta X_{\min}}{f_{\text{Dreh}}^2} \cdot \Delta f_{\text{Dreh}} \right| + |\pm 2 \cdot \Delta X_{\min}| = \Delta a$$

$$5 \text{ nm} + 50 \text{ nm} + 5 \text{ nm} + 600 \text{ nm} = 0,66 \mu\text{m}$$

Mit 600 nm (2 Schritte) als Fehler aus der Synchronisation von Schrittzahl und HSP-Umdrehung bleibt ein weiterer auffälliger Wert zu verbessern.

Es ist also sicherzustellen, dass immer die konstante Anzahl  $n$  Schritte pro Umdrehung ausgeführt wird. Ohne Hardwareunterteilung einer Hauptspindelumdrehung ist das nicht möglich. Eine Unterteilung in  $n$  Bereiche ist jedoch praxisfremd, da je Teilscheibe lediglich Gitter einer Gitterkonstante hergestellt werden könnten. Flexibler ist eine Indexmarkierung, die bei Detektierung  $n$  Schritte auslöst. Diese  $n$  Schritte dürfen bei nur einer Indexmarkierung nicht über den HSP-Umfang verteilt werden, da der Fehler so lediglich halbiert werden könnte (der eine Schritt zuviel wird abgeschnitten). Das konsequente Fortführen dieser Idee, die Schritte nicht über den HSP-Umfang zu verteilen, leitet zu einem Feuerstoß (Burst) aus Schritten. Immer wenn die Indexmarkierung detektiert wird, werden alle  $n_{\text{Schritte}}$  Schritte einer Umdrehung möglichst schnell ( $f_{\text{Schritt},X} = 5 \text{ kHz}$ ) ausgeführt. Hierbei dreht sich die HSP um den Bruchteil  $n_{\text{Dreh}}$  weiter:

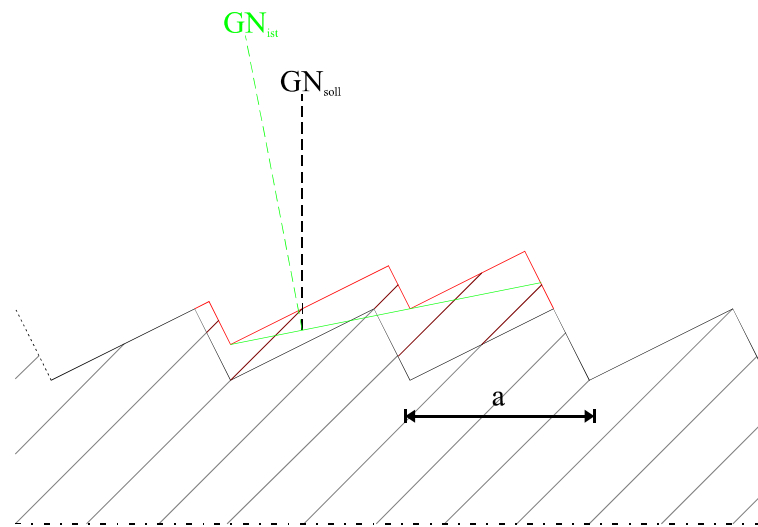
$$n_{\text{Dreh}} = \frac{f_{\text{Dreh}}}{f_{\text{Schritt},X}} \cdot n_{\text{Schritt}} \quad \text{Glng. 50}$$

Bei einer typischen Drehfrequenz von 25 Hz, Gitterkonstanten von  $2,4 \mu\text{m} \leq a \leq 20,1 \mu\text{m}$  und maximal möglichen Schrittfrequenzen von 5 kHz ergibt sich somit eine aktive Schrittphase von 0,04 - 0,34 Umdrehungen der Hauptspindel und damit des Trommelumfangs. Rein rechnerisch kann auf diese Weise der Fehler der Gitterkonstante zumindest in einem Bereich der Gitterfolie von 660 nm auf 60 nm gesenkt werden.

Eine weitere Fehlermöglichkeit ist in der Einstellung des Graben- oder Blazewinkels zu realisieren, siehe auch Abbildung 83. In erster Justierung wird dieser Winkel durch Beobachtung des Ankratzens der 1,5 mm breiten Schneide auf Parallelität der Schneide zu der Folien- oder Trommeloberfläche eingestellt. Dies ist rein rechnerisch mit einem Winkelfehler von  $\pm 0,2 \text{ mrad}$  möglich, gelingt in der Praxis jedoch auch genauer. Die Einstellung des Blazewinkels aus dieser Nullstellung erfolgt nun mittels  $\Phi$ -Achse und mit einem zusätzlichen, aber vergleichsweise unbedeutenden Einstellfehler von  $\pm 1,745 \mu\text{rad}$ . Durch diesen Winkelfehler

ändert sich bei konstantem Einfallswinkel der Ausfallswinkel. Dieser Fehler ist jedoch konstant, korrigierbar und ändert die Gittereigenschaften nicht wesentlich.

Nicht sinnvoll korrigierbar da nicht konstant ist der Fehler unterschiedlicher Grabentiefen durch Federeffekte des Bleches auf seiner Unterlage. Selbst bei gewissenhafter Reinigung werden immer einige Staub-/Spanpartikel oder einfach eine unebene Oberfläche zwischen Folie und Trommel die vollständige Planlage verhindern. Die Folie wird also nicht konstant unter dem Werkzeug wegfedern, wodurch letztendlich in den stärker federnden Bereichen über den normal federnden Bereichen erhabene Strukturen entstehen, s.a. Abbildung 84.



**Abbildung 84: Trommeldrehen, Abweichungen von der Sollkontur (rot) durch federnde Folie**

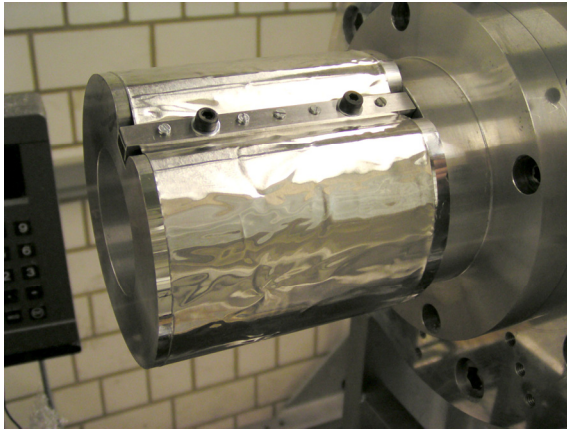
Hierbei ändert sich zwar nicht die Gitterkonstante  $a$ , jedoch das Verhältnis von Grabenbreite zu -tiefe, die Gitternormale  $GN$  und somit auch der Blaze-Winkel. Es entsteht also lokal ein abweichendes Gitter, welches wenige Gräben weiter seine Eigenschaften je nach Federeigenschaften wieder geändert haben kann. Dieser Fehler ist in Art und Größe der Auswirkungen nicht exakt vorhersagbar. Da einige Mikrometer Federweg durchaus vorhanden sein können, die Grabentiefe jedoch lediglich im Bereich eines halben Mikrometers liegt, ist dieser Effekt durchaus real und kann zu großflächigen Störungen führen. Im Vergleich mit der praktischen Grenze, siehe nachfolgendes Kapitel, sollte dieser Effekt daher beobachtet werden.

Zusammenfassend wird die theoretische Grenze wie folgt formuliert:

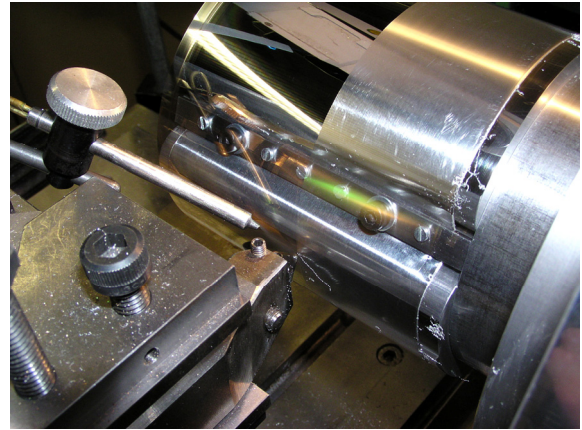
- Maximale Variation der Gitterkonstanten  $a$ 
  - Bei kontinuierlichem Vorschubdrehen ist mit maximalen Unterschieden des Grabenabstands von  $0,66 \mu\text{m}$  ( $\pm 0,33 \mu\text{m}$ ) zu rechnen.
  - Durch den Einsatz synchronisierter Schritte als Burst (Feuerstoß) kann rechnerisch der maximale Unterschied des Grabenabstandes auf  $0,06 \mu\text{m}$  ( $\pm 0,03 \mu\text{m}$ ) reduziert werden.
- Einstellung des Blaze-Winkels mit einem Fehler von  $\pm 0,2 \text{ mrad}$  und genauer.
- Variation der Grabentiefe in nicht vorhersagbarer Größe und Ausprägung.

Das Hauptaugenmerk liegt erkennbar nicht mehr auf der Rauheit der Oberfläche, vielmehr rückt die Genauigkeit der Erzeugung periodischer Strukturen in den Vordergrund.

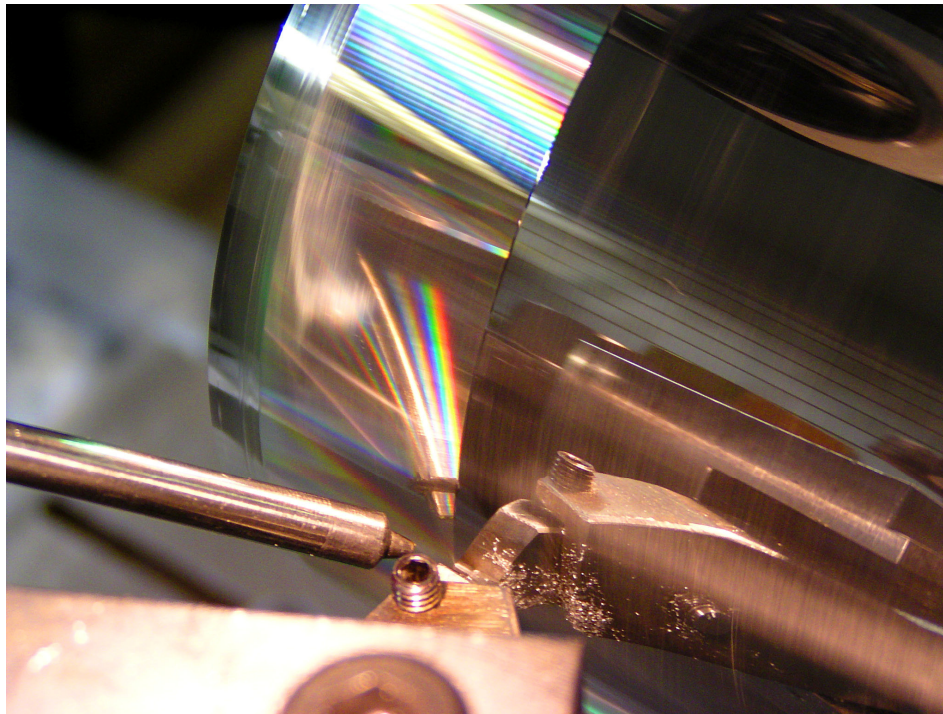
#### 4.4.5 Vergleich mit der praktischen Grenze



**Abbildung 85: Weichaluminiumfolie (0,1 mm), auf Trommel aufgezogen, aber noch nicht gespannt**



**Abbildung 86: Weichaluminiumfolie während Bearbeitung: Spiegelnd überdrehen mit Rundschneide**



**Abbildung 87: Weichaluminiumfolie während Bearbeitung: Aufbringen der Gitterstruktur, rechts noch spiegelnd, links bereits Gitterwirkung**

Die Folien als Werkstücke der Gittererzeugung werden auf die Trommel aufgelegt und durch eine Spannvorrichtung angelegt. Abbildung 85 zeigt beispielhaft eine Weichaluminiumfolie vor dem Spannen. Für die hier beschriebenen Versuche wurden nicht solche knittrigen Folien verwendet, da die überdehnten Stellen nach der Bearbeitung sichtbare Störungen erzeugten. Vielmehr wurden Zinnbronze-Bleche (CuSn6 hart) aufgespannt, die ohne Falten und mit guter Eigenstabilität in Handhabung und Ergebnis deutlich besser überzeugen können. Zudem können solche Folien unter einer Maximalblechstärke annähernd rein elastisch aufgespannt

werden und zeigen daher nach dem Abspannen weniger oder keine bleibende Verformung, das Blech bleibt gerade.

Aus

$$\sigma = E \cdot \frac{\Delta l}{l_0} \text{ und } l = 2 \cdot \pi \cdot R \quad \text{Glng. 51}$$

folgt bei Annahme einer spannungsfreien Innenseite der aufgerollten Folie in der Oberseite die maximale Spannung

$$\sigma_{\max} = E \cdot \frac{R_a - R_i}{R_i} \quad \text{Glng. 52}$$

mit der Blechdicke  $t = R_a - R_i$ .

Für rein elastisches Spannen folgt somit unter obiger Annahme die maximale Blechdicke

$$t_{\max} = R_i \cdot \frac{R_e}{E} \quad \text{Glng. 53}$$

mit  $R_i$  als Biegeradius der Blechinnenseite und  $R_e$  als Elastizitätsgrenze.

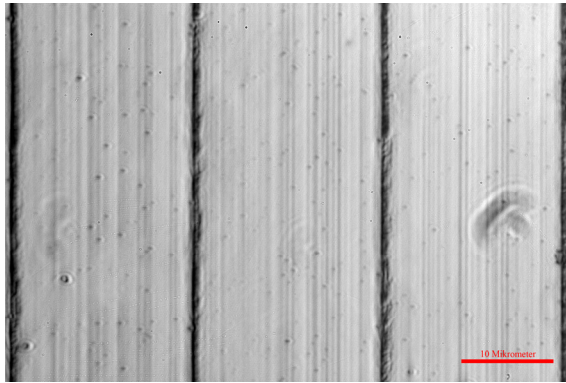
Das verwendete Blech CuSn6 ist mit  $E = 90.000 \text{ N/mm}^2$  und  $R_e = 140 \text{ N/mm}^2$  bis zu einer Blechstärke von  $t = 0,078 \text{ mm}$  elastisch spannbar. Verwendet wird dieses Blech hier aus Verfügbarkeitsgründen mit einer Stärke von  $0,1 \text{ mm}$  und zudem wird keine zugspannungsfreie Innenseite garantiert, da zum sicheren Spannen auch die Innenseite gedehnt werden muss. Eine Beurteilung der Strukturgenauigkeit wird auch bei den zu erwartenden Verformungen nach dem Abspannen möglich sein.

Die im Folgenden beschriebenen Proben wurden mit einer HSP-Drehfrequenz von ca. 25 Hz bei verschiedenen Vorschubschrittfolgen erzeugt. Die X-Schrittfrequenz des Vorschubs wurde entsprechend der gewünschten Gitterkonstante der Aufgabenstellung eingestellt, s.a. Tabelle 6 und Tabelle 7.

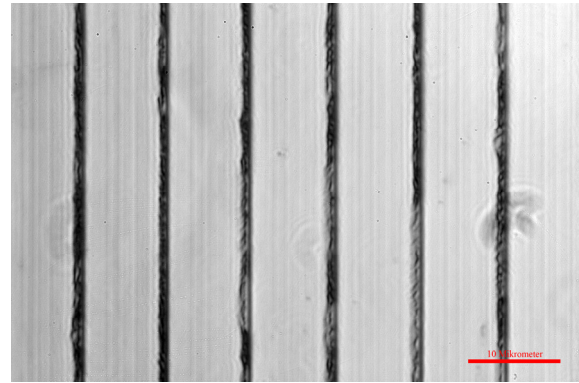
**Tabelle 7: Gitterkonstante, Vorschubschritte, Vorschubfrequenz bei Drehfrequenz**

a	Schritte / Umdrehung	$f_{\text{Schritt}}$ bei $f_{\text{Dreh}} = 25 \text{ Hz}$ (ohne Burst)
$a_1 = 20,1 \mu\text{m}$	67	1.675
$a_2 = 9,9 \mu\text{m}$	33	825
$a_3 = 5,1 \mu\text{m}$	17	425
$a_4 = 2,4 \mu\text{m}$	8	200

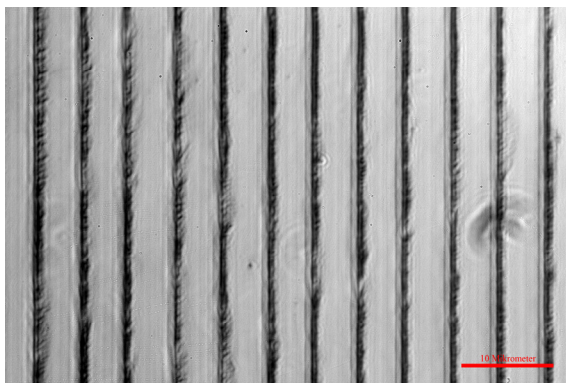
Die Ergebnisse als lichtmikroskopische Aufnahmen zeigen die Abbildungen 88 - 91.



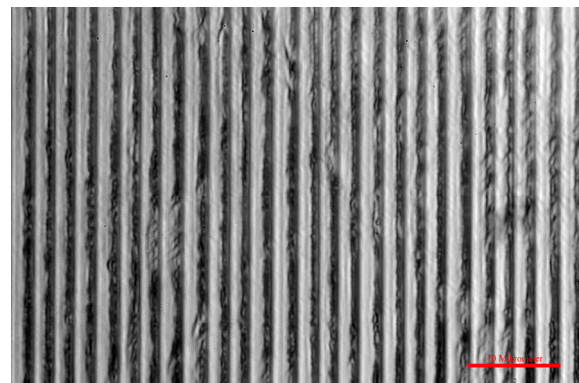
**Abbildung 88: Gitter  $a_1 = 20,1 \mu\text{m}$ ,  
Vorschubdrehen ohne Burst**



**Abbildung 89: Gitter  $a_2 = 9,9 \mu\text{m}$ ,  
Vorschubdrehen ohne Burst**



**Abbildung 90: Gitter  $a_3 = 5,1 \mu\text{m}$ ,  
Vorschubdrehen ohne Burst**



**Abbildung 91: Gitter  $a_4 = 2,4 \mu\text{m}$ ,  
Vorschubdrehen ohne Burst**

Bereits ohne weitere messtechnische Hilfsmittel fällt in Abbildung 90 ( $5,1 \mu\text{m}$  Strukturbreite) und deutlicher in Abbildung 91 ( $2,4 \mu\text{m}$  Strukturbreite) eine Variation der Grabenbreite auf. Diese Variation kann nach weiterer Kontrasterhöhung in allen Gittervarianten übereinstimmend nachgewiesen werden und ist somit keine Funktion des Vorschubs. Die Grabenbreite variiert um den Sollwert als Mittelwert mit maximal  $\pm 0,4 \mu\text{m}$ . Als theoretische Grenze wurden maximale Abweichungen von  $\pm 0,33 \mu\text{m}$  postuliert, die praktische Grenze kann dies bestätigen. Gitter dieser Ungenauigkeit besitzen lediglich dekorativen Charakter, für technische Aufgaben sind solche Variationen der Grabenbreite nicht sinnvoll. Geht man von konstantem Einfallswinkel  $\alpha = 45^\circ$  aus, ergibt sich für das Gitter der Grabenbreite  $2 \mu\text{m} \leq a_4 \leq 2,8 \mu\text{m}$  nach Glng. 39 ein Ausfallswinkel  $-22,9985^\circ \leq \beta_4 \leq -28,7577^\circ$  ( $\Delta\beta_4 = 5,7592^\circ$ ). Anders formuliert wird nach Glng. 37 zum Ausfallswinkel die Wellenlänge  $527,3 \text{ nm} \leq \lambda_4 \leq 738,3 \text{ nm}$  ( $\Delta\lambda_4 = 210,9 \text{ nm}$ ) gebrochen. Etwas besser, jedoch weiterhin nicht ausreichend, sind die Ergebnisse für das Gitter  $a_1 = 20,1 \mu\text{m}$ . Hier liegt die Variation des Ausfallswinkels nur noch bei  $\Delta\beta_1 = 0,0974^\circ$ , bzw. bei Nennausfallswinkel die Variation der Wellenlänge bei  $\Delta\lambda_1 = 25,2 \text{ nm}$ . Der zugrunde liegende Fehler wirkt sich somit geringer aus, ist jedoch unverändert vorhanden.

In weiteren Versuchen wird als synchronisierter Feuerstoß aus Schritten das Burst-Verfahren eingesetzt: Nach Erfassung einer Markierung an der Hauptspindel werden je nach Gitter die zur Gitterteilung nötigen Schritte mit maximaler Frequenz ( $f_{\text{Schritt}} = 5 \text{ kHz}$ ) ausgegeben, wozu nach Glng. 50 bei einer Drehfrequenz von weiterhin  $f_{\text{Dreh}} = 25 \text{ Hz}$  maximal eine Drittelumdrehung der Hauptspindel nötig ist. In der Theorie kann die Variation der Grabenbreite durch das Burst-Verfahren von  $\pm 0,33 \text{ }\mu\text{m}$  auf  $\pm 0,03 \text{ }\mu\text{m}$  gesenkt werden.

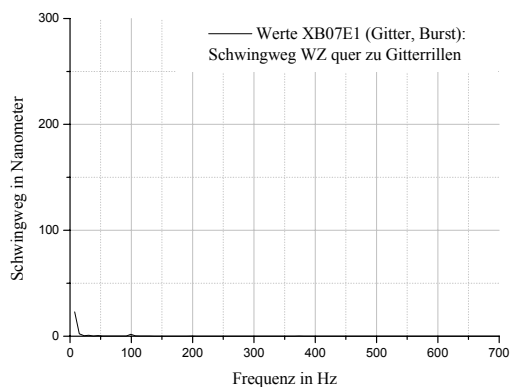
Die Abbildungen 96 - 103 sind eine Gegenüberstellung prinzipiell gleicher Gitter, auf der linken Seite im kontinuierlichen Vorschubdrehen erzeugt, rechts im Burst-Verfahren mit  $5 \text{ kHz}$  Schrittfrequenz der Vorschubgruppen. In dieser Gegenüberstellung scheint das  $20,1 \text{ }\mu\text{m}$  Gitter zwar einen glatteren Furchengrund zu besitzen, es kann jedoch durch das Mikroskop mit dem Auge kein deutlicher Unterschied erkannt werden. Tatsächlich ist die Grabenflanke, der steile Furchenteil, bei Erzeugung mit Burst aufgeworfen und neigt zu rissiger Gratbildung, wodurch in der anschließenden Bildverarbeitung der Kontrast gegenüber der glatteren Furche ohne Burst nicht so deutlich angehoben werden kann. Bei identischer Bildbearbeitung ist entweder die steile Flanke ohne Burst schlecht sichtbar, oder die Flanke mit Burst in ganzer Breite schwarz.

Bei den Proben mit einer Gitterkonstante von  $5,1 \text{ }\mu\text{m}$ , s. Abbildung 100 und Abbildung 101, fällt wieder bereits ohne weitere messtechnische Hilfsmittel bei beiden Vorschubvarianten, jedoch deutlicher in Abbildung 101 ( $5,1 \text{ }\mu\text{m}$  mit Burst), eine Variation der Grabenbreite auf. Bei Strukturgrößen von  $2,4 \text{ }\mu\text{m}$ , s. Abbildung 102 und Abbildung 103, ist die Variation der Grabenbreite klar erkennbar. Bei kontinuierlichem Vorschubdrehen kann die bekannte Variation der Grabenbreite von  $\pm 0,4 \text{ }\mu\text{m}$  weiterhin in allen Proben nachgewiesen werden. Bei Burst-Vorschubdrehen kann die erwartete Verbesserung in keiner Probe nachgewiesen werden. Es ist sogar eine deutliche Verschlechterung bis hin zu Abweichungen von  $\pm 1,5 \text{ }\mu\text{m}$  zu beobachten.

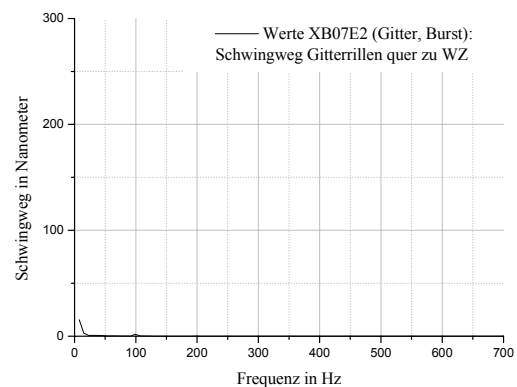
Der Grund dieser deutlichen Verschlechterung ist im Verhalten der Achsen zu suchen. Die Gleitführungen dämpfen über ihre Reibung zwar Gleitschwingungen in Vorschubrichtung, reagieren jedoch ungewollt auf Stöße. Ursprünglich für kontinuierliche Bewegung konzipiert, spannt ein Drehimpuls des Motors das Ensemble Spindellager-Spindel-Mutter-Führung so lange vor, bis Haftreibung und Massenträgheit überwunden werden und der Tisch ein Stück vorschießt (Stick/Slip). In diesem Stadium der Bewegung wird nun der Drehimpuls des Motors entfernt und die Führung schießt, nur durch Reibung gebremst, ein Stück weiter. Letztendlich wird die Führung spätestens nach Überwindung des Umkehrspiels mit der Mutter in der Spindel und somit Spindellagerung gefangen. Dieser Vorgang wiederholt sich



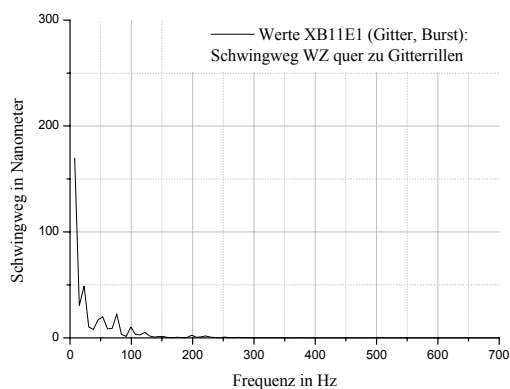
weitgehend undefiniert mit jeder HSP-Umdrehung. Zu diesem für Positionierzwecke ungeeigneten Bewegungsmuster kommen als weiter verschlechternde Anteile Schwingungen, angeregt aus der starken Anregung drehfrequent auftretender Feuerstöße. Bei allen bisherigen Versuchen wurde in der Hoffnung geringer Querkopplung mit den Schrittmotoren tangential zur Oberfläche angeregt. Hier wurde aus Notwendigkeit diesem Grundsatz widersprechend nicht nur in Genauigkeit erfordernder Richtung angeregt, sondern diese Anregung mit dem Burst-Verfahren zudem sehr aggressiv gestaltet. Das Resultat zeigen Abbildung 94 und Abbildung 95: Schwingungen von mehr als 250 nm Schwingweg bei Drehfrequenz mit ausgeprägten Vielfachen.



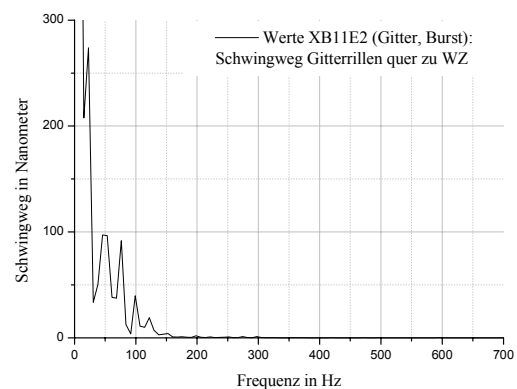
**Abbildung 92: FFT der Schwingungen des WZ in Richtung HSP, quer zu den Gitterrillen. Alle Achsen stehen**



**Abbildung 93: FFT der Schwingungen der HSP Richtung WZ, Schwingrichtung quer zu den Gitterrillen. Alle Achsen stehen**



**Abbildung 94: FFT der Schwingungen des WZ in Richtung HSP, quer zu den Gitterrillen. Die HSP (X-Achse) erhält pro HSP-Umdrehung einen Stoß aus 67 Schritten mit 5 kHz ausgeführt**



**Abbildung 95: FFT der Schwingungen der HSP Richtung WZ, Schwingrichtung quer zu den Gitterrillen. Die HSP (X-Achse) erhält pro HSP-Umdrehung einen Stoß aus 67 Schritten mit 5 kHz ausgeführt**

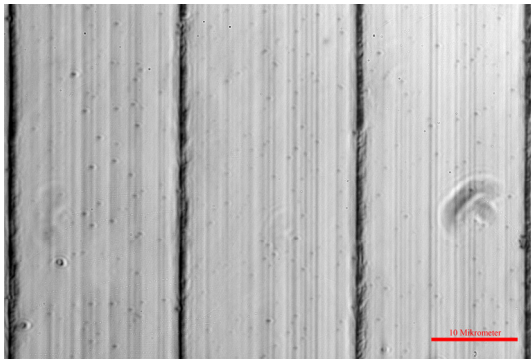


Abbildung 96: Gitter  $a_1 = 20,1 \mu\text{m}$ ,  
OHNE Burst

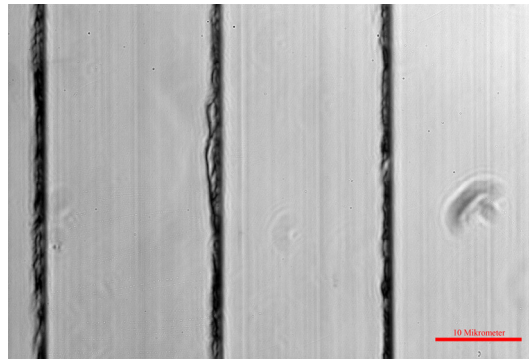


Abbildung 97: Gitter  $a_{1b} = 20,1 \mu\text{m}$ ,  
MIT Burst

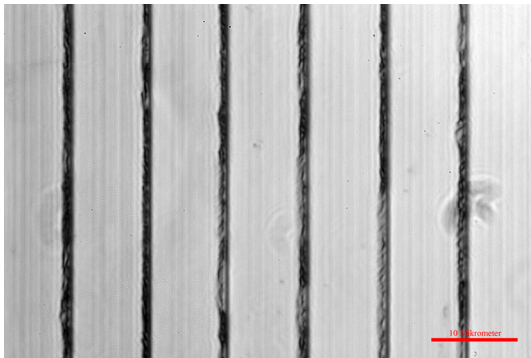


Abbildung 98: Gitter  $a_2 = 9,9 \mu\text{m}$ ,  
OHNE Burst

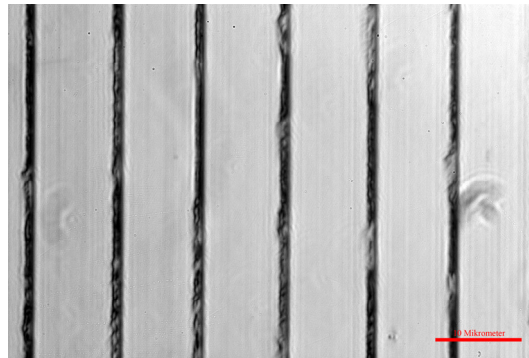


Abbildung 99: Gitter  $a_{2b} = 9,9 \mu\text{m}$ ,  
MIT Burst

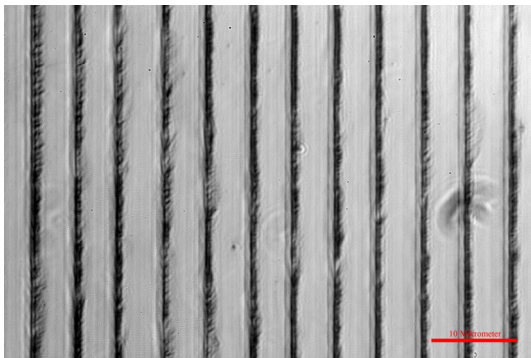


Abbildung 100: Gitter  $a_3 = 5,1 \mu\text{m}$ ,  
OHNE Burst

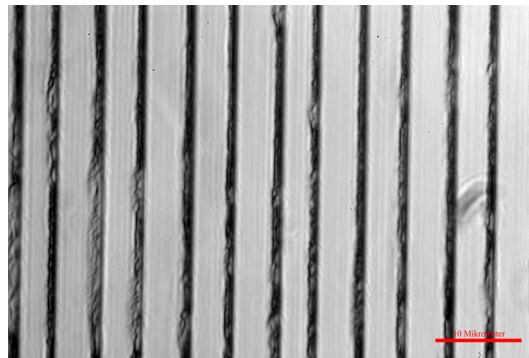


Abbildung 101: Gitter  $a_{3b} = 5,1 \mu\text{m}$ ,  
MIT Burst

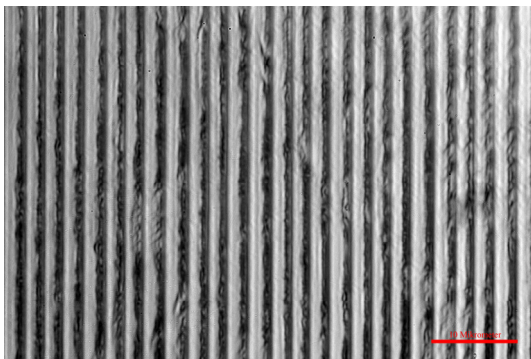


Abbildung 102: Gitter  $a_4 = 2,4 \mu\text{m}$ ,  
OHNE Burst

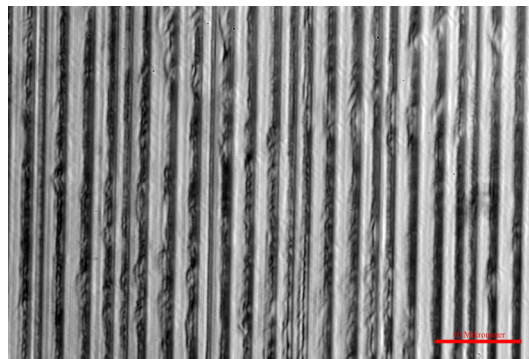
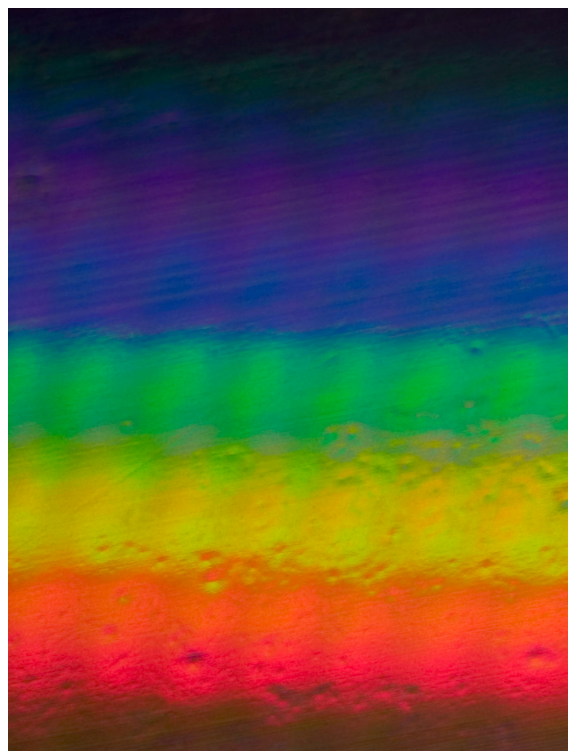
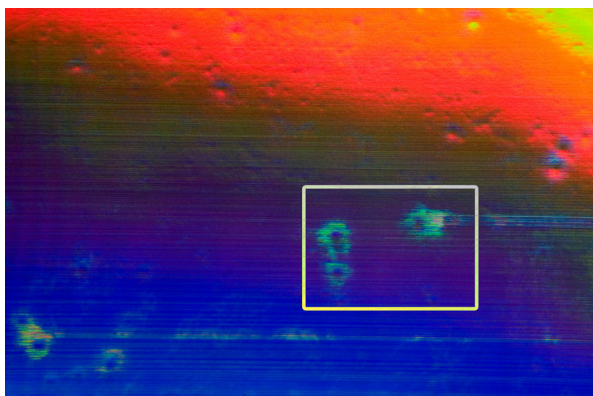


Abbildung 103: Gitter  $a_{4b} = 2,4 \mu\text{m}$ ,  
MIT Burst

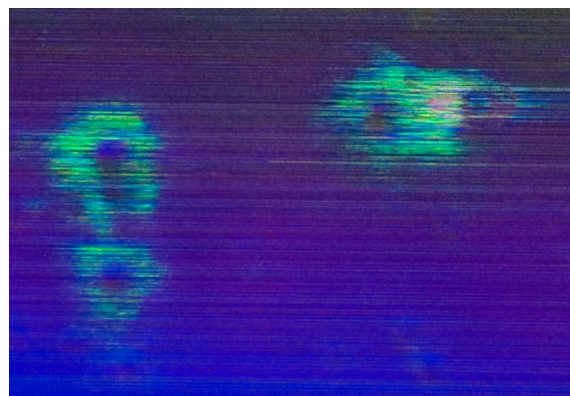
Prinzipiell funktionieren die erzeugten Gitter, s. Abbildung 104. Bei diesem rechts dargestellten Gitter laufen die Gitterfurchen in einem Winkel von ca.  $20^\circ$  von links unten nach rechts oben. Die periodischen Einschnürungen der Farbbänder stammen von der Lichtquelle, einer für Büroräume typischen Leuchtstoffröhre in einem Lamellenreflektor. Die Lamellen verursachen periodische Abschattungen. Zum Größenvergleich: Die annähernd runden Störungen, hier besonders ausgeprägt im roten und gelben Band, haben einen maximalen Durchmesser von 1 mm. Unter diesen Stellen der Folie war entweder die Folienoberfläche nicht eben (eingebettete oder eingedrückte Körner, ...) oder zwischen Folie und Trommel befanden sich Schmutzpartikel (Staub, Späne, ...). Nach Abspannen der Folie bleiben an diesen Stellen kleine Vertiefungen.



**Abbildung 104: Gitter  $a_4 = 2,4 \mu\text{m}$ . Erstes Maximum einer Leuchtstoffröhre.**



**Abbildung 105: Gitter  $a_4 = 2,4 \mu\text{m}$ . Ausschnittsmarkierungen mit besonders ausgeprägten Störungen.**



**Abbildung 106: Ausschnittsvergrößerung aus Abbildung 105. Dellen durch unsaubere Aufspannung. Durchmesser der Störungen ca. 2 mm.**

Abbildung 105 und Abbildung 106 zeigen eine Dreiergruppe besonders ausgeprägter Störungen mit Durchmessern von ca. 2 mm. Diese Dellen fallen ohne Gitterwirkung kaum auf, erst der Farbumschlag durch das lokal andere Gitter (Winkel der Gitternormalen und Furchentiefe) macht diese Störungen so auffällig. Vorsicht bei der Interpretation von Abbildung 105 und Abbildung 106: Das Blau am unteren Rand gehört schon zum zweiten Maximum, das Rot darüber noch zum ersten Maximum. Der Farbumschlag der Störungen in Abbildung 106 beruht auf geringerer Beugung, womit das Grün innerhalb des Blaus des

zweiten Maximums ebenfalls zum zweiten Maximum gehört. Mit dem unbewaffneten Auge kann beobachtet werden, dass ein ähnlicher Effekt durch die von der Umgebung abweichenden Winkel der Dellenflanken verursacht wird. So ist in Abbildung 105 am rechten Rand zwischen rot und violett eine Delle mit Farbumschlag innerhalb der Delle beobachtbar. Die obere Flanke dieser Delle ist stärker von der Lichtquelle weg geneigt, wodurch stärker gebeugte Farben das Auge erreichen. Die untere Flanke der Delle ist stärker zu der Lichtquelle hin geneigt, wodurch weniger gebeugte Farben das Auge erreichen. Leider kann das statische Foto diesen Effekt nur unvollständig transportieren.

Die theoretische Grenze für das kontinuierliche Vorschubdrehen konnte auch in praktischen Versuchen bestätigt werden. Die theoretischen Verbesserungen des Burst-Vorschubdrehens konnten durch kontraproduktive Schwingungen und nicht konstante Stoßantworten der Führungen nicht nachvollzogen werden, es traten deutliche Verschlechterungen auf. Die Gitter weisen zudem lokale Störungen auf.

Obwohl in der Aufgabenstellung dieses Kapitels keine Genauigkeitsanforderung angegeben wurde, die Gitter sollten im Trommeldrehen so genau wie sinnvoll möglich erzeugt werden, muss die Aufgabe nach Erzeugung lediglich dekorativer Gitter als nicht gelöst bezeichnet werden. In der momentanen Evolutionsstufe ist die Drehmaschine FFG01 zur Erzeugung von Gittern nicht geeignet. Eine genauere Vermessung der Gitter ist nicht sinnvoll.

## 5 Diskussion der Ergebnisse

Nach dem in [1] beschriebenen Aufbau der hier verwendeten Drehmaschine FFG01 und dem ebenfalls dort erbrachten Nachweis prinzipieller Eignung, soll in dieser Arbeit das Verhalten der Drehmaschine soweit beleuchtet werden, wie es zur Festlegung einer momentanen Grenze des Konzepts oder der Maschine nötig ist. Dieses Kapitel fasst tabellarisch die Ergebnisse übersichtlich zusammen und stellt somit das Erreichte zur Diskussion. Verbesserungsvorschläge und Anregungen für zukünftige Untersuchungen werden im nächsten Kapitel ausführlicher angesprochen.

**Tabelle 8: Diskussion der Ergebnisse der Versuche, qualitative Klassifizierung als Zusammenfassung.**

**Skalierung:** (1) sehr gut / sehr hoch,  
 (2) gut / hoch,  
 (3) eher gut / eher hoch,  
 (4) eher schlecht / eher gering,  
 (5) schlecht / gering,  
 (6) sehr schlecht / sehr gering

Aufgabe	Vorhersage	Realität	Potential weiterer Verbesserung
Planflächen (einachsige Bearbeitungen durch Linearachse)	Form 50 nm $R_a = 1,25 \text{ nm}$ (1)	Form 50 nm $R_a = 5,6 \text{ nm}$ (2)	(3) Schwingungen, Werkstoff
Sphären (einachsige Bearbeitung durch Schwenkachse)	Form 100 nm $R_a = 1,25 \text{ nm}$ (1)	Form 100-150 nm $R_a = 5,8 \text{ nm}$ (2)	(3) Schwingungen, Werkstoff
Asphären (zweiachsige Bearbeitung)	Form 1,32 $\mu\text{m}$ $R_a = 5,8 \text{ nm}$ (2)	Form 0,1 $\mu\text{m}$ $R_a = 8 \text{ nm}$ (2)	(2) Schwingungen, Werkstoff, Schrittauflösung
Gitter (einachsige positionieren, Mikrostrukturierung durch kontinuierlichen Vorschub)	$\Delta a = 0,66 \mu\text{m}$ $\Delta\Theta = 0,4 \text{ mrad}$ (4)	$\Delta a = 0,8 \mu\text{m}$ ( $\Delta\Theta = 0,4 \text{ mrad}$ ) (5)	(2) Schwingungen, Schrittauflösung, Probenbefestigung
Gitter (einachsige positionieren, Mikrostrukturierung durch Burst-Vorschub)	$\Delta a = 0,06 \mu\text{m}$ $\Delta\Theta = 0,4 \text{ mrad}$ (3)	$\Delta a = 3 \mu\text{m}$ ( $\Delta\Theta = 0,4 \text{ mrad}$ ) (6)	(1) Schwingungen, Schrittauflösung, Sync-Methode, Probenbefestigung

Bei Planflächen, Sphären und Asphären wurde die Zielsetzung voll erreicht. Die Vorhersage wurde hinsichtlich Form erfüllt oder übertroffen, hinsichtlich Rauheit der Oberfläche annähernd erreicht. Das Maschinenkonzept und der beschriebene Aufbau eignen sich sehr gut bis gut zur Herstellung von Planflächen, Sphären und Asphären in optischer Qualität. Potential zu weiterer Annäherung an die theoretische Grenze ist dennoch vorhanden, siehe Kapitel 6 (Ausblick).

Mit der Herstellung von Gittern ist vorerst eine Grenze der Drehmaschine FFG01 erreicht oder gar überschritten. Diese Art der Mikrostrukturierung erfordert mehr als exakt und ruhig laufende Achsen. Es ist zusätzlich eine hohe Positioniergenauigkeit erforderlich. Durch das thermische Verhalten in schnelle Bearbeitungsvorgänge gezwungen, können nötige Positioniergenauigkeiten jedoch nicht geboten werden. Das Potential für die Gitterherstellung wird als hoch bis sehr hoch eingestuft und ist mit entsprechendem Aufwand, wie in Kapitel 6 (Ausblick) beschrieben, auch nutzbar.

Es ist möglich auf der Drehmaschine FFG01 sehr präzise Strukturen zu erzeugen, s. a. [19], sollen diese Strukturen jedoch absolut oder zueinander eine sehr hohe Genauigkeit einhalten, ist die Grenze der Maschine vorerst erreicht.

## 6 Ausblick

Der Fokus dieser Arbeit liegt in der Bestimmung einer momentanen Grenze des Konzepts oder der Maschine. Diese Grenze konnte zwar gefunden werden, die Vielzahl an Einflussfaktoren auf die Güte des Arbeitsergebnisses lässt jedoch die Konturen der Grenze unscharf erscheinen. Dieses Kapitel zeigt einerseits Wege, die Konturen der Maschinen-grenzen schärfer abzubilden, andererseits die Grenze selbst zu verschieben. Beides ist als Anregung zu einer Weiterentwicklung zu verstehen, wobei sich durch die Art der Auflistung einzelne Punkte wiederholen können.

Insgesamt sollte eine Weiterentwicklung des Konzepts und der Maschine zu der zusätzlichen Ermöglichung konkurrenzfähiger Mikrostrukturierung höchster Genauigkeit führen.

### 6.1 Schrittauflösung

Positionierungsgenauigkeit (Gitter, Mikrostrukturen) und Laufruhe (allgemein, Asphären) werden durch die Schrittauflösung der Antriebe mitbestimmt.

Wie geschildert variieren die Breiten der Gittergräben um  $\pm 1$  Schritt und Positionen können nicht genauer  $\pm 1/2$  Schritt angefahren werden. Gleichzeitig regen kleinere Schritte Schwingungen weniger an, erlauben feinere Geschwindigkeitswechsel und damit Abstufungen der Geschwindigkeitsverhältnisse in der Asphärenherstellung und fördern somit kontinuierlicheres Fahren der Achsen.

Die momentane Schrittauflösung von 10.000 Schritte/Umdrehung ist nicht schlecht. Die Weiterentwicklung von Schrittmotorantrieben lieferte jedoch bereits verfügbare Schrittmotoren mit 125.000 Schritten/Umdrehung (Vextra Serie, Oriental Motors). Eine Alternative wäre der Einsatz von Untersetzungen, z.B. in spielarmer Variante durch ein Harmonic-Drive Getriebe.

- **Schrittfehler:** Momentan werden die Schritte durch Berger-Lahr Schrittmotoren sehr zuverlässig ausgeführt, der Fehler liegt am Werkzeugort bei lediglich 10%. Höher auflösende Motoren z.B. von Oriental Motors zeigen bereits am Motor Schrittfehler von bis zu 50%. Es wäre durchaus interessant, die Effektivität einer Erhöhung der Schrittauflösung motorseitig zu untersuchen.
- **Auflösung versus Geschwindigkeit und Stick-Slip:** Ein Getriebe kann die Schrittauflösung in weiten Grenzen erweitern, jedoch zu Lasten der Geschwindigkeit: Bei höchsten Untersetzungen können sinnvoll schnelle Vorschübe unerreichbar werden und bei langsamsten Geschwindigkeiten Stick-Slip-Effekte der Gleitführungen den

Auflösungsvorteil zunichte machen. Bei Einsatz höher auflösender Schrittmotoren kann über eine softwareseitig konfigurierbare Einstellung der Treiberhardware bei Bedarf die Auflösung wieder gesenkt und damit die Geschwindigkeit wieder erhöht werden. Alternativ kann eine kontrollierte Verbesserung der Schmiersituation der Führungen in Richtung annähernd hydrostatischer Führung die Gefahr des Ruckgleitens bei langsamsten Geschwindigkeiten verringern.

## **6.2 Programmierung der Bewegungsabläufe, Produktivität**

Bei einer Labormaschine spielen Überlegungen zu Programmieraufwand und Produktivität eine untergeordnete Rolle. Die volle Kontrolle über jeden gemachten Schritt und maximale Flexibilität oder Genauigkeit scheinen wichtiger. Dennoch besteht der Alltag im Labor häufig aus Auftragsforschung/-entwicklung und hohe Produktivität wird somit bedeutend, auch wenn sie die Genauigkeit nicht steigert.

Die Bewegungsabläufe der Maschine werden bei fast allen Bearbeitungen durch einen Computer gesteuert. Mit Hilfe einer selbst entwickelten grafischen Bedienoberfläche können bereits heute Ablaufjobs („Stapelverarbeitung“) aus Referenzpunkten (geregelt anzufahrende Punkte), Pausen, relativen Fahrten (einachsiger gesteuert) und Dateien (gespeicherte Kurven in eigenem Schrittformat) zusammengestellt und abgearbeitet werden. Mehrfache oder aufeinander folgende Bearbeitungsschritte können so zeitsparend automatisch ablaufen, was eine Kleinserienherstellung (Reihenversuche) bereits im momentanen Ausbaustand der Maschine FFG01 begünstigt. Jede Kurve/Oberfläche muss jedoch in einer beliebigen Programmiersprache (hier GB32  $\approx$  Visual Basic) optimiert programmiert und als Datei mit eigenem Format ausgegeben werden. Auf diese Weise ist zwar eine volle Kontrolle über jeden Schritt möglich, Prototypenfertigung komplizierter Oberflächen jedoch aufwändig und zeitintensiv.

Es existieren inzwischen einige Programme zur grafischen, textuellen (G-Code) oder CAD/CAM verknüpften Programmierung. Auch wenn diese Programme aus typisch ungenaueren Anwendungen stammen, kann durch Umkonfigurierung eine sinnvolle Anpassung durchgeführt und mit sinkendem Programmieraufwand eine gesteigerte Produktivität erreicht werden.

## **6.3 Schwingungen**

In dieser Arbeit wird bereits auf beobachtete Schwingungen und deren Einfluss auf das Arbeitsergebnis eingegangen. Einige der beobachteten Phänomene sollten weiter untersucht werden.



- Anregung: Die Resonanzen der Maschine und ihrer Aufbauten sollten weiter untersucht werden. Der Einfluss der Anregung durch HSP und Achsantrieb wäre interessant. Die Kenntnis zu vermeidender Drehzahlen kann Überraschungen im Arbeitsergebnis verhindern.
- Aufbauten: Die Aufbauten sind zur Ermöglichung einiger Bearbeitungsaufgaben im Lauf der Zeit sehr hoch und schwer geraten. Durch das Gewicht der Aufbauten wird ein ungünstiges Gleitverhalten provoziert, siehe nächster Punkt „Stick-Slip“. Zusätzlich können durch die Fußpunktanregung deutliche Schwingungen dieser hohen Aufbauten erregt werden, gleichzeitig sinkt mit der Höhe die Steifheit. Durch eine Änderung der Granitbasis kann eine erste Verbesserung erreicht werden, weitere zu planende Umbauten könnten die Höhe der Aufbauten mehr als halbieren.
- Stick-Slip: Die Gleitführungen zeigen je nach Belastung und Schmierzustand unterschiedliches Stick-Slip-Verhalten bei niedrigsten Geschwindigkeiten. Bei erleichterten Aufbauten und Sicherstellung gleich bleibend guter Schmierung kann dieser Effekt unter die Beobachtbarkeit gesenkt werden. Nach solchen Änderungen wären gerade Drehversuche mit langsamsten Vorschüben oder Positionierungen hinsichtlich Genauigkeit neu zu spezifizieren.
- Synchronisierung Schritte/HSP: Die Synchronisierung von HSP-Drehzahl und Burst-Vorschub brachte durch ungenügendes Gleitverhalten und zu starken Schwingungen keinen Erfolg. Mit leichteren Aufbauten und langsameren Vorgängen ( $f_{\text{Dreh}}$  senken und so mehr Zeit für Burst schaffen, also auch  $f_{\text{Schritt}}$  senken) wird eine Verbesserung zu erwarten sein. Es wäre wieder ein Vergleich zu den Ergebnissen einer reinen Auflösungsverbesserung interessant. Weiteres Potential steckt in der Einführung von Beschleunigungs- und Bremsrampen für den Burst.

## 6.4 Thermik

Bis auf wenige Gelegenheiten konnten Bearbeitungen ausreichend schnell für das thermische Verhalten der Maschine durchgeführt werden. Verbesserungen hinsichtlich folgender Punkte können die Langzeitstabilität der Maschine verbessern:

- Klimatisierung: Die Heizung der TU-Kaiserslautern wird nachts ausgeschaltet, gleichzeitig besitzt der Aufstellungsraum der FFG01 Drehmaschine eine große Fensterfläche und sitzt direkt unter einem Flachdach. Gegen Temperaturschwankungen wurde bereits zusätzlich konstant elektrisch geheizt und durch variable Kühlung die Temperatur stabilisiert. Der ohnehin schwierige Temperaturregelkreis aus

langsamen Heizungsthermostaten, langen Zeitkonstanten der Heizkörper- und Maschinentemperatur und teilweise schnellen Anregungen ist insgesamt fast ständig überfordert. Eine stärkere Luftumwälzung mit verbesserter Temperierung kann besonders bei kritischen Wetterbedingungen (kühle, klare Nacht und sonniger Tag) helfen.

- Isolierung: Durch eine große Fensterfläche kann Infrarotstrahlung selbst bei geschlossenen Lamellen der Jalousetten in zu hohem Maße in den Raum dringen. Das Flachdach heizt sich im Sommer ebenfalls erheblich auf und strahlt in die Innenräume. Eine Abschattung des Daches (alternativ abgehängte Decke), effektive Verdunkelung und Isolierung aller Wände hilft zusätzlich zur Klimatisierung die Raumtemperatur konstant zu halten. Idealerweise wird gegen die Strahlung des Bedieners zusätzlich die Maschine gekapselt.
- Modellierung, Regelung: Bei bekanntem thermischen Verhalten der Maschine, also einem thermischen Modell, kann durch gezieltes Heizen oder Kühlen bestimmter Stellen die thermisch induzierte Relativbewegung zwischen WZ und HSP gesenkt werden. Achsverzerrungen wären zu beachten.

## 6.5 Erweitertes Mathematisches Modell

Einige der im Rahmen dieser Arbeit zu Tage getretenen Verbesserungsmöglichkeiten würden hervorragend das bisherige mathematische Modell erweitern. Der Aufwand wäre insgesamt erheblich, könnte jedoch in Sinnabschnitten nacheinander oder auf mehrere Bearbeiter verteilt parallel bearbeitet werden.

- Steifheiten, Verformungen: Das bisherige Modell der Maschine betrachtet rein geometrisch die Position des WZ zur HSP in Abhängigkeit der Achsstellungen. Nach einer Analyse der Steifheiten von Fügeflächen und Bauteilen könnten diese das mathematische Modell der Maschine erweitern.
- Thermisches Modell: Ein thermisches Modell würde das existierende Modell hervorragend erweitern. Die Reaktion auf unterschiedliche Temperaturänderungen des Raumes, der Maschine oder auch nur von Maschinenteilen ist bisher nahezu nicht vorhersagbar. Ein thermisches Modell kann Wege gezielter Verbesserung der Langzeitgenauigkeit durch gezieltes Heizen, Kühlen oder allgemein Temperieren aufzeigen.

## 6.6 Werkstoffe

Die hier verwendeten Werkstoffe wurden alle auch während der mehr als sechsjährigen Arbeit an der FFG01 Drehmaschine verwendet. Es entstand nie die konkrete Notwendigkeit besser geeignete Werkstoffe einzusetzen.

Für die Herstellung hochgenauer optischer Oberflächen liegt ein wichtiger Anteil des verbliebenen Verbesserungspotentials jedoch auf der Seite der Werkstoffe. Versuche mit spezialisierten und als hervorragend geeignet klassifizierten Werkstoffen, z.B. monokristallines Kupfer, OFHC Kupfer oder mikrokristallines Messing, stehen weiterhin aus. Zusammen mit Versuchen zur Langzeitstabilität solcher Werkstoffe wäre die Produktion konkurrenzfähiger Plan- und Sphärenspiegel möglich. Mit weiteren Verbesserungen des Schwingverhaltens und der Schrittauflösung der Maschine gilt gleiches für die Produktion asphärischer Spiegel.

## 6.7 Werkzeuge

Die verwendeten Werkzeuge lagen in vernünftiger Form vor und wurden als beste verfügbare Werkzeuge definiert. Für absolute Grenzgänge, z.B. Planspiegel mit  $R_a < 5$  nm, fehlen seit Aufbau der Maschine Vergleiche unterschiedlicher Werkzeuge unterschiedlicher Werkzeuglieferanten. Bisher waren solche Vergleiche nicht notwendig und stellten somit eine unnötige Verteuerung der Arbeiten dar, könnten jedoch gerade im Bereich der Formdiamanten für Mikrostrukturierungen eine weitere Stufe der Qualitätsverbesserung bedeuten.

Ebenfalls interessant wäre die Erweiterung der Maschine auf Drehfräs- und Fräsprozesse. Die benötigten Komponenten (Spindel, Flycutter, Befestigungen, ...) stehen aus abgeschlossenen Schleifversuchen größtenteils bereits zur Verfügung, sind jedoch für Fräsprozesse noch nicht erprobt worden.

## 7 Anhang

### 7.1 Nomenklatur; Abkürzungen und Formelzeichen

#### Kleinbuchstaben

a	Gitterkonstante. Abstand benachbarter Gitterstrukturen in $\mu\text{m}$
$\Delta a$	Absoluter Maximalfehler des Grabenabstands. Ein Graben des Gitters kann um diesen Fehler breiter oder dünner sein.
e	Schwerpunktsexzentrizität in mm
f	Brennweite
$f_{\text{asph}}$	Brennweite eines asphärischen Spiegels. Hier bevorzugt für Paraboloiden verwendet.
$f_{\text{Dreh}}$	Drehfrequenz der Hauptspindel
$\Delta f_{\text{Dreh}}$	Absoluter Maximalfehler der Drehfrequenz. Gleichlaufschwankung der Hauptspindeldrehzahl.
$f_{\text{Schritt}}$	Schrittfrequenz einer Achse. Weitere Indizes stellen den Bezug zur Achse dar, z.B. ist $f_{\text{Schritt},X}$ die Schrittfrequenz der X-Achse.
$\Delta f_{\text{Schritt}}$	Absoluter Maximalfehler der Schrittfrequenz einer Achse. Weitere Indizes stellen den Bezug zur Achse dar.
$f_{\text{sph}}$	Paraxiale Brennweite eines sphärischen Spiegels
$f_{\text{sph}}^*$	Tatsächliche Brennweite eines sphärischen Spiegels
h	Höhe eines einfallenden Strahles, also Abstand eines Lichtstrahls zum Mittelpunktstrahl (halber Strahldurchmesser) bei der Betrachtung sphärischer Spiegel
$h^*$	Brennfleckradius in der nominalen Brennebene bei der Betrachtung sphärischer Fläche
$h_{\text{asph}}$	Pfeilhöhe des Bogens als Funktion des Abstandes r von der Achse bei der Betrachtung asphärischer Flächen
$h_{\text{min}}$	Mindestspannungsdicke nach Brammertz [12]
m	Ordnung eines Gitters oder eines Beugungsmaximums. Auch: Steigung

---

r	Radius und Laufvariable allgemeiner Art
s	Vorschub pro Umdrehung der Bearbeitungsspindel. Achskomponenten des Vorschubs werden durch Indizes bezeichnet, so ist z.B. $s_x$ der Vorschubanteil aufgrund einer Bewegung der X-Achse und $s_\phi$ der Vorschubanteil aufgrund einer Schwenkbewegung der $\Phi$ -Achse.
$s_{\min}$	Minimaler Vorschub, kleinster sinnvoller Vorschub
$\Delta s$	Optischer Wegunterschied
$v_c$	Schnittgeschwindigkeit
$v_s$	Vorschubgeschwindigkeit. Achskomponenten der Vorschubgeschwindigkeit werden durch weitere Indizes bezeichnet, so ist z.B. $v_{s,x}$ der Vorschubgeschwindigkeitsanteil aufgrund der Bewegung der X-Achse.
x	Als Index X-Koordinate eines Punktes
y	Als Index Y-Koordinate eines Punktes

### **Großbuchstaben**

C	Krümmung
D	Durchmesser
FFG01	FreeForm Generator 01. Bezeichnung der UP-Drehmaschine die Untersuchungsgegenstand ist.
FN	Furchennormale
$F_\lambda$	Freier Spektralbereich von Gittern
G	Wuchtgüte
GN	Gitternormale
HSP	Hauptspindel. Auch: Hauptspindeldrehachse
K	Konstante, bestimmt den Kegelschnitt-Typ bei asphärischen Flächen
R	Radius
$R_a$	Mittenrauhwert

$R_{\text{Schmiege}}$	Radius der Schmiege-/Scheitelkugel, bzw. des Schmiege-/Scheitelkreises von asphärischen Flächen oder Kreisen
$R_{\text{sph}}$	Sphärenradius
$R_{\text{th}}$	Theoretische Rauhtiefe nach Brammerz [12]
$R_{\text{th;kin}}$	Kinematische Rauheit
$R_{\text{WZ}}$	Werkzeugradius. Schneidenradius einer Kreisbogenschneide
$R_{\Phi}$	Mindestschwenkradius der $\Phi$ -Achse. Der Werkzeugmittelpunkt ist üblicherweise parallel zur W-Achse versetzt montiert. Dieser senkrechte Abstand zur W-Achse entspricht dem Mindestschwenkradius der $\Phi$ -Achse.
$\Delta R_{\Phi}$	Fehler von $R_{\Phi}$
$R_{\Phi;\text{eff}}$	Der effektive Schwenkradius der $\Phi$ -Achse. Ergibt sich aus $R_{\Phi}$ und $w$ .
$\Delta R_{\Phi;\text{eff}}$	Fehler von $R_{\Phi;\text{eff}}$
$W$	W-Achse der Maschine FFG01. Die Bahn der W-Achse läuft durch den Drehmittelpunkt der $\Phi$ -Achse. Auch: Stellung der W-Achse, zusammen mit $\varphi$ ergeben sich die Komponenten $W_x$ und $W_y$ .
$\Delta W$	Positionsfehler der W-Achse in W-Richtung und damit Stellungsfehler der W-Achse
$\Delta W_0$	Nullpunktfehler der W-Achse
$W_x$	X-Komponente der Stellung der W-Achse. Ergibt sich aus $W$ und $\varphi$ .
$W_y$	Y-Komponente der Stellung der W-Achse. Ergibt sich aus $W$ und $\varphi$ .
$\Delta W_{\text{min}}$	Schrittweite der W-Achse (0,3 $\mu\text{m}$ )
WST	Werkstück
WZ	Werkzeugmittelpunkt oder Abkürzung für Werkzeug. Auch: Position des Werkzeugmittelpunkts mit den kartesischen Koordinaten $WZ_x$ und $WZ_y$ .
$WZ_x$	X-Koordinate des Werkzeugmittelpunkts
$WZ_y$	Y-Koordinate des Werkzeugmittelpunkts
X	X-Achse der Maschine FFG01. Die Stellung der X-Achse wird durch $\Phi_x$ beschrieben.

$\Delta X$	Schrittfehler der X-Achse in X-Richtung. Fehler der Schrittlänge eines Schrittes
$\Delta X_{\min}$	Schrittweite der X-Achse (0,3 $\mu\text{m}$ )
Y	Y-Achse der Maschine FFG01. Die Stellung der Y-Achse wird durch $\Phi_y$ beschrieben.
$\Delta Y_{\min}$	Schrittweite der Y-Achse (0,3 $\mu\text{m}$ )

### Symbole und griechische Buchstaben

$\alpha$	Einfallswinkel. Auch: Allgemeiner Winkel
$\alpha_{X;HSP},$ $\alpha_{X;Y}, \dots$	Der Winkel zwischen der X-Achse und der Hauptspindeldrehachse, X- und Y-Achse...
$\alpha_{X;HSP;soll},$ $\alpha_{X;Y;soll}, \dots$	Der Sollwinkel zwischen den Achsen X und der Hauptspindeldrehachse, X- und Y- Achse...
$\Delta\alpha_{X;HSP},$ $\Delta\alpha_{X;Y}, \dots$	Die Abweichung des Winkels zwischen der X-Achse und der Hauptspindeldrehachse, X- und Y- Achse... zum Sollwinkel
$\beta$	Ausfallswinkel
$\Theta$	Hauptspindelaggregat. Auch: Blaze-Winkel eines Gitters
$\Delta\Theta$	Maximaler Fehler des Blaze-Winkels
$\lambda$	Wellenlänge
$\Phi$	$\Phi$ -Achse (Drehtisch) der Maschine FFG01
$\Phi_x$	Position des Drehmittelpunkts der $\Phi$ -Achse als kartesischen Koordinate in X-Richtung
$\Phi_y$	Position des Drehmittelpunkts der $\Phi$ -Achse als kartesischen Koordinate in Y-Richtung
$\Delta\Phi_x$	Positionsfehler des $\Phi$ -Drehmittelpunktes in X-Richtung und damit Stellungsfehler der X-Achse
$\Delta\Phi_y$	Positionsfehler des $\Phi$ -Drehmittelpunktes in Y-Richtung und damit Stellungsfehler der Y-Achse

$\Delta\Phi_{y0}$	Nullpunktfehler der Y-Achse
$\varphi$	Winkel der $\Phi$ -Achse
$\varphi_s$	Winkelvorschub der $\Phi$ -Achse pro Umdrehung der Hauptspindel. Bewirkt über den Schwenkradius $R_{\Phi;\text{eff}}$ einen Vorschub $s_\varphi$ .
$\Delta\varphi$	Winkelfehler der $\Phi$ -Achse. Auch: Winkeländerung der $\Phi$ -Achse
$\Delta\varphi_0$	Nullpunktfehler der $\Phi$ -Achse
$\Delta\varphi_{\text{min}}$	Winkelschrittweite der $\Phi$ -Achse (3,49 $\mu\text{rad}$ )
$\omega$	Kreisfrequenz in Hz



## 7.2 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Planfläche als Laserspiegel .....	3
Abbildung 2: Scannerspiegel.....	3
Abbildung 3: Polygonspiegel als Scannerspiegel.....	4
Abbildung 4: Planflächen mit definierten Stufen.....	4
Abbildung 5: Asphärischer Spiegel (Paraboloid).....	4
Abbildung 6: Prägwerkzeug zur Herstellung von Mikrotöpfchen .....	5
Abbildung 7: Gitterstruktur, Gitterkonstante 5 $\mu\text{m}$ .....	5
Abbildung 8: Lichtzerlegung durch Gitterwirkung.....	5
Abbildung 9: Drehmaschine FFG01 (FreeFormGenerator01).....	8
Abbildung 10: Achsanordnung FFG01 .....	8
Abbildung 11: Position des Werkzeugmittelpunkts .....	14
Abbildung 12: X/Y-Komponenten des max. WZ-Positionsfehlers aus den Achsaufösungen 16	
Abbildung 13: Betrag des max. WZ-Positionsfehlers aus den Achsaufösungen.....	17
Abbildung 14: Ausrichtung X-Achse zu HSP.....	18
Abbildung 15: Ausrichtung Y-Achse zu HSP.....	19
Abbildung 16: Bestimmung des Y-Nullpunktes .....	20
Abbildung 17: Raumtemperatur in WZ-Nähe.....	22
Abbildung 18: Raumtemperatur und Abstand zwischen WZ und HSP .....	23
Abbildung 19: Theoretische Rauhtiefe $R_{th}$ und Mindestspandicke $h_{min}$ nach Brammertz [12] 28	
Abbildung 20: Kinematische Rauheit $R_{th,kin}$ .....	29
Abbildung 21: Planfläche AlCuMg1, Tastschnitt .....	32
Abbildung 22: Planfläche AlCuMgPb, Tastschnitt .....	32
Abbildung 23: Planfläche CuSn8, Tastschnitt.....	32
Abbildung 24: Planfläche CuZn40Pb2, Tastschnitt .....	32
Abbildung 25: Planfläche AlCuMg1, Mikroskopaufnahme .....	34
Abbildung 26: Planfläche AlCuMg1, Tastschnitt Rauheit.....	34
Abbildung 27: Planfläche AlCuMg1, Makroaufnahme .....	34
Abbildung 28: Planfläche AlCuMgPb, Mikroskopaufnahme .....	35
Abbildung 29: Planfläche AlCuMgPb, Tastschnitt Rauheit.....	35
Abbildung 30: Planfläche AlCuMgPb, Makroaufnahme .....	35
Abbildung 31: Planfläche CuSn8, Mikroskopaufnahme.....	36
Abbildung 32: Planfläche CuSn8, Tastschnitt Rauheit .....	36
Abbildung 33: Planfläche CuSn8, Makroaufnahme.....	36
Abbildung 34: Planfläche CuZn40Pb2, Mikroskopaufnahme .....	37
Abbildung 35: Planfläche CuZn40Pb2, Tastschnitt Rauheit.....	37
Abbildung 36: Planfläche CuZn40Pb2, Makroaufnahme .....	37
Abbildung 37: FFT der Schwingungen des WZ in Richtung der Planfläche. Alle Achsen stehen .....	38
Abbildung 38: FFT der Schwingungen der Planfläche in Richtung WZ. Alle Achsen stehen	38
Abbildung 39: FFT der Schwingungen des WZ in Richtung der Planfläche. Y-Achse läuft mit 200 Hz Mikroschritt.....	38
Abbildung 40: FFT der Schwingungen der Planfläche in Richtung WZ. Y-Achse läuft mit 200 Hz Mikroschritt.....	38
Abbildung 41: Brennweite einer Sphäre .....	40
Abbildung 42: Kinematische Rauheit $R_{th,kin}$ durch Winkelvorschub $\varphi_s$ .....	43
Abbildung 43: Rasterung der Sollbahn im X/Y-Betrieb .....	45
Abbildung 44: Sphäre CuZn40Pb ( $R_{sph} = 260 \text{ mm}$ ) .....	48
Abbildung 45: Sphäre CuZn40Pb2, Tastschnitt mit Ausschnittmarkierungen .....	48
Abbildung 46: Sphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt I.....	48
Abbildung 47: Sphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt II.....	48

Abbildung 48: Sphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt III.....	48
Abbildung 49: Korrigierte Sphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt II. Ausschnittsdefinition siehe Abbildung 45.....	50
Abbildung 50: Korrigierte Sphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt III. Ausschnittsdefinition siehe Abbildung 45.....	50
Abbildung 51: Sphäre CuZn40Pb2, Mikroskopaufnahme.....	51
Abbildung 52: Sphäre CuZn40Pb2, Tastschnitt Rauheit.....	51
Abbildung 53: Sphäre CuZn40Pb2, Makroaufnahme.....	51
Abbildung 54: FFT der Schwingungen des WZ in Richtung der Sphäre. Alle Achsen stehen.....	52
Abbildung 55: FFT der Schwingungen der Sphäre in Richtung WZ. Alle Achsen stehen.....	52
Abbildung 56: FFT der Schwingungen des WZ in Richtung der Sphäre. $\Phi$ -Achse läuft mit 75 Hz Mikroschritt.....	52
Abbildung 57: FFT der Schwingungen der Sphäre in Richtung WZ. $\Phi$ -Achse läuft mit 75 Hz Mikroschritt.....	52
Abbildung 58: Asphären: a) Paraboloid, b) Ellipsoid, c) Hyperboloid [10].....	53
Abbildung 59: Meridianschnitt durch die Asphäre, Parabelkurve der Asphäre und Schmiegekreis.....	55
Abbildung 60: $\Phi$ /X-Verfahren, Werkzeugbahn.....	56
Abbildung 61: $\Phi$ /Y-Verfahren, Werkzeugbahn.....	57
Abbildung 62: $\Phi$ /W-radial-Verfahren, Werkzeugbahn.....	58
Abbildung 63: $\Phi$ /W-tangential-Verfahren, Werkzeugbahn.....	59
Abbildung 64: Asphäre CuZn40Pb2.....	66
Abbildung 65: Asphäre CuZn40Pb2, Tastschnitt mit Ausschnittsmarkierungen.....	66
Abbildung 66: Asphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt I.....	66
Abbildung 67: Asphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt II.....	66
Abbildung 68: Asphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt III.....	66
Abbildung 69: Korrigierte Asphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt II. Ausschnittsdefinition siehe Abbildung 65.....	67
Abbildung 70: Korrigierte Asphäre CuZn40Pb2, Ausschnitt III. Ausschnittsdefinition siehe Abbildung 65.....	67
Abbildung 71: Asphäre CuZn40Pb2, Mikroskopaufnahme.....	69
Abbildung 72: Asphäre CuZn40Pb2, Tastschnitt Rauheit, Randbereich der Asphäre.....	69
Abbildung 73: Asphäre CuZn40Pb2, Makroaufnahme, Randbereich der Asphäre.....	69
Abbildung 74: Asphäre CuZn40Pb2, Tastschnitt Rauheit, zentrumsnaher Bereich der Asphäre.....	69
Abbildung 75: Asphäre CuZn40Pb2, Makroaufnahme, zentrumsnaher Bereich der Asphäre.....	69
Abbildung 76: FFT der Schwingungen des WZ in Richtung der Asphäre. Alle Achsen stehen.....	71
Abbildung 77: FFT der Schwingungen der Asphäre in Richtung WZ. Alle Achsen stehen.....	71
Abbildung 78: FFT der Schwingungen des WZ in Richtung der Asphäre. $\Phi$ -Achse läuft mit 500 Hz, W-Achse mit 42 Hz (Nähe Asphärenzentrum).....	71
Abbildung 79: FFT der Schwingungen der Asphäre in Richtung WZ. $\Phi$ -Achse läuft mit 500 Hz, W-Achse mit 42 Hz (Nähe Asphärenzentrum).....	71
Abbildung 80: FFT der Schwingungen des WZ in Richtung der Asphäre. $\Phi$ -Achse läuft mit 500 Hz, W-Achse mit 250 Hz (Nähe Asphärenrand).....	71
Abbildung 81: FFT der Schwingungen der Asphäre in Richtung WZ. $\Phi$ -Achse läuft mit 500 Hz, W-Achse mit 250 Hz (Nähe Asphärenrand).....	71
Abbildung 82: Reflexionsgitter.....	72
Abbildung 83: Trommeldrehen, Achsauswahl.....	77

Abbildung 84: Trommeldrehen, Abweichungen von der Sollkontur (rot) durch federnde Folie.....	81
Abbildung 85: Weichaluminiumfolie (0,1 mm), auf Trommel aufgezogen, aber noch nicht gespannt.....	83
Abbildung 86: Weichaluminiumfolie während Bearbeitung: Spiegelnd überdrehen mit Rundschneide .....	83
Abbildung 87: Weichaluminiumfolie während Bearbeitung: Aufbringen der Gitterstruktur, rechts noch spiegelnd, links bereits Gitterwirkung .....	83
Abbildung 88: Gitter $a_1 = 20,1 \mu\text{m}$ , Vorschubdrehen ohne Burst.....	85
Abbildung 89: Gitter $a_2 = 9,9 \mu\text{m}$ , Vorschubdrehen ohne Burst.....	85
Abbildung 90: Gitter $a_3 = 5,1 \mu\text{m}$ , Vorschubdrehen ohne Burst.....	85
Abbildung 91: Gitter $a_4 = 2,4 \mu\text{m}$ , Vorschubdrehen ohne Burst.....	85
Abbildung 92: FFT der Schwingungen des WZ in Richtung HSP, quer zu den Gitterrillen. Alle Achsen stehen.....	87
Abbildung 93: FFT der Schwingungen der HSP Richtung WZ, Schwingrichtung quer zu den Gitterrillen. Alle Achsen stehen .....	87
Abbildung 94: FFT der Schwingungen des WZ in Richtung HSP, quer zu den Gitterrillen. Die HSP (X-Achse) erhält pro HSP-Umdrehung einen Stoß aus 67 Schritten mit 5 kHz ausgeführt .....	87
Abbildung 95: FFT der Schwingungen der HSP Richtung WZ, Schwingrichtung quer zu den Gitterrillen. Die HSP (X-Achse) erhält pro HSP-Umdrehung einen Stoß aus 67 Schritten mit 5 kHz ausgeführt.....	87
Abbildung 96: Gitter $a_1 = 20,1 \mu\text{m}$ , OHNE Burst.....	88
Abbildung 97: Gitter $a_{1b} = 20,1 \mu\text{m}$ , MIT Burst .....	88
Abbildung 98: Gitter $a_2 = 9,9 \mu\text{m}$ , OHNE Burst .....	88
Abbildung 99: Gitter $a_{2b} = 9,9 \mu\text{m}$ , MIT Burst .....	88
Abbildung 100: Gitter $a_3 = 5,1 \mu\text{m}$ , OHNE Burst.....	88
Abbildung 101: Gitter $a_{3b} = 5,1 \mu\text{m}$ , MIT Burst .....	88
Abbildung 102: Gitter $a_4 = 2,4 \mu\text{m}$ , OHNE Burst.....	88
Abbildung 103: Gitter $a_{4b} = 2,4 \mu\text{m}$ , MIT Burst .....	88
Abbildung 104: Gitter $a_4 = 2,4 \mu\text{m}$ . Erstes Maximum einer Leuchtstoffröhre.....	89
Abbildung 105: Gitter $a_4 = 2,4 \mu\text{m}$ . Ausschnittsmarkierungen mit besonders ausgeprägten Störungen. ....	89
Abbildung 106: Ausschnittsvergrößerung aus Abbildung 105. Dellen durch unsaubere Aufspannung. Durchmesser der Störungen ca. 2 mm. ....	89

### 7.3 Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Minimale theoretische Rauhtiefe für das Planflächendrehen.....	30
Tabelle 2: Zusammenfassung der Ergebnisse des Planflächendrehens.....	39
Tabelle 3: Minimale theoretische Rauhtiefe für das Sphärendrehen.....	44
Tabelle 4: Abweichungen zwischen Schmiegekreis und Parabel .....	55
Tabelle 5: Minimale theoretische Rauhtiefe für das achsnahe Asphärendrehen.....	63
Tabelle 6: Werte der exemplarischen Gitter.....	76
Tabelle 7: Gitterkonstante, Vorschubschritte, Vorschubfrequenz bei Drehfrequenz.....	84
Tabelle 8: Diskussion der Ergebnisse der Versuche, qualitative Klassifizierung als Zusammenfassung.....	91

## 7.4 Literaturverzeichnis

- [1] Klein, W.: Ultrapräzisionsbearbeitung mit Schrittmotor-Achsantrieben. Dissertation Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik, Technische Universität Kaiserslautern (1999).
- [2] Moore, W.R.: Foundations of Mechanical Accuracy. Bridgeport-Connecticut: The Moore Special Tool Company (1970).
- [3] NN: Ultrapräzise Luftlagertechnik. Produktkatalog Oriel Laser-Optik-Technologie. Darmstadt (1994)
- [4] Pfeifer, G.: Modulation der Werkstückoberfläche durch Maschinenschwingungen bei der Ultrapräzisionsbearbeitung. Dissertation Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik, Technische Universität Kaiserslautern (1991).
- [5] Ehrfeld, W.: Handbuch Mikrotechnik. München, Wien: Carl-Hanser-Verlag (2002)
- [6] Lo-A-Foe, T.C.G.: Single Point Diamond Turning. Dissertation Technische Universität Eindhoven (1989)
- [7] NN: Diffraction Grating Handbook. Firmenschrift in Selbstaufgabe von Bausch & Lomb Incorporated. New York (1977)
- [8] Leutz, R.; Suzuki, A.: Nonimaging Fresnel Lenses, Design and Performance of Solar Concentrators. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag (2001)
- [9] Horne, Douglas F.: Optical production technology. Second Edition. Bristol: Adam Hilger Ltd (1983)
- [10] Schröder, Gottfried; Treiber, Hanskarl: Technische Optik, Grundlagen und Anwendungen. 9., erweiterte Auflage. Würzburg: Vogel Buchverlag (2002)
- [11] Malacara, Daniel: Optical shop testing. 2. Auflage. Hoboken: John Wiley & Sons (1992)
- [12] Brammertz, P.H.: Untersuchung der Ursachen für Form- und Maßfehler bei der Feinbearbeitung. Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen, Nr. 1008. Köln und Opladen: Westdeutscher Verlag (1961)
- [13] Internetpräsenz Freies Lexikon WIKIPEDIA:  
<http://www.wikipedia.de>. Periodensystem der Elemente:  
Angabe des Atomradius von Al mit 125 pm.

- 
- [14] Kammer, C.: Aluminium Taschenbuch, Band 1: Grundlagen und Werkstoffe. 15. Auflage. Düsseldorf: Aluminium-Verlag (1995)
- [15] Internetpräsenz Deutsches Kupfer Institut:  
[http://www.kupfer-institut.de/front\\_frame/pdf/CuZn40Pb.pdf](http://www.kupfer-institut.de/front_frame/pdf/CuZn40Pb.pdf).  
Werkstoff-Datenblatt CuZn40Pb2.
- [16] Internetpräsenz Deutsches Kupfer Institut:  
[http://www.kupfer-institut.de/front\\_frame/pdf/CuSn8.pdf](http://www.kupfer-institut.de/front_frame/pdf/CuSn8.pdf).  
Werkstoff-Datenblatt CuSn8.
- [17] Internetpräsenz Deutsches Kupfer Institut:  
[http://www.kupfer-institut.de/front\\_frame/pdf/CuSn6.pdf](http://www.kupfer-institut.de/front_frame/pdf/CuSn6.pdf).  
Werkstoff-Datenblatt CuSn6
- [18] Church, E. L.: Models for the finish of precision machined optical surfaces. SPIE (1986)
- [19] Bobertag, M.: Schleifen im Bereich der Hochpräzision und Ultrapräzision. Diplomarbeit Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik, Technische Universität Kaiserslautern (2000)

## 7.5 Betreute Studien- und Diplomarbeiten

2002/2003 Studienarbeit Haudeck, Sebastian:

Konstruktion und Aufbau einer Höhenachse (Z-Achse) mit Winkelverstellung als Schleifspindelträger für das Hoch-Präzisions-Schleifen von asphärischen Rotationsflächen

2004 Studienarbeit Maas, Ramona:

Herstellung rotationssymmetrischer optischer Flächen auf einer durch Schrittmotoren angetriebenen Ultrapräzisionsmaschine

## 7.6 Lebenslauf

Richard-Wagner-Str. 81  
67655 Kaiserslautern  
Telefon 0631 - 6270240  
eMail manfred@bobertag.de



### Bobertag, Manfred

Persönliche Angaben

- Staatsangehörigkeit: Deutsch
- Geburtsdatum: 7.12.1969
- Geburtsort: Stuttgart
- Familienstand: ledig

#### Ausbildung

---

1992 - 2000      **Universität Kaiserslautern**  
Maschinenbaustudium mit Vertiefungsrichtung  
Konstruktionstechnik, Abschluss als Dipl.Ing. mit „Gut (1,9)“

1990 - 1992      **Universität Kaiserslautern**  
Studium der Elektrotechnik, Abbruch nach 4 Semestern

1980 - 1989      **Theodor Heuss Gymnasium, Ludwigshafen/Rhein**  
Allgemeine Hochschulreife

1976 - 1980      **Erich Kästner Grundschule, Ludwigshafen/Rhein**

#### Berufserfahrung

---

2000 - 2006      **Universität Kaiserslautern**  
Wissenschaftlicher Mitarbeiter des Lehrstuhls für Feinwerktechnik  
(Prof. Dr.-Ing. R. Haberland)

1997 - 2000      **Universität Kaiserslautern**  
Wissenschaftliche Hilfskraft am Lehrstuhl für Feinwerktechnik  
(Prof. Dr.-Ing. R. Haberland)

1996 - 1998      **Universität Kaiserslautern**  
Wissenschaftliche Hilfskraft in der Arbeitsgruppe Werkstoff- und  
Oberflächentechnik (Prof. Dr.-Ing. W. Brockmann)

1996 - 1997      **Comat GmbH, Kaiserslautern**  
Fertigung von CFK-Teilen

1995 - 1996      **Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern**  
Fertigung von CFK-Teilen

#### Wehrdienst

---

1989 - 1990      **Grundwehrdienst**