



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
WIEN



DIPLOMARBEIT

In-Prozess-Überwachung beim Wendeplattenbohren

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades einer

Diplom-Ingenieurin

unter der Leitung von

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Friedrich BLEICHER

(Institut für Fertigungstechnik und Photonische Technologien)

und unter der Betreuung durch

Dipl.-Ing. Paul SCHÖRGHOFER

und

Dipl.-Ing. Dr.techn. Norbert LEDER

eingereicht an der Technischen Universität Wien

Fakultät für Maschinenwesen und Betriebswissenschaften

von

Melissa BRUNNBAUER



Wien, im Dezember 2020

Melissa Brunnbauer, BSc

Eidesstattliche Erklärung

Ich habe zur Kenntnis genommen, dass ich zur Drucklegung meiner Arbeit unter der Bezeichnung

DIPLOMARBEIT

nur mit Bewilligung der Prüfungskommission berechtigt bin.

Ich erkläre weiters eidesstattlich, dass ich meine Diplomarbeit nach den anerkannten Grundsätzen für wissenschaftliche Abhandlungen selbstständig ausgeführt habe und alle verwendeten Hilfsmittel, insbesondere die zugrunde gelegte Literatur, genannt habe.

Weiters erkläre ich, dass ich dieses Diplomarbeitsthema bisher weder im In- noch Ausland (einer Beurteilerin/einem Beurteiler zur Begutachtung) in irgendeiner Form als Prüfungsarbeit vorgelegt habe und dass diese Arbeit mit der vom Begutachter beurteilten Arbeit übereinstimmt.

Zusammenfassung

Aufbauend auf den Forschungsarbeiten zu einer neu entwickelten Werkzeugaufnahme mit Sensorfunktionalität wird in dieser Arbeit die Möglichkeit untersucht, diese Werkzeugaufnahme zur In-Prozess-Überwachung beim Wendepplattenbohren einzusetzen. Dazu wird ein Versuchsdesign entwickelt, das den systematischen Vergleich von Daten der sensorischen Werkzeugaufnahme mit Verschleiß- und Bohrungsmessdaten erlaubt.

Die Theorie des Wendepplattenbohrens wird beschrieben und deren mögliche Auswirkungen auf das Sensorsignal untersucht. Bei der Auswertung der Bohrungsmessung zeigt sich ein direkter Zusammenhang zwischen dem Vorschub pro Umdrehung und dem Bohrungsdurchmesser, der auf die intendierte Auslenkung der Bohrspitze zurückzuführen ist. Trotz der geometrischen Nähe des Beschleunigungssensors der Werkzeugaufnahme zur Werkzeugschneide ist diese Auslenkung im Sensorsignal nicht sichtbar. FE-Berechnungen zeigen, dass die Auslenkung an der Stelle des Beschleunigungssensors zu gering ist, um im Beschleunigungssignal erkennbar zu sein.

Aufgrund der Rotation des Beschleunigungssensors und dessen Abweichung von der Drehachse, kommt es im Beschleunigungssignal zu einem drehzahlabhängigen Offset von der Nulllinie. Es wird ein Modell entwickelt, das die Exzentrizität des Sensors – sprich dessen Abweichung von der Drehachse – bestimmen kann. Diese Exzentrizität limitiert den Drehzahlbereich, in dem Messungen mit der sensorischen Werkzeugaufnahme möglich sind.

Neben den vielen Vorteilen des sensorischen Werkzeugaufnahme-Systems wird auch auf Herausforderungen eingegangen, die das neuartige System mit sich bringt. Beispielsweise kann es bei der drahtlosen Datenübertragung zwischen Werkzeugaufnahme und Empfangseinheit zu Übertragungsfehlern kommen. Für diesen Fall werden Methoden entwickelt und verglichen, wie mit solchen Datenlücken umgegangen werden kann.

Mit dem Versuchsaufbau hat sich ein charakteristischer Verlauf der aggregierten Beschleunigungsdaten der sensorischen Werkzeugaufnahme eingestellt. Zusammenhänge mit dem Verschleißzustand der Schneiden und dem Durchmesser der Bohrung werden identifiziert und deren Ursache und Aussagekraft diskutiert.

Abstract

Based on research regarding a newly developed sensory tool holder, this work considers the possibility of in-process-control of indexable insert drilling. To do so, an experimental setup for comparing sensory tool holder data with wear data and measurement data is being designed.

The theory of indexable insert drilling is being discussed and their potential influence on the acceleration signal is taken into consideration. The evaluation of the measurement data shows a correlation between the feed per revolution and the diameter of the hole which is due to the intended deflection of tool. Despite of the short distance between the acceleration sensor of the tool holder and the cutting edge, the deflection is not visible in the sensory tool holder data. FE-calculations show that the local deflection of the acceleration sensor is too small to make a difference in the sensory tool holder data.

Because of the rotation of the acceleration sensor and its displacement from the rotation axis, the acceleration signal shows an offset from the ground line that depends on the spindle speed. A model is being developed that calculates the off-center value that is the displacement from the rotation axis. This off-center value limits the spindle speed range, where acceleration measurement with the sensory tool holder is feasible.

While the sensory tool holder system offers many advantages, some challenges of the newly developed system are being pointed out. For example the wireless data transfer between the sensory tool holder and the transceiver unit can be bugged. In this case methods for the handling of such data gaps are being developed and evaluated.

With the experimental setup a characteristic behavior of the aggregated sensory tool holder data is being derived. Correlations with the tool wear and the diameter of the the drilled hole are being identified and discussed.

Danksagung

Zunächst möchte ich mich bei Prof. Friedrich Bleicher bedanken, durch dessen Vorlesungen meine Begeisterung für die Zerspanungstechnik geweckt wurde. Für die Möglichkeit, an seinem Institut meine Diplomarbeit zu verfassen, danke ich ihm sehr.

Mein besonderer Dank gilt meinen Betreuern DI Paul Schörghofer und Dr. Norbert Leder, die mich stets unterstützt und motiviert haben. Dank ihnen und dem restlichen Projektteam habe ich mich am IFT stets wohl gefühlt und fand für jede Fragestellung ein offenes Ohr.

Weiterer Dank gebührt Dr. Christoph Pollak und dem Austrian Center for Digital Production (CDP). Durch die enge Zusammenarbeit mit dem IFT war es mir möglich, die Projektaktivitäten für das CDP und die Diplomarbeit unter einen Hut zu bringen.

Außerdem möchte ich mich bei allen Mitarbeitern und Mitarbeiterinnen des IFT und des CDP bedanken, die mich während der Zeit meiner Diplomarbeit in irgendeiner Form unterstützt haben, und deren Aufzählung den Rahmen dieser Seite sprengen würde.

Natürlich möchte ich mich auch bei meinen Eltern Erika und Gerhard bedanken, die mir durch ihre finanzielle Unterstützung das Studium erst ermöglicht haben.

Zu guter Letzt möchte ich mich bei jenen den Menschen bedanken, die mir während des Studiums und bei dieser Arbeit eine große Stütze waren. Besonders meine Eltern, meine Schwester Kerstin und mein Lebensgefährte Paul haben mich in dieser Zeit sehr unterstützt und sind voll und ganz hinter mir gestanden. Ohne sie wären das Studium und diese Arbeit nicht möglich gewesen.

Inhaltsverzeichnis

Eidesstattliche Erklärung	i
Zusammenfassung	iii
Abstract	v
Danksagung	vii
Abkürzungsverzeichnis und Physikalische Konstanten	xi
Symbolverzeichnis	xiii
1 Einleitung	1
1.1 Anforderungen an das Messsystem	2
1.2 ICOtronic System zur In-Prozess-Regelung	3
1.3 Motivation für diese Arbeit	4
2 Stand der Technik	7
2.1 Fertigungsverfahren Bohren	7
2.1.1 Unterschiede zwischen Wendeplattenbohren und Wendelbohren	7
2.1.2 Schnittkräfte am Wendeplattenbohrer	10
2.1.3 Bewegung des Wendeplattenbohrers	16
2.2 Bisherige Untersuchungen zum (Wendeplatten-)Bohren	22
2.2.1 Schwingungsuntersuchungen	22
2.2.2 Weiterentwicklung des Wendeplattenbohrers	26
2.2.3 Dämpfungsuntersuchung von additiv gefertigten Wendeplattenbohrern	27
3 Ziele und Methodik	31
3.1 Forschungsfragen	32
3.2 Methodik	32
4 Voruntersuchungen	33
4.1 Vorlast durch Zentripetalbeschleunigung	33
4.1.1 Mechanisches Ersatzmodell	33
4.1.2 Leersignalmessung zur Bestimmung der Zentripetalbeschleunigung	37
4.2 Frequenzmodulation	43

4.3	FE-Berechnung	45
4.3.1	FE-Modell	46
4.3.2	Ergebnisse	47
5	Experimentelle Untersuchungen	53
5.1	Versuchsaufbau	53
5.1.1	Parameterwahl	53
5.1.2	Datenerfassung	55
5.2	Messdatenaufbereitung	56
5.2.1	Häufigkeit der Datenfehlstellen	56
5.2.2	Ursachen und Lösungsansätze	57
5.3	Richtungsabhängigkeit des Messsignals	62
6	Standzeitauswertung	65
6.1	Verschleißuntersuchungen	65
6.1.1	Qualitativer Verschleiß	65
6.1.2	Quantitativer Verschleiß	67
6.2	Auswertung der Beschleunigungsmessdaten	69
6.2.1	IFT-Wert	69
6.2.2	Signal-to-noise-Ratio	70
6.2.3	Leistungsspektrum	70
6.2.4	Diskussion der Ergebnisse	71
6.3	Bohrungsvermessung	72
6.3.1	Maßhaltigkeit	73
6.3.2	Formhaltigkeit	75
6.4	Gegenüberstellung der unterschiedlichen Messdaten	76
6.4.1	Durchmesser und IFT-Wert	76
6.4.2	Zylinderform und IFT-Wert	77
7	Conclusio	79
7.1	Beantwortete Forschungsfragen	79
7.2	Ausblick	81
	Literatur	83
	Abbildungsverzeichnis	87
	Tabellenverzeichnis	91
A	Walter GPS Ergebnisse	93
B	Versuchsprotokoll	97

Abkürzungsverzeichnis und Physikalische Konstanten

Abb.	Abbildung
bzw.	beziehungsweise
ca.	circa
C	Zentrums-
CC	Charging Cradle
F	Führungskoordinatensystem
FE	Finite Elemente
FFT	Fast Fourier Transformation
<i>ges</i>	gesamt
HSK	Hohlschaftkegel
IFT	Inverse Fourier Transformation
IFFT	Inverse Fast Fourier Transformation
inkl.	inklusive
<i>max</i>	Maximum
<i>min</i>	Minimum
P	Peripherie-
PCB	printed circuit board; Leiterplatte
<i>r</i>	relativ (als Index, z.B. relative Geschwindigkeit)
SNR	Signal-to-noise
SPU	Signal Processing Unit
STH	Sensory Tool Holder (Sensorische Werkzeugaufnahme)
STU	Stationary Transceiver Unit
Tab.	Tabelle
vgl.	vergleiche
WZ	Werkzeug
z.B.	zum Beispiel
IFT-Wert	Rechengröße bei der Signalauswertung, benannt nach dem Institut für Fertigungstechnik und Photonische Technologien der TU Wien

Normalfallbeschleunigung $1g \quad 9,81 \frac{m}{s^2}$

Symbolverzeichnis

a	Beschleunigung	$\frac{\text{m}}{\text{s}^2}$
b	Spannungsbreite	m
d	Durchmesser	m
d_{WZ}	Werkzeugdurchmesser	m
\vec{e}_x	Einheitsvektor in x-Richtung	-
\vec{e}_y	Einheitsvektor in y-Richtung	-
\vec{e}_z	Einheitsvektor in z-Richtung	-
F_C	Schnittkraft	N
F_R	Resultierende Kraft	N
f_B	Verfahrensanzahl für das Bohren ins Volle	-
f_S	Abtastfrequenz/Sampling Frequency	Hz
f_U	Vorschub pro Umdrehung	m
f_Z	Vorschub pro Zahn, Zahnvorschub	m
h	Spannungsdicke	m
K_{sch}	Schneidstoffkorrekturfaktor	-
K_v	Korrekturfaktor für die Schnittgeschwindigkeit	-
K_{ver}	Korrekturfaktor für den Schneidverschleiß	-
$K_{\gamma 0}$	Korrekturfaktor für den Spanwinkel	-
k_c	spezifische Schnittkraft	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$
$k_{c1.1}$	Hauptwert der spezifischen Schnittkraft	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$
l	Schneidenlänge	m
m_c	Tangens des Steigungswinkels der k_c -Geraden	-
m_v	Hilfswert zur Berechnung von K_v	-
n	Drehzahl	min^{-1}
R, r	Radius	m
r_B	Radius der Kreisbahn des Beschleunigungssensors	m
r_{WZ}	Werkzeugradius	m
t	Zeit	s
Δt	Zeitschritt	s
T	Periodendauer, Beobachtungsdauer	s
V	Verlust	-
v_A	Geschwindigkeit des Punktes A	$\frac{\text{m}}{\text{s}}$
v_c	Schnittgeschwindigkeit	$\frac{\text{m}}{\text{s}}$
v_f	Vorschubgeschwindigkeit	$\frac{\text{m}}{\text{s}}$
x_B	Exzentrizität des Beschleunigungssensors in x-Richtung	m
y_B	Exzentrizität des Beschleunigungssensors in y-Richtung	m
z	Anzahl der Schneiden am Umfang, Zähnezahl	-
α_e, α_{e0}	Effektiver Freiwinkel	rad
α_0	Freiwinkel am Werkzeug	rad
γ_0	tatsächlicher Spanwinkel	rad
γ_K	Referenzspanwinkel	rad
δ	Anstellwinkel	rad

$\varepsilon(t)$	Störbewegung in x-Richtung	m
$\zeta(t)$	Störbewegung in y-Richtung	m
η	Wirkrichtungswinkel	rad
$\vartheta(t)$	Störbewegung in z-Richtung	m
κ	Einstellwinkel	rad
$\varphi(t)$	Drehbewegung des Werkzeugs	rad
ψ	Winkel der Exzentrizität des Beschleunigungssensors	rad
ω	Kreisfrequenz; Winkelgeschwindigkeit	$\frac{\text{rad}}{\text{s}}$
$\omega_F = \dot{\varphi}$	Führungswinkelgeschwindigkeit	$\frac{\text{rad}}{\text{s}}$
\vec{x}	Physikalischer Vektor der Größe x	
\vec{x}_{AB}	Ortsvektor von Punkt B zu Punkt A	
$\underline{x} _F$	Darstellung des Vektors \underline{x} im Führungssystem „F“	
\bar{x}	Mittelwert der Größe x	

Kapitel 1

Einleitung

In der automatisierten Fertigung spielen die Prozesszeiten eine wichtige Rolle, wenn es darum geht, die Effizienz zu steigern und somit konkurrenzfähig zu bleiben. Diese Prozesszeiten setzen sich nach [23] aus der Bearbeitungszeit selbst – welche wiederum aus Haupt- und Nebenzeit besteht – und der Rüstzeit zusammen. Das zu bearbeitende Material, das gewählte Werkzeug und der entsprechende Fräs- bzw. Bohrprozess bestimmen im Wesentlichen über die Schnittparameter, welche wiederum die Hauptzeit definieren. Die Nebenzeit wird hauptsächlich von den dynamischen Eigenschaften der Werkzeugmaschine und vom NC-Programm selbst bestimmt. Die Rüstzeit hängt von individuellen Faktoren ab und kann von Betrieb zu Betrieb variieren.

Für die Schnittparameter gibt es in den meisten Fällen vom Hersteller empfohlene Werte, die eine möglichst effiziente Bearbeitung ermöglichen sollen. Weichen die aktuellen Schnittbedingungen jedoch vom Regelfall ab – beispielsweise wenn sich der Spanungsquerschnitt während der Bearbeitung ändert – können die Herstellerangaben stückweise zu ineffizienten oder instabilen Prozessen führen. Um diesen Effekten entgegenzuwirken, gibt es in [8] Bestrebungen, Instabilitäten mithilfe einer sensorischen Werkzeugaufnahme zu erkennen und gegebenenfalls in den Prozess einzugreifen, indem die Drehzahl und/oder der Vorschub angepasst werden. Ferner gibt es Möglichkeiten, die Bearbeitungszeit gerade bei Schruppvorgängen zu reduzieren, indem der Vorschub – angepasst an die momentanen Schnittbedingungen – wie in [34] teilweise signifikant erhöht wird.

Einen weiteren Kostenfaktor bei der industriellen Fertigung stellt die Nacharbeit bei Werkzeugversagen und der damit verbundene Mehraufwand dar. Werkzeugversagen tritt auf, wenn die sogenannte *Standzeit* eines Werkzeugs überschritten wird. Der Begriff der Standzeit bezeichnet nach [15] jene Zeit, während der ein Werkzeug vom Anschnitt bis zum Erreichen einer festgelegten Verschleißgrenze unter gegebenen Bedingungen Zerspanarbeit leistet. Die tatsächliche Standzeit einer Schneide hängt von einer Vielzahl von Faktoren ab und kann mitunter stark von der Herstellerangabe abweichen. Gerade bei der automatisierten Fertigung bleiben Werkzeugbrüche oft unentdeckt, bis es beim Produkt zu Qualitätsmängeln kommt. Deshalb werden die vom Hersteller angegebenen Standzeiten der Werkzeuge selten voll ausgeschöpft, da potenzielle Ausfälle des Werkzeugs und Nacharbeiten am Werkstück den Werkzeugkosten gegenübergestellt werden.

Es besteht daher ein großes Interesse, durch Verwendung von in der Maschine vorhandener oder externer Sensorik den Prozess laufend zu überwachen und über Kennwerte auf den Zustand des Werkzeugs rückzuschließen. So soll zum einen die Nutzungsdauer der Werkzeuge erhöht werden und andererseits bei vorzeitigem Versagen rechtzeitig in den Prozess eingegriffen werden können.

1.1 Anforderungen an das Messsystem

Ein Messsystem für die In-Prozess-Überwachung der Werkzeugstandzeit soll für eine anwenderfreundliche Integration die folgenden Kriterien aufweisen:

1. Das Messsystem muss in der Lage sein, Prozessäußerungen zu messen, welche einen Rückschluss auf das dynamische Verhalten des Werkzeugs zulassen. Das beinhaltet die geeignete Wahl der Messgröße ebenso wie ein entsprechender Dynamikbereich und Bandbreite.
2. Der Abstand des Sensors zur Werkzeugschneide soll möglichst gering und überdies hinaus konstant sein, da es sonst zu einem schwachen bzw. variabel gekoppelten Zusammenhang zwischen dem Werkzeugverhalten und den Sensordaten kommt [10].
3. Im Hinblick auf Klein- und Mittelbetriebe, für die die Anschaffung einer neuen Werkzeugmaschine bereits eine große Herausforderung darstellt, sollte es sich um ein kostengünstiges System handeln.
4. Für eine problemlose Integration in den laufenden Produktionsbetrieb soll beim Messsystem die äußere Kontur des Werkzeugs und der Werkzeugaufnahme möglichst unverändert bleiben, sprich keine zusätzliche Störkontur entstehen.

Ausgehend von den ersten beiden Kriterien wurden drei unterschiedliche Messsysteme identifiziert, wovon zwei auf Kraftmessung basieren. Diese sind einerseits der sogenannte Spike von Pro-micron [28] und andererseits das rotierende Dynamometer von Kistler [22]. Letzteres ist aufgrund der aufwendigen Integration und der zusätzlichen Störkontur der Werkzeugaufnahme nicht für den laufenden Betrieb geeignet und wird daher von Kistler selbst als „Diagnosetool“ beworben.

Pro-micron hingegen wirbt damit, den Spike für eine „100% Inline-Qualitätskontrolle“ einsetzen zu können. Aufgrund der kabellosen Datenübertragung ist dies möglich, allerdings kann die zusätzliche Störkontur eine Einschränkung – speziell in der 5-Achs-Bearbeitung – darstellen.

Das dritte System ist ein neu entwickeltes System zur Erfassung von Beschleunigungsdaten und basiert auf einer Werkzeugaufnahme mit Sensorfunktionalität. Bei diesem sogenannten ICOTronic System wird die äußere Kontur der Werkzeugaufnahme nicht verändert und entspricht auch sonst allen oben definierten Anforderungen.

1.2 ICOTronic System zur In-Prozess-Regelung

Das ICOTronic System wurde von der MyToolIT GmbH [19] und dem Institut für Fertigungstechnik und Photonische Technologien der Technischen Universität Wien in Kooperation mit Schunk GmbH & Co. KG [33] entwickelt. Neben der sensorischen Werkzeugaufnahme beinhaltet es noch weitere Komponenten, die für die Erfassung und Verarbeitung der Beschleunigungsdaten notwendig sind. Diese sind in Abbildung 1.1 zu sehen und werden im Folgenden und in [8, 32, 10, 19] genauer erläutert.



Abb. 1.1: Komponenten des ICOTronic Systems nach [19]

Sensory Tool Holder (STH) ist die Bezeichnung für die Werkzeugaufnahme, die mit einem Beschleunigungssensor, einem Transceiver und einer Energieversorgung ausgestattet ist, wobei die äußere Kontur der Aufnahme nicht verändert wurde. Der verbaute Sensor erfasst die Beschleunigungsdaten, welche über den Transceiver per Funkübertragung an eine Gegenstelle gesendet werden. Zur Energieversorgung dient eine ebenfalls in der Aufnahme verbaute, wieder aufladbare Akku-Einheit.

Stationary Transceiver Unit (STU) bezeichnet die Funk-Gegenstelle, die sich im Maschinenraum befindet und über eine Kabelverbindung die Daten an die Auswerteeinheit bzw. an einen Rechner weiterleitet.

Signal Processing Unit (SPU) ist die Auswerteeinheit, welche die Beschleunigungsdaten des STH verarbeitet und einen eindimensionalen Wert in Form einer verallgemeinerten Energiebetrachtung berechnet, der die auftretenden Prozessschwingungen beurteilt. Über eine Verbindung mit der NC-Steuerung der Werkzeugmaschine kann die SPU Stellwerte für Vorschub und Drehzahl an die Maschine übergeben und so im Fall auftretender Prozessinstabilitäten in den Prozess eingreifen.

Charging Cradle (CC): hierbei handelt es sich um die Ladestation für den STH, die für unterschiedliche Größen von sensorischen Werkzeugaufnahmen angepasst werden kann.

1.3 Motivation für diese Arbeit

Das ICOTronic System kann mit allen beschriebenen Komponenten als „ICOTronic Control“ System für eine automatisierte In-Prozess-Regelung verwendet werden, um während der Bearbeitung Vorschub und Drehzahl anzupassen. Dies konnte bereits in einigen Anwendungen erfolgreich getestet werden. Alternativ dazu kann in der „ICOTronic Watch“ Variante die sensorische Werkzeugaufnahme auch als reines Diagnose-tool – ähnlich dem rotierenden Dynamometer von Kistler [22] – Anwendung finden. Hierzu wird keine SPU benötigt, sondern die Daten können von der STU direkt an einen Rechner weitergeleitet und für das Postprocessing abgespeichert werden.

Im Zuge der Forschungs- und Entwicklungsarbeit wurden bereits einige Fräsversuche mit dem ICOTronic Watch System durchgeführt und ausgewertet. In [30] wurden beispielsweise die Besonderheiten in der Signalverarbeitung von Messsystemen mit rotierendem Sensor hergeleitet und Strategien ausgearbeitet, um einen Fräsprozess mithilfe von neu erstellten Qualitätsfaktoren zu charakterisieren. In der Arbeit von [26] wird gezeigt, wie mithilfe dieser Qualitätsfaktoren und unter Zuhilfenahme von Machine Learning ähnliche Prozesse automatisch als stabil oder instabil klassifiziert werden können. In beiden Fällen wurden ausschließlich Fräswerkzeuge mit regelmäßiger Anordnung der Schneiden untersucht. Erste Versuche mit Bohrwerkzeugen wurden in [27] durchgeführt, wobei gezielt Imperfektionen in eine Aluminiumstruktur eingebracht wurden, um einen Bohrerbruch hervorzurufen.

In der vorliegenden Arbeit wird das Bohren bzw. im Speziellen das Wendepplattenbohren untersucht, um herauszufinden, welche Vorteile die Verwendung einer sensorischen Werkzeugaufnahme beim Bohrprozess, der sich in vielerlei Hinsicht vom Fräsprozess unterscheidet, bieten kann. Das Wendepplattenbohren wurde ausgewählt, da dieser Prozess limitiert ist durch dynamische Effekte wie Schwingungen am Werkzeug und die statische Auslenkung der Bohrspitze. Auf diese Besonderheiten wird in Kapitel 2 näher eingegangen.

Die sensorische Werkzeugaufnahme bietet einerseits die Möglichkeit, durch Postprocessing den Prozess verstehen zu lernen und andererseits bei Aufschwingen des Werkzeugs direkt in den Prozess einzugreifen. Zusätzlich dazu gibt es einen Ansatz, der auf eine Optimierung der Werkzeugstandzeit abzielt. Hier ist es nicht notwendig, sofort in den Prozess einzugreifen, jedoch soll anhand der Sensordaten auf die Standzeit des Werkzeugs geschlossen werden, um zum einen die Standzeit besser auszunutzen und zum anderen einen Werkzeugwechsel vorzuschlagen, bevor es zum Werkzeugversagen kommt.

Im Zuge dieser Arbeit soll der Prozess des Wendepplattenbohrens besser verstanden und Strategien entwickelt werden, um die Fertigung im Hinblick auf die Werkzeugstandzeit zu optimieren. Dafür sollen mithilfe des beschriebenen ICOTronic

Watch Systems Operationen mit dem Wendepplattenbohrer durchgeführt und aufgezeichnet werden. Eine anschließende Auswertung der Daten und eine Verschleißuntersuchung sollen Aufschluss über den Zusammenhang zwischen Beschleunigungsdaten und Standzeit geben.

Kapitel 2

Stand der Technik

Bevor die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche ab Kapitel 4 näher erläutert werden, wird der aktuelle Wissensstand zur Theorie des Bohrens, und im Speziellen des Wendepplattenbohrens, in diesem Kapitel dargestellt. Außerdem wird auf aktuelle Forschungsergebnisse beim Bohren eingegangen. Darauf aufbauend finden sich in Kapitel 3 die Forschungsfragen und Ziele dieser Arbeit.

2.1 Fertigungsverfahren Bohren

Bohren wird ebenso wie Fräsen gemäß [16] dem **Spanen mit geometrisch bestimmten Schneiden** zugeordnet, welches wiederum der Hauptgruppe des **Trennens** untergeordnet ist. Bohren wird definiert als „*Spanen mit kreisförmiger Schnittbewegung, bei dem die Drehachse des Werkzeuges und die Achse der zu erzeugenden Innenfläche identisch sind und die Vorschubbewegung in Richtung dieser Achse verläuft*“ [17]. Demnach ist die Drehachse der Schnittbewegung beim Bohren im Gegensatz zum Fräsen werkstückgebunden.

Bei der Vielzahl an unterschiedlichen Bohrverfahren, die gemeinsam mit dem Senken und Reiben in dieselbe Kategorie fallen, wird das Wendepplattenbohren zum besseren Verständnis und zur besseren Abgrenzung einem der gängigsten Bohrverfahren gegenübergestellt, dem Wendelbohren.

2.1.1 Unterschiede zwischen Wendepplattenbohren und Wendelbohren

Handelsübliche Wendelbohrer, die oft auch als Spiralbohrer bezeichnet werden, sind monolithisch und in der Regel symmetrisch aufgebaut. Abbildung 2.1 (a) zeigt einen solchen Wendelbohrer. Wendepplattenbohrer bestehen hingegen aus einem Bohrkörper und auswechselbaren Schneiden in Form von Wendepplatten, welche mit dem Bohrkörper verschraubt sind. Ein Beispiel für einen Wendepplattenbohrer ist in Abbildung 2.2 (a) zu sehen. Der Vorteil dieser Ausführung liegt darin, dass nicht das gesamte Bohrwerkzeug ausgetauscht werden muss, da der Bohrkörper nicht verschleißt, sondern nur die Wendepplatten, welche im Vergleich dazu meist kostengünstig hergestellt werden können.

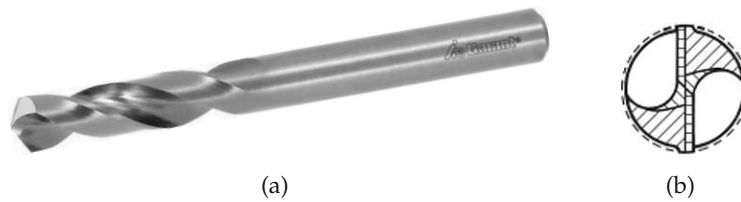


Abb. 2.1: (a) Handelsüblicher Wendelbohrer mit symmetrischem, monolithischem Aufbau sowie (b) Skizze der Bohrspitze [18]

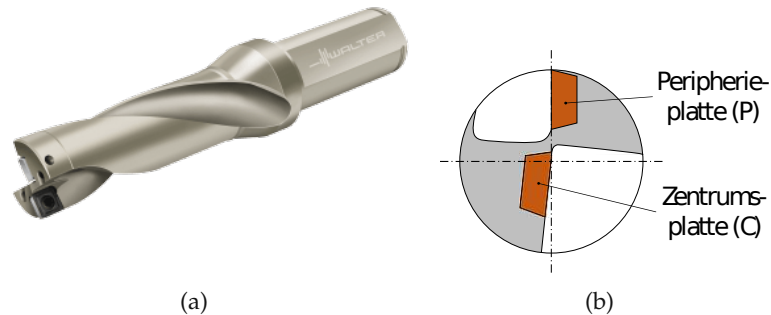


Abb. 2.2: (a) Wendeplattenbohrer mit gedrehten Spannuten der Walter AG [36] sowie (b) Skizze der Bohrspitze

Schneidenzahl

Das Werkzeug, das in Abbildung 2.2 (a) zu sehen ist, wurde für die in Kapitel 5 beschriebenen Versuche verwendet. Obwohl dieser Bohrer zwei Wendeplatten umfasst, beträgt die effektive Zähnezahl $z = 1$, da die beiden Wendeplatten über den Radius des Bohrers versetzt angeordnet sind. Anschaulich wird dies in Abbildung 2.2 (b) oder 2.3 (a), welche schematisch die Bohrspitze eines Wendeplattenbohrers zeigen. Während einer ganzen Umdrehung müssen beide Schneiden in ihrem Bereich das volle Material abtragen: im äußeren Bereich übernimmt dies die Peripherieplatte (P), im inneren die Zentrumsplatte (C). Die einzige Ausnahme bildet hier ein kleiner Überlappungsbereich, auf den in Kapitel 2.1.2 näher eingegangen wird.

Im Gegensatz dazu tragen beim Wendelbohrer während einer ganzen Umdrehung beide Schneiden über den vollen Radius des Bohrers Material ab und teilen sich somit das zu zerspanende Volumen gleichmäßig auf. Die effektive Zähnezahl beträgt demnach $z = 2$. Skizzen der Bohrspitze eines Wendelbohrers sind in den Abbildungen 2.1 (b) und 2.3 (b) zu sehen.

Anstellwinkel der Schneiden

Für einen Wendeplattenbohrer gibt es, wenn er sich im Schnitt befindet, nach [13] drei mögliche Szenarien:

1. Die Peripherieplatte (in Abbildung 2.2 (b) die obere orange Platte) wird nach

außen in Richtung der entstandenen Bohrungswand ausgelenkt, sodass das gebohrte Loch etwas größer wird als das Nennmaß des Bohrers.

2. Die Peripherieplatte wird nach innen abgelenkt. Dies führt dazu, dass der Bohrkörper am Werkstück reibt, was für die Temperaturentwicklung und folglich für Bohrkörper und Werkstück sehr ungünstig ist.
3. Es findet keine Ablenkung in eine bestimmte Richtung statt, wodurch sich der Bohrer in einem unbestimmten und daher instabilen Zustand befindet.

Da die Varianten 2 & 3 für eine effiziente Fertigung nicht infrage kommen, muss der Bohrer in Richtung der Peripherieplatte ausgelenkt werden. Um dies sicherzustellen, sind die beiden Schneiden nicht parallel angeordnet, sondern weisen eine leichte Anstellung auf, wie bei genauerer Betrachtung der Bohrspitze in Abbildung 2.3 (a) ersichtlich wird. Der Anstellwinkel sei mit δ bezeichnet und sorgt dafür, dass sich die Schnittkräfte nicht gegenseitig aufheben, wie es beim Wendelbohrer in Abbildung 2.3 (b) der Fall ist, sondern es zu einer resultierenden Kraft $F_R > 0$ kommt. Diese resultierende Kraft führt zu einer Auslenkung des Bohrers in die gewünschte Richtung. In weiterer Folge wird der Durchmesser der entstandenen Bohrung größer als der Werkzeugdurchmesser sein.

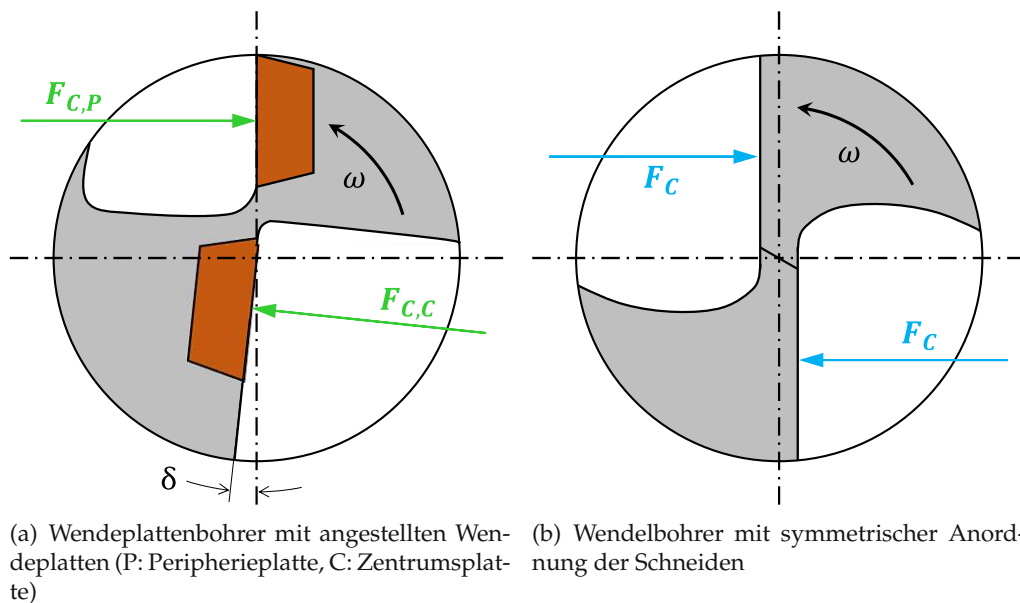


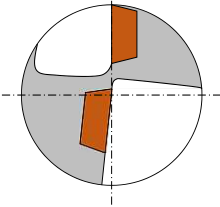
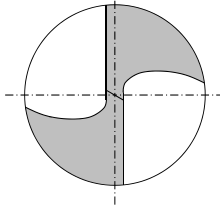


Abb. 2.3: Anordnung der Schneiden und darauf wirkende Schnittkräfte bei verschiedenen Bohrertypen

Zusammenfassung

Obwohl beide Verfahren nach [16] derselben Untergruppe zugeordnet sind und dasselbe Ziel verfolgen, nämlich den Anforderungen entsprechende Bohrungen zu erzeugen, konnten einige Unterschiede zwischen Wendepaltenbohren und Wendelbohren

	Wendeplattenbohren	Wendelbohren
Werkzeug		
Bohrspitze		
Aufbau	Modular	Monolithisch
Schneidenanordnung	Asymmetrisch	Symmetrisch
Schneidenzahl	$z = 1$	$z = 2$
Anstellwinkel	$\delta > 0$	$\delta = 0$
Resultierende Kraft	$F_R > 0$	$F_R = 0$
Bohrungsdurchmesser	$d > d_{WZ}$	$d = d_{WZ}$

Tab. 2.1: Zusammenfassung der Unterschiede zwischen Wendeplattenbohren und Wendelbohren; Bilder: [36, 18]

aufgezeigt werden, die bei der Anwendung des jeweiligen Verfahrens von Bedeutung sind. In Tabelle 2.1 sind alle identifizierten Unterschiede übersichtlich zusammengefasst. Im folgenden Kapitel werden die Konsequenzen aus der asymmetrischen Schneidenanordnung und dem Anstellwinkel $\delta > 0$ beim Wendeplattenbohren erarbeitet.

2.1.2 Schnittkräfte am Wendeplattenbohrer

Abbildung 2.3 zeigt die freigeschnittene Bohrspitze eines Wendeplattenbohrers im Vergleich zu der eines Wendelbohrers. Beim Wendelbohrer in Abbildung 2.3 (b) ist aufgrund der Punktsymmetrie davon auszugehen, dass die Schnittkräfte auf die beiden Schneiden gegengleich orientiert und betragsmäßig gleich groß sind. Die bereits erwähnte Anstellung der Wendeplatten (Abbildung 2.3 (a)) bewirkt beim Wendeplattenbohren eine resultierende Kraft, die größer als Null ist, unabhängig vom Betrag der beiden Schnittkräfte.

Aufgrund der versetzt angeordneten Wendeplatten (Abbildung 2.3) kann nicht von Grund auf davon ausgegangen werden, dass der Betrag der Schnittkraft auf die Peripherieplatte und jener auf die Zentrumsplatte derselbe ist. Wegen des höheren

Zeitspanvolumens der Peripherieplatte liegt die Vermutung nahe, dass auf die Peripherieplatte eine höhere Kraft wirkt, da hier eine höhere Schnittgeschwindigkeit vorherrscht und mehr Verformungsarbeit geleistet werden muss.

Schnittkraftberechnung nach Kienzle

Für eine erste Abschätzung der Schnittkraft kann die Kienzle-Gleichung verwendet werden, welche von allen empirisch ermittelten Methoden zur Berechnung der Schnittkraft die am häufigsten angewandte ist. Die Kienzle-Gleichung in ihrer grundlegenden Form lautet gemäß [14]

$$F_c = k_c b h. \quad (2.1)$$

Die Schnittkraft wird demnach aus der Spanungsdicke h , der Spanungsbreite b und der spezifischen Schnittkraft k_c berechnet. Zur Berechnung der spezifischen Schnittkraft

$$k_c = k_{c1.1} h^{-m_c} \quad (2.2)$$

benötigt man den Hauptwert der spezifischen Schnittkraft $k_{c1.1}$, der für einen Spanungsquerschnitt von $h = 1 \text{ mm}$ und $b = 1 \text{ mm}$ gilt, wiederum die Spanungsdicke h und den Tangens des Steigungswinkels der k_c -Geraden m_c .

Die Werkstoffkonstanten k_c und m_c in Gleichung 2.2 wurden unter bestimmten Bedingungen für das Drehen empirisch ermittelt. Wendet man die Kienzle-Gleichung für andere Verfahren und unter anderen Bedingungen an, muss die Gleichung 2.1 mithilfe von entsprechenden Korrekturfaktoren erweitert werden. Die Berechnung der Schnittkraft nach Kienzle in ihrer vollständigen Form lautet

$$F_c = k_c b h K_{\gamma_0} K_v K_{sch} K_{ver}. \quad (2.3)$$

Hier werden Einflüsse der veränderten Spanungsbedingungen mit den sogenannten Korrekturfaktoren berücksichtigt, welche im Folgenden nach [14] berechnet bzw. bestimmt werden.

- K_{γ_0} ist der Korrekturfaktor für den Spanwinkel und beträgt

$$K_{\gamma_0} = 1 - \frac{\gamma_0 - \gamma_K}{100}, \quad (2.4)$$

wobei γ_0 der tatsächlich vorliegende Spanwinkel ist und γ_K der Referenzspanwinkel. Dieser beträgt 6° für langspanende Werkstoffe (z.B. Stahl) und 2° für kurzspanende Werkstoffe, wie z.B. Gusseisen.

- K_v berücksichtigt den Einfluss der Schnittgeschwindigkeit. Die Formel

$$K_v = \left(\frac{100}{v_c} \right)^{m_v} \quad \text{mit} \quad (2.5)$$

$$m_v = 0,143 \quad \text{bei } v_c = 20 \dots 100 \text{ m/min} \quad \text{bzw.}$$

$$m_v = 0,071 \quad \text{bei } v_c > 100 \text{ m/min}$$

gilt für Schnittgeschwindigkeiten von 20 bis 600 m/min für Stahl, Stahlguss und Gusseisen.

- K_{sch} erfasst den Einfluss des verwendeten Schneidstoffs. Die k_c -Werte wurden unter Verwendung von Hartmetall ermittelt; beim Spanen von Stahl und Gusseisen mit Schneidkeramik kann der Korrekturfaktor mit

$$K_{sch} = 0,95 \dots 0,9$$

abgeschätzt werden.

- K_{ver} gibt den Einfluss des Schneidverschleißes an, welcher gegen Ende der Standzeit

$$K_{ver} = 1,3 \dots 1,5$$

beträgt. Dieser Korrekturfaktor ist notwendig, da die Werte für die spezifische Schnittkraft bei „arbeitsscharfer Schneide“ ermittelt wurden.

Kienzle-Gleichung für das Wendepplattenbohren

Für das Bohren vereinfacht sich Gleichung 2.3 nach [14] insofern, als alle Korrekturfaktoren – mit Ausnahme von K_{ver} – durch den sogenannten Verfahrensfaktor f_B ersetzt werden. Dieser fasst alle beim Bohren auftretenden positiven und negativen Einflüsse zusammen. Für das Aufbohren beträgt der Verfahrensfaktor beispielsweise 0,95; nach [14] kann für das Bohren ins Volle

$$f_B = 1$$

gesetzt werden. Für die Schnittkraft beim Wendepplattenbohren gilt somit

$$F_c = k_c b h f_B K_{ver} = k_{c1.1} b h^{1-m_c} f_B K_{ver}. \quad (2.6)$$

Die Werkstoffkonstanten für unlegierten Baustahl (Werkstoff 1.0570), aus dem auch die Werkstücke für die in Kapitel 5 durchgeführten Versuche sind, können dem Gesamtkatalog von Walter AG [35] entnommen werden und betragen für den verwendeten Werkstoff

$$k_{c1.1} = 1500 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \text{bzw.}$$

$$m_c = 0,21.$$

Der Korrekturfaktor für den Schneidenverschleiß wird für eine neue Schneide mit $K_{ver} = 1$ und gegen Ende der Standzeit mit $K_{ver} = 1,4$ angenommen. Die Spannungsdicke h wird mithilfe des Einstellwinkels κ und des Vorschubs pro Umdrehung f berechnet, welcher wiederum aus dem Zahnvorschub f_Z und der Zähnezahl z berechnet wird. Da die effektive Zähnezahl gemäß Tabelle 2.1.1 $z = 1$ beträgt, gilt $f = f_Z$. Mit dem empfohlenen Zahnvorschub $f = 0,055$ mm und dem Einstellwinkel $\kappa = 90^\circ$ ergibt sich

$$h = f \sin \kappa = 0,055 \text{ mm.} \quad (2.7)$$

Die Frage nach der Spannungsbreite b ist nicht ganz einfach zu beantworten, da, wie in Abbildung 2.4 dargestellt,

- die beiden Wendeplatten eine unterschiedliche Schneidenlänge aufweisen,
- die Zentrumsplatte über die Drehachse des Bohrers ragt und
- sich die beiden Wendeplatten überlappen.

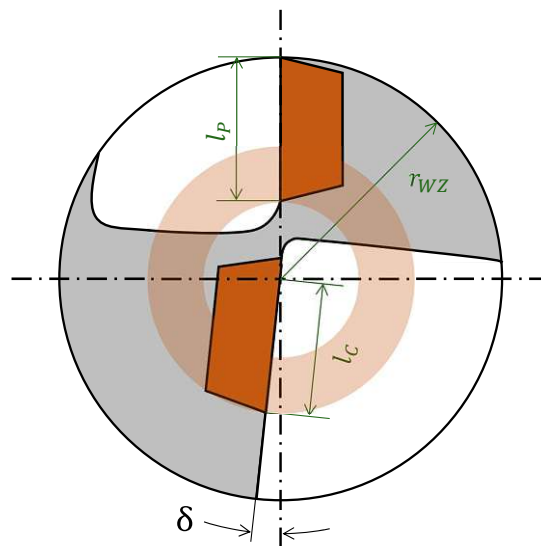


Abb. 2.4: Überlappung der Schneiden beim Wendeplattenbohrer

Hinzu kommt, dass in Kapitel 2.1.1 postuliert wurde, dass es beim Wendeplattenbohren stets zu einer Auslenkung des Bohrers in Richtung der Peripherieplatte kommt, wodurch der Drehmittelpunkt nicht mehr auf der Drehachse des Bohrers liegt. Diese Abweichung ist, wie in Kapitel 6 gezeigt wird, klein genug, um sie für die Abschätzung der Schnittkraft in weiterer Folge zu vernachlässigen. Die Abmessungen der Schneiden und ihre Position am Bohrkörper (siehe Abbildung 2.4) lassen unter dieser Vereinfachung drei unterschiedliche Annahmen zu:

1. Die Peripherieplatte trägt über die gesamte Schneidenlänge ($b_P = l_P$) Material ab (demnach auch im orange gekennzeichneten Bereich in Abbildung 2.4), während die Zentrumsplatte nur den übrigen Teil mit dem Durchmesser $b_C = r_{WZ} - l_P < l_C$ zerspant.

2. Im Überlappungsbereich zerspanen die Peripherie- und die Zentrumsplatte gleichermaßen das Material. Es gilt $b_P < l_P$ und $b_C < l_C$.
3. Die Zentrumsplatte übernimmt den Überlappungsbereich vollständig ($b_C = l_C$); für die Peripherieplatte ergibt sich eine Spanungsbreite von $b_P = r_{WZ} - l_C < l_P$.

In Tabelle 2.2 sind die möglichen Werte für die Spanungsbreiten unter der jeweiligen Annahme zusammengefasst. Damit und mithilfe der Gleichung 2.6 wurden die Schnittkräfte für die Zentrums- und Peripherieplatte separat berechnet, diese sind ebenfalls in Tabelle 2.2 zu finden.

Annahme	Spanungsbreite		Schnittkraft		$\frac{F_{C,C}}{F_{C,P}}$
	b_C [mm]	b_P [mm]	$F_{C,C}$ [N]	$F_{C,P}$ [N]	
1. $b_P = l_P$	2,45	4,55	372	690	0,54
2. Mittelwert aus 1 & 3	3,325	3,675	504,5	557,5	0,9
3. $b_C = l_C$	4,20	2,80	637	425	1,5

Tab. 2.2: Mögliche Werte für die Schnittkräfte am Wendeplattenbohrer ohne Korrekturfaktoren

Bei genauerer Betrachtung der am Bohrkörper montierten Wendeplatten erkennt man, dass die Zentrumsplatte signifikant weiter auskragt als die Peripherieplatte. Dies legt die Vermutung nahe, dass Annahme 3 korrekt ist.

Der Werkzeughersteller Walter hingegen hat im Rahmen von FE-Berechnungen eines ähnlichen Wendeplattenbohrers, deren Ergebnisse in [13] präsentiert wurden, die Annahme getroffen, dass die Kräfte auf beide Wendeplatten trotz der Asymmetrie betragsmäßig gleich groß sind. Dies entspricht in etwa der Annahme 2. Man könnte auch vermuten, dass bei dieser Berechnung prinzipiell von Annahme 3 ausgegangen wird, aber die höhere Belastung der Peripherieplatte aufgrund des höheren Zeitspannungsvolumens berücksichtigt wird. Diese Mehrbelastung kann in Kapitel 6 in Form eines höheren Verschleißes der Peripherieplatte beobachtet werden.

Bei den folgenden Berechnungen wird ebenfalls davon ausgegangen, dass für die Schnittkräfte

$$F_{C,C} = F_{C,P} = F_C \quad (2.8)$$

gilt, was einer Annahme von

$$b_C = b_P = \frac{r_{WZ}}{2} \quad (2.9)$$

entspricht.

Resultierende Kraft

Unabhängig vom Betrag der Schnittkräfte kommt es, wie bereits in Tabelle 2.1 erwähnt, zu einer resultierenden Kraft aufgrund des Anstellwinkels δ . Abbildung 2.5 zeigt die freigeschnittene Bohrspitze mit den Schnittkräften, die jedoch nicht als

Punktbelastung, sondern als Linienbelastung über die Schneidenlänge der Wendeplatte zu verstehen sind. Die beiden Schnittkräfte sind betragsmäßig gleich groß und führen zu einer resultierenden Kraft F_R , welche in Richtung der Peripherieplatte orientiert ist.

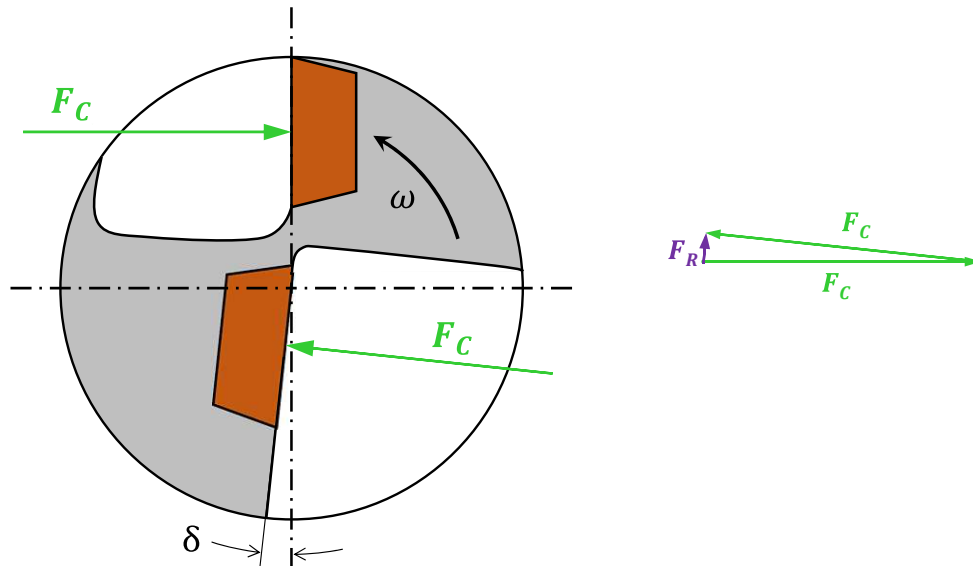


Abb. 2.5: Schnittkräfte am Wendeplattenbohrer und Kräfte dreieck

Für die Berechnung der resultierenden Kraft kann der Kosinussatz angewendet werden. Dieser lautet für das Kräfte dreieck in Abbildung 2.5

$$F_R^2 = F_C^2 + F_C^2 - 2F_C F_C \cos \delta. \quad (2.10)$$

Nach Vereinfachung der Gleichung und partiellem Wurzelziehen erhält man

$$F_R = \sqrt{2\sqrt{1 - \cos \delta}} F_C = 0,105 F_C, \quad (2.11)$$

wenn der Anstellwinkel, wie im gegebenen Fall, $\delta = 6^\circ$ beträgt. Die Kraft zur Auslenkung des Bohrwerkzeugs macht demnach in etwa ein Zehntel der Schnittkraft F_C aus.

Zusammenfassung

Festgehalten werden im Folgenden die aus diesem Kapitel gewonnenen Erkenntnisse und Annahmen zur Schnittkraftverteilung beim Wendeplattenbohren.

- Die Kienzle-Gleichung ist eine gute, schnell durchführbare Abschätzung der Schnittkraft, die im Allgemeinen mit einer Unsicherheit behaftet ist, da die Festlegung der Korrekturfaktoren eine gewisse Erfahrung erfordert.

- Angewendet auf den gegebenen Anwendungsfall ergibt sich für den Betrag der gesamten Schnittkraft gemäß Gleichung 2.6 für eine Spannungsbreite von $b = r_{WZ} = 7 \text{ mm}$

$$F_{C,ges} = 1.062 \text{ N} \quad \text{für } K_{ver} = 1 \quad \text{bzw.}$$

$$F_{C,ges} = 1.487 \text{ N} \quad \text{für } K_{ver} = 1,4.$$

- Trotz der unterschiedlichen Länge und Position der beiden Wendeplatten, wird eine betragsmäßig gleich große Schnittkraft in der Höhe von

$$F_{C,C} = F_{C,P} = F_C = \frac{F_{C,ges}}{2} \quad (2.12)$$

sowohl auf die Peripherie- als auch auf die Zentrumsplatte angenommen.

- Für den gegebenen Anstellwinkel von $\delta = 6^\circ$ und unter der Annahme von Gleichung 2.12 beträgt die resultierende Kraft gemäß Gleichung 2.11

$$F_R \approx \frac{1}{10} F_C \quad (2.13)$$

und ist, wie in Abbildung 2.5 dargestellt, in Richtung der Peripherieplatte orientiert.

2.1.3 Bewegung des Wendeplattenbohrers

Um beim Bohren oder Fräsen einen Spanabtrag am Werkstück zu gewährleisten, ist immer eine Drehbewegung in Kombination mit einer Vorschubbewegung notwendig. Diese Bewegungen können entweder nur vom Werkzeug oder von Werkstück und Werkzeug gemeinsam ausgeführt werden. Die Schnittgeschwindigkeit v_c , die im Wesentlichen von der Drehbewegung bestimmt wird, wurde bisher nur im Zusammenhang mit dem Korrekturfaktor für die Schnittgeschwindigkeit in Kapitel 2.1.2 erwähnt. Die Vorschubbewegung in Form des Vorschubs pro Umdrehung wurde bereits für die Berechnung der Spanungsdicke herangezogen. Bei der Vorschubbewegung handelt es sich beim Bohren um eine reine Translation in Richtung der Drehachse.

Erst die Überlagerung von Dreh- und Vorschubbewegung ermöglicht den kontinuierlichen Eingriff und somit die Spanabtragung. Die so entstandene wendelförmige Bewegung gibt dem Wendelbohrer seinen Namen. Der Wendeplattenbohrer führt dieselbe wendelförmige Bewegung aus, auch wenn sein Name nicht darauf hinweist. Die Geschwindigkeit eines beliebigen Punktes P am Wendeplattenbohrer ist in Abbildung 2.6 dargestellt und lässt sich nach [31] im angegebenen Koordinatensystem anschreiben als

$$\vec{v}_P = \vec{v}_f + \vec{\omega} \times \vec{r}_{PM}, \quad (2.14)$$

wobei sowohl \vec{v}_f als auch $\vec{\omega}$ als konstant angenommen werden. Die Winkelgeschwindigkeit ω wird aus der Drehzahl n zu

$$\omega = 2\pi n \quad (2.15)$$

berechnet. Die Vorschubgeschwindigkeit v_f bestimmt gemeinsam mit der Drehzahl die Bewegung des Bohrers und hängen über den Vorschub pro Zahn f zusammen

$$f = \frac{v_f}{n}. \quad (2.16)$$

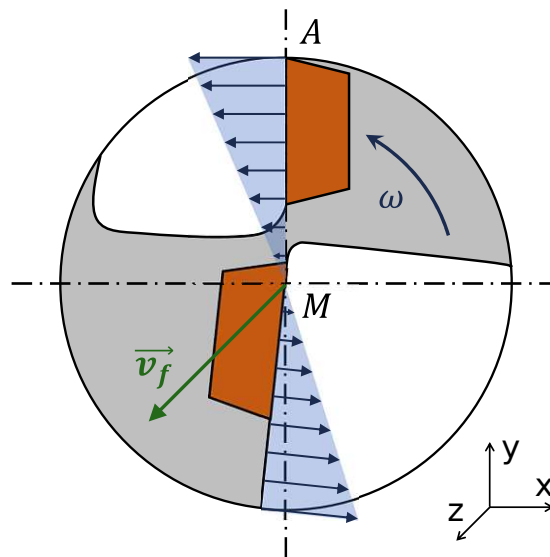


Abb. 2.6: Geschwindigkeiten am Wendepattenbohrer

Für die Geschwindigkeit am Umfang (beispielsweise Punkt A in Abbildung 2.6) erhält man mithilfe von Gleichung 2.14

$$\begin{aligned} \vec{v}_A &= \vec{v}_f + \vec{\omega} \times \vec{r}_{AM} \\ &= \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ v_f \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \omega \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} 0 \\ r_{WZ} \\ 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\omega r_{WZ} \\ 0 \\ v_f \end{pmatrix}. \end{aligned} \quad (2.17)$$

Für den Betrag der Geschwindigkeit am Punkt A erhält man

$$v_A = |\vec{v}_A| = \sqrt{\omega^2 r_{WZ}^2 + v_f^2} \simeq \omega r_{WZ}, \quad (2.18)$$

was auf jeden Punkt am Umfang des Bohrers zutrifft. Die Vereinfachung im letzten Schritt kann aufgrund der Tatsache erfolgen, dass in der Regel

$$v_f \ll \omega r_{WZ} \quad (2.19)$$

gilt, weshalb die Schnittgeschwindigkeit v_c mit hinreichender Genauigkeit als

$$v_c := \omega r_{WZ} = 2\pi n r_{WZ} \quad (2.20)$$

angegeben werden kann. Dies trifft jedoch nur für den Umfang des Bohrers zu; im Mittelpunkt M hingegen gilt

$$\begin{aligned} \vec{v}_M &= \vec{v}_f + \vec{\omega} \times \vec{r}_{MM} \\ &= \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ v_f \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \omega \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ v_f \end{pmatrix}, \end{aligned} \quad (2.21)$$

weshalb für den Betrag

$$v_M = |\vec{v}_M| = v_f \quad (2.22)$$

gilt.

Effektiver Freiwinkel

Die Schnittgeschwindigkeit beim Bohren wird immer laut Gleichung 2.20 am Umfang des Bohrers angegeben. Die tatsächliche Schnittgeschwindigkeit enthält, wie bei der Berechnung der Geschwindigkeit v_A in Gleichung 2.17, jedoch auch eine Komponente in z-Richtung. Diese Überlagerung ist in Abbildung 2.7 dargestellt: Der Vorschub f_U und der Schnittweg pro Umdrehung $d\pi$ hängen über den Winkel η zusammen, der sich mithilfe der Gleichungen 2.16 und 2.20 nach [24] mithilfe der Formel

$$\tan \eta = \frac{v_f}{v_c} = \frac{f_U n}{2\pi n r_{WZ}} = \frac{f_U}{2\pi r_{WZ}} \quad (2.23)$$

berechnen lässt. Die Vektoren der effektiven Schnittgeschwindigkeit \vec{v}_e und der theoretischen Schnittgeschwindigkeit \vec{v}_c schließen somit den Wirkrichtungswinkel η ein.

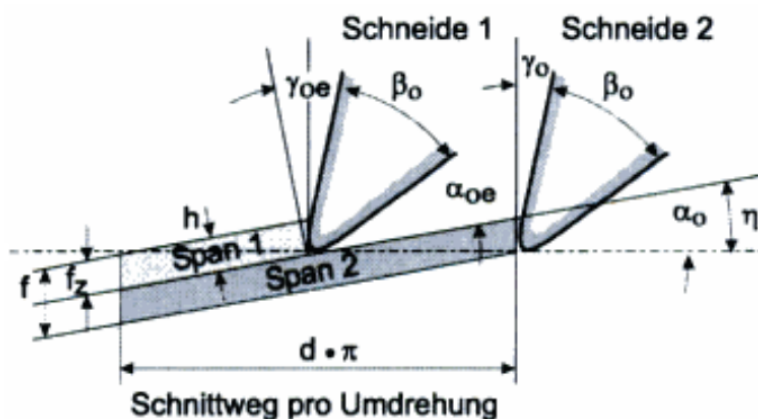


Abb. 2.7: Schnittkinematik beim Wendelbohren nach [24]

Der Freiwinkel reduziert sich während der Bearbeitung um ebenen Wirkrichtungswinkel zum effektiven Freiwinkel

$$\alpha_e = \alpha_{0e} = \alpha_0 - \eta, \quad (2.24)$$

wobei α_0 der Freiwinkel des Werkzeugs ist. Diese geometrische Beziehung ist in Abbildung 2.7 für einen Wendelbohrer mit $z = 2$ dargestellt, lässt sich aber auch auf das Wendeplattenbohren mit $z = 1$ anwenden. Um ein „Drücken“ oder „Aufsitzen“ des Bohrers zu vermeiden, muss der effektive Freiwinkel stets positiv sein [23]. Daraus lassen sich folgende Konsequenzen ableiten:

1. Bei gegebenem Werkzeugradius und Vorschub gilt für den Freiwinkel am Werkzeug die Bedingung

$$\alpha_0 > \alpha_{min} = \eta = \arctan \frac{f_U}{2\pi r_{WZ}}. \quad (2.25)$$

2. Ist das Werkzeug samt Freiwinkel vorgegeben, gilt für den Vorschub

$$f_U < f_{U,max} = 2\pi r_{WZ} \tan \alpha_0. \quad (2.26)$$

3. Wenn nicht nur die Geschwindigkeit am Umfang des Bohrers in Betracht gezogen wird, sondern die gesamte Geschwindigkeitsverteilung, die in Abbildung 2.6 skizziert ist, gilt bei konstantem Vorschub und Freiwinkel für den Radius

$$r > r_{min} = \frac{f_U}{2\pi \tan \alpha_0}. \quad (2.27)$$

Die Bedingung in Gleichung 2.27 kann beim Bohren ins Volle nicht für alle r erfüllt werden. Im Mittelpunkt des Bohrers, in dem $r = 0$ gilt, wurde bereits in Gleichung 2.21 gezeigt, dass es hier nur eine Komponente in z -Richtung gibt und der Wirkrichtungswinkel nach Gleichung 2.23 somit $\eta = 90^\circ$ ist.

Mit Gleichung 2.27 kann jener Grenzradius berechnet werden, für welchen die Bedingung $\alpha_0 = \eta$ erfüllt ist. Dies wurde beispielhaft für jenen Bohrer durchgeführt, welcher in Kapitel 5 näher beschrieben wird. Tabelle 2.3 zeigt den Grenzradius r_{min} , der für unterschiedliche Vorschübe f_U berechnet wurde. Der Freiwinkel beträgt hier $\alpha_0 = 11^\circ$.

Beim Bohren ins Volle kommt es bei jeder Art von Werkzeug zu einer Verletzung der Bedingung $\alpha_0 > \eta$ für alle $r \in [0, r_{min}]$. Der Werkstoff wird in diesem Bereich kaum noch geschnitten, sondern wird vielmehr plastisch verformt und nach außen gedrängt [23].

Der Querschnitt bzw. das zu verformende Volumen, das damit einhergeht, ist allerdings im Regelfall so klein, dass die Vorschubkraft für die Verformung des Materials ausreicht und somit trotzdem ein stabiler Schnitt möglich ist.

Vorschub f_U [mm]	Grenzzadius r_{min} [mm]
0,050	0,0409
0,055	0,0450
0,060	0,0491
0,065	0,0532

Tab. 2.3: Grenzzadius bei 11° Freiwinkel und unterschiedlichem Vorschub

Korrekturfaktor für die Schnittgeschwindigkeit

In Kapitel 2.1.2 wurde bereits festgehalten, dass der Korrekturfaktor für die Schnittgeschwindigkeit K_v gemeinsam mit anderen Korrekturfaktoren in den Verfahrensfaktor einfließt. Dieser Verfahrensfaktor nimmt für das Bohren ins Volle stets den Wert 1 an. Trotzdem wird hier auf die Bestimmung von K_v näher eingegangen.

Die Schnittgeschwindigkeitsverteilung unter Vernachlässigung der Vorschubgeschwindigkeit gemäß Ungleichung 2.19 beträgt

$$v_c(r) = r \omega, \quad \text{mit} \quad 0 \leq r \leq r_{WZ}. \quad (2.28)$$

Die Schnittgeschwindigkeit steigt demnach mit dem Radius linear an. Am Umfang erhält man beispielsweise mit den vom Hersteller empfohlenen Schnittparametern

$$v_c(r_{WZ}) = 316 \frac{\text{m}}{\text{min}}.$$

Wendet man Gleichung 2.5 auf den Geschwindigkeitsbereich von diesem Beispiel an, erhält man für den Korrekturfaktor der Schnittgeschwindigkeit einen Verlauf, wie er in Abbildung 2.8 zu sehen ist. Da die Gleichung 2.5 nur für Geschwindigkeiten zwischen 20 und 600 $\frac{\text{m}}{\text{min}}$ gilt, kann für $0 \leq v_c < 20 \frac{\text{m}}{\text{min}}$ kein K_v -Wert berechnet werden.

Auffällig ist hier, dass der Korrekturfaktor – und somit auch die theoretische Schnittkraft – größer ist, je kleiner die Schnittgeschwindigkeit. Dies widerspricht der Intuition, dass im äußeren Bereich der Bohrung eine höhere Belastung zufolge des größeren Zeitspannvolumens herrscht. Diese Mehrbelastung auf die Peripherieplatte kann bei den Ergebnissen in Kapitel 6 in Form eines schneller voranschreitenden Verschleißes beobachtet werden.

Für den gegebenen Geschwindigkeitsbereich liegt der K_v -Faktor zwischen 0,92 und 1,26, wobei zu beachten ist, dass der Bereich bis 20 $\frac{\text{m}}{\text{min}}$ nicht berücksichtigt wird bzw. es nicht zweckmäßig ist, hier einen Korrekturfaktor für die Schnittgeschwindigkeit zu bestimmen. Unter bestimmten Umständen, wie beispielsweise bei Verletzung der Bedingung in Ungleichung 2.27, kann nicht mehr von einer Schnittgeschwindigkeit gesprochen werden, da im Bereich $0 \leq r \leq r_{min}$ keine Schnittbewegung stattfindet, sondern das zu zerspanende Volumen nur noch durch die Vorschubkraft verdrängt wird.

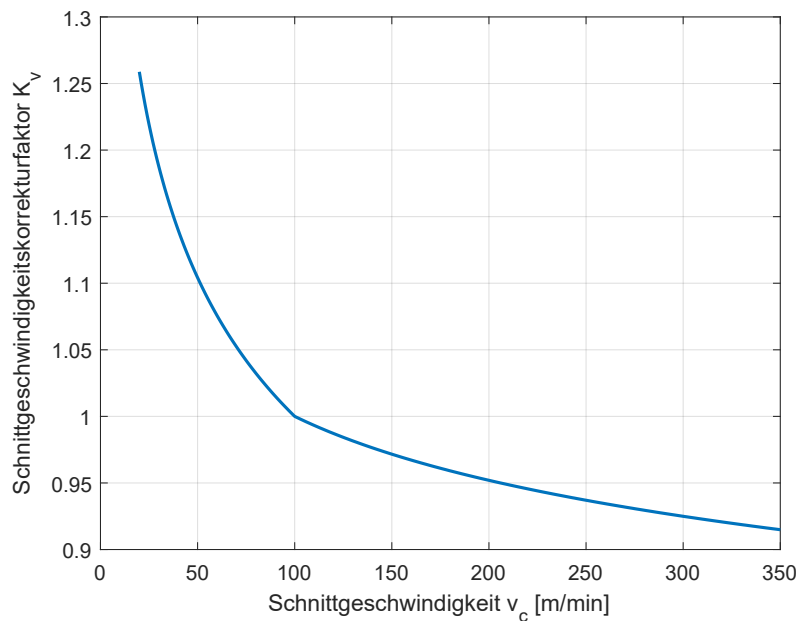


Abb. 2.8: Schnittgeschwindigkeitskorrekturfaktor in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit

Zusammenfassung

Die in diesem Kapitel gewonnenen Erkenntnisse zur Bewegung und Geschwindigkeitsverteilung des Wendepaltenbohrers sind im Folgenden zusammengefasst.

- Erst die Überlagerung von Dreh- und Vorschubbewegung macht einen kontinuierlichen Eingriff des Bohrers und somit die Spanabtragung möglich.
- Am Umfang des Bohrers ist die Drehbewegung dominant; die Vorschubbewegung wird zur Berechnung der Schnittgeschwindigkeit meist vernachlässigt.
- Im Mittelpunkt des Bohrers findet keine Schnittbewegung statt, da hier nur eine Bewegung entlang der Bohrachse vorliegt.
- Im Bereich $0 \leq r \leq r_{min}$ wird die Bedingung $\alpha_0 > \eta$ verletzt, welche sicherstellt, dass der effektive Freiwinkel bei der Bearbeitung größer als Null ist.
- Ist r_{min} klein genug, reicht die Vorschubkraft aus, um das Material im kritischen Bereich zu verdrängen und ermöglicht so einen stabilen Schnitt.
- Der Korrekturfaktor für die Schnittgeschwindigkeit – und somit auch die Schnittkraft nach Kienzle – ist umso größer, je kleiner die Schnittgeschwindigkeit ist.
- Der Korrekturfaktor für die Schnittgeschwindigkeit ist für das Bohren aufgrund der Geschwindigkeitsverteilung nicht zweckmäßig und wird deshalb mit anderen Korrekturfaktoren im Verfahrensfaktor zusammengefasst.

2.2 Bisherige Untersuchungen zum (Wendeplatten-)Bohren

Das vorherige Kapitel 2.1 beschäftigt sich mit der grundlegenden Theorie des Bohrens; die Schnittkraft nach Kienzle wurde berechnet und auf die Geschwindigkeitsverteilung am Bohrer wurde näher eingegangen. In diesem Kapitel werden die aktuellen Forschungsarbeiten zum Thema Wendeplattenbohren präsentiert, die auf die vorliegende Arbeit einen wesentlichen Einfluss haben. Da einige Phänomene sowohl beim Wendel- als auch beim Wendeplattenbohren auftreten, werden auch relevante Arbeiten zum Thema Wendelbohren hier erwähnt.

2.2.1 Schwingungsuntersuchungen

Unerwünschte Schwingungen in Form von Rattern wurden für das Fräsen und Drehen bereits in zahlreichen wissenschaftlichen Arbeiten, wie zum Beispiel in [2, 3], untersucht. Hier spielen in erster Linie Biegeschwingungen des Werkzeugs oder der Spindel eine wesentliche Rolle. Am häufigsten tritt das sogenannte *regenerative Rattern* auf, bei dem das schwingende Werkzeug eine wellige Oberfläche hinterlässt, welche wiederum das Werkzeug in derselben Frequenz anregt, wenn die nächste Schneide in den Eingriff kommt [29].

In [11, 12] wird beispielsweise eine analytische Methode vorgestellt, mit der sogenannte Stabilitätskarten für das Fräsen und Drehen erstellt werden können. Diese Stabilitätskarten geben in Abhängigkeit von der Spindeldrehzahl die maximale Schnitttiefe an, bei der noch ein stabiler Schnitt möglich ist. Ihre Erstellung ist allerdings aufwendig und kann oft nur empirisch ermittelt werden, da diese Karten von einer Vielzahl an Faktoren abhängig sind. Die Kenntnis der Stabilitätskarte für ein bestimmtes Setup bietet den Vorteil, die Effizienz steigern zu können, indem große Schnitttiefen bei hohen Drehzahlen und gleichzeitig stabilem Werkzeugverhalten realisiert werden können, wie in [29, 26] gezeigt wird.

Prozessinstabilitäten beim Bohren können ebenfalls Biegeschwingungen zur Ursache haben, jedoch gibt es auch noch andere Formen von unerwünschten Schwingungen, die beim Bohren zu verminderter Bauteilqualität oder Werkzeugversagen führen können. Diese beim Bohren auftretenden Schwingungsarten können nach [1, 9] wie folgt eingeteilt werden.

Rattern wird durch selbsterregte Schwingungen ausgelöst, deren Frequenzen nahe bei den Eigenfrequenzen des Werkzeugs liegen. Da die wellige Oberfläche beim nächsten Schneideneingriff wieder Schwingungen in derselben Frequenz hervorrufen, wird auch oft von regenerativem Rattern gesprochen. Abhängig vom angeregten Eigenmode des Werkzeugs kann zwischen zwei Arten von Rattern unterschieden werden.

Laterales Rattern tritt auf, wenn ein Biegemode des Werkzeugs angeregt wird.

In [3] wurden Untersuchungen durchgeführt, die auf einem analytischen Modell basieren, das alle anderen Schwingungsarten vernachlässigt.

Torsional-axiales Rattern entsteht in erster Linie bei Bohrern mit gedrehten Spannuten und führt zu wellenförmigen Mustern am Bohrungsgrund, wie sie in Abbildung 2.9 zu sehen sind.

Rattern, egal welcher Art, ist häufig die Ursache, wenn Fertigungstoleranzen nicht eingehalten werden oder wenn es zu einem Werkzeugversagen kommt. Letzteres ist oft auf die Wechselbelastung des Werkzeugs zurückzuführen, die durch das An- und Abschwellen der Schnittkraft aufgrund der schwankenden Spannungsdicke bzw. -breite bedingt ist.

Spiralisieren bzw. Drallbohren hat seinen Ursprung in fremderregten Wirtel-schwingungen, die von der Drehfrequenz des Werkzeugs abhängen. Hier kann es trotz Einhalten der Maßtoleranzen zur Verletzung von Formtoleranzen wie Rundheit und Zylindrizität kommen.

Im Folgenden wird auf die beiden Phänomene *Torsional-axiales Rattern* und *Spiralisieren* bzw. *Drallbohren* näher eingegangen und auf Arbeiten verwiesen, die sich mit dem jeweiligen Thema im Detail auseinandergesetzt haben.

Torsional-axiale Schwingungen

Im Gegensatz zum Rattern, das beim Fräsen und Drehen beobachtet wird, basiert das Rattern beim Bohren häufig auf Torsionsschwingungen mit vergleichsweise großen Amplituden. In [6] wird gezeigt, dass bei einem gedrehten Balken ein statisches Drehmoment zu einer Deformation in axialer Richtung führt, und dass umgekehrt eine axiale Belastung eine Verdrehung des Balken hervorruft.

Diese Kopplung von Torsionsschwingungen und axialen Schwingungen bildet nach [3] die Grundlage für das Rattern beim Bohren. Bei der Schwingung in Drehrichtung kommt es zu einer Verlängerung und Verkürzung des Bohrers, die am Bohrungs-boden eine wellige Oberfläche bewirkt. Diese Ratteroberfläche ist in Abbildung 2.9 bei Verwendung eines (a) Wendelbohrers bzw. eines (b) Wendeplattenbohrers zu sehen.

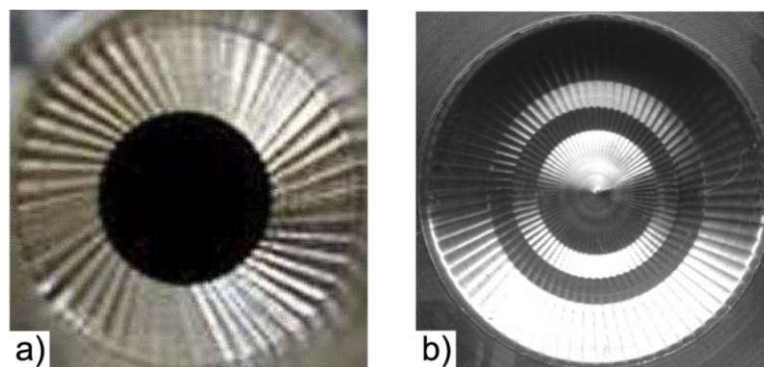


Abb. 2.9: Ratteroberfläche am Grund einer Bohrung beim a) Wendelbohren und b) Wendeplattenbohren [3]

Unter Vernachlässigung der inkonstanten Spandicke aufgrund der Torsionsschwingungen kann der dynamische Bohrprozess reduziert werden auf

$$m\ddot{z} + c\dot{z} + kz = -(K_f + K_t R a_c) b N [z(t) - z(t - \tau)], \quad (2.29)$$

wobei R der Radius des Bohrers, b die radiale Schnitttiefe, N die Anzahl der Spannuten und K_f und K_t die Koeffizienten für die Vorschubkraft bzw. das Drehmoment sind.

Das System wird demnach durch das Drehmoment und die Vorschubkraft erregt, die beide wiederum von der axialen Auslenkung zum momentanen Zeitpunkt $z(t)$ und einen Zahneingriff davor $z(t - \tau)$ abhängen. Der torsional-axiale Kopplungsparameter a_c stellt den Zusammenhang zwischen dem aufgebrauchten Drehmoment und der Erregung im torsional-axialen Mode her und wird ebenfalls entsprechend der Literatur durch eine Modalanalyse des Bohrers bestimmt.

Die wellige Oberfläche, die bei einer Umdrehung des Werkzeugs entsteht, bewirkt beim nächsten Zahneingriff eine Oszillation von Drehmoment und Vorschubkraft auf das Werkzeug, was in weiterer Folge höhere torsional-axiale Schwingungen bei jeder Umdrehung hervorrufen kann. Das Prinzip ist somit dasselbe wie beim Rattern, das aus einer Biegedeformation oder einer reinen axialen Deformation resultiert. Man kann daher ebenso von *regenerativem Rattern* sprechen. Eine wichtige Unterscheidung besteht jedoch darin, dass es sich bei der Kopplung von Torsions- und axialen Schwingungen um ein mehr als eindimensionales System handelt [6].

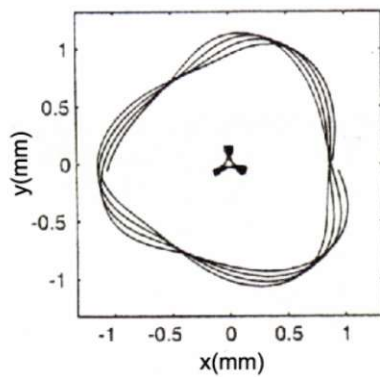
Laterale Wirbelschwingungen

In Kapitel 2.1.1 wurde bereits festgehalten, dass es beim Wendepplattenbohren aufgrund der Anstellung der Wendepplatten zu einer resultierenden Kraft kommt. Die so induzierte statische Auslenkung des Bohrers ist beabsichtigt und führt zu Bohrungsdurchmessern, die größer sind als der Nenndurchmesser des Werkzeugs. Unabhängig von dieser statischen Auslenkung kann es sowohl beim Wendel- als auch beim Wendepplattenbohren zum *Spiralisieren* bzw. *Drallbohren* kommen, was einen Einfluss auf Formtoleranzen wie Rundheit und Zylindrizität der entstandenen Bohrung hat.

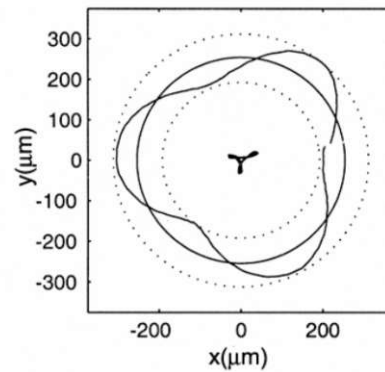
In [5] werden jene Schwingungen untersucht, die bei Frequenzen nahe den Vielfachen der Umdrehungsfrequenz und meist weit unter den Eigenfrequenzen des Systems liegen. Diese Schwingungen sind verantwortlich für polygonförmige Bohrungen, wie sie in Abbildung 2.10 zu sehen sind.

Bei den Modellen für die Berechnung dieses Phänomens gehen die Autoren von [5] davon aus, dass die Trägheits- und Dämpfungskräfte bei niedrigen Drehzahlen gegenüber der Steifigkeit des Systems vernachlässigt werden können. Dadurch ergibt sich ein quasistatisches Modell, das einmal für das Vollbohren ausgewertet wurde (Abbildung 2.10 (a)) und einmal für das Aufbohren (Abbildung 2.10 (c)).

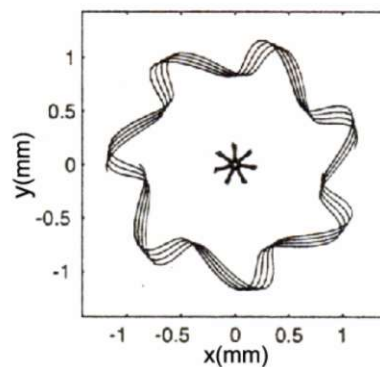
Die Berechnungen sowie die experimentellen Untersuchungen ergeben, dass es in der Regel zu einer Überlagerung von Moden von Wirbelschwingungen kommt,



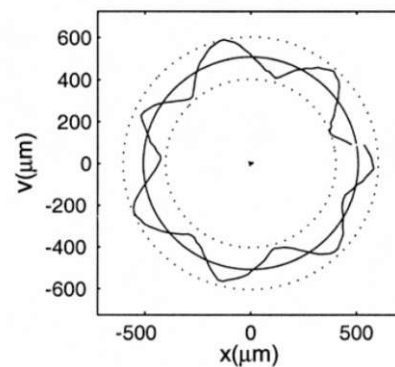
(a) Simulation: quasistatisches Modell für das Vollbohren



(b) Experiment: Bohrungsprofil beim Vollbohren



(c) Simulation: quasistatisches Modell für das Aufbohren



(d) Experiment: Bohrungsprofil beim Aufbohren

Abb. 2.10: Simulierte und experimentell ermittelte Bohrungsprofile zufolge lateraler Wirbel-schwingungen [5]

die sich bei den ungeraden ganzzahligen Vielfachen – sprich den $2n + 1$ -fachen mit $n = 1, 2, 3, \dots$ – der Umdrehungsfrequenz befinden. Beim Vollbohren befindet sich die dominante Frequenz bei der dreifachen Umdrehungsfrequenz, was zu einem Bohrungsprofil führt, wie es in den Abbildungen 2.10 (a) und (b) zu sehen ist. Beim Aufbohren hingegen sind höherfrequente Schwingungen dominanter, wie z.B. die 7-fache Umdrehungsfrequenz, die aus dem Bohrungsprofil in den Abbildungen 2.10 (c) und (d) erkennbar ist.

Der 4-Freiheitsgradschwinger

In [1] wird ein Modell mit 4 Freiheitsgraden für das Wendelbohren präsentiert, das Auslenkungen sowohl in lateraler und axialer Richtung als auch in Drehrichtung zulässt. Die Dämpfung während des Prozesses wurde ebenfalls berücksichtigt. Es konnte gezeigt werden, dass das Modell in der Lage ist, für jede Drehzahl jene radiale Zustellung zu bestimmen, bei der noch ein stabiler Bohrvorgang möglich war. Dabei wurden alle drei geläufigen Schwingungsmoden – Drallbohren sowie laterales und torsional-axiales Rattern – in Betracht gezogen.

Durch experimentelle Untersuchungen wurden die Ergebnisse der Stabilitätsdiagramme, die mithilfe dieses Modells erstellt wurden, verifiziert. Außerdem haben die Experimente von [1] gezeigt, dass bei arbeitsscharfer Schneide mit geringer Prozessdämpfung das torsional-axiale Rattern der dominante Schwingungsmodus ist. Bei verschlissener Schneide und höherer Prozessdämpfung hingegen entwickelten sich instabile Biegeschwingungen.

Während laterale Schwingungen sich hauptsächlich auf die Maß- und Formhaltigkeit der Bohrung auswirken, führen torsional-axiale Schwingungen zu höheren Schnittkräften und Drehmomenten und können das Werkzeug, das Werkstück oder die Maschine schädigen.

Der Versuchsaufbau, der in Kapitel 5 beschrieben wird, bietet das Potential, um diesen Unterschied zwischen den einzelnen Schwingungsformen feststellen zu können. Maß- und Formhaltigkeit sowie Werkzeugverschleiß werden im Rahmen dieser Untersuchungen gemessen und den Beschleunigungssignalen der sensorischen Werkzeugaufnahme in Kapitel 6 gegenüber gestellt.

2.2.2 Weiterentwicklung des Wendepplattenbohrers

Im Rahmen von Entwicklungsarbeiten des Werkzeugherstellers Walter Tools wurden in [13] drei unterschiedliche Ausführungen von Bohrern mit wechselbarem Schneidteil miteinander verglichen. Diese sind

1. ein konventioneller, handelsüblicher Wendepplattenbohrer, ähnlich wie er in Kapitel 2.1.1 beschrieben wurde,
2. ein Wendepplattenbohrer mit Einspanraum, bei dem die Schneidenanordnung dieselbe ist wie beim konventionellen Wendepplattenbohrer, der Bohrkörper sich aber dadurch unterscheidet, dass die beiden Spannuten in eine gemeinsame zusammengeführt wurden (die Ausführung des Bohrkörpers gleicht einem halb-offenen Rohr, siehe Abbildung 2.11), und
3. ein Bohrer mit Wechselbohrspitze, dessen Schneidenanordnung der eines Wendepbohrers gleichkommt - siehe hierzu Abbildung 2.12.

Abgesehen vom konventionellen Wendepplattenbohrer befinden sich diese Ausführungen noch in der Entwicklung und können nicht erworben werden.

In Übereinstimmung mit den Annahmen von Kapitel 2.1.2, wurde für die FE-Berechnung der beiden Ausführungen mit Wendepplatten eine gleich große Schnittkraft auf die Peripherie- und Zentrumsplatte angenommen. Beim Bohrer mit Wechselbohrspitze ist aufgrund des symmetrischen Aufbaus davon auszugehen, dass die Schnittkräfte – ebenso wie beim Wendepbohrer in Kapitel 2.1.1 – gleich groß sind.

Das Ergebnis der FE-Berechnung zeigt, dass bei gleicher Belastung die Gesamtverformung des Wendepplattenbohrers mit Einspanraum 74% und die des Bohrers mit

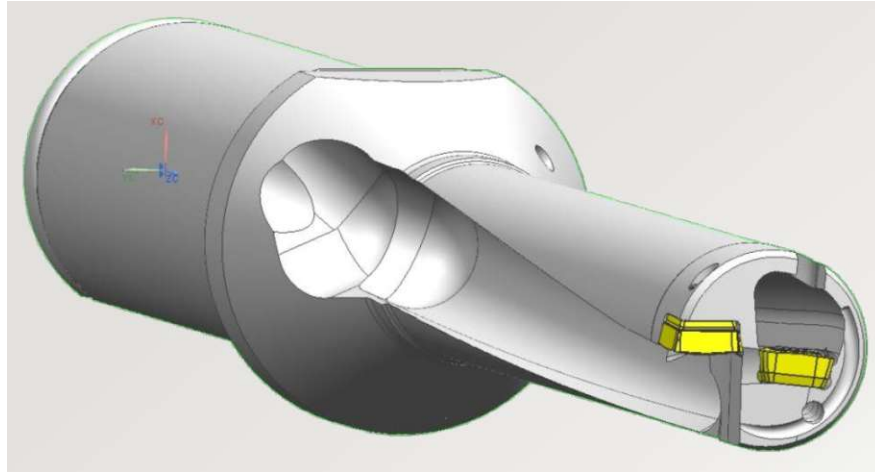


Abb. 2.11: Wendeplattenbohrer mit Einspanraum nach [13]

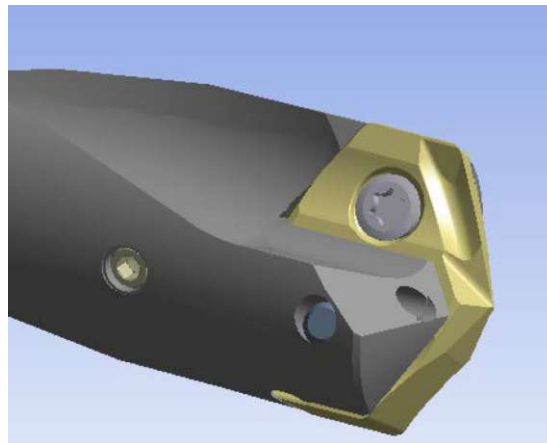


Abb. 2.12: Bohrer mit Wechselbohrspitze nach [13]

Wechselbohrspitze 35% der Gesamtverformung des konventionellen Wendeplattenbohrers betragen. Die höhere Steifigkeit des Bohrers mit Einspanraum gegenüber der des Bohrers mit konventionell ausgeformten Spannuten ist auf das höhere Massenträgheitsmoment zufolge der günstigeren Massenverteilung des modifizierten Einspanraums zurückzuführen.

Der Bohrer mit Wechselbohrspitze vereint die Vorteile eines auswechselbaren Schneidteils mit der Symmetrie des Wendelbohrers. Die nicht vorhandene resultierende Kraftkomponente zufolge des fehlenden Anstellwinkels bedingt eine geringere Gesamtverformung und einen Bohrungsdurchmesser der gleich dem des Bohrers ist. Eine höhere Zähnezahl ($z = 2$) sorgt für effizientere Bearbeitung, während gleichzeitig bei Verschleiß der Schneide nur die Wechselbohrspitze ausgetauscht werden muss.

2.2.3 Dämpfungsuntersuchung von additiv gefertigten Wendeplattenbohrern

Mit besonderem Augenmerk auf das Dämpfungsverhalten wurden in [39] Wendeplattenbohrer-Grundkörper untersucht, die mittels additivem selektivem

Laserschmelz-Verfahren hergestellt wurden. Ziel war es, die gestalterischen Freiheiten der additiven Fertigung zu nutzen, um durch Strukturoptimierung und mithilfe eines geeigneten Füllmaterials die schwingungsmindernden Eigenschaften des Bohrers zu erhöhen.

In Abbildung 2.13 ist ein solcher additiv gefertigter Wendeplattenbohrer-Grundkörper zu sehen, bei dem die Stützstruktur entfernt wurde, die Nachbearbeitung jedoch noch aussteht.

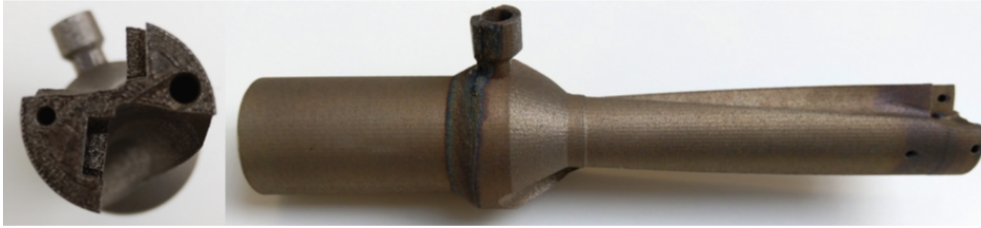


Abb. 2.13: Additiv hergestellter Wendeplattenbohrer-Grundkörper, unbearbeitet, nach Entfernung der Stützstruktur [39]

Um das Dämpfungsvermögen zu quantifizieren, wurden die additiv hergestellten Wendeplattenbohrer mit einem handelsüblichen Wendeplattenbohrer derselben Größe verglichen. Abbildung 2.14 zeigt die unterschiedlichen Bohrkörper; diese sind

1. ein additiv hergestellter Bohrkörper befüllt mit Hochleistungsbeton,
2. ein additiv hergestellter Bohrkörper, bei dem das Metallpulver im Hohlraum des Bohrers belassen wurde,
3. ein additiv hergestellter Bohrkörper, der ungefüllt belassen wurde, um eine Referenz zu erhalten, und



Abb. 2.14: Wendeplattenbohrkörper im Vergleich: additiv hergestellt (ersten drei von links) und handelsüblich (rechts) [39]

4. ein handelsüblicher Wendeplattenbohrer, dessen äußere Abmessungen als Vorlage für die gedruckten Bohrkörper diene.

Bei den ersten drei Bohrkörpern wurde der Hohlraum mit Strukturen versehen, um die Steifigkeit zu erhöhen. Die Wahl dieser Strukturen ist beim ersten Bohrkörper allerdings eingeschränkt, da dieser im Nachhinein mit teils grobkörnigem Hochleistungsbeton befüllt wurde. Der zweite Bohrer, bei dem das nicht verschmolzene Metallpulver die Füllung darstellt, konnten komplexere innere Strukturen realisiert werden.

Ebenjener Bohrkörper, der mit komplexen Innenstrukturen und einer Metallpulverfüllung ausgestattet ist, zeigte bei den praktischen Bohrversuchen ein stark erhöhtes Dämpfungsvermögen im Vergleich zum originalen Wendeplattenbohrer.

Kapitel 3

Ziele und Methodik

Die umfassende Literaturrecherche in Kapitel 2 hat gezeigt, dass der Prozess des Wendplattenbohrens nach wie vor Gegenstand aktueller Forschungen ist und großes Verbesserungspotential bietet. Vielversprechende Entwicklungen, wie sie in den Kapiteln 2.2.2 und 2.2.3 geschildert wurden, haben allerdings noch keine Marktreife erreicht. Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich damit, welche Maßnahmen zur Effizienzsteigerung mithilfe instrumentierter Werkzeugaufnahmen bei handelsüblichen Werkzeugen getroffen werden können.

Im Gegensatz zu den Untersuchungen, die in Kapitel 2.2.1 beschrieben wurden, werden nicht die Ursachen für die Entstehung von unerwünschten Schwingungen untersucht, sondern es wird aufbauend auf dem vorhandenen Wissen nach Möglichkeiten gesucht, die eine In-Prozess-Überwachung für den laufenden Betrieb ermöglichen. In den folgenden Kapiteln sollen die Potentiale des in Kapitel 1.2 beschriebenen ICOTronic Systems zur Schwingungsdatenerfassung im Hinblick auf den Prozess des Wendplattenbohrens identifiziert werden. Die bereits erwähnten möglichen Anwendungsgebiete dieses Messsystems sind

1. das Speichern und Verarbeiten von Messdaten für das anschließende **Postprocessing**,
2. die **In-Prozess-Überwachung** des Werkzeugs mit dem Fokus auf Standzeitoptimierung und
3. die **In-Prozess-Regelung** von Vorschub und Drehzahl, wie sie bereits für das Fräsen erfolgreich implementiert wurde.

Der erste Punkt wurde mit der erfolgreichen Implementierung des ICOTronic Systems bereits im Vorfeld dieser Arbeit erfüllt und bildet die Grundvoraussetzung für alle weiteren Untersuchungen des Systems. Die Realisierbarkeit der anderen beiden Punkte gilt, es zu erforschen, wobei der Fokus dieser Arbeit auf der In-Prozess-Überwachung liegt. Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Untersuchung von Wendplatten-Bohrprozessen mithilfe instrumentierter Werkzeugaufnahmen und durch Analyse der generierten Prozessdaten Aussagen über die Stabilität des Prozesses sowie den Zustand des Werkzeugs zu treffen.

3.1 Forschungsfragen

- Gibt es einen Zusammenhang zwischen den Signalen der sensorischen Werkzeugaufnahme und dem Zustand der Schneide beim Wendeplattenbohren?
- Wenn Ja, inwiefern kann von den Signalen der sensorischen Werkzeugaufnahme und deren Änderung über die Zeit auf den Verschleißzustand der Schneide geschlossen werden?
- Lassen sich darüber hinaus Zusammenhänge zwischen dem Signal der sensorischen Werkzeugaufnahme und der Qualität der entstandenen Bohrung herstellen?
- Sind für die Auswertung der Signale die radialen oder die axialen Beschleunigungen aussagekräftiger?
- Kann mithilfe der sensorischen Werkzeugaufnahme auf die Auslenkung des Wendeplattenbohrers aufgrund der Anstellung der Wendeplatten geschlossen werden?
- Kann in weiterer Folge aus dieser Auslenkung auf den Durchmesser der entstandenen Bohrung geschlossen werden?

3.2 Methodik

Um diese Forschungsfragen zu beantworten, wurde ein Versuchsaufbau erstellt, der in Kapitel 5 beschrieben wird. Mit diesem Versuchsaufbau können einerseits die Beschleunigungsdaten aufgezeichnet werden und andererseits in regelmäßigen Abständen der Verschleiß der Wendeplatten qualitativ bestimmt werden. Anschließend werden die entstandenen Bohrungen vermessen, um den Durchmesser, die Rundheit und die Zylindrizität zu bestimmen. In Kapitel 6 werden die Ergebnisse aller Messungen gegenübergestellt, um Zusammenhänge zu identifizieren.

Zuvor werden in Kapitel 4 Voruntersuchungen zum allgemeinen Verhalten des Messsystems als auch des Bohrwerkzeugs durchgeführt. Hierzu zählen der Einfluss der Rotationsbewegung und der Zentripetalbeschleunigung auf das Messsignal auf Seiten des ICOtronic Systems und die Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften des Bohrer-Werkzeugaufnahme-Systems auf der Seite des Werkzeugs. Diese Zusammenhänge sollen genutzt werden, um ein Modell für die Auslenkung sowie die Oberflächengüte der Bohrung zu erstellen. Wesentlicher Teil dieser Arbeit ist es, festzustellen, welche Parameter neben dem Sensorsignal noch erfasst werden müssen, um diese Zusammenhänge herzustellen.

Kapitel 4

Voruntersuchungen

Bevor die experimentellen Untersuchungen mit dem Wendepplattenbohrer durchgeführt werden, finden theoretische und praktische Untersuchungen statt, um einerseits die statischen Eigenschaften des Bohrer-Werkzeugaufnahme-Systems zu quantifizieren und andererseits auf die Besonderheiten des Messsystems einzugehen. Diese beinhalten die Richtungsabhängigkeit des Messsignals sowie den Einfluss der Zentripetalbeschleunigung auf ebenjenes.

Die Integration des Beschleunigungssensors in die Werkzeugaufnahme bietet viele Vorteile, wie beispielsweise der geringe und konstant bleibende Abstand zwischen dem Sensor und den Werkzeugschneiden. Die Orientierung des Sensors und somit jene Achse, in der die Messung stattfindet, rotiert mit der Drehzahl der Spindel bzw. des Werkzeugs, weshalb die Beschleunigungsdaten der sensorischen Werkzeugaufnahme nicht direkt mit Beschleunigungsdaten eines stationären Sensors, der beispielsweise am Maschinentisch befestigt ist, verglichen werden können.

In den folgenden Kapiteln wird gezeigt, dass sich bei mitrotierenden Sensoren einerseits die gemessenen Frequenzen nicht mit den tatsächlich auftretenden Frequenzen decken und andererseits die Drehzahl einen wesentlichen Einfluss auf die sogenannte Vorlast des Messsignals hat. Anschließend wird noch eine FE-Analyse durchgeführt, um die Auslenkung des Bohrers im Einsatz zu quantifizieren.

4.1 Vorlast durch Zentripetalbeschleunigung

Um zu verstehen, welche Beschleunigungen mit der sensorischen Werkzeugaufnahme gemessen werden, wird zunächst die Kinematik des Beschleunigungssensors bestimmt. Die Ergebnisse werden anschließend mithilfe von praktischen Tests überprüft und Konsequenzen für Messungen im Betrieb abgeleitet.

4.1.1 Mechanisches Ersatzmodell

In Abbildung 4.1 wurde der Beschleunigungssensor (grün) in einer allgemeinen Lage eingezeichnet. Das inertialfeste Koordinatensystem (Index „0“) wurde so ausgerichtet, dass die \vec{e}_{z0} -Achse und die Drehachse der Werkzeugaufnahme parallel sind.

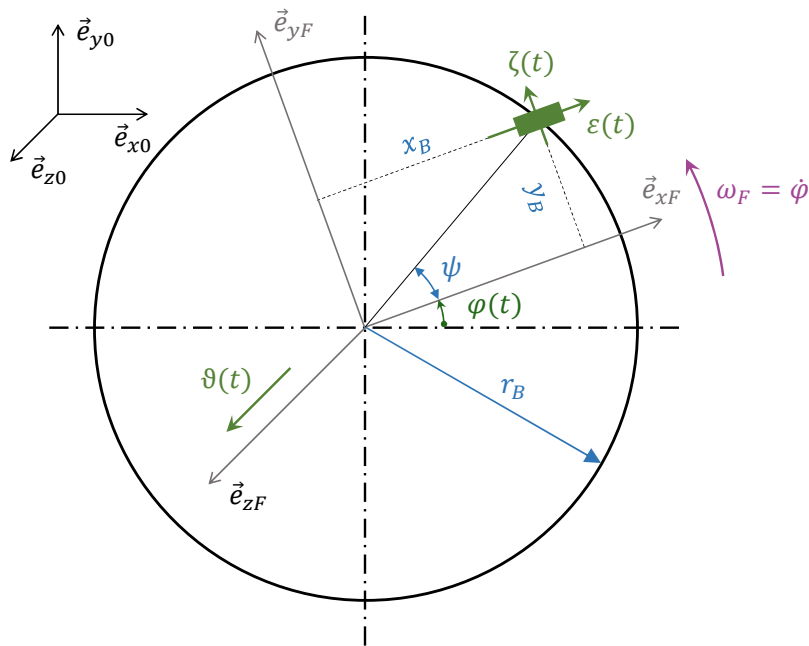


Abb. 4.1: Bewegung des Beschleunigungssensors

Die Bewegung des Sensors wird zur besseren Übersicht in einem Führungskoordinatensystem (Index „F“) angeschrieben. Dieses Führungssystem ist mit der Werkzeugaufnahme fest verbunden und orientiert sich einerseits an der Drehachse (\vec{e}_{zF}) und andererseits an der Ausrichtung des Beschleunigungssensors (\vec{e}_{xF}).

Fertigungsbedingt ist es aufwendig, den Beschleunigungssensor so zu positionieren, dass er genau auf der Drehachse liegt. Die Exzentrizität des Sensors kann über den Radius r_B und den Winkel ψ beschrieben werden oder über die Normalabstände x_B in \vec{e}_{xF} - bzw. y_B in \vec{e}_{yF} -Richtung. Der Zusammenhang lautet hier gemäß Abbildung 4.1

$$x_B = r_B \cos(\psi) \quad \text{bzw.} \quad (4.1)$$

$$y_B = r_B \sin(\psi). \quad (4.2)$$

Superposition der Bewegungen

Die Bewegung des Beschleunigungssensors setzt sich zusammen aus

1. der globalen Bewegung der Spindel samt Werkzeugaufnahme und Werkzeug entlang der Vorschubachsen der Werkzeugmaschine (beschrieben durch den G-Code),
2. der Drehbewegung der Spindel, die eine Bewegung des Sensors auf der Kreisbahn mit dem Radius r_B zur Folge hat, und
3. einer räumlichen Störbewegung, die auf unterschiedliche Schwingungen der Werkzeugaufnahme - beispielsweise aus dem Bearbeitungsprozess - zurückzuführen ist.

Die Bewegung des Werkzeugs im Maschinenraum (1), die die Bearbeitung des Werkstücks sicherstellt, ist für unterschiedliche Anwendungsfälle verschieden. In einem ersten Schritt wird nur die Bewegung bei stationären Bedingungen betrachtet. Das bedeutet, dass die Bewegung der Vorschubachsen geradlinig und mit konstanter Geschwindigkeit erfolgt.

Die Drehbewegung des Sensors (2) zufolge der Exzentrizität findet bei einer Drehzahl $n > 0$ immer statt. Die einzige Ausnahme stellt hier der Sonderfall $r_B = 0$ dar, der praktisch nicht realisierbar ist. Die Größenordnung von r_B befindet sich, wie später gezeigt wird, idealerweise im Bereich von wenigen Hundertstel Millimetern. Im Zehntel-Millimeterbereich kann es – je nach Messbereich des Sensors – bei hohen Drehzahlen aufgrund der Zentripetalbeschleunigung bereits zu einer Sättigung des Beschleunigungssensors kommen.

Die sogenannte Störbewegung (3) umfasst alle Bewegungen, die weder aus der Vorschubbewegung noch aus der Drehbewegung kommen. Hierzu zählen Lager-vibrationen, Strukturschwingungen und Schwingungen, die aus dem Bearbeitungsprozess resultieren. Diese Schwingungen sind in der Regel räumliche Bewegungen und werden für die folgende Betrachtung im Führungskoordinatensystem angeschrieben als:

- $\varepsilon(t)$ in \vec{e}_{xF} -Richtung bzw. in Messrichtung
- $\zeta(t)$ in \vec{e}_{yF} -Richtung bzw. quer zur Sensorrichtung
- $\vartheta(t)$ in \vec{e}_{zF} -Richtung bzw. in Achsrichtung der Werkzeugaufnahme

Für sämtliche Schwingungen, die in der Störbewegung enthalten sind, wird angenommen, dass der Mittelwert über einen Zeitraum, der lange genug ist – beispielsweise die Beobachtungsdauer T –, Null ist. Diese Annahme kann leicht plausibel gemacht werden, da ein Mittelwert ungleich Null bedeuten würde, dass der Beschleunigungssensor gegenüber der Werkzeugaufnahme seine Position ändert. Mathematisch kann diese Annahme als

$$\frac{1}{T} \int_0^T \varepsilon(t) dt = 0 \quad (4.3)$$

formuliert werden. Analoges gilt für $\zeta(t)$ und $\vartheta(t)$.

Berechnung der mittleren Beschleunigung

Zur Bestimmung der Geschwindigkeit bzw. der Beschleunigung des Sensors werden die Methoden der Relativkinematik nach [31] angewendet. Die Führungswinkelgeschwindigkeit lässt sich direkt aus der Drehzahl zu

$$\omega_F = \frac{2\pi n}{60} \quad (4.4)$$

berechnen, was einer Umrechnung von U/min in s^{-1} entspricht. Unter der bereits erwähnten Annahme eines stationären Zustandes wird ω_F als konstant angenommen.

Der relative Lagevektor des Beschleunigungssensors, angeschrieben im Führungskoordinatensystem, lautet

$$\underline{r}_{r|F} = \begin{pmatrix} x_B + \varepsilon(t) \\ y_B + \zeta(t) \\ \vartheta(t) \end{pmatrix}. \quad (4.5)$$

Gemeinsam mit dem Vektor der Führungswinkelgeschwindigkeit

$$\underline{\omega}_{F|F} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \omega_F \end{pmatrix} \quad (4.6)$$

ergibt sich für die Geschwindigkeit des Beschleunigungssensors

$$\underline{v}_{B|F} = \underline{v}_{0_F} + \begin{pmatrix} -\omega_F (y_B + \zeta(t)) \\ \omega_F (x_B + \varepsilon(t)) \\ 0 \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \dot{\varepsilon}(t) \\ \dot{\zeta}(t) \\ \dot{\vartheta}(t) \end{pmatrix}, \quad (4.7)$$

wobei \underline{v}_{0_F} die Geschwindigkeit des Führungssystems – was in diesem Fall der Vorschubbewegung entspricht – darstellt. Unter den bereits genannten Annahmen gilt für die weiteren Berechnungen

$$\underline{a}_{0_F} = \frac{d}{dt} \underline{v}_{0_F} = \underline{0}. \quad (4.8)$$

Daraus ergibt sich für die Beschleunigung

$$\underline{a}_{B|F} = -\omega_F^2 \begin{pmatrix} x_B + \varepsilon(t) \\ y_B + \zeta(t) \\ 0 \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \ddot{\varepsilon}(t) \\ \ddot{\zeta}(t) \\ \ddot{\vartheta}(t) \end{pmatrix} + 2\omega_F \begin{pmatrix} -\dot{\zeta}(t) \\ \dot{\varepsilon}(t) \\ 0 \end{pmatrix}. \quad (4.9)$$

Wird nur der Anteil der Beschleunigung in \vec{e}_{x_F} -Richtung, sprich in Sensorrichtung, betrachtet und davon der Mittelwert gebildet, beträgt dieser

$$\begin{aligned} \bar{a}_{Bx|F} &= \frac{1}{T} \int_0^T (-\omega_F^2 x_B - \omega_F^2 \varepsilon(t) + \ddot{\varepsilon}(t) - 2\omega_F \dot{\zeta}(t)) dt \\ &= -\omega_F^2 x_B \underbrace{\frac{1}{T} \int_0^T dt}_{=1} - \omega_F^2 \underbrace{\frac{1}{T} \int_0^T \varepsilon(t) dt}_{=0} + \underbrace{\frac{1}{T} \int_0^T \ddot{\varepsilon}(t) dt}_{=0} - 2\omega_F \underbrace{\frac{1}{T} \int_0^T \dot{\zeta}(t) dt}_{=0} \\ &= -\omega_F^2 x_B = -\omega_F^2 r_B \cos(\psi), \end{aligned} \quad (4.10)$$

wobei die Identität aus Gleichung 4.3 und die Tatsache verwendet wurde, dass Integration und Differentiation vertauscht werden dürfen. Analog dazu berechnet sich der Mittelwert in \vec{e}_{y_F} -Richtung zu

$$\bar{a}_{By|F} = -\omega_F^2 y_B = -\omega_F^2 r_B \sin(\psi). \quad (4.11)$$

Die Beschleunigung in der dritten Koordinatenrichtung \vec{e}_{zF} , die gleichzeitig jener Beschleunigung in \vec{e}_{z0} entspricht, lautet

$$\bar{a}_{Bz|F} = \frac{1}{T} \int_0^T \ddot{\vartheta}(t) dt = 0. \quad (4.12)$$

In Vektorschreibweise lautet die gemittelte Beschleunigung

$$\bar{\underline{a}}_{B|F} = \omega_F^2 \begin{pmatrix} -x_B \\ -y_B \\ 0 \end{pmatrix} = \omega_F^2 r_B \begin{pmatrix} -\cos(\psi) \\ -\sin(\psi) \\ 0 \end{pmatrix} \quad (4.13)$$

und ist somit stets in Richtung des Drehmittelpunkts orientiert (siehe Abbildung 4.1).

Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

- Das vorliegende Modell (Abbildung 4.1) zur Bestimmung der Beschleunigung des Sensors gilt nur für stationäre Bedingungen, sprich konstante Drehzahl und konstante, geradlinige Vorschubbewegung (Gleichung 4.8).
- Für den Fall von Drehzahländerungen oder Beschleunigungen der Vorschubachsen wird Gleichung 4.8 nicht mehr erfüllt und das Modell muss entsprechend erweitert werden.
- Die Position des Sensors relativ zur Drehachse besteht aus zwei voneinander unabhängigen Größen x_B und y_B , die auch über die Polardarstellung mittels r_B und ψ in Gleichung 4.1 bzw. 4.2 erfolgen kann.
- Unter den getroffenen Annahmen (Gleichungen 4.3 und 4.8) entspricht der Mittelwert der Beschleunigung der Zentripetalkraft und ist nur von der Position des Sensors in der Werkzeugaufnahme und der Winkelgeschwindigkeit abhängig.
- Die Zentripetalkraft ist direkt proportional zum Quadrat der Winkelgeschwindigkeit ω_F bzw. der Drehzahl n (Gleichung 4.13).
- Die Exzentrizität des Sensors in Form der Abstände x_B und y_B bzw. r_B fließen dabei als lineare Faktoren in die Gleichung 4.13 ein.
- Bei einachsiger Messung kann nur der Abstand x_B berechnet werden. Es sind keine Rückschlüsse auf y_B , r_B oder ψ möglich (Gleichung 4.10).

4.1.2 Leersignalmessung zur Bestimmung der Zentripetalbeschleunigung

Im vorangegangenen Kapitel konnte gezeigt werden, dass der Mittelwert des Beschleunigungssignals proportional mit dem Quadrat der Drehzahl ansteigt. Voraussetzung hierfür ist, dass der Sensor nicht exakt mit der Drehachse fluchtet – was fertigungsbedingt ohnehin schwierig wäre – und so eine Zentripetalbeschleunigung auftritt.

Die Abweichung x_B des Sensors in Sensorrichtung (siehe Abbildung 4.1) kann experimentell ermittelt werden. Für diese Messungen müssen die stationären Bedingungen aus Gleichung 4.8 in Kapitel 4.1.1 erfüllt werden – sprich konstante und geradlinige Vorschubbewegung und konstante Drehzahl.

Signalkomponenten

Im Allgemeinen besteht ein Beschleunigungssignal der sensorischen Werkzeugaufnahme aus mehreren Komponenten. Diese sind

1. Rauschen, wobei zwischen System- und Quantifizierungsrauschen zu unterscheiden ist,
2. selbsterregte Schwingungen, wie beispielsweise Lagervibrationen oder Strukturschwingungen, und
3. fremderregte Schwingungen, die zum Beispiel aus dem Bearbeitungsprozess resultieren.

Während Rauschen immer vorhanden ist, kommen selbsterregte Schwingungen erst bei eingeschalteter Spindel hinzu. Fremderregte Schwingungen spielen erst bei der Interaktion des Werkzeugs mit dem Werkstück eine Rolle. Vibrationen, die außerhalb der Werkzeugmaschine stattfinden, können ebenfalls zu fremderregten Schwingungen führen; diese sind hier zur Vollständigkeit erwähnt, werden aber in weiterer Folge nicht näher untersucht.

Unter einem Leersignal wird im Folgenden das aufgezeichnete Beschleunigungssignal der sensorischen Werkzeugaufnahme bezeichnet, das bei ruhenden Vorschubachsen aufgezeichnet wird. Da das Werkzeug dabei nicht mit dem Werkstück in Kontakt kommt, fließen die Beschleunigungssignale aus dem Bearbeitungsprozess nicht mit hinein. Lagervibrationen der Spindel und Strukturschwingungen haben jedoch auch hier – bei einer Drehzahl größer Null – einen Einfluss auf das Signal; dieser Einfluss beschränkt sich allerdings auf die Ausschlagsgröße und nicht auf den Mittelwert des Signals.

Leersignalmessungen

Um die Abhängigkeit des mittleren Beschleunigungssignals

$$\bar{a}_{xB}(\omega_F) = x_B \omega_F^2 \quad (4.14)$$

zu bestimmen, wurden Leersignale bei unterschiedlichen Drehzahlen aufgezeichnet. Die Drehzahl betrug dabei zu Beginn $n = 0$ U/min und wurde schrittweise um 1.000 U/min bis zu einer Drehzahl von $n = 9.000$ U/min gesteigert. Dabei wurde die Drehzahl jeweils für 10 Sekunden konstant gehalten, um stationäre Bedingungen sicherzustellen.

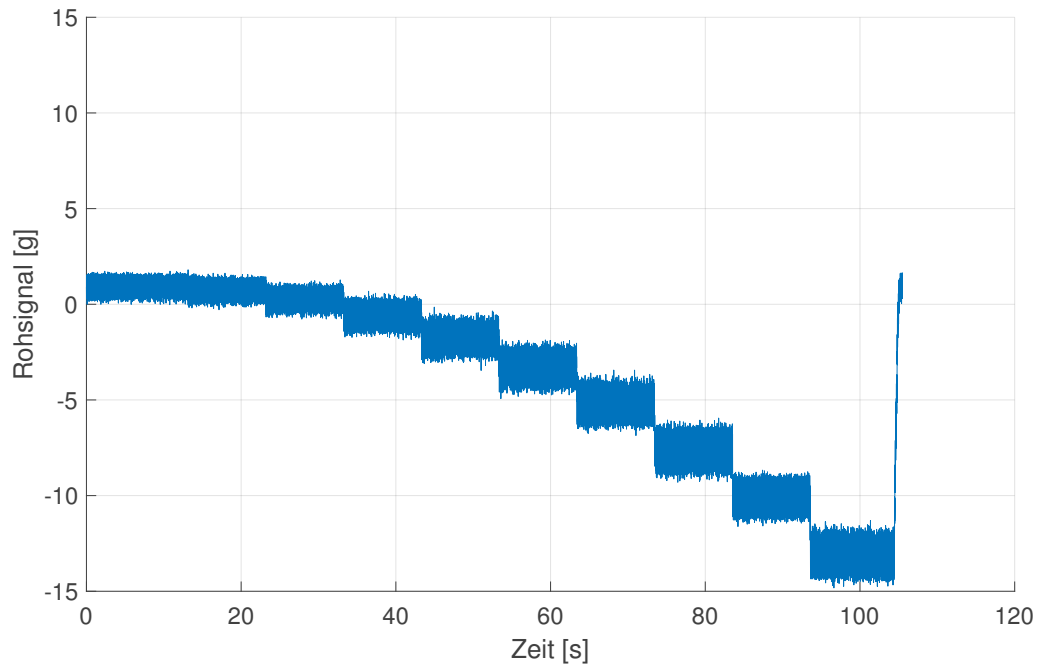


Abb. 4.2: Leersignal bei schrittweiser Erhöhung der Drehzahl

Das Beschleunigungssignal einer solchen Messung wird in Abbildung 4.2 dargestellt. Hier wurde das Beschleunigungssignal bereits in g umgerechnet. Die Drehachse der sensorischen Werkzeugaufnahme stand dabei senkrecht, weshalb die Erdbeschleunigung von $1\text{ g} = 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}$ nicht in die Messung einfließt. Die einzelnen Abschnitte konstanter Drehzahl wurden ausgewertet, deren Mittelwert gebildet und über der Drehzahl aufgetragen.

Diese Werte sind als Messpunkte in Abbildung 4.3 aufgetragen und lassen bereits einen quadratischen Verlauf erahnen. Es wird auch ersichtlich, dass mit der Gleichung 4.14 nicht das Auslangen gefunden werden kann, da die Beschleunigung bei einer Drehzahl von $n = 0\text{ U/min}$ nicht verschwindet. Deshalb muss die Funktion für die mittlere Beschleunigung erweitert werden und lautet nunmehr

$$\bar{a}_{xB}(\omega_F) = x_B \omega_F^2 + \bar{a}_{x0}. \quad (4.15)$$

Die Bestimmung des Parameters \bar{a}_{x0} kann direkt über

$$\bar{a}_{xB}(0) = \bar{a}_{x0} \quad (4.16)$$

erfolgen und beträgt für den gegebenen Fall

$$\bar{a}_{x0} = 0,9027\text{ g} = 8,8555 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}. \quad (4.17)$$

Für die Berechnung des Parameters x_B wird nur ein weiterer Messpunkt benötigt. Deshalb wird x_B für jeden der 9 vorhandenen Messpunkte einzeln berechnet und der Mittelwert gebildet. Für die gegebene Werkzeugaufnahme ergibt sich im Mittel eine

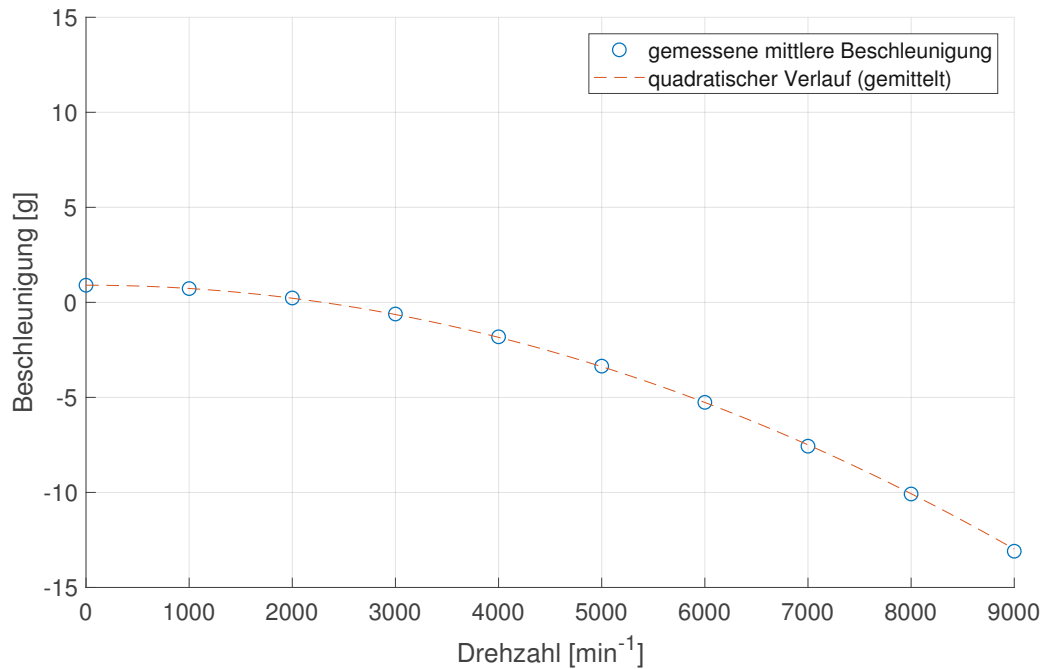


Abb. 4.3: Verlauf der mittleren Beschleunigung in Abhängigkeit der Drehzahl

Exzentrizität von

$$x_B = -0,1533 \text{ mm} \quad (4.18)$$

bei einer Standardabweichung von 0,0027 mm. Das negative Vorzeichen ist auf die Orientierung des Sensors in der Werkzeugaufnahme zurückzuführen und spiegelt sich auch in der negativen Steigung des Graphen in Abbildung 4.3 wider. Aufgrund der geringen Streuung der Werte, kann davon ausgegangen werden, dass das Modell in Gleichung 4.15 eine gute Abbildung der Realität ist und demnach auch die Annahmen aus Kapitel 4.1.1 korrekt sind.

Messbereich und Vorlast

Der begrenzte Messbereich des Beschleunigungssensors führt unweigerlich dazu, dass ab einer bestimmten Drehzahl ebendieser Messbereich allein durch den Einfluss der Zentripetalbeschleunigung überschritten wird. Die mittlere Beschleunigung zufolge der Zentripetalkraft in Gleichung 4.15 kann auch als sogenannte *Vorlast* verstanden werden, um welche sich der ursprüngliche Messbereich bei der jeweiligen Drehzahl verkleinert.

Für die untersuchte sensorische Werkzeugaufnahme wurde die mittlere Beschleunigung bzw. die Vorlast für einen Drehzahlbereich von 0 bis 30.000 U/min bestimmt und in Abbildung 4.4 dargestellt. Dabei wurde festgestellt, dass der Messbereich von ± 100 g ab einer Drehzahl von 24.260 U/min allein durch die Zentripetalbeschleunigung überschritten wird.

Für die Praxis heißt das allerdings nicht, dass Messungen bei Drehzahlen bis 24.260 U/min möglich sind. Es muss noch eine *Reserve* bestehen bleiben, damit die

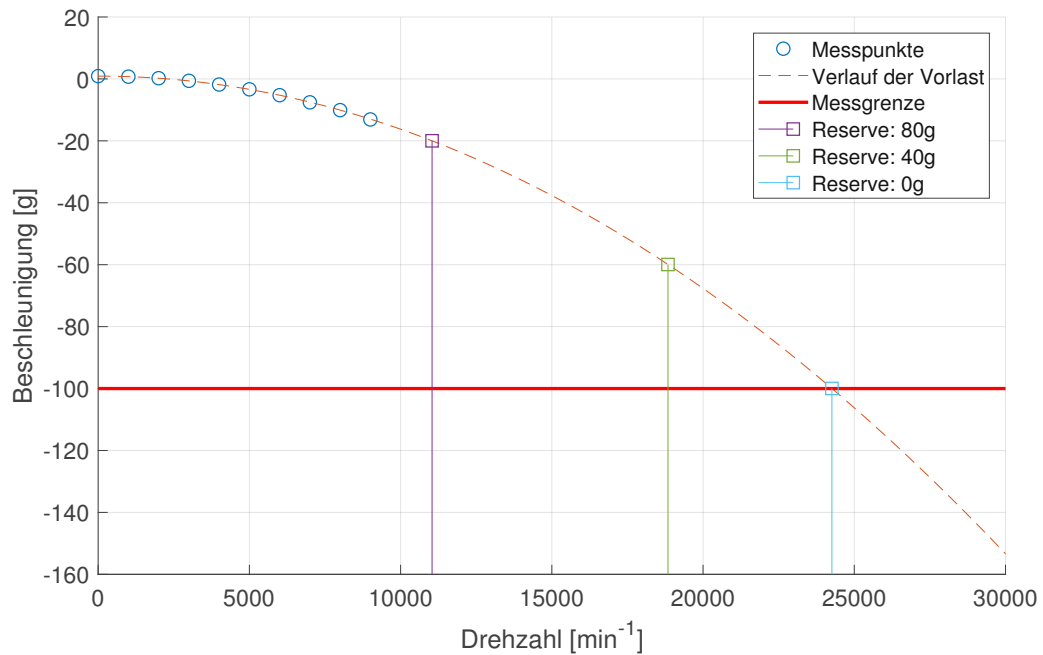


Abb. 4.4: Verlauf der sogenannten *Vorlast* im Beschleunigungssignal in Abhängigkeit der Drehzahl

Ausschlagsgröße ebenfalls innerhalb des Messbereichs bleibt. Wie groß diese Reserve sein muss, hängt von der jeweiligen Bearbeitung und der damit verbundenen tatsächlichen Ausschlagsgröße zusammen.

Für die Bohrversuche in Kapitel 5 beträgt der maximale Ausschlag beispielsweise rund 40 g (gemessen bei einer Drehzahl von ca. 7.000 U/min), dadurch ergibt sich eine maximale Drehzahl von 18.840 U/min. Wenn die Reserve mit einem Sicherheitsfaktor von 2 beaufschlagt wird, dürfen nur noch Drehzahlen bis 11.040 U/min gefahren werden, um eine Sättigung des Sensors zu vermeiden. Diese Grenzen sind in Abbildung 4.4 ebenfalls dargestellt.

Umgekehrt kann gefordert werden, dass für das Erreichen einer geforderten Drehzahl, bei der noch eine Messung möglich ist, eine bestimmte Exzentrizität des Sensors nicht überschritten werden darf. Unter Beachtung der Reserve ist bei der gegenständlichen Werkzeugaufnahme ohne Sicherheitsfaktor eine Exzentrizität von $|x_B| < 0,06$ mm anzustreben, wenn die Messung bei einer Drehzahl von 30.000 U/min noch möglich sein soll.

Vergleich der Vorlast bei unterschiedlichen Werkzeugaufnahmen

Neben der bisher betrachteten Werkzeugaufnahme wurden noch zwei weitere sensorische Werkzeugaufnahmen dem beschriebenen Drehzahltest unterworfen. Diese Werkzeugaufnahmen sind mit Beschleunigungssensoren in allen drei Achsen ausgestattet und befinden sich zum Zeitpunkt der Messungen noch im Entwicklungsstadium. Außerdem weisen diese einen anderen Messbereich auf. Da die Zentripetalkraft

nur in radialer Richtung wirkt, ist nur eine Auswertung in den beiden radialen Achsen sinnvoll.

Aus den Leersignalen wurden, wie bereits für die andere Werkzeugaufnahme beschrieben, die Parameter x_B und \bar{a}_{x0} bzw. für die zweite radiale Achse y_B und \bar{a}_{y0} bestimmt und in Tabelle 4.1 zusammengefasst. Zusätzlich wurde noch jene Drehzahl n_{max} bestimmt, bei der die Zentripetalbeschleunigung die Grenze des Messbereichs erreicht.

Auffällig ist hier einerseits, dass die Exzentrizität von Werkzeugaufnahme zu Werkzeugaufnahme in relativ hohem Maße schwankt, was von der Positionierungsgenauigkeit des Sensors in der Werkzeugaufnahme abhängt, und, dass die Vorlast bei allen Sensoren einen signifikanten statischen Term (\bar{a}_{x0} bzw. \bar{a}_{y0}) aufweist.

Die vergleichsweise große Exzentrizität in der Y-Achse der Werkzeugaufnahme Nr. 224 führt, gepaart mit dem geringen Messbereich, dazu, dass der Sensor bereits ab Drehzahlen über 7.331 U/min unbrauchbar wird, wobei hier keine Reserve für die Ausschlagsgröße berücksichtigt wurde.

STH Nr.	Messbereich [g]	Messrichtung	x_B bzw. y_B [mm]	\bar{a}_{x0} bzw. \bar{a}_{y0} [g]	n_{max} [U/min]
218	± 100	X	-0,1533	0,9027	24.263
216	± 200	X	0,3304	-3,5332	23.475
		Y	0,4413	-4.7102	20.371
224	± 40	X	0,0332	-7,8005	35.891
		Y	-0,5823	-5,0182	7.331

Tab. 4.1: Exzentrizität und Vorlast bei unterschiedlichen Werkzeugaufnahmen; Bestimmung der maximalen Drehzahl ohne Reserve

Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

- Leersignale sind Signale aus Messungen mit der sensorischen Werkzeugaufnahme, bei denen die Vorschubachsen stillstehen und somit keine Bearbeitung stattfindet, die Spindel aber eingeschaltet sein kann.
- Aus zwei stationären Leersignalen bei jeweils konstanter Drehzahl kann der Zusammenhang zwischen der mittleren Beschleunigung \bar{a}_{xB} und der Drehzahl bestimmt werden, und zwar indem die Parameter x_B und \bar{a}_{x0} in Gleichung 4.15 berechnet werden.
- Die Leersignalmessungen bei mehreren unterschiedlichen Drehzahlen bestätigen den quadratischen Zusammenhang zwischen der Drehzahl und der mittleren Beschleunigung und somit die Annahmen aus Kapitel 4.1.1.

- Der Parameter x_B bzw. y_B in Gleichung 4.15 bzw. in Tabelle 4.1 entspricht der Abweichung des Sensors von der Drehachse der Werkzeugaufnahme in der jeweiligen Koordinatenrichtung.
- Für die Vorlast \bar{a}_{x0} bzw. \bar{a}_{y0} des Messsignals bei stehender Spindel gibt es keine plausible mechanische Erklärung – die Erdbeschleunigung kann aufgrund der Orientierung der Werkzeugaufnahme ausgeschlossen werden – und ist möglicherweise auf die Kalibrierung des Sensors zurückzuführen.
- Abhängig vom Messbereich des Beschleunigungssensors und dem Verlauf der mittleren Beschleunigung $\bar{a}_{xB}(\omega_F)$ wird der Drehzahlbereich, in dem Messungen stattfinden können, beschränkt.
- Zusätzlich wird der Drehzahlbereich durch die tatsächlich auftretende Ausschlagsgröße der Beschleunigung begrenzt, die je nach Bearbeitungsfall stark variieren kann.
- Bei einem Messbereich von ± 100 g darf die Exzentrizität maximal 0,06 mm betragen, wenn bei einer Drehzahl von 30.000 U/min Beschleunigungsausschläge in der Höhe, wie sie bei den Versuchen in Kapitel 5 vorkommen, noch korrekt gemessen werden sollen.

4.2 Frequenzmodulation

Die Rotationsbewegung des Beschleunigungssensors hat neben der Vorlast durch die Zentripetalbeschleunigung noch eine weitere wichtige Auswirkung auf die Signalentstehung, die in [30] hergeleitet und erläutert wird. Es macht einen wesentlichen Unterschied, ob die Messung eines Beschleunigungssignals in einem inertialfesten Messsystem erfolgt oder in einem rotierenden.

Signal im Zeitbereich

Zur Veranschaulichung kann zunächst wiederum Abbildung 4.1 betrachtet werden. Ein im Inertialsystem konstantes Signal erscheint bei inertialfester Messung auch als konstantes Signal, wie in Abbildung 4.5 als rote Linie dargestellt. Bei Messung mit der sensorischen Werkzeugaufnahme hingegen erscheint dasselbe Signal als Kosinusschwingung (blaue Linie).

Dabei weist das Signal bei der rotierenden Messung zwei Mal einen Nulldurchgang auf und zwar genau dann, wenn die Sensorachse quer zur Richtung des zu messenden Signals steht. Je nach Sensororientierung in Relation zum zu messenden Signal wird dieses demnach in der Regel abgeschwächt oder im Extremfall gar nicht wahrgenommen.

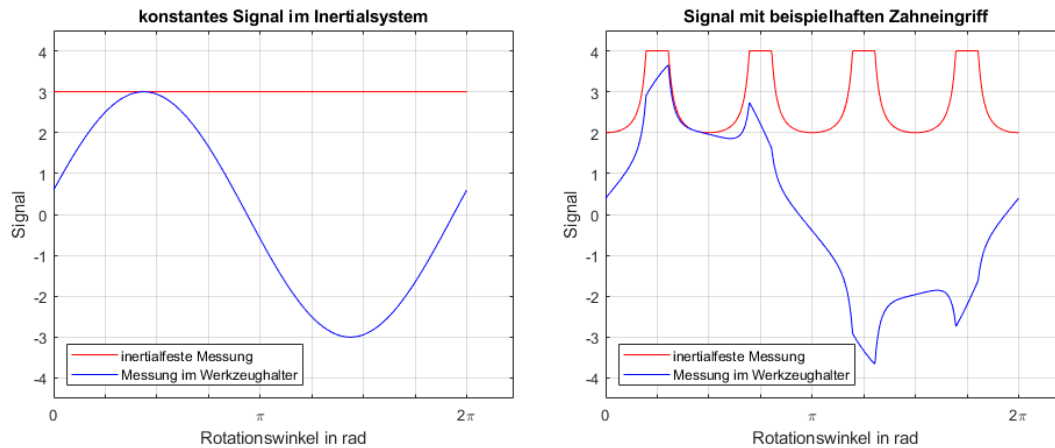


Abb. 4.5: Einfluss der Rotation auf das Zeitsignal [30]

Dieselbe Modulation kann beobachtet werden, wenn statt eines konstanten Signals ein an- und abschwelliges Signal aufgrund eines regelmäßigen Zahneingriffs stattfindet, wie Abbildung 4.5 (rechts) zeigt. Dabei wird von einem idealen Fräser ausgegangen, bei dem die Schneiden gleichmäßig am Umfang verteilt sind und jeder Schneideneingriff dieselbe Abtragsleistung erzielt.

Signal im Frequenzbereich

Als logische Konsequenz führt die Messung im rotierenden System auch im Frequenzspektrum zu einer Modulation, die sich als Verschiebung bzw. Zerfall der spektralen Komponenten bemerkbar macht. Wird das Zeitsignal des Zahneingriffs in den Frequenzbereich transformiert, sind bei inertialfester Messung nur die Zahneingriffsfrequenz und deren Vielfache vorhanden. Bei rotierender Messung hingegen kann gezeigt werden, dass die im inertialfesten Messsystem wahrgenommenen Signalanteile „zerfallen“: Komponenten, die im inertialfesten System bei den Ordnungen bzw. Vielfachen der Zahneingriffsfrequenz liegen, teilen sich auf in eine Ordnung darüber und eine darunter.

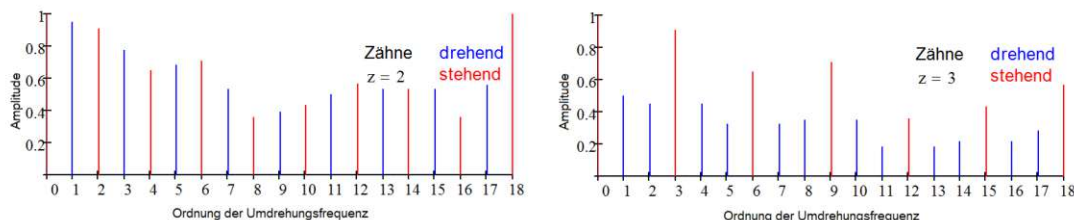


Abb. 4.6: Modulation bei unterschiedlichen Zähnezahlen [30]

Abbildung 4.6 zeigt diese Frequenzmodulation beispielhaft für eine Zähnezahl von $z = 2$ bzw. $z = 3$. Beim zweischneidigen Fräser kommt es zu einer Überlagerung der auf- und abmodulierten Komponenten von benachbarten Ordnungen, während ab einer Schneidenzahl von $z = 3$ keine Addition der Zerfallsprodukte stattfindet.

Die unterschiedliche Höhe der spektralen Komponenten in Abbildung 4.6 ist auf eine willkürliche Wahl der Koeffizienten der Ordnungen zurückzuführen. Die relative oder gar exakte Höhe der Komponenten spielt hier nur eine untergeordnete Rolle, in erster Linie geht es darum, welche der Ordnungen belegt sind und welche nicht.

Schlussfolgerungen der Frequenzmodulation nach [30]

- Bei einachsiger rotierender Beschleunigungsmessung kommt es im Vergleich zur inertialfesten Messung zu einer Modulation des Zeitsignals und somit auch des Frequenzspektrums.
- Ein im Inertialsystem konstantes Signal erscheint in der rotierenden Messung als Kosinusschwingung.
- Beim idealen Fräser mit gleicher Zahnteilung und $z \geq 2$ kommt es zu einer Verschiebung bzw. einem Zerfall von Frequenzkomponenten auf benachbarte Ordnungen der Zahneingriffsfrequenz.
- Der Gleichanteil im inertialfest gemessenen Signal verschiebt sich ebenfalls, und zwar unter anderem auf die Umdrehungsfrequenz.

4.3 FE-Berechnung

Finite Elemente, kurz FE,-Berechnungen sind eine effiziente Methode, um ohne reale Versuche den Verformungs- und Spannungszustand unter einer bestimmten Belastung oder das Eigenschwingungsverhalten eines Systems zu bestimmen. FE-Analysen werden häufig in der Produktentwicklung durchgeführt, wenn noch kein Prototyp vorhanden ist, um spätere Iterationszyklen zu reduzieren.

Für das vorliegende System, bestehend aus dem Wendeplattenbohrer und der sensorischen Werkzeugaufnahme, werden zwei unterschiedliche Berechnungen durchgeführt. Zum einen wird eine Modalanalyse durchgeführt, um herauszufinden, wo die Eigenfrequenzen des Systems liegen. Diese sind für die spätere Datenauswertung wichtig, da sich die Eigenfrequenzen – bzw. deren modulierte Frequenzen, vergleiche dazu Kapitel 4.2 – im Frequenzspektrum des Beschleunigungssignals wiederfinden können.

Zum anderen findet eine statische Analyse statt, um die Verschiebungen der Wendeplatten und des Sensors zufolge der resultierenden Kraft (vgl. Kapitel 2.1.2) abzuschätzen. Diese Analyse dient dazu, die Auslenkung des Bohrers abzuschätzen und den Ergebnissen der Bohrungsvermessung in Kapitel 6 gegenüberzustellen. Zusätzlich wird die Verschiebung des Beschleunigungssensors durch die FE-Analyse bestimmt, damit diese mit der Exzentrizität des Sensors aus Kapitel 4.1.2 verglichen werden kann.

4.3.1 FE-Modell

Für die beiden unterschiedlichen Analysen werden auch zwei unterschiedliche FE-Modelle erzeugt, die sich aber nur in wenigen Aspekten voneinander unterscheiden. Sämtliche Berechnungen werden in SOLIDWORKS 2019 durchgeführt. Die einzelnen Komponenten des Systems sind

- die sensorische Werkzeugaufnahme,
- der Wendeplattenbohrer bestehend aus
 - dem Bohrkörper,
 - der Zentrumsplatte (als vereinfachte Geometrie) und
 - der Peripherieplatte (ebenfalls vereinfacht) und
- der Elektronik inkl. Beschleunigungssensor, die mit Hilfe von Epoxidharz in der Werkzeugaufnahme vergossen ist.

Die vergossene Elektronik wird bei der Modalanalyse nicht berücksichtigt, sondern nur bei der Verschiebungsanalyse, um die geometrische Verlagerung des Sensors selbst zu erhalten.

Für die Berechnungen in diesem Kapitel wurden die folgenden Vereinfachungen angenommen.

- Die Kontaktstellen zwischen den einzelnen Komponenten werden als fester Verbund modelliert. Reibung zwischen den Komponenten wird demnach vernachlässigt.
- Für Werkzeugaufnahme und Bohrer inkl. Wendeplatten wird als Material legierter Stahl angenommen.
- Für die vergossene Elektronik, die nicht nur den Sensor sondern auch die PCBs (Leiterplatten) enthält, wird als Werkstoff Epoxidharz angenommen, da dieser nicht wesentlich zur Steifigkeit des Systems beiträgt.

Vernetzung und Einspannung

Abbildung 4.7 zeigt die Vernetzung des gesamten Systems. Die vergossene Elektronik – in der Abbildung blau eingefärbt – wurde von der Berechnung bei der Modalanalyse ausgeschlossen. Bei der statischen Analyse hingegen wurde diese berücksichtigt, um die Verschiebung an der Stelle des Sensors zu bestimmen.

Die Einspannsituation wird ebenfalls in Abbildung 4.7 – in grün – skizziert und ist für die Modal- und Verschiebungsanalyse dieselbe. Die Kegelfläche sowie die Plananlage des HSK wurden als fixierte Geometrie definiert. Dies entspricht einer idealisierten Bedingung, da die Spindel der Werkzeugmaschine nicht unendlich steif ist. Diese Annahme wird trotzdem als plausibel angenommen, da davon auszugehen ist, dass

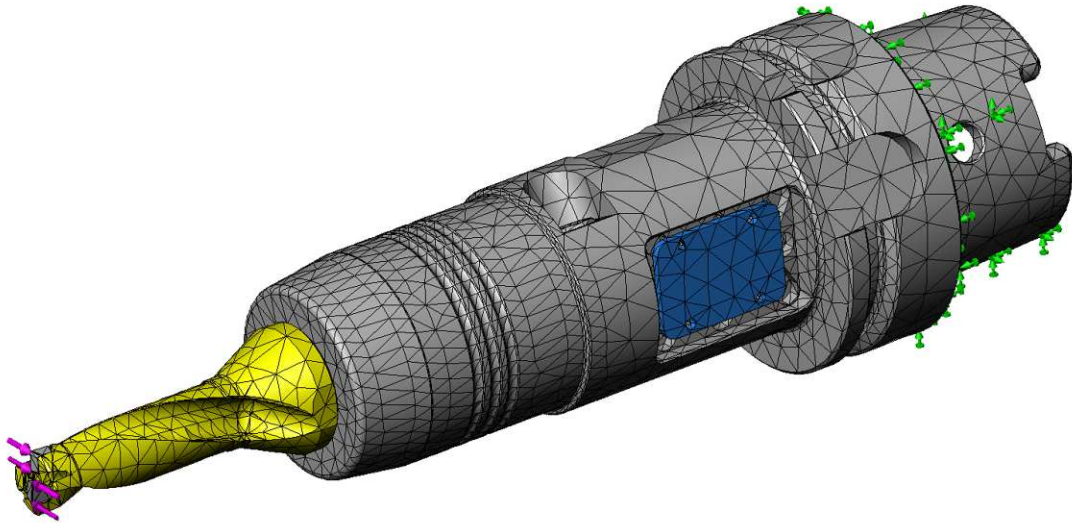


Abb. 4.7: Vernetztes Modell des Bohrer-Werkzeugaufnahme-Systems inkl. Einspannung (grün) und Lastfall (pink)

die Verschiebungen der Spindelschnittstelle klein gegenüber jenen von Werkzeugaufnahme und Bohrer sind.

Lastfall

Für den Lastfall bei der statischen Analyse werden die Ergebnisse der Schnittkraftberechnung aus Kapitel 2.1.2 herangezogen. Basierend auf den Annahmen aus Gleichung 2.8 bzw. 2.9 und den Ergebnissen aus Tabelle 2.2 wird für die Schnittkraft je Wendeplatte ein gerundeter Wert von 550 N angenommen. Die Lastaufbringung erfolgt auf einer schmalen Fläche entlang der Hauptschneiden der beiden Platten, die zuvor konstruktiv in das CAD-Modell der Wendeplatten eingebracht wurde, und ist in Abbildung 4.7 mit pinken Pfeilen skizziert.

Neben der Schnittkraft treten im Allgemeinen noch die Vorschubkraft und die Passivkraft auf, die jeweils im rechten Winkel zueinander stehen. Diese sind aber im Vergleich zur Schnittkraft klein; deshalb werden, wie bei FE-Analysen üblich, alle Kräfte außer den Schnittkräften vernachlässigt.

Für die Modalanalyse ist es nicht notwendig, einen Lastfall zu definieren, da nur das Eigenschwingungsverhalten untersucht wird.

4.3.2 Ergebnisse

Die Ergebnisse der beiden Untersuchungen werden zunächst getrennt betrachtet, um im Anschluss eine gemeinsame Conclusio zu ziehen.

Verschiebungsanalyse

Abbildung 4.8 zeigt die Verschiebung des Systems unter dem beschriebenen Lastfall. Die maximale resultierende Verschiebung tritt, wie zu erwarten war, am äußeren Eck der Peripherieplatte auf und beträgt rund $75 \mu\text{m}$.

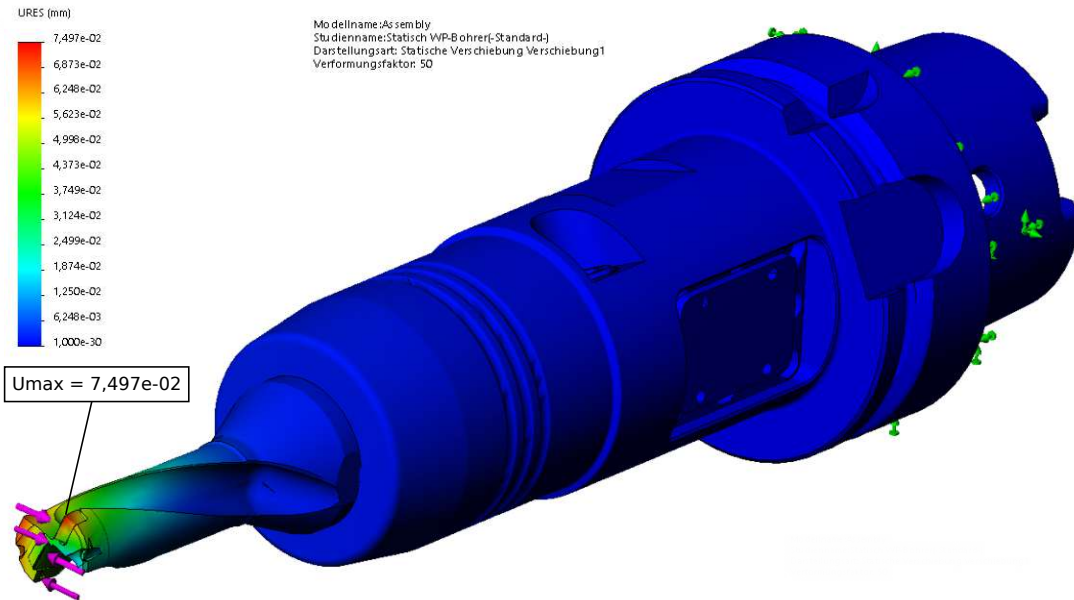


Abb. 4.8: Ergebnis der Verschiebungsanalyse bei einer Kraft je Wendeplatte von 550 N; Verformungsfaktor: 50

Unter der Annahme des linear-elastischen Werkzeugverhaltens gilt das Superpositionsprinzip. Doppelte Kraftaufbringung bewirkt demnach auch eine doppelt so große Verschiebung. Diese Annahme ist allerdings nur zulässig, solange die Fließgrenze des Werkstoffs nicht überschritten wird.

Abbildung 4.9 zeigt die Frontansicht des deformierten Wendeplattenbohrers bei einem Verformungsfaktor von 50. Der Verformungsfaktor wird mit den Verschiebungen multipliziert, da diese ansonsten aufgrund der Größenordnung nicht erkennbar sind. Dadurch wird ersichtlich, dass das resultierende Moment eine Verdrehung des Bohrers bewirkt, es findet sozusagen ein „Aufdrehen“ der gedrehten Spannuten statt. Zusätzlich kommt es durch die resultierende Kraft (vgl. Abbildung 2.5 in Kapitel 2.1.2) zu einer Ablenkung der Bohrspitze in Richtung der Peripherieplatte. Diese Ablenkung wird, wie in Kapitel 2.1.1 beschrieben, von der Anstellung der Wendeplatten verursacht und ist notwendig, damit der Bohrer nicht in einen instabilen Zustand fällt und der Bohrkörper nicht am Werkstück reibt.

Um die Verschiebung des Sensors zu erhalten, wurde im CAD-Programm die Funktion der sogenannten *Sensoren* verwendet. Ein solcher *Sensor* wurde an jene Stelle der vergossenen Elektronik gesetzt, an der sich der eigentliche Beschleunigungssensor befindet. Bei der angenommenen Schnittkraft von 550 N beträgt die resultierende Verschiebung des Sensors $7,45 \cdot 10^{-5}$ mm. Im Vergleich dazu beträgt die maximale Verschiebung, die bei der äußeren Wendeplatte auftritt, $7,5 \cdot 10^{-2}$ mm.

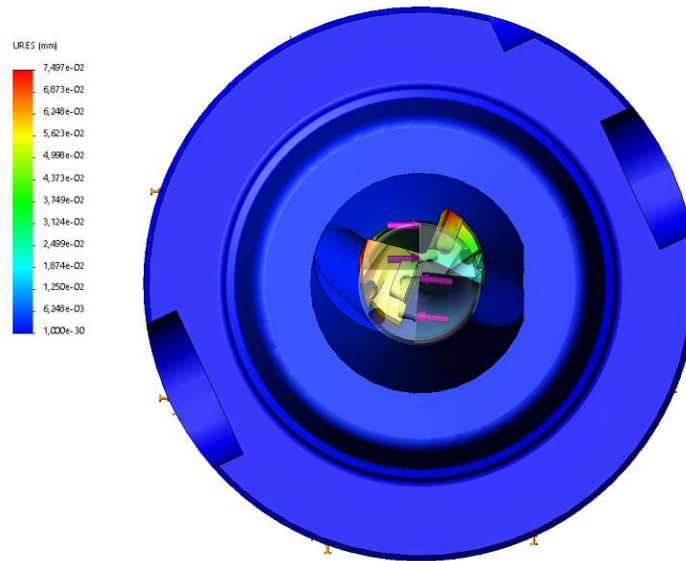


Abb. 4.9: Frontansicht der Verschiebungsanalyse; Kraft je Wendepatte: 550 N; Verformungsfaktor: 50

Die Ablenkung des Sensors ist demnach um drei Zehnerpotenzen geringer als die der Bohrerspitze. Dieser Unterschied ist einerseits auf den größeren Abstand zur Einspannstelle und andererseits auf das geringere Flächenträgheitsmoment im Bereich der Wendepatten gegenüber dem Sensor zurückzuführen.

Modalanalyse

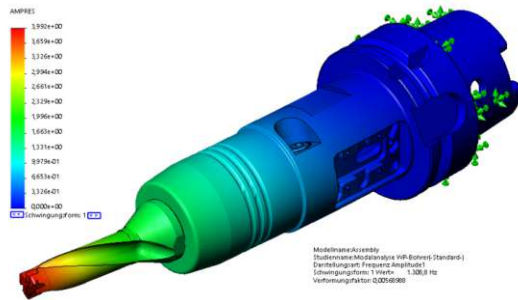
Bei der Bestimmung der Eigenschwingungsformen wurden die ersten fünf Eigenfrequenzen und die zugehörigen Eigenmoden betrachtet. Die Ergebnisse sind in Tabelle 4.2 zusammengefasst. Die niedrigste Biegeeigenfrequenz liegt bei 1.308,8 Hz und kann somit von der sensorischen Werkzeugaufnahme, die eine Abtastfrequenz von ca. 9.460 Hz aufweist, erfasst werden. Die geringste Torsionseigenfrequenz liegt bei 5.175,1 Hz und kann somit nicht mehr detektiert werden, da die Nyquist-Frequenz, sprich die halbe Abtastfrequenz, nach [21] zu gering ist.

Eigenfrequenz [Hz]	Eigenmode	Schwingungsform
1.308,8	Biegemode	1
1.817,8	Biegemode	2
2.627,9	Biegemode	3
3.859,9	Biegemode	4
5.175,1	Torsionsmode	5

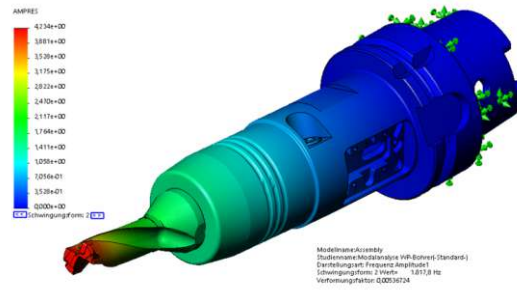
Tab. 4.2: Frequenzen und Moden der ersten fünf Eigenschwingungen

Die zu den Eigenfrequenzen gehörigen Schwingungsformen sind in Abbildung 4.10 dargestellt. Die Schwingungsformen 1 und 2 bzw. 3 und 4 unterscheiden sich jeweils

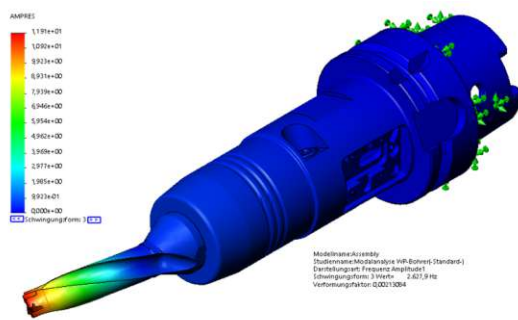
in der Ebene, in der sie schwingen.



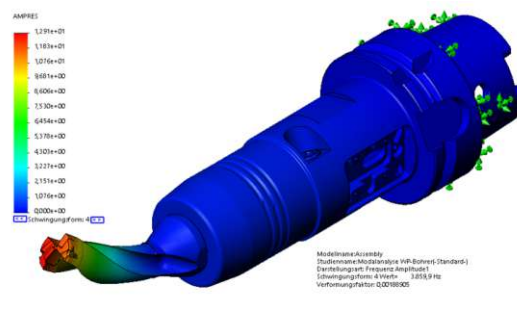
(a) Schwingungsform 1



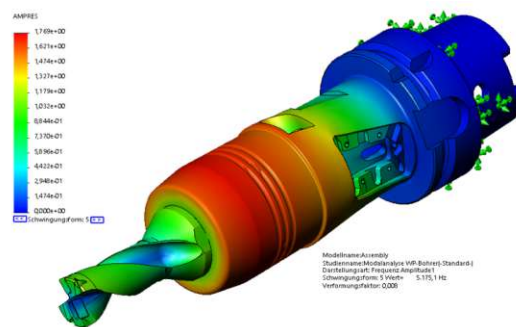
(b) Schwingungsform 2



(c) Schwingungsform 3



(d) Schwingungsform 4



(e) Schwingungsform 5

Abb. 4.10: Ergebnisse der Modalanalyse - Darstellung der ersten fünf Eigenmoden

Diskussion der Ergebnisse

Für das FE-Modell wurden einige Vereinfachungen angenommen, von denen die meisten schon beschrieben wurden. Neben der idealisierten festen Einspannung, der Vernachlässigung aller Kräfte mit Ausnahme der Schnittkräfte und der Diskretisierung selbst, wurde auch noch der Temperatureinfluss vernachlässigt. Diese Vereinfachungen führen dazu, dass die Gesamtsteifigkeit des Systems tendenziell eher über- als unterschätzt wird und somit auch die reale Verschiebung größer sein kann als die berechnete.

Die Annahme einer statischen Belastung alleine ist bereits eine Vereinfachung, da während der Bearbeitung die Schnittkraft aufgrund zahlreicher Einflussfaktoren, wie z.B. Temperatur oder Reibungseffekte, nicht konstant ist und darüber hinaus dynamische Effekte, die durch die Rotation entstehen, vollkommen vernachlässigt werden. Diese dynamischen Effekte sind beispielsweise die Dämpfung des Systems oder auch die Schwankung der axialen Auslenkung aufgrund von torsional-axialen Schwingungen, wie sie in Gleichung 2.29 in Kapitel 2.2.1 berücksichtigt wurden.

Für eine erste Analyse des Bohrer-Werkzeugaufnahme-Systems, bei der in erster Linie die Größenordnung der Verschiebungen und die Eigenschwingungen abgeschätzt werden sollen, ist die Granulartität des Systems fein genug.

Werden die Ergebnisse der statischen Analyse genauer betrachtet, und die Schnittkraft und somit auch die Verschiebungen als konstant angenommen, kann die Auswirkung dieser Verschiebung auf das Beschleunigungssignal berechnet werden. Ausgehend von Gleichung 4.15 in Kapitel 4.1.2 beträgt die mittlere Beschleunigung

$$\begin{aligned}\bar{a}_{xB,gesamt}(\omega_F) &= (x_B + \Delta x)\omega_F^2 + \bar{a}_{x0} \\ &= \underbrace{x_B\omega_F^2 + \bar{a}_{x0}}_{\bar{a}_{xB}} + \underbrace{\Delta x\omega_F^2}_{\Delta\bar{a}_{xB}},\end{aligned}\quad (4.19)$$

wobei Δx dem Anteil der Verschiebung des Sensors in Sensorrichtung entspricht. Je nach Winkellage kann Δx einen Wert zwischen Null und der resultierenden Verschiebung annehmen.

Im ersten Extremfall $\Delta x = 0$ gilt $\Delta\bar{a}_{xB} = 0$, somit hat die statische Auslenkung des Bohrers zufolge der resultierenden Kraft keine Auswirkung auf das Beschleunigungssignal. Im anderen Extremfall ist $\Delta x = 7,45 \cdot 10^{-5}$ mm und bei einer Drehzahl von 7000 U/min, wie sie in den Versuchen in Kapitel 5 gewählt wird, gilt

$$\Delta\bar{a}_{xB} = \Delta x\omega_F^2 = 0,04 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} = 0,004 \text{ g}.\quad (4.20)$$

Verglichen dazu beträgt die Zentripetalbeschleunigung

$$\bar{a}_{xB} = x_B\omega_F^2 + \bar{a}_{x0} = -73,52 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} = -7,49 \text{ g}.\quad (4.21)$$

Die mittlere Beschleunigung erhöht sich demnach nur um 0,05%, es kann somit nicht davon ausgegangen werden, dass diese Erhöhung im Beschleunigungssignal messbar sein, sondern vielmehr im Systemrauschen untergehen wird.

Zusammenfassung

- Bei einer statischen Belastung von 550 N je Wendeplatte beträgt die maximale resultierende Verschiebung des FE-Modells 75 μm und tritt an der äußeren Wendeplatte auf.

- Die Verschiebung des Sensors beträgt dabei nur $0,0745 \mu\text{m}$ und ist somit um den Faktor 1 000 geringer als die maximale Verschiebung.
- Aufgrund der geringen Verschiebung des Beschleunigungssensors ist die Änderung der daraus resultierenden mittleren Beschleunigung nach Gleichung 4.20 ebenso klein. Deshalb kann nicht davon ausgegangen werden, dass die Auslenkung des Bohrers zufolge der resultierenden Kraft (siehe Abbildung 2.5) im Beschleunigungssignal der sensorischen Werkzeugaufnahme erkennbar ist.
- Die Modalanalyse des Bohrer-Werkzeugaufnahme-Systems zeigt, dass die niedrigste Eigenschwingung des Systems eine Biegeschwingung mit einer Frequenz von ca. 1.300 Hz ist. Dies entspricht einer Drehzahl von 78.000 U/min, was deutlich oberhalb des üblichen Drehzahlbereichs von Werkzeugmaschinen liegt.
- Bei einer Abtastfrequenz von 9.460 Hz beträgt die maximal auswertbare Frequenz, die sogenannte Nyquist-Frequenz, 4.730 Hz. Die ersten vier Eigenfrequenzen des Systems (siehe Tabelle 4.2) können somit detektiert werden; die Torsionseigenfrequenz liegt außerhalb des messbaren Bereichs.

Kapitel 5

Experimentelle Untersuchungen

Um das Potential einer möglichen In-Prozess-Überwachung mithilfe der sensorischen Werkzeugaufnahme zu untersuchen, sind praktische Versuche unter realen Bedingungen unumgänglich. Dabei müssen neben den Beschleunigungssignalen auch Informationen über den Verschleißzustand der Schneiden und die Qualität der entstandenen Bohrungen gesammelt werden. In diesem Kapitel wird der Versuchsaufbau beschrieben, der für die Erhebung dieser Daten entwickelt wurde. Dabei wird auch auf die Verarbeitung der Beschleunigungsdaten und auf mögliche Herausforderungen bei der drahtlosen Datenübertragung eingegangen. Anschließend werden in Kapitel 6 die Ergebnisse der unterschiedlichen Messungen präsentiert und gegenübergestellt.

5.1 Versuchsaufbau

Um einen realistischen Verschleiß der Wendeplatten zu generieren, wird mit einem Set an Wendeplatten so lange gebohrt, bis mindestens eine der beiden Schneiden ihr Standzeitende erreicht. Dabei werden bei sämtlichen Bohrvorgängen die Beschleunigungssignale der sensorischen Werkzeugaufnahme erfasst.

Abbildung 5.1 zeigt den Versuchsaufbau inklusive der Empfangseinheit (STU), der sensorischen Werkzeugaufnahme (STH) mit dem Wendeplattenbohrer und dem Versuchswerkstück. Die Bohrungen werden stets senkrecht und in regelmäßigen Abständen gesetzt, wodurch die Erdbeschleunigung keinen Einfluss auf das Beschleunigungssignal hat, wenn in radialer Richtung gemessen wird.

Der Wendeplattenbohrer wurde von Walter AG zur Verfügung gestellt und ist in den Abbildungen 2.2 und 5.1 oben rechts dargestellt. Die wesentlichen Versuchsparameter und Daten des Werkzeugs sowie des Werkstücks sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst. Detailliertere Informationen zum Werkzeug, wie beispielsweise der Hauptfreiwinkel, sind in Anhang A zu finden.

5.1.1 Parameterwahl

Bei der Auswahl der Parameter für Vorschubgeschwindigkeit und Spindeldrehzahl wurde das Online-Tool von Walter AG, das sogenannte *Walter GPS* [37], herangezogen. Die Ergebnisse dieser Schnittwertberechnung befinden sich in Anhang A.

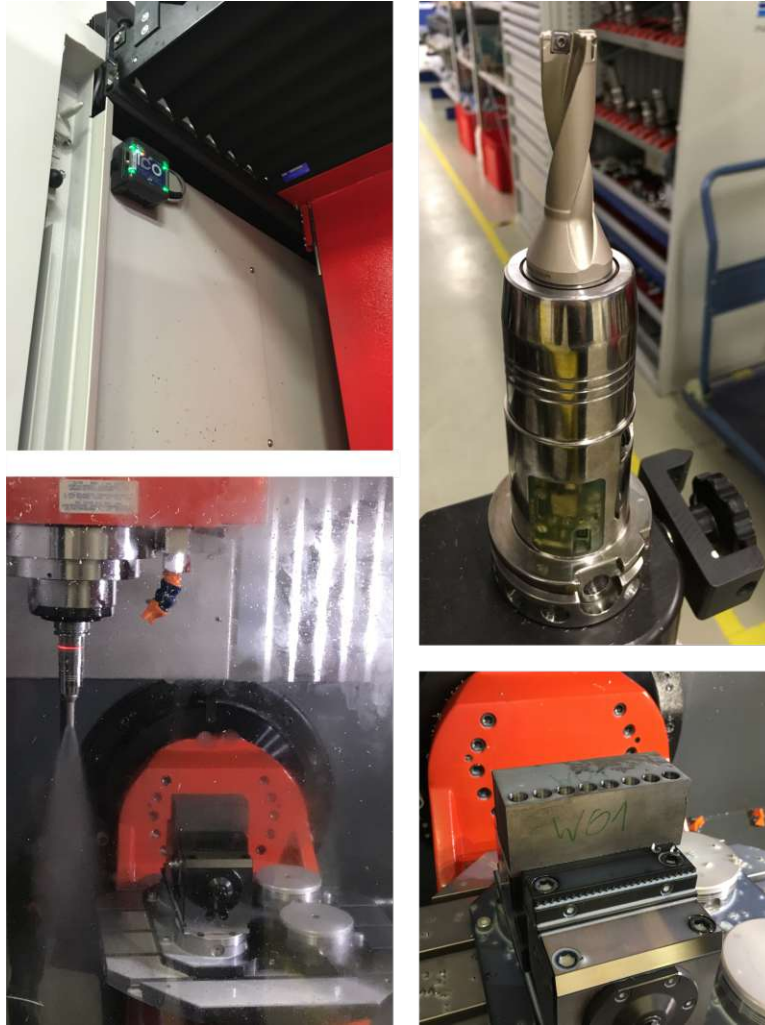


Abb. 5.1: Versuchsaufbau; *oben links*: STU im Maschinenraum; *oben rechts*: Sensorische Werkzeugaufnahme (STH) mit Wendepplattenbohrer; *unten links*: Spindel, STH und Kühlschmierstoffzufuhr aktiviert, *unten rechts*: Werkstück

Werkzeugmaschine:	Emco MaxxMill500
Bezeichnung Bohrkörper:	B4213.F20.14.Z1.042R-1
Wendepplatte außen:	P4840P-1R-E57 WSP45
Wendepplatte innen:	P4841C-1R-E57 WXP40
Effektive Zähnezahl:	1
Bohrungsdurchmesser:	14 mm
Maximale Bohrtiefe:	42 mm
Werkstück-Material:	1.0570 (St52)
Werkstück-Abmessungen:	60 × 60 × 140 mm
Kühlschmierstoffzufuhr:	innen
Bohrungsart:	Sackloch
Bohrungstiefe:	40 mm
Spindeldrehzahl:	variiert von 7000 – 7360 U/min
Vorschubgeschwindigkeit:	variiert von 365 – 410 mm/min

Tab. 5.1: Versuchsparameter

Daraus geht hervor, dass bei gegebenem Werkstoff und Werkzeug (siehe Tabelle 5.1) eine Bearbeitung bei $v_f = 395 \text{ mm/min}$ und $n = 7180 \text{ U/min}$ empfohlen wird. Darüber hinaus gibt das Tool einen Wert für die Standzeit der Wendepplatten an, die bei den genannten Bearbeitungsparametern 30 Minuten beträgt. Das entspricht einer Standlänge von 12 m, was bei einer Bohrungstiefe von 40 mm bedeutet, dass 300 Bohrungen mit demselben Set an Wendepplatten durchgeführt werden können.

Um eine Aussage über den Zusammenhang zwischen dem Beschleunigungssignal der sensorischen Werkzeugaufnahme und dem Verschleißzustand der Schneiden zu treffen, wäre es ausreichend, die 300 Bohrungen stets mit denselben Schnittparametern durchzuführen. Aufgrund der hohen Anzahl an Bohrungen wird allerdings zusätzlich eine geringe Parametervariation eingebracht, die ebenfalls in Anhang B protokolliert wird. Es wird aufgrund der Größenordnung der Variation von keinem signifikanten Einfluss auf die erwartete Lebensdauer ausgegangen, was durch die Diagramme des Walter GPS in Anhang A bestätigt wird.

5.1.2 Datenerfassung

Die Beschleunigungsdaten wurden mit dem ICOTronic System, das in Kapitel 1.2 beschrieben wurde, aufgezeichnet. Dabei wurden drei sensorische Werkzeugaufnahmen verwendet, die sich durch die Anzahl und Richtung ihrer Messachsen unterscheiden. Tabelle 5.2 zeigt die Übersicht der verwendeten Werkzeugaufnahmen. Bei zwei davon handelt es sich um dieselben Aufnahmen, die in Kapitel 4.1.2 bezüglich der Positioniergenauigkeit der Sensoren untersucht wurden.

Bezeichnung STH	STH Nr.	Anzahl Messachsen	Mess- richtung	Messbereich [g]	Maximale Abtastrate
Radialer STH	218	1	radial	± 100	9,48 kHz
Axialer STH	222	1	axial	± 100	9,48 kHz
Dreiachsiger STH	216	3	radial & axial	± 200	3,16 kHz*

*je Messachse

Tab. 5.2: Verwendete sensorische Werkzeugaufnahmen (STH)

Das Versuchsprotokoll mit den Schnittparametern der einzelnen Bohrungen und der Dokumentation der Verschleißmessung befindet sich in Anhang B.

Neben den Beschleunigungsdaten und den Mikrofonaufnahmen wird in regelmäßigen Abständen – und zwar genau nach 24 oder 18 Bohrungen – der Verschleißzustand der Schneiden untersucht. Die Ergebnisse dieser Untersuchung finden sich in Kapitel 6.1. Anschließend an die Versuchsdurchführung wurden die Bohrungen mit der *Zeiss Prismo Navigator 795* [38] im Hinblick auf Maßhaltigkeit, Rundheit und Zylindrizität vermessen. Die Auswertung dieser Vermessung befindet sich in Kapitel 6.3.

5.2 Messdatenaufbereitung

Bei der Datenauswertung wurde ersichtlich, dass die errechnete Abtastrate der einzelnen Messungen (Anzahl der Messpunkte dividiert durch die Aufnahmedauer) unter der maximalen Abtastrate der sensorischen Werkzeugaufnahme liegt. Grund dafür ist, dass einzelne Datenpakete – sogenannte Bluetooth Frames zu je 20 Datenpunkten – nicht vom STH an die STU gesendet wurden und somit Teile der Beschleunigungsdaten fehlen. Diesen Umstand bezeichnet man typischerweise als *burst*-Fehler. Ein beispielhaftes Beschleunigungssignal einer einzelnen Bohrung mit klar ersichtlichen Datenlücken ist in Abbildung 5.2 zu sehen.

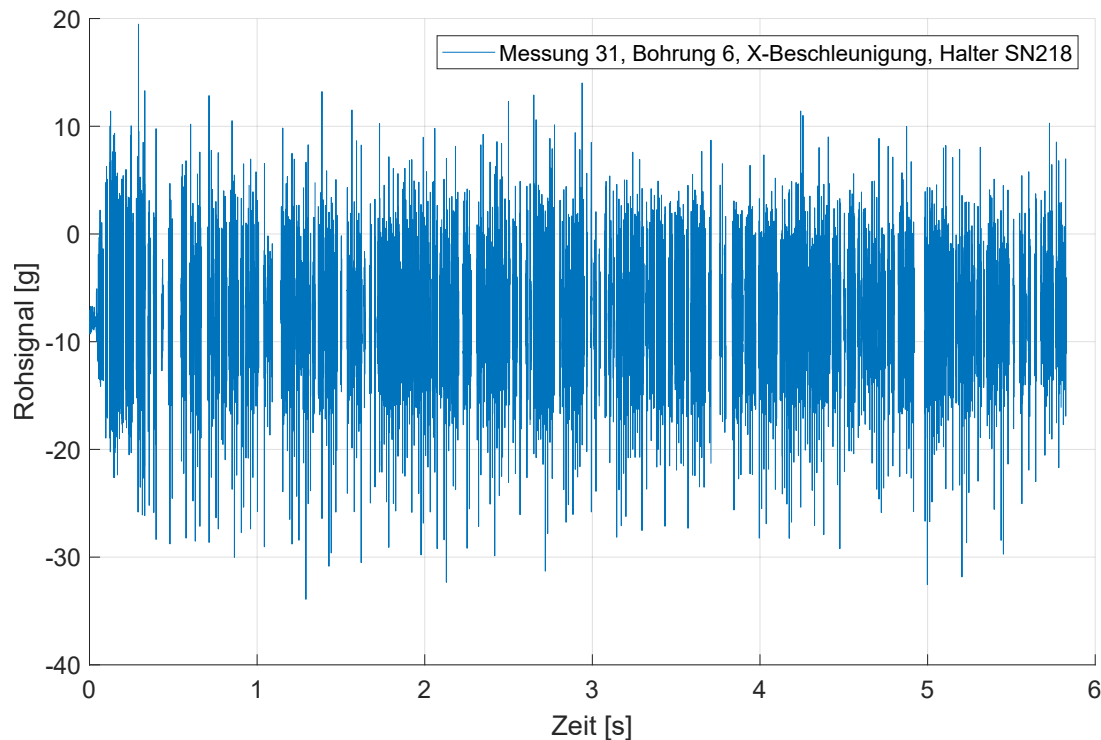


Abb. 5.2: Beschleunigungssignal des radialen STH; durchschnittlicher Datenverlust: 32,6 %

Aus der errechneten und der maximal möglichen Abtastfrequenz kann der Prozentsatz an verlorenen Daten berechnet werden. Der Verlust berechnet sich zu

$$V = 1 - \frac{f_{S,berechnet}}{f_{S,max}}, \quad (5.1)$$

wobei f_S die Abtastfrequenz („Sampling Frequency“) bezeichnet.

5.2.1 Häufigkeit der Datenfehlstellen

Der Datenverlust tritt nicht regelmäßig auf, sondern unterliegt statistischen Schwankungen. Wird der Verlust mithilfe von Gleichung 5.1 für die Dauer einer Bohrung berechnet, variiert er von Bohrung zu Bohrung zwischen 8,6 % und 71,4 % und beträgt

im Mittel 32,5 % über alle Bohrungen. Werden die einzelnen sensorischen Werkzeugaufnahmen bezüglich ihres Datenverlusts getrennt betrachtet, ergibt sich die Boxplot-Darstellung in Abbildung 5.3.

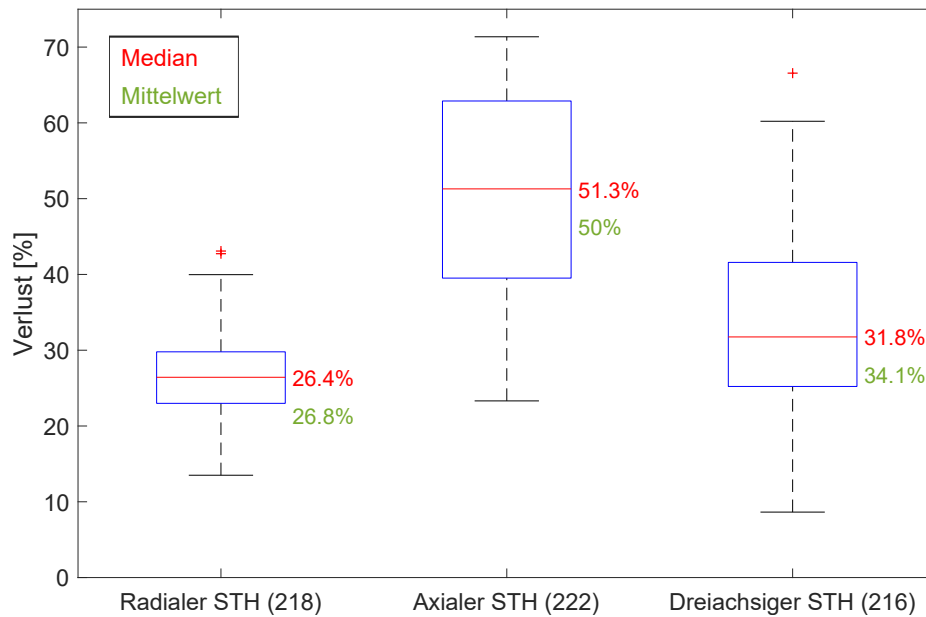


Abb. 5.3: Boxplot-Darstellung des über eine Bohrung gemittelten Datenverlusts; getrennte Auswertung für die unterschiedlichen sensorischen Werkzeugaufnahmen (Anzahl Bohrungen radialer STH: 192, axialer STH: 56, dreiachsiger STH: 80)

Daraus geht hervor, dass der radiale STH die günstigsten Kennwerte aufweist; der Prozentsatz an fehlenden Daten liegt zwischen 13,5 % und 40 % – mit Ausnahme von zwei Ausreißern – und der Median liegt bei 26,4 % bzw. der Mittelwert bei 26,8 %. Damit sind sowohl maximaler Verlust, Mittelwert als auch Streuung klar unterhalb der Kennzahlen der übrigen beiden Werkzeugaufnahmen. Die Streuung wird hier in Form des Interquartilsabstandes bestimmt, der in der Grafik als blaue Box gekennzeichnet ist.

Beim axialen STH kommen im Schnitt 50 % der Beschleunigungsdaten an, bei einer Bohrung sind es sogar nur 28,6 %, das entspricht dem maximalen Verlust von 71,4 %. Der geringste Verlust von 8,6 % wurde beim dreiachsigen STH beobachtet, was aber eine Ausnahme darstellt. Der dreiachsige STH ist mit einem Median von 31,8 % nur wenig verlustanfälliger als der radiale STH, die Streuung (wieder in Form des Interquartilsabstandes) ist aber doppelt so groß.

5.2.2 Ursachen und Lösungsansätze

Die Gründe für den Verlust an Datenpunkten können vielfältig sein. Zum einen ist die Übertragung über Bluetooth stark vom Abstand zwischen Sender und Empfänger abhängig und kann leicht durch Gegenstände gestört werden, wie z.B. das Werkstück oder die Spindel der Werkzeugmaschine, indem diese die Funkstrecke blockieren.

Zum anderen befinden sich im Versuchslabor noch weitere Systeme mit kabelloser Datenübertragung, was ebenfalls zu Störungen bei der Übertragung führen kann.

Das Funkszenario kann auch bei gleichen Sensoren unterschiedlich sein, wie es beim radialen und axialen STH der Fall ist. Die Gründe dafür sind unter anderem in den verbauten Komponenten und der natürlichen Streuung der Eigenschaften zu finden.

Die genannten Ursachen für eine fehlerhafte Datenübertragung können in keiner Produktionsumgebung zur Gänze ausgeschlossen werden, weshalb es sinnvoll ist, eine Strategie zu erarbeiten, wie in solchen Fällen mit den Daten umgegangen wird bzw. inwieweit die Aussagekraft des Beschleunigungssignals durch die fehlenden Datenpunkte eingeschränkt ist.

Die Häufigkeit der Übertragungsaussetzer ist bekannt und wurde in Kapitel 5.2.1 dargestellt. Die genaue Anzahl und der jeweilige Zeitpunkt der fehlenden Datenpunkte ist ebenfalls bekannt, da die Beschleunigungsmessdaten mit einem Zeitstempel sowie mit einem sogenannten *Message Counter* versehen sind. Dadurch ist es möglich, den genauen Zeitpunkt und die Anzahl der Datenlücken zu bestimmen.

Diese Lücken können nun nach unterschiedlichen Strategien gefüllt werden. Dazu wurden die folgenden zwei bzw. drei Lösungsansätze erarbeitet.

Patch-Methode: Für jedes verlorene Datenpaket werden die vorherigen 20 Datenpunkte kopiert und eingesetzt. Fehlt das vorherige Datenpaket ebenfalls, wird das nachfolgende kopiert. Dies wird so lange wiederholt, bis alle Lücken gefüllt sind.

Median-Methode: Bei einer Anzahl von i fehlenden Datenpaketen zu je 20 Datenpunkten, wird für jeden nicht vorhandenen Datenpunkt der Median der 20 i benachbarten Datenpunkte eingesetzt.

Keine Methode: Die Datenlücken werden nicht aufgefüllt – es werden nur die vorhandenen Daten für die Auswertung herangezogen.

Um die unterschiedlichen Methoden miteinander vergleichen zu können, wird ihr Einfluss auf zwei Auswertungsverfahren, die in Kapitel 6 angewendet werden, untersucht.

Auswirkungen auf den IFT-Wert

Aus den Beschleunigungsmessdaten der sensorischen Werkzeugaufnahme wird der sogenannte „IFT-Wert“ berechnet, der als Kriterium für die Stabilität eines Schnitts herangezogen werden kann. Der IFT-Wert ist eine verallgemeinerte Energiebetrachtung und wurde am Institut für Fertigungstechnik und Photonische Technologien entwickelt. Er wird in regelmäßigen Abständen in Echtzeit neu berechnet und berücksichtigt die Beschleunigungswerte eines definierten Zeitfensters.

Abbildung 5.4 oben zeigt den Ausschnitt eines Beschleunigungssignals, wobei die drei unterschiedlichen Methoden zur Auffüllung der Datenlücken dargestellt sind.

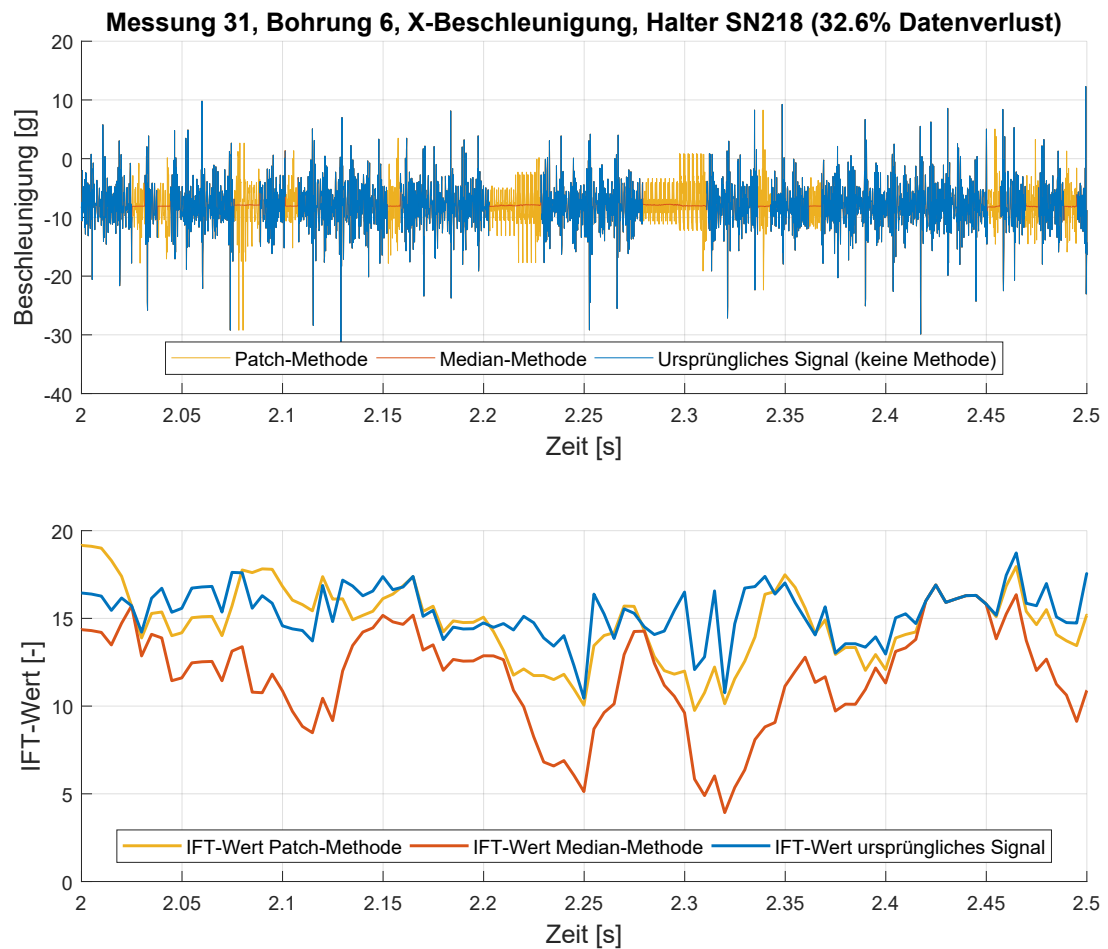


Abb. 5.4: *Oben:* Ausschnitt eines Beschleunigungssignals einer ausgewählten Bohrung; *unten:* IFT-Wert der unterschiedlich aufgefüllten Signale

Der jeweils zugehörige IFT-Wert ist in derselben Abbildung unten dargestellt. Hier wurden zur Berechnung des IFT-Werts die Datenpunkte der letzten 50 ms herangezogen und in Abständen von 5 ms neu berechnet.

Der blaue Verlauf des IFT-Werts in Abbildung 5.4 wird aus dem ursprünglichen, lückenbehafteten Beschleunigungssignal berechnet. Durch diese Lücken ist die Anzahl an Datenpunkten, die für die Berechnung des IFT-Werts verwendet werden, nicht konstant, wodurch sich manche Schwankungen erklären lassen.

Der gelbe IFT-Wert-Verlauf stellt eine gute Näherung des originalen Verlaufs ohne große Abweichungen dar. Die Auffüllung des Datensignals – in diesem Fall mithilfe der Patch-Methode – sorgt dafür, dass stets dieselbe Anzahl an Messpunkten für die IFT-Wert-Berechnung herangezogen wird. Das gefüllte Beschleunigungssignal mit Patch-Methode sieht für sich genommen bereits plausibel aus und kann für quasistatische Vorgänge als gute Näherung betrachtet werden.

Der IFT-Wert des mit der Median-Methode gefüllten Signals weicht teils stark von den anderen beiden Verläufen ab. Der IFT-Wert wird hier meist unterschätzt, da die aufgefüllten Median-Werte zu weniger stark ausgeprägten Schwingungen und somit zu einer geringeren Energiedichte führen.

Auswirkungen auf das Leistungsspektrum

Neben dem IFT-Wert ist das Leistungsspektrum ein beliebtes Auswertetool, womit beispielsweise dominante Frequenzen in einem Schwingungssignal identifiziert werden können. Abbildung 5.5 zeigt das mit unterschiedlichen Methoden gefüllte Beschleunigungssignal einer Bohrung (oben) sowie das Leistungsspektrum (unten) ebenjener Signale, wobei nur die ersten 20 Ordnungen der Umdrehungsfrequenz dargestellt sind.

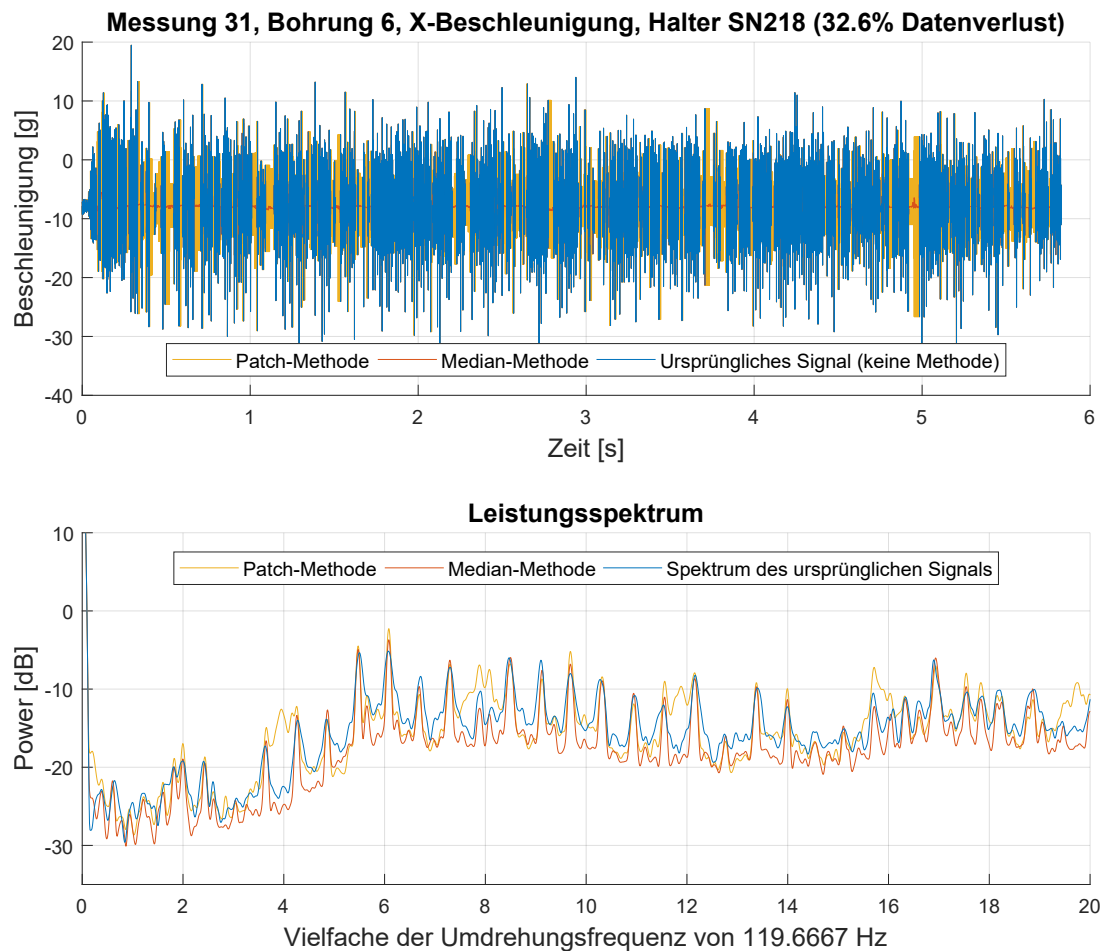


Abb. 5.5: Oben: Beschleunigungssignal einer ausgewählten Bohrung; unten: Leistungsspektren (dargestellt bis zur 20. Ordnung) der unterschiedlich aufgefüllten Signale

Die Patch-Methode (gelbe Linie) sorgt dafür, dass im Spektrum einzelne Frequenzen dominanter sind als bei den anderen beiden Methoden. In Abbildung 5.5 ist dies beispielsweise bei der 4. und kurz vor der 12. Vielfachen (Ordnung) der Umdrehungsfrequenz der Fall. Dieser Effekt wird verstärkt, je mehr Daten fehlen. Die Median-Methode sorgt hingegen für keine zusätzlichen Maxima im Leistungsspektrum, sondern lässt die vorhandenen Maxima nur dominanter werden. Für eine Auswertung der dominanten Frequenzen im Beschleunigungssignal ist somit die Median-Methode oder keine Methode zu bevorzugen.

Zusammenfassung

- Bei der drahtlosen Datenübertragung von der sensorischen Werkzeugaufnahme zur STU kommen durchschnittlich 32,5 % der Beschleunigungsdaten nicht an.
- Die Boxplot-Auswertung (Abbildung 5.3) hat ergeben, dass die Verluste zwischen den einzelnen Werkzeugaufnahmen einen signifikanten Unterschied aufweisen.
- Die verlässlichste Übertragung tritt beim radialen STH auf, wobei der Verlust im Schnitt 26,8 % beträgt, gefolgt vom dreiachsigen STH, der einen Mittelwert von 34,1 % Datenverlust aufweist. Die meisten Übertragungsfehler treten beim axialen STH auf, wo durchschnittlich 50 % der Datenpakete nicht ankommen.
- Diese Unterschiede zwischen den sensorischen Werkzeugaufnahmen legt die Vermutung nahe, dass das Übertragungsverhalten nicht nur von der Funkstrecke zwischen STH und STU abhängt, sondern auch von Eigenschaften, die von einer sensorischen Werkzeugaufnahme zur anderen nicht konstant sind.
- Das Funkszenario kann auch bei gleichen Sensoren unterschiedlich sein, wie es beim radialen und axialen STH der Fall ist. Die Gründe dafür sind unter anderem in den verbauten Komponenten und der natürlichen Streuung der Eigenschaften zu finden.
- Die Methoden zum Auffüllen der Datenlücken – Patch-, Median- und keine Methode – wurden bezüglich ihrer Auswirkung auf IFT-Wert und Leistungsspektrum miteinander verglichen (Abbildungen 5.4 und 5.5).
- Die Patch-Methode eignet sich gut, um die Beschleunigungsdaten von quasistatischen Prozessen zu visualisieren und für die Berechnung des IFT-Werts.
- Die Median-Methode sollte angewendet werden, wenn das Leistungsspektrum des Signals im Hinblick auf dominante Frequenzen ausgewertet wird.
- Die Datenlücken nicht aufzufüllen kann in vielen Fällen günstiger sein, da hier nicht die Gefahr besteht, Ausreißer oder nichtlineare Effekte zu vervielfältigen.
- Keine der Methoden ist dazu in der Lage, verlorene Informationen zu reproduzieren. Je mehr Daten fehlen, umso weniger Aussagekraft haben Kennzahlen, die aus den vorhandenen Daten berechnet werden.
- Für die Untersuchung von singulären Effekten können die Datenlücken dazu führen, dass diese Effekte gar nicht im Signal sichtbar sind. In Kapitel 6 hingegen werden Beobachtungszeiträume gewählt, die lange genug sind, damit die Auswertungen trotz Datenlücken aussagekräftig sind.

5.3 Richtungsabhängigkeit des Messsignals

Bei gleichzeitiger Messung in zwei oder drei Achsen können detailliertere Aussagen über das – im Allgemeinen räumliche – Schwingungsverhalten des Werkzeugs gemacht werden. Allerdings sinkt mit steigender Achsanzahl die maximal mögliche Abtastrate (vgl. Tabelle 5.2), wodurch wiederum der Informationsgehalt sinkt. Auf die Frage, welche Achse die geeignetste ist, wenn nur in einer Richtung gemessen wird, soll im Folgenden eingegangen werden.

Zentripetalbeschleunigung und Verlustanalyse

Wie schon die Untersuchungen in Kapitel 4.1.2 zur Exzentrizität des Beschleunigungssensors und der daraus resultierenden Vorlast im Beschleunigungssignal zeigen, nimmt die Messrichtung Einfluss auf die Datenauswertung. In Richtung der Drehachse wirkt sich die Exzentrizität nicht auf das Beschleunigungssignal aus; in jeder Richtung normal zur Drehachse – sprich in radialer Richtung – limitiert die Vorlast die maximale Drehzahl, bei der eine Messung möglich ist.

Zusätzlich wurde im vorherigen Kapitel 5.2 darauf eingegangen, wie verlässlich die einzelnen Werkzeugaufnahmen bezüglich der Datenübertragung zur STU sind. Dabei schnitt der radiale STH am besten ab, während beim axialen STH am häufigsten Übertragungsfehler auftraten.

Signal-to-noise-Ratio

Eine weitere Möglichkeit, unterschiedliche Messrichtungen miteinander zu vergleichen, bietet das sogenannte *Signal-to-noise-Ratio* (SNR). Dieses gibt an, wie viel Energie im Vergleich zum Grundrauschen in einem Signal enthalten ist. Das SNR wird in Dezibel angegeben und berechnet das Verhältnis von Leistung der Messgröße zu Leistung des Rauschens.

Da es sich beim Beschleunigungssignal nicht zwingend um ein sinusförmiges Signal handelt, wird für die Leistung des Rauschens, wie in Kapitel 4.1.2 beschrieben, das Leersignal der jeweiligen Werkzeugaufnahme herangezogen. Um den Effekt der Zentripetalbeschleunigung nicht in die Berechnung des SNR mit einfließen zu lassen, wurden alle Beschleunigungssignale um deren Mittelwert bereinigt.

Die beiden einachsigen Werkzeugaufnahmen sind mit demselben Beschleunigungssensor mit einem Messbereich von ± 100 g ausgestattet, während der dreiachsige STH einen Messbereich von ± 200 g je Achse aufweist. Für Tabelle 5.3 wurde das SNR für alle Bohrungen und Messrichtungen getrennt berechnet und deren Mittelwert, Maximum und Minimum berechnet.

Am zuverlässigsten ist der Vergleich mittels SNR, wenn es sich um ein und denselben Prozess handelt, was nur bei den unterschiedlichen Messachsen des dreiachsigen STH der Fall ist. Dabei schneidet die X-Richtung am besten und die Y-Richtung am schlechtesten ab.

	Mess- richtung	Signal-to-noise ratio [dB]		
		Mittelwert	Maximum	Minimum
Radialer STH (218)	X	18,99	23,04	14,88
Axialer STH (222)	Z	15,64	22,17	12,15
Dreiachsiger STH (216)	X	7,72	15,73	5,69
	Y	4,12	4,88	3,10
	Z	4,76	6,00	4,01

Tab. 5.3: Signal-to-noise-Ratio (SNR) je Werkzeugaufnahme und Messrichtung

Der Vergleich zwischen unterschiedlichen Bohrungen ist nur bedingt zulässig. Voraussetzung ist hier grundsätzlich, dass derselbe Prozess mit denselben Prozessparametern – sprich Werkzeug, Werkstoff, Vorschub, Drehzahl und idealerweise der Zustand der Schneiden – aufgezeichnet wurde. Der Zustand der Schneiden, deren fortschreitender Verschleiß Gegenstand der Untersuchungen war, kann im Mittel ebenfalls als „konstant genug“ betrachtet werden, da die unterschiedlichen sensorischen Werkzeugaufnahmen regelmäßig gewechselt wurden (siehe Anhang B).

Beim Vergleich des SNR von radialem und axialem STH schneidet der radiale STH etwas besser ab, wobei anzumerken ist, dass die Skala hier logarithmisch ist und eine Erhöhung des SNR um 6 dB einer Verdoppelung der Signalausschläge bei konstantem Rauschen bedeutet.

Zusammenfassung

- Bei mehrdimensionaler Beschleunigungsmessung teilt sich die Abtastrate auf die Anzahl der zu messenden Achsen auf.
- Bei radialer Messung ist der Mittelwert der Beschleunigung vom Quadrat der Drehzahl abhängig (siehe Kapitel 4.1.2) und limitiert somit den Einsatz des STH bei hohen Drehzahlen. Bei axialer Messung entfällt diese Abhängigkeit weitestgehend.
- Hinsichtlich dem Verlust von Datenpaketen, ist bei den hier verwendeten Werkzeugaufnahmen, wie in Kapitel 5.2 gezeigt wurde, der radiale STH gegenüber dem axialen STH zu bevorzugen.
- Das Signal-to-noise-Ratio (SNR) gibt das Verhältnis der Leistung des Signals zu der des Rauschens an und wird in der Einheit Dezibel (dB) angegeben.
- Das SNR des dreiachsigen STH ist um ein Vielfaches geringer als bei den einachsigen Werkzeugaufnahmen, was zum einen am höheren Grundrauschen des dreiachsigen STH liegt und zum anderen an den geringeren gemessenen Beschleunigungsausläagen trotz gleicher Belastung.

- Das SNR des radialen STH ist geringfügig besser als die des axialen STH; beide Werkzeugaufnahmen sind mit dem baugleichen Sensor ausgestattet.
- Bei Betrachtung aller genannten Faktoren, ist von den gegebenen drei sensorischen Werkzeugaufnahmen der radiale STH für die Bohruntersuchungen zu bevorzugen. Das stärkste Argument dafür ist die zuverlässige Übertragungsrate im Vergleich zu den anderen Werkzeugaufnahmen.
- Die Entscheidung für den radialen STH ist keine allgemein gültige und muss für jeden Prozess neu bewertet werden, da eine Vielzahl an Einflüssen – vor allem jene auf das Übertragungsverhalten – nicht vollständig bekannt sind.

Kapitel 6

Standzeitauswertung

Die Untersuchungen im vorangegangenen Kapitel haben sich mit allgemeinen Fragen zum Übertragungsverhalten sowie mit der Richtungsabhängigkeit des Messsignals beschäftigt. Darauf aufbauend werden nun die unterschiedlichen Messdaten im Hinblick auf die Standzeit der Wendeplatten ausgewertet.

Ziel des in Kapitel 5.1 beschriebenen Versuchsaufbaus war es, einen Zusammenhang zwischen den Signalen der sensorischen Werkzeugaufnahme und dem Verschleißzustand der Werkzeugschneiden herzustellen. Anschließend wurden die entstandenen Bohrungen im Hinblick auf Form- und Maßhaltigkeit vermessen, um diese Daten ebenfalls den Beschleunigungsdaten gegenüberzustellen.

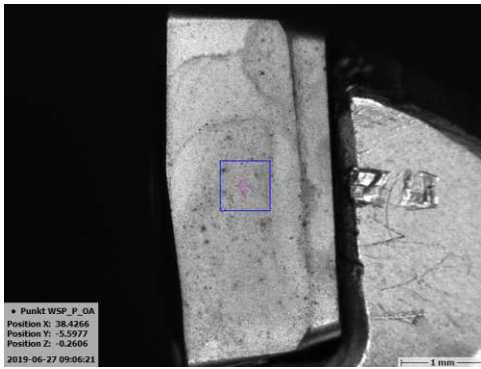
6.1 Verschleißuntersuchungen

Als Ausgangsbasis für das Versuchsdesign wurde die Standzeitvorhersage des Werkzeugherstellers (siehe Anhang A) herangezogen. Diese besagt, dass die Standlänge der Wendeplatten 12 m beträgt, was 300 Bohrungen entspricht. Der Versuchsplan beinhaltete demnach, 300 Bohrungen mit demselben Set an Wendeplatten durchzuführen, den Verschleiß regelmäßig zu protokollieren, und die Beschleunigungsdaten jeder Bohrung aufzuzeichnen. Dabei wurde der Werkzeugverschleiß sowohl qualitativ mittels Makroaufnahmen als auch quantitativ in Form eines Kennwerts bestimmt.

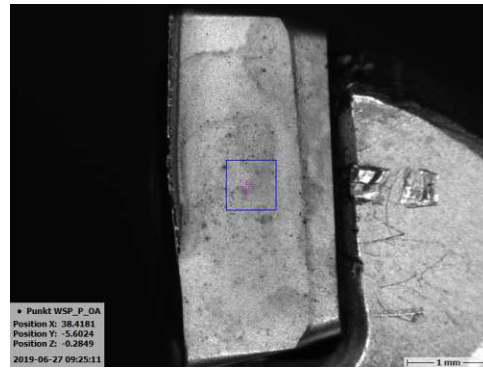
6.1.1 Qualitativer Verschleiß

Im Laufe der Versuche wurde ersichtlich, dass der Verschleiß der Wendeplatten in Form von Ausbrüchen an der Hauptschneide schneller voranschreitet als erwartet. Anstelle von einer einzigen geplanten Versuchsreihe konnten daher drei Versuchsreihen mit je einem Set an Wendeplatten durchgeführt werden.

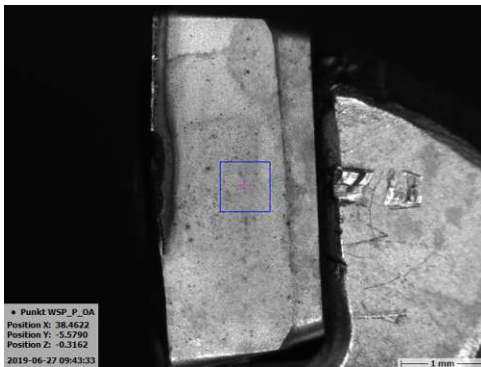
Bei den ersten beiden Versuchsreihen wurden die Wendeplatten aufgrund optischer Beurteilung durch den Maschinenbediener nach 96 Bohrungen als verschlissen deklariert, bei der dritten Versuchsreihe nach 144 Bohrungen. Abbildung 6.1 zeigt den deutlich erkennbaren, fortschreitenden Verschleiß an der Freifläche der peripheren Wendeplatte (P-Platte) der dritten Versuchsreihe. Bereits nach 48 Bohrungen in Abbildung 6.1 (c) sind erste Ausbrüche erkennbar, die mit der Einsatzdauer mehr werden. Bei den P-Platten der anderen beiden Versuchsreihen zeigt sich ein ähnliches Bild.



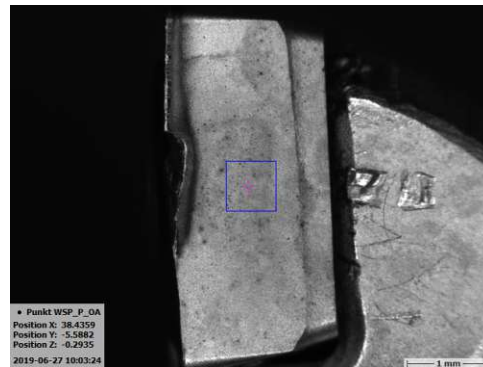
(a) Nach 0 Bohrungen bzw. 0 m



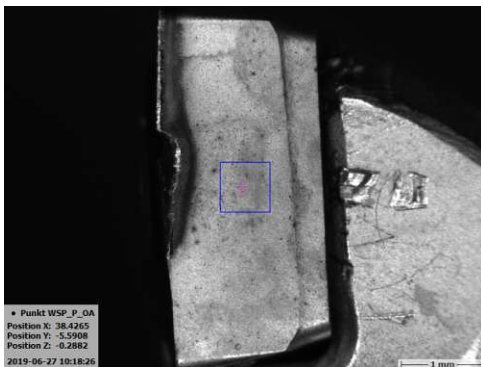
(b) Nach 24 Bohrungen bzw. 0,96 m



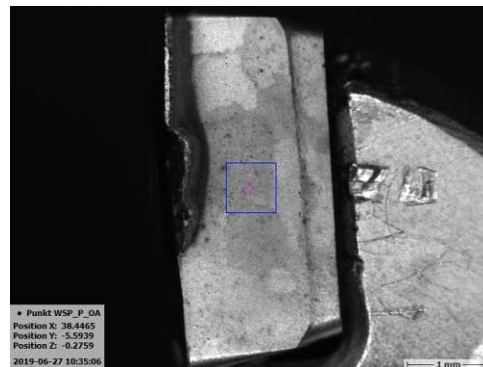
(c) Nach 48 Bohrungen bzw. 1,92 m



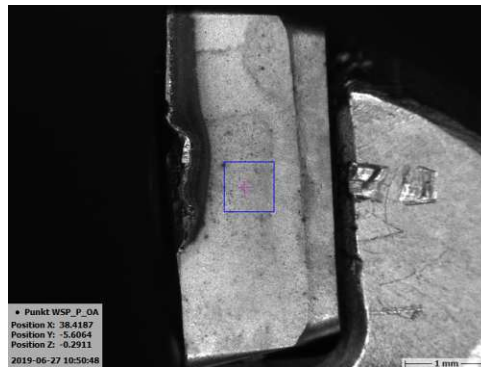
(d) Nach 72 Bohrungen bzw. 2,88 m



(e) Nach 96 Bohrungen bzw. 3,84 m



(f) Nach 120 Bohrungen bzw. 4,80 m



(g) Nach 144 Bohrungen bzw. 5,76 m

Abb. 6.1: Optischer Verschleiß an der Freifläche der peripheren Wendeplatte bei der dritten Versuchsreihe (eine Bohrung entspricht 40 mm Bohrtiefe)

6.1.2 Quantitativer Verschleiß

In der Praxis spielt die Quantifizierung von Werkzeugverschleiß nur eine untergeordnete Rolle. Dies liegt vor allem daran, dass die Bestimmung von Kenngrößen zur Verschleißbeurteilung (siehe Abbildung 6.2) eigene Messmaschinen erfordert. Hinzu kommt, dass das regelmäßige Aus- und Einspannen des Werkzeugs während einer laufenden Produktion die nicht wertschöpfende Rüstzeit erhöht.

Dennoch wurde im Versuchslabor für die Standzeituntersuchung nach einer Möglichkeit gesucht, eine Verschleißkenngröße in regelmäßigen Abständen zu messen. Von den Kennwerten zur Verschleißbeurteilung nach [4] in Abbildung 6.2 spielt der Kolkverschleiß bei den gegenständlichen Versuchsreihen keine Rolle. Die Makroaufnahmen in Abbildung 6.1 zeigen, dass die Verschleißmarkenbreite V_B und der damit verbundene Schneidkantenversatz der Freifläche SV_α mit steigender Einsatzdauer der Wendeplatte zunehmen.

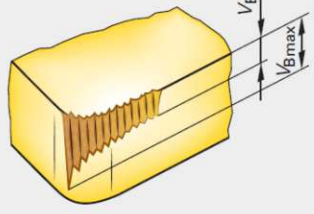
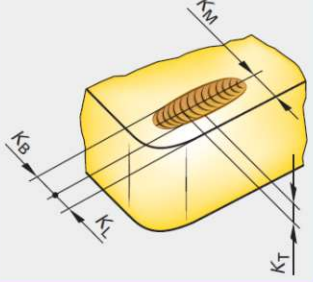
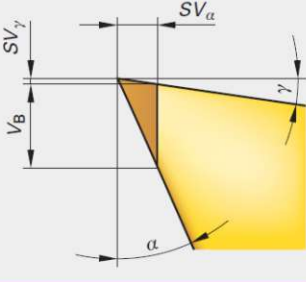
Verschleißbeurteilung		
Technologische Verschleißbeurteilung		
Freiflächenverschleiß	Kolkverschleiß	Schneidkantenversatz
		
V_B Verschleißmarkenbreite V_{Bmax} maximale Verschleißmarkenbreite in mm V_{Bzul} zulässige V_B in mm V_{Bzul} 0,2 bis 0,8 mm	K_T Kolktiefe in mm K_M Kolkmitte in mm K_L Kolkklippenbreite in mm K_B Kolkbreite Kolkverhältnis $K = \frac{K_T}{K_M}$ K_{zul} 0,1 bis 0,3	SV_α Schneidkantenversatz der Freifläche in mm SV_γ Schneidkantenversatz der Spanfläche in mm α Freiwinkel γ Spanwinkel

Abb. 6.2: Kenngrößen zur Verschleißbeurteilung [4]

Die Bilder in Abbildung 6.1 wurden mithilfe des Multisensor-Messsystems *Micro Vu Vertex 312* von [25] aufgenommen. Mit diesem Messsystem war es auch möglich, die Position der Schneidkante optisch zu vermessen und so einen Verlauf des mittleren Schneidkantenversatzes zu erhalten.

In Abbildung 6.3 ist dargestellt, wie die Schneidkante mithilfe der *Micro Vu Vertex 312* vermessen wurde. An der Hauptschneide werden mehrere Messpunkte gesetzt, durch die eine Ausgleichsgerade gelegt wird. Von dieser Ausgleichsgeraden wird der Normalabstand zum Mittelpunkt des Kreises, der durch den Schraubenkopf der Wendeplatte definiert ist, berechnet. Jener Normalabstand, der vor Beginn der Bohrungen gemessen wurde, dient als Referenzwert für alle weiteren Messungen.

Die Differenz des in weiterer Folge gemessenen Normalabstandes zum Referenzwert entspricht dann dem mittleren Schneidkantenversatz der Freifläche SV_{α} .

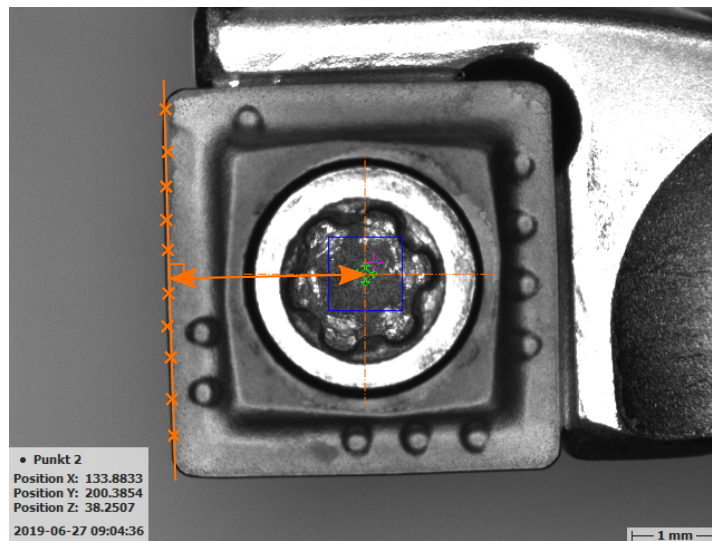


Abb. 6.3: Messung des Abstandes der Schneidkante zum Kreismittelpunkt zur Bestimmung des Schneidkantenversatzes

Der so ermittelte Verlauf des mittleren Schneidkantenversatzes der Freifläche ist für die drei Versuchsreihen in Abbildung 6.4 dargestellt. Dabei ist zu beachten, dass die Abstände zur Schneidkante über Messpunkte an der gesamten Schneidkante gemittelt wurden und somit auch jene Bereiche erfassen, bei denen praktisch kein Verschleiß und somit auch kein Versatz beobachtet wurde.

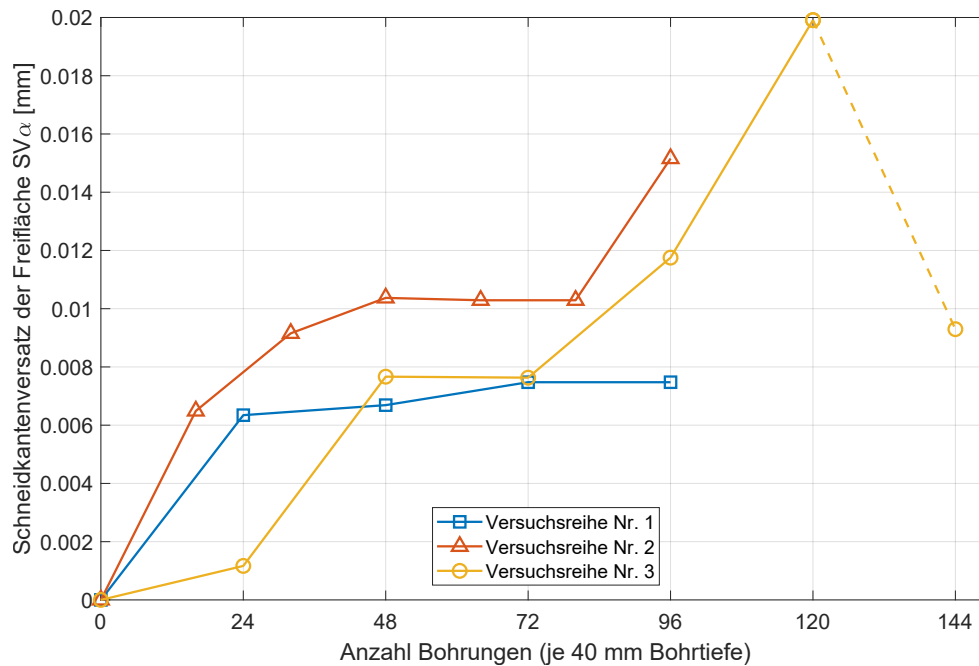


Abb. 6.4: Verlauf des mittleren Schneidkantenversatzes der Freifläche der peripheren Wendeplatte bei unterschiedlichen Versuchsreihen

Der maximale Versatz der Schneidkante kann somit deutlich über den in Abbildung 6.4 ermittelten Werten liegen. Hinzu kommt, dass die Messpunkte ab einer gewissen Abweichung als Ausreißer definiert werden und nicht mehr in die Berechnung der Ausgleichsgeraden mit einfließen. Solche Ausreißer kommen bei der dritten Versuchsreihe nach 144 Bohrungen vermehrt vor, was die vermeintliche Abnahme des Schneidkantenversatzes erklärt. Dieser Messpunkt kann demnach als ungültig betrachtet werden.

Abbildung 6.4 zeigt, dass der mittlere Schneidkantenversatz SV_α bei allen drei Versuchsreihen stetig steigt – mit Ausnahme des ungültigen letzten Messwerts der dritten Versuchsreihe – und in derselben Größenordnung liegt. Deshalb kann davon ausgegangen werden, dass es sich um einen unter diesen Schnittbedingungen üblichen Verschleiß handelt.

Die Längenmessabweichung des Messsystems *Micro Vu Vertex 312* wird mit $3\ \mu\text{m}$ angegeben, was bei der Größenordnung von einigen Mikrometern zu erheblichen Ungenauigkeiten führen kann. Trotz der Plausibilität der in Abbildung 6.4 gezeigten Verläufe müssen die Zahlenwerte demnach mit Vorsicht behandelt werden und können nur bedingt für eine quantitative Aussage über den Verschleiß herangezogen werden.

6.2 Auswertung der Beschleunigungsmessdaten

In den Kapiteln 5.2 und 5.3 wurden die Daten, die mithilfe der sensorischen Werkzeugaufnahme aufgezeichnet wurden, bereits im Hinblick auf die Abtaststrategie und das Signal-to-noise-Ratio ausgewertet, um den Datenverlust zu bestimmen bzw. die Messrichtungen miteinander zu vergleichen. Im Folgenden werden die Beschleunigungsdaten im Hinblick auf ihren Verlauf über der (Stand-)Zeit ausgewertet.

Um die Beschleunigungsmessdaten der einzelnen Bohrungen miteinander zu vergleichen, werden sogenannte Qualitätszahlen ermittelt. Qualitätszahlen sind skalare Werte, die aus den Beschleunigungsdaten einer Bohrung berechnet werden. Ein direkter Vergleich solcher Qualitätszahlen ist nur bei der letzten der drei Versuchsreihen (siehe Anhang B) möglich, da hier alle Messungen mit dem radialen STH durchgeführt wurden. Ein Vergleich zwischen unterschiedlichen Sensoren oder unterschiedlichen Messrichtungen ist hier nicht zulässig.

In den nächsten Kapiteln werden drei Qualitätszahlen vorgestellt, die den Energiegehalt der Beschleunigungsmessdaten widerspiegeln.

6.2.1 IFT-Wert

In Kapitel 5.2.2 wurde bereits der IFT-Wert beschrieben, der eine verallgemeinerte Energiebetrachtung darstellt. Wird der IFT-Wert über die Dauer einer Bohrung gemittelt, entsteht ein eindimensionaler Kennwert für die Schwingungsenergie einer Bohrung. Abbildung 6.5 zeigt den Verlauf des gemittelten IFT-Werts über dem Standweg der Wendepplatten. Der Standweg entspricht dem kumulierten Vorschubweg, den das Werkzeug bisher zurückgelegt hat.

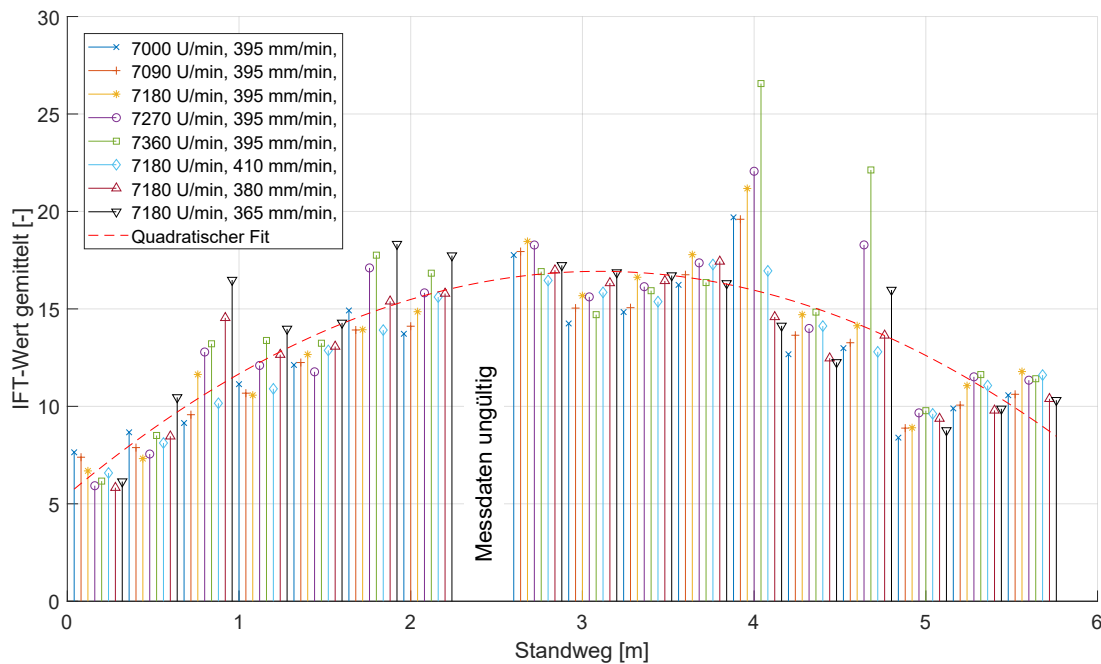


Abb. 6.5: Verlauf des über eine Bohrung gemittelten IFT-Werts der Beschleunigungsdaten; Messung mit dem radialen STH; Bohrtiefe je 40 mm

Die ungültigen – sprich fehlenden – Messdaten sind bedingt durch eine fehlerhafte Übertragung jener Datei, die die Beschleunigungsmessdaten enthält. Eine solche Datei enthält stets die Daten von acht Bohrungen, die nacheinander im Zuge einer Messung aufgezeichnet wurden.

Unabhängig davon ist in Abbildung 6.5 eine Tendenz im Verlauf erkennbar, an der die ungültigen Messdaten mit großer Wahrscheinlichkeit nichts ändern würden. Um den Trend sichtbar zu machen, wurde für die vorhandenen Daten ein Ausgleichspolynom zweiten Grades berechnet, dessen Koeffizienten mittels *Least-Squares*-Methode ermittelt wurden. Dieser quadratische Fit ist ebenfalls in Abbildung 6.5 dargestellt.

6.2.2 Signal-to-noise-Ratio

Ein weiteres Maß für den Energiegehalt eines Signals stellt das *Signal-to-noise-Ratio* (kurz SNR) dar, das bereits in Kapitel 5.3 beschrieben wurde. Der Verlauf des SNR über dem Standweg ist in Abbildung 6.6 zu sehen. Es wurde wieder ein quadratischer Fit analog zum IFT-Wert bestimmt.

6.2.3 Leistungsspektrum

Aus den Beschleunigungsdaten einer Bohrung kann ein Leistungsspektrum wie in Abbildung 5.5 in Kapitel 5.2.2 berechnet werden, das den einzelnen Frequenzen Energien zuordnet. Um ein Maß für Beschleunigungsenergie zu erhalten, wird dieses Leistungsspektrum über die Dauer einer Bohrung gemittelt. Abbildung 6.7 zeigt den Verlauf des gemittelten Leistungsspektrums über dem Standweg inklusive quadratischem Fit.

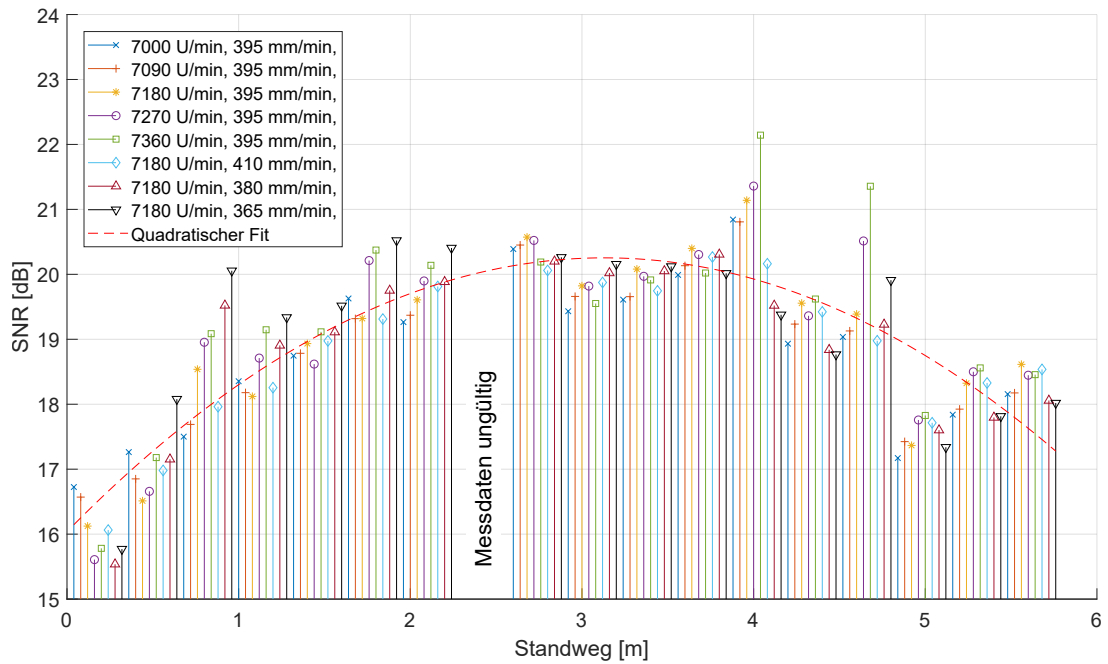


Abb. 6.6: Verlauf des Signal-to-noise-Ratio von Beschleunigungsdaten einer Bohrung; Messung mit dem radialen STH; Bohrtiefe je 40 mm

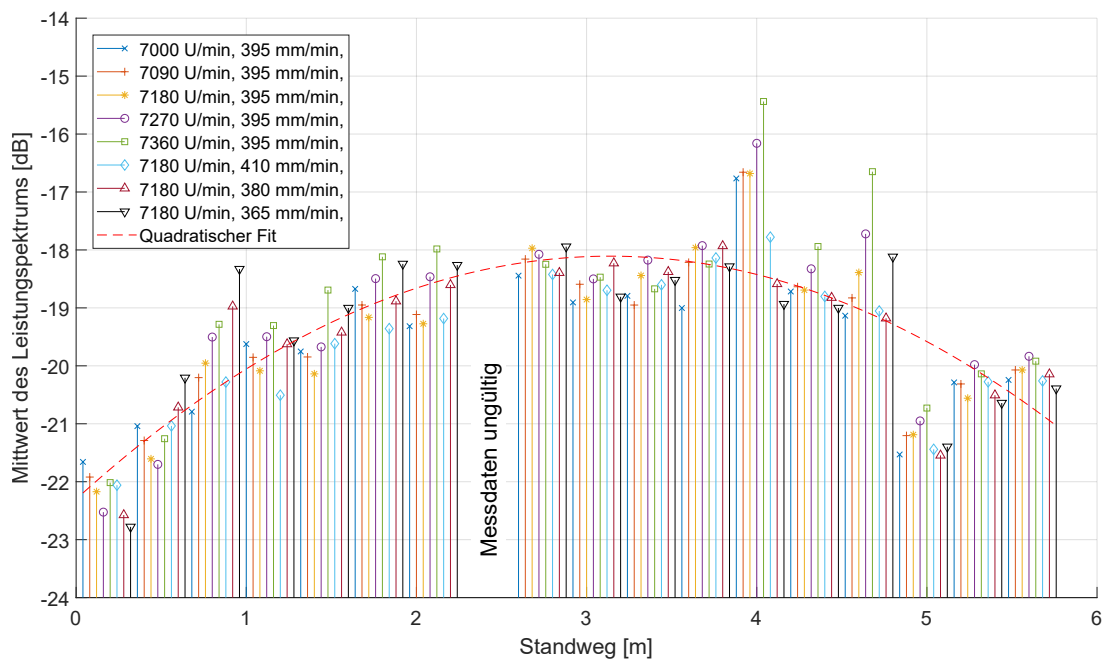


Abb. 6.7: Verlauf des über eine Bohrung gemittelten Leistungsspektrums der Beschleunigungsdaten; Messung mit dem radialen STH; Bohrtiefe je 40 mm

6.2.4 Diskussion der Ergebnisse

Während der IFT-Wert einheitenlos ist, werden das SNR und das mittlere Leistungsspektrum in Dezibel (dB) angegeben. Aufgrund dieser unterschiedlichen Skalierung können keine absoluten Werte verglichen werden, sondern nur die Änderung der

Qualitätszahl über der Zeit. Die Abbildungen 6.5, 6.6 und 6.7 zeigen beinahe denselben Verlauf mit minimalen Unterschieden. Das liegt vor allem daran, dass alle drei Qualitätszahlen die Gesamtenergie des Signals berechnen, wenn auch auf unterschiedliche Weise.

Zur Berechnung des IFT-Werts werden nur die Beschleunigungsdaten der Bohrung benötigt. Für die Berechnung des SNR muss zusätzlich das Leersignal bei der jeweiligen Drehzahl für die Schätzung des Rauschens („noise“) angegeben werden. Für das mittlere Leistungsspektrum muss das Signal zunächst in den Frequenzbereich transformiert werden, um daraus den Mittelwert zu bilden.

Bei jedem der Verläufe ist zunächst ein Anstieg im Verlauf erkennbar, der bei einem Standweg von ca. 2,7 m abflacht. In diesem Bereich ist die Abweichung von der Trendlinie relativ gering. Dieser steigende Verlauf spiegelt die Annahme wider, dass mit zunehmender Einsatzdauer der Werkzeugschneide die Schwingungsneigung aufgrund des fortschreitenden Verschleißes zunimmt.

Ab einem Standweg von ca. 4 m beginnen die Qualitätszahlen stärker zu schwanken und unterliegen insgesamt einem sinkenden Trend. Diese abnehmende Schwingungsenergie widerspricht der zuvor getroffenen Annahme bezüglich des fortschreitenden Verschleißes.

Für die Berechnung der Qualitätszahlen im Postprocessing sind die Berechnungszeiten weitestgehend egal. Wenn die Qualitätszahl im laufenden Betrieb berechnet werden soll, muss eruiert werden, welche Qualitätszahl am wenigsten Rechenoperationen und historische Daten und somit am wenigsten Zeit benötigt. Da jede Qualitätszahl beinahe denselben Verlauf liefert, kann die Entscheidung für die eine oder andere Qualitätszahl allein über den Berechnungsaufwand erfolgen.

6.3 Bohrungsvermessung

Neben dem Verschleiß der Schneidkante, der in Kapitel 6.1 thematisiert wurde, gibt es noch ein Kriterium für die Standzeit eines Werkzeugs: die Form- und Maßhaltigkeit der entstandenen Bohrung. Um diese zu bestimmen, wurden die Bohrungen mit dem taktilen 3D Koordinatenmessgerät *Zeiss Prismo Navigator 795* [38] vermessen. Für das Messgerät wird eine Genauigkeit von $(0,9 + L/350) \mu\text{m}$ angegeben.

Der Durchmesser und die Rundheit werden an drei Positionen je Bohrung bestimmt und daraus der Durchmesser der Bohrung bzw. die Zylindrizität ermittelt. Abbildung 6.8 zeigt, an welchen Stellen der Bohrung sich die vermessenen Kreise befinden. Die im Folgenden dargestellten Messwerte beziehen sich ebenso wie die Qualitätszahlen auf die dritte Versuchsreihe, siehe hierzu das Versuchsprotokoll in Anhang B.

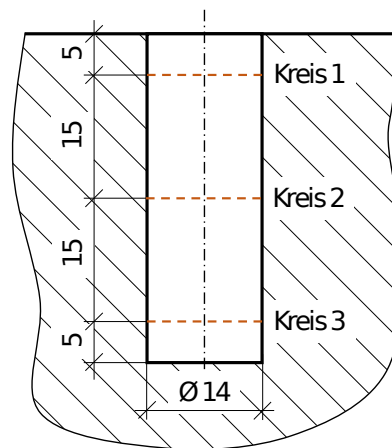


Abb. 6.8: Positionen der vermessenen Kreise einer Bohrung

6.3.1 Maßhaltigkeit

Die gemessenen Werte für den Durchmesser je Bohrung sind in Abbildung 6.9 über der Bohrungsanzahl aufgetragen. Der Bohrungsdurchmesser berechnet sich dabei aus dem Mittelwert der einzelnen Kreisdurchmesser je Bohrung. Die in Kapitel 5.1.1 beschriebene Variation von Drehzahl und Vorschubgeschwindigkeit wurde in dieser Darstellung berücksichtigt und die Bohrungen mit unterschiedlichen Parametern voneinander unterschieden. Je Parameterset wurde der lineare Trend der Bohrungsdurchmesser berechnet und ebenfalls in der Abbildung dargestellt.

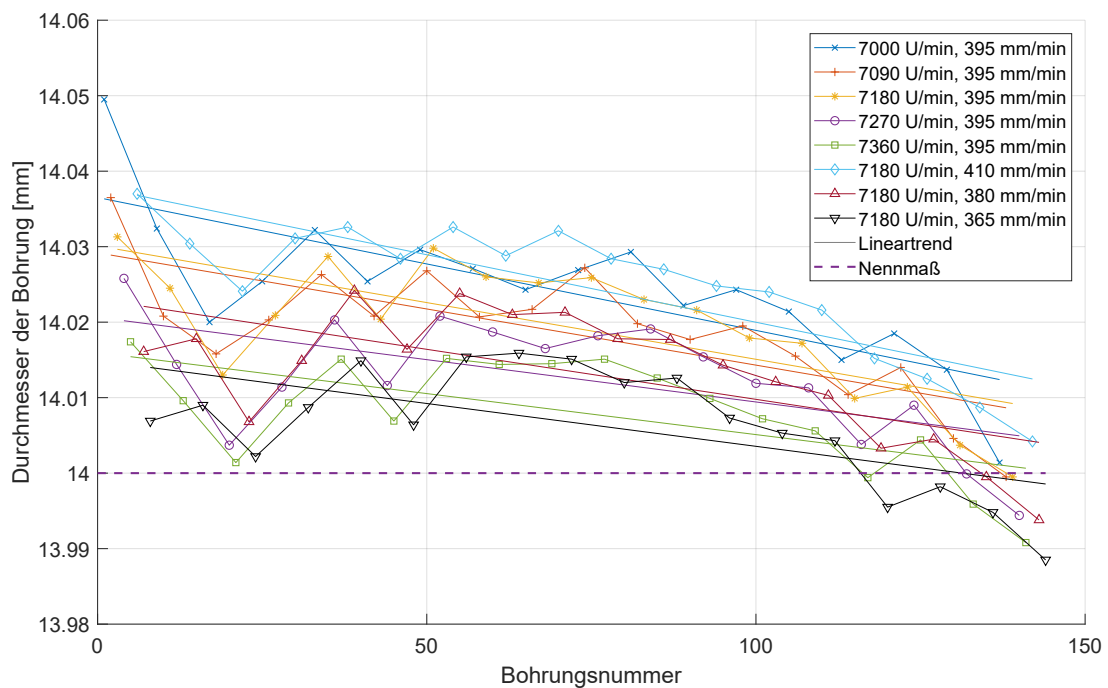


Abb. 6.9: Bohrungsdurchmesser aufgetragen über der Anzahl an Bohrungen mit Unterscheidung der Schnittdaten; Messung mit dem Koordinatenmessgerät von [38]

In Abbildung 6.9 werden zwei Dinge deutlich. Erstens zeigt sich bei jedem Parameterset ein ähnlicher Verlauf, dessen Lineartrend nahezu dieselbe Steigung hat. Zweitens ist der entstandene Durchmesser von der Wahl der Schnittparameter abhängig.

Typischer Verschleißverlauf

Die negative Steigung der Lineartrends in Abbildung 6.9 deckt sich mit der Beobachtung, dass der Werkzeugverschleiß stetig zunimmt und so der Werkzeugdurchmesser abnimmt. Der Verschleißverlauf besteht in der Regel aus drei Zonen [7]:

1. Das Einlaufen des Werkzeuges zeigt sich in Abbildung 6.9 ungefähr bis zur 25. Bohrung.
2. Anschließend folgt die lineare Verschleißsteigerungsphase, die einen geringeren Verschleißfortschritt aufweist als das Einlaufen.
3. Die letzte Phase ist die exzessive Steigerung des Verschleißes. Dieser Bereich beginnt in Abbildung 6.9 in etwa bei jener Bohrung, deren Durchmesser erstmals geringer als das Nennmaß ist.

Der Übergang des linearen zum exzessiven Verschleißbereich stellt jene Standzeit dar, wo mit einem zeitnahen Versagen des Werkzeuges zu rechnen ist. Dieser Übergang ist in Abbildung 6.9 in etwa bei der 120. Bohrung erkennbar und bestätigt somit die qualitative Verschleißbeurteilung in Kapitel 6.1.

Zusammenhang Schnittparameter und Durchmesser

Der beobachtete Niveau- bzw. Durchmesserunterschied in Abbildung 6.9 bei unterschiedlichen Schnittparametern kann mithilfe der folgenden Überlegung plausibel gemacht werden. Beim Wendepplattenbohren kommt es aufgrund der in Kapitel 2.1.2 beschriebenen Anstellung der Wendepplatten zu einer Auslenkung des Bohrers. Dadurch ist der Durchmesser des gebohrten Lochs größer als der des Werkzeugs. Die Auslenkung des Werkzeugs ist von der resultierenden Kraft F_R (siehe Abbildung 2.5) und somit über Gleichung 2.11 direkt von der Schnittkraft abhängig. Bei der Berechnung der Schnittkraft in Gleichung 2.6 ist einzig die Spanungsdicke h nicht über alle Bohrungen konstant. Diese hängt laut Gleichung 2.7 direkt vom Vorschub pro Umdrehung f ab, der sich nach Gleichung 2.16 aus Vorschubgeschwindigkeit und Drehzahl berechnet.

Es lässt sich somit aus der Theorie ein direkter Zusammenhang zwischen dem Vorschub pro Umdrehung f und der Auslenkung des Bohrers herleiten, der sich auf den Durchmesser der Bohrung auswirkt. In Abbildung 6.10 wurden die Durchmesser von Bohrungen mit denselben Schnittparametern gemittelt und über dem Schnittparameterindex (siehe Anhang B) aufgetragen. Diese Werte wurden dem jeweiligen Vorschub pro Umdrehung gegenübergestellt. Mit wenigen Abweichungen wird der Zusammenhang von Vorschub und Durchmesser mithilfe dieser Darstellung bestätigt.

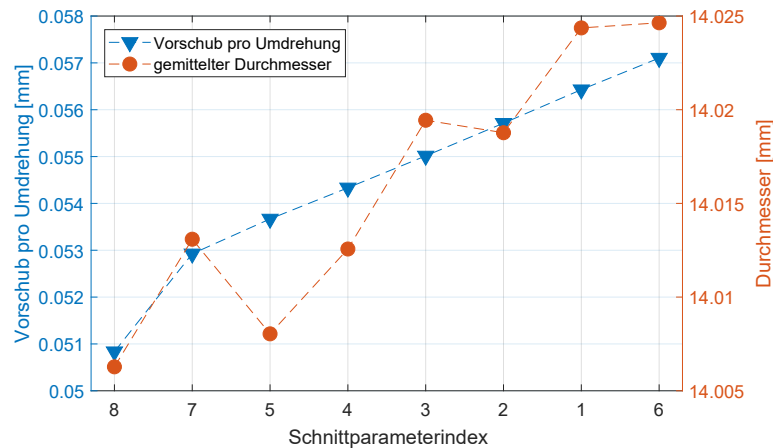


Abb. 6.10: Zusammenhang zwischen Vorschub pro Umdrehung und gemessenem mittleren Durchmesser der Bohrungen

6.3.2 Formhaltigkeit

Wie in Kapitel 2.2.1 beschrieben, kann es beim Bohren zum *Spiralisieren* bzw. *Drallbohren* kommen, was sich auf die Rundheit und Zylindrizität auswirken kann. Rundheit bedeutet nach [20] die Abweichung von der idealen Kreisform und kann nur bei einem kreisförmigen Element angegeben werden. Zylindrizität bedeutet nach [20] die Abweichung von der idealen Zylinderform und kann nur bei zylinderförmigen Elementen angegeben werden.

Die Zylindrizität lässt sich aus der Rundheit der einzelnen Kreise einer Bohrung bestimmen (Kreispositionen siehe Abbildung 6.8). In Abbildung 6.11 sind die Werte

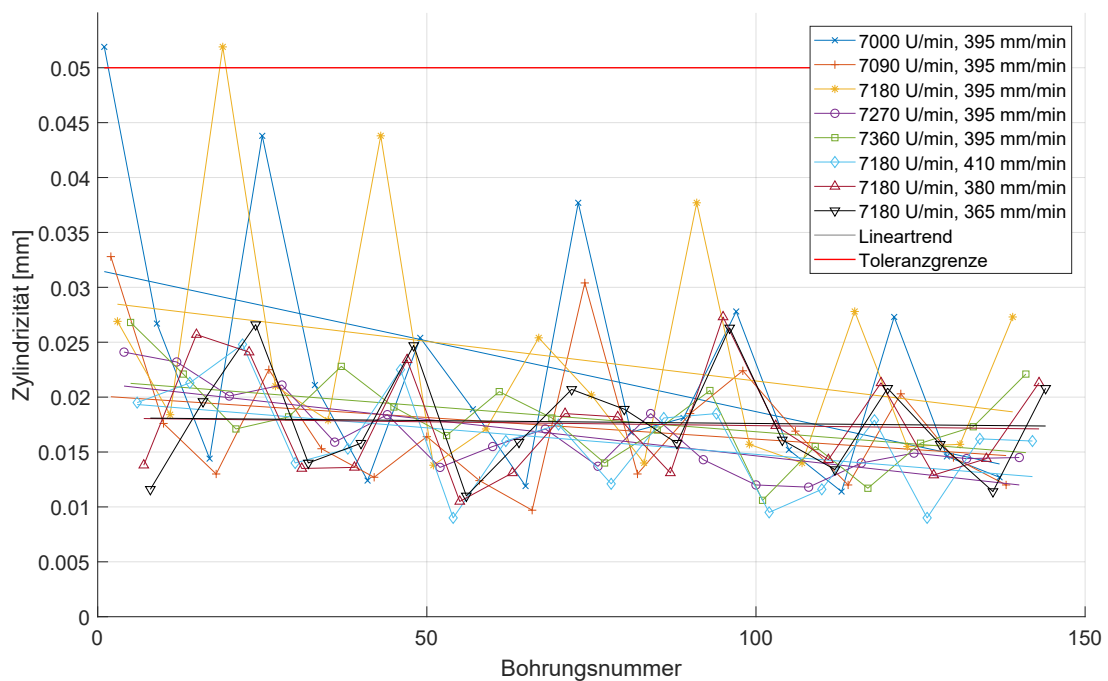


Abb. 6.11: Zylindrizität aufgetragen über der Anzahl an Bohrungen; Messung mit dem Koordinatenmessgerät von [38]

für die Zylindrizität über der Bohrungsanzahl aufgetragen. Analog zu Abbildung 6.9 wurde auch hier eine Differenzierung bezüglich der Schnittparameter durchgeführt. Für jedes Parameterset wurde der lineare Trend berechnet, um allfällige Muster zu erkennen.

Die Verläufe in Abbildung 6.11 lassen jedoch kein Muster erkennen, die Linear-trends sind weder auf demselben Niveau noch weisen sie dieselbe Steigung auf.

6.4 Gegenüberstellung der unterschiedlichen Messdaten

Die in diesem Kapitel generierten Verschleiß-, Beschleunigungs- und Bohrungsmessdaten sollen gegenübergestellt werden, um Zusammenhänge zwischen den unterschiedlichen Daten zu identifizieren. Die Abhängigkeit des Bohrungsdurchmessers vom Vorschub pro Umdrehung wurde in Abbildung 6.10 in Kapitel 6.3.1 gezeigt, stellt aber keinen Zusammenhang mit den Beschleunigungs- oder Verschleißdaten dar.

Aufgrund der ähnlichen Verläufe der in Kapitel 6.2 berechneten Qualitätszahlen, ist es ausreichend, eine der Qualitätszahlen mit anderen Messdaten zu vergleichen. Der Vergleich mit dem Bohrungsdurchmesser oder der Zylindrizität bietet sich an, da diese in derselben Häufigkeit – einmal je Bohrung – ermittelt wurden.

Der Vergleich mit den Verschleißdaten ist schwieriger, da diese seltener aufgenommen wurden. Hinzu kommt, dass die Größenordnung des Schneidkantenversatzes in Abbildung 6.4 nicht einmal um eine Zehnerpotenz größer ist, als die angegebene Längmessabweichung des Herstellers.

6.4.1 Durchmesser und IFT-Wert

Der Verlauf des Bohrungsdurchmessers aus Abbildung 6.9 und des mittleren IFT-Werts aus Abbildung 6.5 wurden in Abbildung 6.12 gegenübergestellt. Ab einem Standweg von ca. 2 m kann von einer Korrelation zwischen den beiden Verläufen gesprochen werden. Das lässt sich mit der Vorstellung vereinen, dass eine sinkende Schwingungsenergie des Werkzeugs zu geringeren Durchmessern führt. Möglich ist auch, dass der Durchmesser aufgrund des fortschreitenden Verschleißes der Schneide abnimmt und dadurch die Schwingungsenergie abnimmt.

Im ersten Drittel des Standwegs weisen die beiden Verläufe gegensätzliche Steigungen auf. Der abnehmende Bohrungsdurchmesser kann auch in diesem Bereich durch den zunehmenden Verschleiß erklärt werden. Dem gegenüber steht der steigende IFT-Wert, der von einem sehr geringen Niveau startet. Eine mögliche Erklärung dafür könnte die Schneidkantengeometrie der Wendeplatten sein, die, wie in Abbildung 6.1 (a) und (b) zu sehen ist, noch weitestgehend intakt ist. Zwischen 0,96 m und 1,92 m Standweg (Abbildungen 6.1 (b) und (c)) beginnen die ersten Ausbrüche aufzutreten, was die steigenden Schwankungen um die Trendlinie des IFT-Werts erklären könnte.

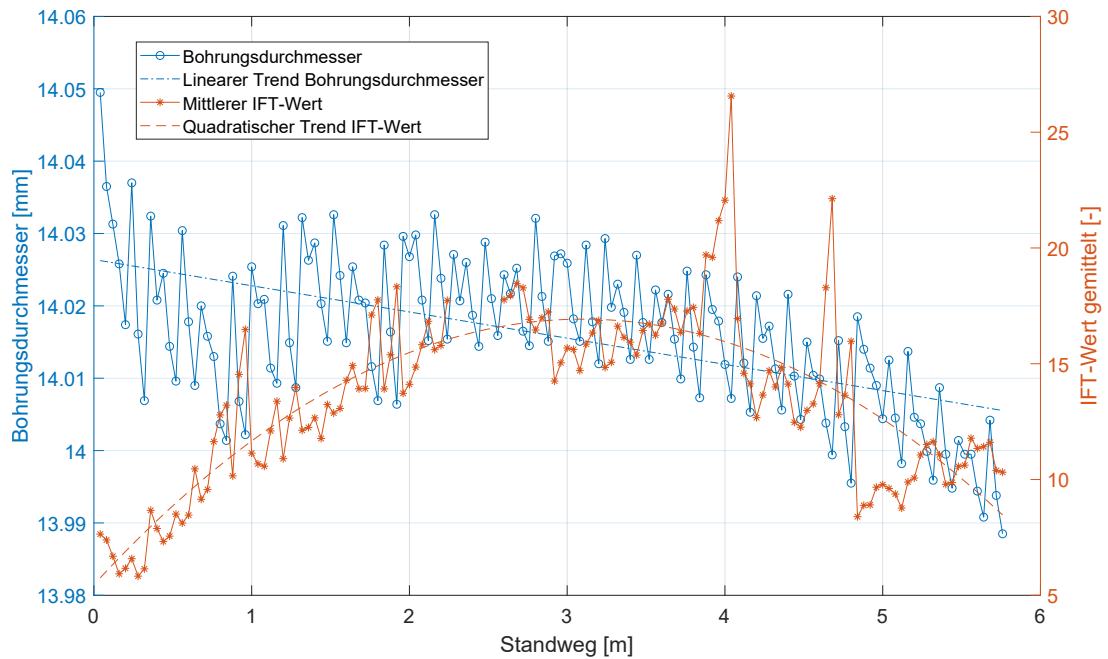


Abb. 6.12: Vergleich des Bohrungsdurchmessers und des mittleren IFT-Werts je Bohrung über dem Standweg (fehlende IFT-Werte zwischen 2 und 3 m aufgrund ungültiger Beschleunigungsmessdaten)

6.4.2 Zylinderform und IFT-Wert

Abbildung 6.13 stellt den Verlauf der Zylindrizität aus Abbildung 6.11 und des mittleren IFT-Werts aus Abbildung 6.5 gegenüber. Wie bereits in Kapitel 6.3.2 erläutert, ist im Verlauf der Zylindrizität weder ein eindeutiger Trend noch ein Zusammenhang mit den Schnittparametern identifizierbar. Auch der Vergleich mit dem IFT-Wert in Abbildung 6.13 lässt keine Rückschlüsse auf eine Korrelation zu. Die Ursachen für die Rundheit und Zylindrizität der entstandenen Bohrung sind womöglich nicht in der Schwingungsenergie des Werkzeugs zu finden.

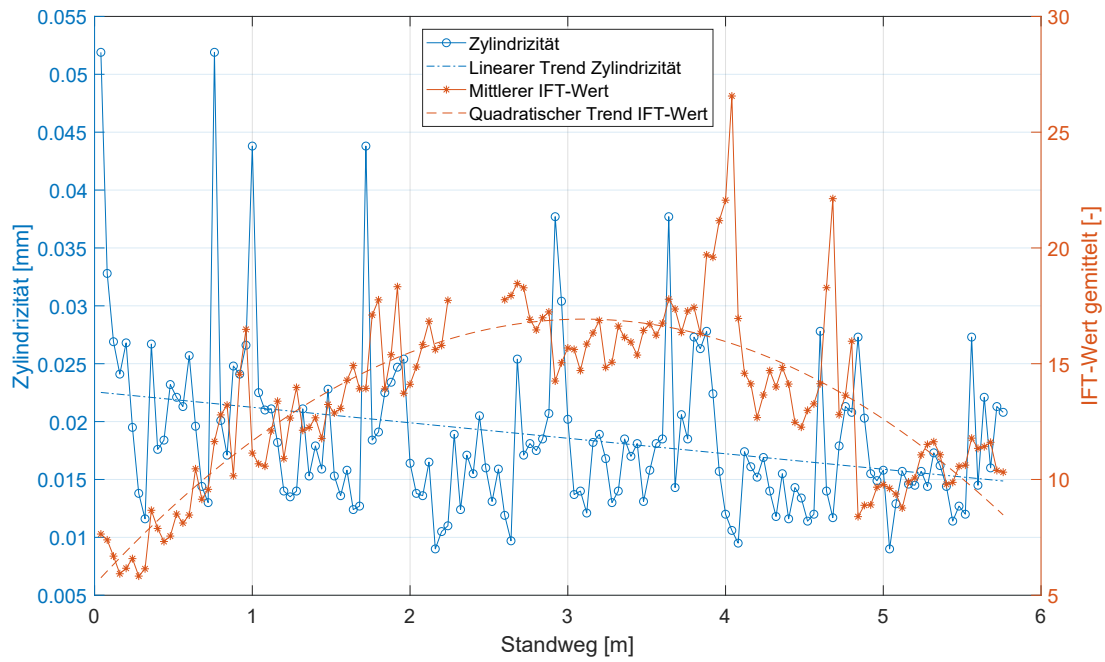


Abb. 6.13: Vergleich der Zylindrizität und des mittleren IFT-Werts je Bohrung über dem Standweg (fehlende IFT-Werte zwischen 2 und 3 m aufgrund ungünstiger Beschleunigungsmessdaten)

Kapitel 7

Conclusio

Bezugnehmend auf die Fragen aus Kapitel 3.1 werden hier zunächst die Erkenntnisse zusammengefasst, die aus der vorliegenden Arbeit resultieren. Anschließend wird noch ein Ausblick gegeben, inwiefern diese Ergebnisse Anstoß für weitere Untersuchungen sein können.

Neben den gestellten Forschungsfragen wurde in Kapitel 4.1.2 eine Methode vorgestellt, mit der die Positionierungsgenauigkeit – sprich die Exzentrizität – des Beschleunigungssensors bestimmt werden kann. Mithilfe dieser Exzentrizität kann die maximale Drehzahl bestimmt werden, bei der noch eine Messung mit der sensorischen Werkzeugaufnahme möglich ist.

In Kapitel 5.2 wurde auf Probleme bei der drahtlosen Datenübertragung zwischen Werkzeugaufnahme und Empfangseinheit (STU) eingegangen, deren Ursache tiefer gehende Untersuchungen erfordern. Es wurden Möglichkeiten aufgezeigt, wie bei Auftreten von Übertragungsfehlern mit lückenhaften Beschleunigungsdaten umgegangen werden soll.

In Kapitel 6.3.1 wurde die direkte Abhängigkeit des Bohrungsdurchmessers vom Vorschub pro Umdrehung in Abbildung 6.10 gezeigt. Dieser Zusammenhang lässt sich über die Anstellung der Wendeplatten, die in Abbildung 2.5 in Kapitel 2.1.2 skizziert wurde, herleiten.

7.1 Beantwortete Forschungsfragen

- *Gibt es einen Zusammenhang zwischen den Signalen der sensorischen Werkzeugaufnahme und dem Zustand der Schneide beim Wendeplattenbohren?*

In Kapitel 6.2 wurden Qualitätszahlen ermittelt, die den Energiegehalt der Beschleunigungsdaten quantifizieren. Deren Verlauf ist in den Abbildungen 6.5 bis 6.7 dargestellt. Der Verschleißzustand der Werkzeugschneide wurde in Abbildung 6.1 bzw. 6.4 in Kapitel 6.1 dokumentiert. Während der Verschleiß stetig zunimmt, steigen die Qualitätszahlen zunächst an, um ab einem gewissen Standweg wieder abzunehmen. Gleichzeitig nimmt die Schwankung der Qualitätszahl um dessen quadratischen Fit mit steigendem Alter der Schneiden zu.

- *Wenn Ja, inwiefern kann von den Signalen der sensorischen Werkzeugaufnahme und deren Änderung über die Zeit auf den Verschleißzustand der Schneide geschlossen werden?*

Wenn davon ausgegangen wird, dass es sich beim Diagramm in Abbildung 6.5 um einen charakteristischen Verlauf der aggregierten Beschleunigungsdaten der sensorischen Werkzeugaufnahme für das Wendepplattenbohren handelt, sind Rückschlüsse auf den fortschreitenden Verschleiß der Schneide möglich. Bei der anfänglichen Steigung des IFT-Werts hält sich der Verschleiß noch in Grenzen, wenn dieser jedoch zu sinken beginnt und gleichzeitig punktuelle Abweichungen vom Trend häufiger werden, kann auf einen fortgeschrittenen Verschleißzustand geschlossen werden.

- *Lassen sich darüber hinaus Zusammenhänge zwischen dem Signal der sensorischen Werkzeugaufnahme und der Qualität der entstandenen Bohrung herstellen?*

In Kapitel 6.4 wurde der gemittelte IFT-Wert direkt mit dem Bohrungsdurchmesser (Abbildung 6.12) und der Zylindrizität (Abbildung 6.13) verglichen. Zwischen Durchmesser und IFT-Wert besteht ab einem gewissen Standweg eine Korrelation. Mit der Abnahme des IFT-Werts geht auch ein kleinerer Bohrungsdurchmesser einher. Zylindrizität und IFT-Wert hingegen lassen keine Rückschlüsse aufeinander zu.

- *Sind für die Auswertung der Signale die radialen oder die axialen Beschleunigungen aussagekräftiger?*

Im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen haben sich die radialen Beschleunigungsmessdaten der Werkzeugaufnahme mit einachsigen Sensor als zuverlässiger erwiesen (siehe Kapitel 5.3). Dies liegt in erster Linie daran, dass beim radialen STH (sensory tool holder) am wenigsten Daten bei der drahtlosen Übertragung zur stationären Funkgegenstelle verloren gegangen sind. Außerdem ist das Signal-to-noise-Ratio (SNR) im Vergleich zu den anderen Werkzeugaufnahmen am höchsten.

Eine pauschale Aussage, ob beim Bohren stets die radialen Beschleunigungen zu bevorzugen sind, kann jedoch nicht getroffen werden. Wenn die Datenübertragung beim axialen STH zuverlässiger ist, können auch mit diesen Daten tiefergehende Untersuchungen möglich werden.

- *Kann mithilfe der sensorischen Werkzeugaufnahme auf die Auslenkung des Wendepplattenbohrers aufgrund der Anstellung der Wendepplatten geschlossen werden?*

Die FE-Berechnungen in Kapitel 4.3 haben ergeben, dass die Verschiebung des Beschleunigungssensors bei einer aufgebrachten Schnittkraft von 550 N je Wendepplatte so klein ist, dass im Beschleunigungssignal der sensorischen Werkzeugaufnahme kein Unterschied erkennbar ist.

- *Kann in weiterer Folge aus dieser Auslenkung auf den Durchmesser der entstandenen Bohrung geschlossen werden?*

Aufgrund der negativen Antwort auf die vorherige Frage kann diese Frage auch nur mit Nein beantwortet werden.

7.2 Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurde der Grundstein für eine In-Prozess-Überwachung beim Wendepplattenbohren gelegt. Bevor diese jedoch in der Praxis zur Anwendung kommen kann, sind noch weitere Untersuchungen notwendig, um die erzielten Ergebnisse zu verifizieren. Beispielsweise ist die hier gewählte Parametervariation in der Praxis unüblich, weshalb überprüft werden muss, ob der charakteristische Verlauf des IFT-Werts bei konstanten Parametern dieselbe Gestalt hat.

Eine Möglichkeit wäre beispielsweise, im laufenden Betrieb die Beschleunigungsdaten aufzuzeichnen und diese anschließend auszuwerten. Auf diese Weise können realistische Bedingungen garantiert werden und die Menge an auswertbaren Daten ist wesentlich größer. Für eine fundierte Analyse muss sichergestellt werden, dass Verschleiß- oder Bauteilmessdaten ebenfalls zur Verfügung stehen, um Zusammenhänge zu identifizieren.

Auf Basis dieser Auswertungen können die Beschleunigungsdaten gegebenenfalls prozessbegleitend ausgewertet und auf den Verschleiß rückgeschlossen werden. Außerdem kann für den Maschinenbediener die Information bereitgestellt werden, wann ein definiertes Standzeitkriterium überschritten wurde. Für diese Anwendung im laufenden Betrieb kann der sensorische Werkzeughalter in der ICOTronic watch Variante zum Einsatz kommen, da in diesem Fall kein Eingriff in die Steuerung der Maschine notwendig wäre.

Eine Anwendung des Konzepts der In-Prozess-Überwachung ohne instantanen Steuerungseingriff auf andere Werkzeuge oder Fertigungsverfahren ist ebenfalls Gegenstand aktueller Forschungsarbeiten. Beispielsweise wird die Möglichkeit untersucht, mithilfe eines eigens entwickelten Algorithmus Schneidenbrüche bei Fräswerkzeugen aus den Beschleunigungsdaten der sensorischen Werkzeugaufnahme abzuleiten.

Ein weiterer Grund für eine anschließende Untersuchung ist die fehleranfällige kabellose Datenübertragung in dem gewählten Setup. In dieser Arbeit wurde verdeutlicht, in welcher Häufigkeit Datenlücken vorkommen können und wie sich diese auf Auswertungen im Zeit- und Frequenzbereich auswirken. Die Suche nach deren Ursache und Problembhebung ist wesentlich für die weitere Entwicklung der sensorischen Werkzeugaufnahme als Diagnosetool.

Literatur

- [1] K. Ahmadi und Y. Altıntaş. „Stability of lateral, torsional and axial vibrations in drilling“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 68 (Mai 2013), S. 63–74. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2013.01.006.
- [2] Y. Altıntaş und E. Budak. „Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling“. In: *CIRP Annals* 44.1 (1995), S. 357–362. DOI: 10.1016/s0007-8506(07)62342-7.
- [3] Y. Altıntaş und M. Weck. „Chatter Stability of Metal Cutting and Grinding“. In: *CIRP Annals* 53.2 (2004), S. 619–642. DOI: 10.1016/s0007-8506(07)60032-8.
- [4] Thomas Apprich. *Tabellenbuch für Zerspantechnik*. Haan-Gruiten: Verlag Europa-Lehrmittel Nourney, Vollmer GmbH & Co. KG, 2016. ISBN: 9783808514740.
- [5] P. V. Bayly, M. T. Lamar und S. G. Calvert. „Low-Frequency Regenerative Vibration and the Formation of Lobed Holes in Drilling“. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 124.2 (Apr. 2002), S. 275–285. DOI: 10.1115/1.1459087.
- [6] P. V. Bayly u. a. „Theory of Torsional Chatter in Twist Drills: Model, Stability Analysis and Composition to Test“. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 123.4 (Nov. 2001), S. 552–561. DOI: 10.1115/1.1381399.
- [7] F. Bleicher. „Spanende Fertigung und Umformtechnik“. In: *Skriptum zur Vorlesung, TU Wien*. Mai 2013.
- [8] F. Bleicher, P. Schörghofer und C. Habersohn. „In-process control with a sensory tool holder to avoid chatter“. In: *Journal of Machine Engineering* 18.3 (2018), S. 16–27. ISSN: 2391-8071.
- [9] F. Bleicher und A. Steininger. „Investigation of the Dynamic Behavior in Drilling with Indexable Insert Drills and Influence of the Contact Energy on Surface Modification by MHP“. In: *Machine Tool Technologies Research Foundation - MTTRF Annual Meeting 2017*. 2017.
- [10] F. Bleicher u. a. „Cognitive machining by sensor integration in tooling system“. In: *MTTRF Conference* (2019).
- [11] E. Budak und Y. Altıntaş. „Analytical Prediction of Chatter Stability in Milling—Part I: General Formulation“. In: *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control* 120.1 (März 1998), S. 22–30. DOI: 10.1115/1.2801317.
- [12] E. Budak und Y. Altıntaş. „Analytical Prediction of Chatter Stability in Milling—Part II: Application of the General Formulation to Common Milling Systems“. In: *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control* 120.1 (März 1998), S. 31–36. DOI: 10.1115/1.2801318.

- [13] J. Daub. „Werkzeugauslegung/-optimierung mittels FEM Berechnungen und 3D-Spanbildungssimulation“. In: *Tagung: Präzisionswerkzeuge für die spanende Fertigung*. 2019.
- [14] Werner Degner u. a. *Spanende Formung*. Hanser Fachbuchverlag, 8. Juli 2019. 430 S. ISBN: 3446450327. URL: https://www.ebook.de/de/product/36673976/werner_degner_hans_lutze_erhard_smejkal_uwe_heisel_johannes_rothmund_spanende_formung.html.
- [15] Berend Denkena und Hans Kurt Tönshoff. *Spanen*. Springer Berlin Heidelberg, 2011. DOI: 10.1007/978-3-642-19772-7.
- [16] DIN8580. *DIN8580 Fertigungsverfahren: Begriffe, Einteilung*. Techn. Ber. Deutsches Institut für Normung e. V., Berlin, 2003.
- [17] DIN8589-2. *DIN8589 Fertigungsverfahren Spanen - Teil 2: Bohren, Senken, Reiben*. Techn. Ber. Deutsches Institut für Normung e. V., Berlin, 2003.
- [18] Hoffmann. *Produktkatalog der Hoffmann SE*. 2019. URL: <https://www.hoffmann-group.com> (besucht am 28. 11. 2019).
- [19] ICOTronic. *Produktbeschreibung durch My Tool IT GmbH*. 2019. URL: <https://www.mytoolit.com> (besucht am 22. 11. 2019).
- [20] ISO1101. *DIN EN ISO 1101 Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Geometrische Tolerierung - Tolerierung von Form, ort und Lauf*. Techn. Ber. Deutsches Institut für Normung e. V., Berlin, 2017.
- [21] M. Kaltenbacher u. a. „Vorlesung Mess- und Schwingungstechnik“. In: *Skriptum zur Vorlesung, TU Wien*. Okt. 2016.
- [22] Kistler. *Produktbeschreibung durch Kistler GmbH*. 2019. URL: <https://www.kistler.com/de/anwendungen/sensor-technology/zerspankraftmessung/> (besucht am 22. 11. 2019).
- [23] Fritz Klocke und Wilfried König. *Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren (VDI-Buch) (German Edition)*. Springer, 2008. ISBN: 978-3-540-23458-6. URL: <https://www.amazon.com/Fertigungsverfahren-Drehen-Fr%C3%A4sen-Bohren-VDI-Buch/dp/3540234586?SubscriptionId=AKIAIOBINVZYXZQZ2U3A&tag=chimbori05-20&linkCode=xm2&camp=2025&creative=165953&creativeASIN=3540234586>.
- [24] Wolfgang Koehler. *Analyse des Einfluss der Schneideform auf den Hochleistungsbohrprozess*. Vulkan Verlag, 1. Feb. 2005. 138 S. ISBN: 3802787285. URL: https://www.ebook.de/de/product/15901305/wolfgang_koehler_analyse_des_einfluss_der_schneideform_auf_den_hochleistungsbohrprozess.html.
- [25] Micro-Vu. *Produktbeschreibung durch Micro-Vu Europe GmbH*. 2020. URL: <https://www.microvu.eu/vertex.html> (besucht am 14. 10. 2020).
- [26] R. Oswald. „Machine Learning: Identifikation von Prozessinstabilitäten beim Fräsen“. Magisterarb. Technische Universität Wien, 2019.

- [27] M. Palle. „Bachelorarbeit - Experimentelle Untersuchung ausgewählter Fräsprozesse mit einer sensorischen Werkzeugaufnahme“. Technische Universität Wien, 2018.
- [28] Pro-micron. *Produktbeschreibung durch Pro-micron GmbH*. 2019. URL: <https://www.pro-micron.de/spike/> (besucht am 22. 11. 2019).
- [29] Guillem Quintana und Joaquim Ciurana. „Chatter in machining processes: A review“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 51.5 (Mai 2011), S. 363–376. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2011.01.001.
- [30] C. Ramsauer. „Parameteroptimierung zur Steuerung komplexer Fräsprozesse“. Magisterarb. Technische Universität Wien, 2019.
- [31] Heinz-Bodo Schmiedmayer. „Vorlesung Mechanik 2 - Grundlagen der Dynamik“. In: *Skriptum zur Vorlesung, TU Wien*. 2015.
- [32] P. Schörghofer u. a. „Using Sensory Tool Holder Data for Optimizing Production Processes“. In: *Journal of Machine Engineering* 19.3 (Sep. 2019), S. 43–55. ISSN: 2391-8071.
- [33] Schunk. *Produktbeschreibung durch SCHUNK GmbH & Co. KG*. 2019. URL: https://schunk.com/at_de/spanntechnik/highlights/itendo/ (besucht am 25.02.2019).
- [34] T. Surmann. „Simulationsbasierte Prozessoptimierung aus Anwendersicht“. In: *Tagung: Präzisionswerkzeuge für die spanende Fertigung*. 2019.
- [35] Walter. *Gesamtkatalog*. 2016/2017. URL: https://waltertools.com/blaetterkatalog/blaetterkatalog/index.php?catalog=catalog/de/2017&lang=de-de#page_1 (besucht am 05.12.2019).
- [36] Walter. *Produktdatenbank von Walter AG*. 2019. URL: <https://www.walter-tools.com> (besucht am 18.11.2019).
- [37] Walter. *Walter GPS*. 2018. URL: <https://www.walter-tools.com/de-de/press/media-portal/apps/gps/pages/default.aspx> (besucht am 17.12.2018).
- [38] Zeiss. *Produktbeschreibung durch Carl Zeiss AG*. 2020. URL: <https://www.zeiss.de/messtechnik/produkte/systeme/koordinatenmessgeraete/portalmessgeraete/prismo.html> (besucht am 16.10.2020).
- [39] Lukas Zelinka. „Strukturoptimierung eines Wendepplattenbohrer-Grundkörpers unter Anwendung des additiven selektiven Laserschmelz-Verfahrens“. Magisterarb. Technische Universität Wien, 2019.

Abbildungsverzeichnis

1.1	Komponenten des ICOtronic Systems nach [19]	3
2.1	(a) Handelsüblicher Wendelbohrer mit symmetrischem, monolithischem Aufbau sowie (b) Skizze der Bohrspitze [18]	8
2.2	(a) Wendeplattenbohrer mit gedrehten Spannuten der Walter AG [36] sowie (b) Skizze der Bohrspitze	8
2.3	Anordnung der Schneiden und darauf wirkende Schnittkräfte bei verschiedenen Bohrertypen	9
2.4	Überlappung der Schneiden beim Wendeplattenbohrer	13
2.5	Schnittkräfte am Wendeplattenbohrer und Kräftedreieck	15
2.6	Geschwindigkeiten am Wendeplattenbohrer	17
2.7	Schnittkinematik beim Wendelbohren nach [24]	18
2.8	Schnittgeschwindigkeitskorrekturfaktor in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit	21
2.9	Ratteroberfläche am Grund einer Bohrung beim a) Wendelbohren und b) Wendeplattenbohren [3]	23
2.10	Simulierte und experimentell ermittelte Bohrungsprofile zufolge lateraler Wirbelschwingungen [5]	25
2.11	Wendeplattenbohrer mit Einspanraum nach [13]	27
2.12	Bohrer mit Wechselbohrspitze nach [13]	27
2.13	Additiv hergestellter Wendeplattenbohrer-Grundkörper, unbearbeitet, nach Entfernung der Stützstruktur [39]	28
2.14	Wendeplattenbohrkörper im Vergleich: additiv hergestellt (ersten drei von links) und handelsüblich (rechts) [39]	28
4.1	Bewegung des Beschleunigungssensors	34
4.2	Leersignal bei schrittweiser Erhöhung der Drehzahl	39
4.3	Verlauf der mittleren Beschleunigung in Abhängigkeit der Drehzahl	40
4.4	Verlauf der sogenannten <i>Vorlast</i> im Beschleunigungssignal in Abhängigkeit der Drehzahl	41
4.5	Einfluss der Rotation auf das Zeitsignal [30]	44
4.6	Modulation bei unterschiedlichen Zähnezahlen [30]	44
4.7	Vernetztes Modell des Bohrer-Werkzeugaufnahme-Systems inkl. Einspannung (grün) und Lastfall (pink)	47

4.8	Ergebnis der Verschiebungsanalyse bei einer Kraft je Wendeplatte von 550 N; Verformungsfaktor: 50	48
4.9	Frontansicht der Verschiebungsanalyse; Kraft je Wendeplatte: 550 N; Verformungsfaktor: 50	49
4.10	Ergebnisse der Modalanalyse - Darstellung der ersten fünf Eigenmoden	50
5.1	Versuchsaufbau; <i>oben links</i> : STU im Maschinenraum; <i>oben rechts</i> : Sensorische Werkzeugaufnahme (STH) mit Wendeplattenbohrer; <i>unten links</i> : Spindel, STH und Kühlschmierstoffzufuhr aktiviert, <i>unten rechts</i> : Werkstück	54
5.2	Beschleunigungssignal des radialen STH; durchschnittlicher Datenverlust: 32,6 %	56
5.3	Boxplot-Darstellung des über eine Bohrung gemittelten Datenverlusts; getrennte Auswertung für die unterschiedlichen sensorischen Werkzeugaufnahmen (Anzahl Bohrungen radialer STH: 192, axialer STH: 56, dreiachsiger STH: 80)	57
5.4	<i>Oben</i> : Ausschnitt eines Beschleunigungssignals einer ausgewählten Bohrung; <i>unten</i> : IFT-Wert der unterschiedlich aufgefüllten Signale	59
5.5	<i>Oben</i> : Beschleunigungssignal einer ausgewählten Bohrung; <i>unten</i> : Leistungsspektren (dargestellt bis zur 20. Ordnung) der unterschiedlich aufgefüllten Signale	60
6.1	Optischer Verschleiß an der Freifläche der peripheren Wendeplatte bei der dritten Versuchsreihe (eine Bohrung entspricht 40 mm Bohrtiefe) . .	66
6.2	Kenngrößen zur Verschleißbeurteilung [4]	67
6.3	Messung des Abstandes der Schneidkante zum Kreismittelpunkt zur Bestimmung des Schneidkantenversatzes	68
6.4	Verlauf des mittleren Schneidkantenversatzes der Freifläche der peripheren Wendeplatte bei unterschiedlichen Versuchsreihen	68
6.5	Verlauf des über eine Bohrung gemittelten IFT-Werts der Beschleunigungsdaten; Messung mit dem radialen STH; Bohrtiefe je 40 mm	70
6.6	Verlauf des Signal-to-noise-Ratio von Beschleunigungsdaten einer Bohrung; Messung mit dem radialen STH; Bohrtiefe je 40 mm	71
6.7	Verlauf des über eine Bohrung gemittelten Leistungsspektrums der Beschleunigungsdaten; Messung mit dem radialen STH; Bohrtiefe je 40 mm	71
6.8	Positionen der vermessenen Kreise einer Bohrung	73
6.9	Bohrungsdurchmesser aufgetragen über der Anzahl an Bohrungen mit Unterscheidung der Schnittdaten; Messung mit dem Koordinatenmessgerät von [38]	73
6.10	Zusammenhang zwischen Vorschub pro Umdrehung und gemessenem mittleren Durchmesser der Bohrungen	75
6.11	Zylindrizität aufgetragen über der Anzahl an Bohrungen; Messung mit dem Koordinatenmessgerät von [38]	75

6.12 Vergleich des Bohrungsdurchmessers und des mittleren IFT-Werts je Bohrung über dem Standweg (fehlende IFT-Werte zwischen 2 und 3 m aufgrund ungültiger Beschleunigungsmessdaten)	77
6.13 Vergleich der Zylindrizität und des mittleren IFT-Werts je Bohrung über dem Standweg (fehlende IFT-Werte zwischen 2 und 3 m aufgrund ungültiger Beschleunigungsmessdaten)	78

Tabellenverzeichnis

2.1	Zusammenfassung der Unterschiede zwischen Wendeplattenbohren und Wendelbohren; Bilder: [36, 18]	10
2.2	Mögliche Werte für die Schnittkräfte am Wendeplattenbohrer ohne Korrekturfaktoren	14
2.3	Grenzradius bei 11° Freiwinkel und unterschiedlichem Vorschub	20
4.1	Exzentrizität und Vorlast bei unterschiedlichen Werkzeugaufnahmen; Bestimmung der maximalen Drehzahl ohne Reserve	42
4.2	Frequenzen und Moden der ersten fünf Eigenschwingungen	49
5.1	Versuchsparameter	54
5.2	Verwendete sensorische Werkzeugaufnahmen (STH)	55
5.3	Signal-to-noise-Ratio (SNR) je Werkzeugaufnahme und Messrichtung	63

Anhang A

Walter GPS Ergebnisse

Im Folgenden sind die Ergebnisse der Schnittwertberechnung dargestellt, die über das Online-Tool [37] am 17.12.2018 durchgeführt wurden.

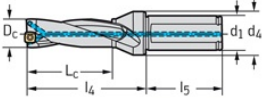
Werkzeug

Wendepplatten-Wkz.

B4213.F20.14.Z1.042R-1 Körper

P4841P-1R-E57 WSP45 Aussenplatte

P4841C-1R-E57 WXP40 Innenplatte



Allgem. Inform. ECO Schnittdaten Grenzen Schnittd. ändern

Produktname		Xtratec INSERT DRILL
Schneidendurchmesser	D_c	14 mm
Aufnahmegröße	d_1	20
Bunddurchmesser	d_4	30 mm
Maximale Ausraglänge	l_4	61.7 mm
Schaftlänge	l_5	50 mm
Nutzbare Länge	L_c	42 mm
Anzahl Schneidplatten	Anzahl Wendepplatten Mitte	1
Anzahl Schneidplatten	Anzahl Wendepplatten Umfang	1
Gewicht		0.247 kg

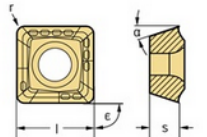
Werkzeug

Wendepplatten-Wkz.

B4213.F20.14.Z1.042R-1 Körper

P4841P-1R-E57 WSP45 Aussenplatte

P4841C-1R-E57 WXP40 Innenplatte



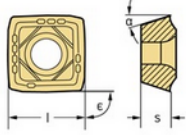
Allgem. Inform. ECO Schnittdaten Grenzen Schnittd. ändern

Anz. Schneidkanten		4
Schneidkantenlänge	l	4.55 mm
Schneidplattendicke	s	1.96 mm
Eckenradius	r	0.29 mm
Hauptfreiwinkel	α	11 °
Eckenwinkel	ϵ	90 °

Werkzeug

Wendeplatten-Wkz.

- B4213.F20.14.Z1.042R-1 Körper
- P4841P-1R-E57 WSP45 Aussenplatte
- P4841C-1R-E57 WXP40 Innenplatte**



Allgem. Inform.	ECO	Schnittdaten	Grenzen	Schnittd. ändern
Anz. Schneidkanten			4	
Schneidkantenlänge	l		4.9 mm	
Schneidplattendicke	s		1.96 mm	
Eckenradius	r		0.29 mm	
Hauptfreiwinkel	α		11 °	
Eckenwinkel	ϵ		90 °	

Werkzeug

Wendeplatten-Wkz.

- B4213.F20.14.Z1.042R-1 Körper
- P4841P-1R-E57 WSP45 Aussenplatte
- P4841C-1R-E57 WXP40 Innenplatte



Allgem. Inform.	ECO	Schnittdaten	Grenzen	Schnittd. ändern
Hauptzeit gesamt		$T_{c\ tot}$	6.12 s	
Nebenzeit gesamt		$T_{nc\ tot}$	0.06 s	
Bearbeitungszeit gesamt		T_{mf}	6.18 s	
Anz. der Anwendungen			296 Bohrungen	
Wendeplatten-Kosten			0.00815 €/Anwend.	
Werkzeugkosten			0.0224 €/Anwend.	
Maschinenkosten			0.171 €/Anwend.	
Kosten pro Merkmal			0.202 €/Anwend.	

WALTER

GPS Startseite

P1
P1.1.Z.AN 125 HB

Bohrung ins Volle

Universal-Hochleistungsmasc...
200 kW, 500000 1/min

Ø 14 mm ↓ 40 mm

17 Ergebnis
Bohren mit asymm. Spitze
Bohren mit symm. Spitze

B4213.F20.14.Z1.042R-1
P4841P-1R-E57 WSP45
P4841C-1R-E57 WXP40

Werkzeug

Wendeplatten-Wkz.

B4213.F20.14.Z1.042R-1
Körper

P4841P-1R-E57 WSP45
Aussenplatte

P4841C-1R-E57 WXP40
Innenplatte

Bohren mit asymm. Spitze < 1 / 7 >

1 Bohren mit asymmetrischer Spitze

Allgem. Inform. ECO **Schnittdaten** Grenzen Schnittd. ändern

Parameter

Schnittgeschwindigkeit	v_c	316	m/min
Spindeldrehzahl	n	7180	1/min
Vorschub pro Umdrehung	f_n	0.055	mm
Vorschubgeschwindigkeit in der Werkzeugmitte	v_f	395	mm/min
Standlänge	LifeLength	12	m
Standzeit	LifeTime	30	min
Schnittleistung	P_c	3.75	kW
Schnittmoment	M_c	4.99	Nm
Vorschubkraft	F_{fr}	534	N

Messages

Werkzeug

Wendeplatten-Wkz.

B4213.F20.14.Z1.042R-1
Körper

P4841P-1R-E57 WSP45
Aussenplatte

P4841C-1R-E57 WXP40
Innenplatte

Bohren mit asymm. Spitze < 1 / 7 >

1 Bohren mit asymmetrischer Spitze

Allgem. Inform. ECO Schnittdaten Grenzen **Schnittd. ändern**

Bohren mit asymmetrischer Spitze

Anz. Bohrungen	296 Bohrungen		
Standzeit	LifeTime	30	min
Standlänge	LifeLength	12	m
Spindeldrehzahl	n	7180	1/min
Vorschubgeschwindigkeit in der Werkzeugmitte	v_f	395	mm/min
Schnittgeschwindigkeit	v_c	316	m/min
Vorschub pro Umdrehung	f_n	0.055	mm

LifeLength [m] x v_c [m/min]

LifeLength [m] x f_n [mm]

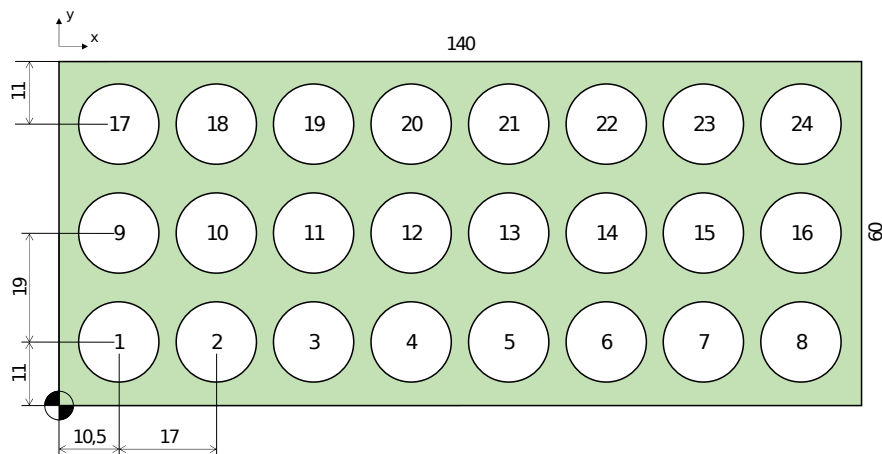
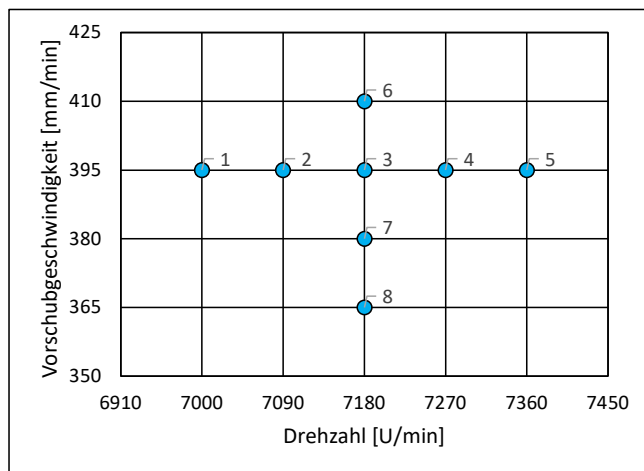
Diagramm zurücksetzen Standzeit einblenden

Anhang B

Versuchsprotokoll

	Schnitt- parameter- index	Parameter für NC-Programm				Vorschub f [mm]	Schnitt- geschw. [m/min]	Hauptzeit [s]
		Position X [mm]	Position Y [mm]	Drehzahl n [U/min]	Vorschub- geschw. v_f [mm/min]			
NC-Programm für 1x8 Bohrungen	1	10,5	11	7000	395	0,0564	308	6,08
	2	27,5	11	7090	395	0,0557	312	6,08
	3	44,5	11	7180	395	0,0550	316	6,08
	4	61,5	11	7270	395	0,0543	320	6,08
	5	78,5	11	7360	395	0,0537	324	6,08
	6	95,5	11	7180	410	0,0571	316	5,85
	7	112,5	11	7180	380	0,0529	316	6,32
	8	129,5	11	7180	365	0,0508	316	6,58

Übersicht Parametervariation:



WZ-	R = SN218	radial
Halter:	A = SN222	axial
	D = SN216	3-achsig

Werkstücke:	Wxx	großer Block für 3 Reihen bzw. 24 Bohrungen
	Wxx	kleiner Block für 2 Reihen bzw. 16 Bohrungen

Eine Messung beinhaltet eine Reihe zu 8 Bohrungen mit den Parametern aus dem Arbeitsblatt "Schnittdaten"
Werkstückwechsel und Verschleißmessungen wurden immer parallel durchgeführt

Record Nr.	Werkstück Nr.	Reihe Nr.	WZ-Halter	WSP	Verschleißmessung	Kommentar
-	Vorbereitung				LWB_00	Verschleißmessung zu Beginn
C001	W01	1	D	C1		relativ laut schon zu Beginn
C002		2	D	C1		
C003		3	D	C1	LWB_01	8. Bohrung hohe Beschleunigung (Ausschlag)
C004	W02	1	R	C1		
C005		2	R	C1		
C006		3	R	C1	LWB_02	
C007	W03	1	A	C1		
C008		2	A	C1		
C009		3	A	C1	LWB_03	Erste Ausbrüche an der HS der P-Platte
C010	W04	1	D	C1		
C011		2	D	C1		
C012		3	D	C1	LWB_04	Markanter Ausbruch an der HS der P-Platte
Neue Wendeplatten ab nächstem Versuch					LWB_04_neu	Ab hier neue Wendeplatten
C013	W05	1	R	C2		
C014		2	R	C2	LWB_05	
C015	W06	1	A	C2		
C016		2	A	C2	LWB_06	
C017	W07	1	D	C2		
C018		2	D	C2	LWB_07	
C019	W08	1	R	C2		
C020		2	R	C2	LWB_08	
C021	W09	1	A	C2		
C022		2	A	C2	LWB_09	
C023	W10	1	D	C2		
C024		2	D	C2	LWB_10	Ausbruch an der HS der P-Platte
Neue Wendeplatten ab nächstem Versuch					LWB_10_neu	Neue Wendeplatten
C025	W11	1	R	C3		
C026		2	R	C3		
C027		3	R	C3	LWB_11	
C028	W12	1	R	C3		
C029		2	R	C3		
C030		3	R	C3	LWB_12	
C031	W13	1	R	C3		
C032		2	R	C3		Messdaten ungültig
C033		3	R	C3	LWB_13	
C034	W14	1	R	C3		
C035		2	R	C3		
C036		3	R	C3	LWB_14	
C037	W15	1	R	C3		
C038		2	R	C3		
C039		3	R	C3	LWB_15	
C040	W16	1	R	C3		
C041		2	R	C3		
C042		3	R	C3	LWB_16	

Zusätzliche Messungen (Spinup):

Aufbau: WZ-Halter mit eingespanntem Wendeplattenbohrer ohne aktivierter Kühlschmierzufuhr
Die Drehzahlen 0, 1000, 2000,... bis 9000U/min wurden je 10 Sekunden lang aufgezeichnet

Halter	File
SN216	Spinup-216-EMCO.txt
SN218	Spinup-218-EMCO.txt
SN222	Spinup-222-EMCO.txt
SN224	Spinup-224-EMCO.txt