



DISSERTATION

ENTWICKLUNG EINER IN-PROZESS WERKZEUGVERSCHLEISSBESTIMMUNG BEIM TIEFBOHREN IN AUSTENITISCHEN STÄHLEN

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der technischen Wissenschaften - Maschinenbau
eingereicht an der TU-Wien, Fakultät für Maschinenwesen und Betriebswissenschaften

von

Dipl. Ing. **Christoph Einspieler**

Matr.-Nr.: 9225088

unter der Leitung von

Univ.-Prof. Dipl. Ing. Dr. **Friedrich Bleicher**

Institut für Fertigungstechnik und Hochleistungslasertechnik, E311

Begutachtet von

Univ.-Prof. DI. Dr. **Franz Josef Maringer**
TU-Wien, Atominstitut E141, LLC-Labor
Faradaygasse 3, Arsenal 214
A-1030 Wien

Ao. Univ.-Prof. DI. Dr. **Johann Wassermann**
TU-Wien, Mechanik und Mechatronik E325
Getreidemarkt 9, A4
A-1060 Wien

Nicht in der Erkenntnis liegt das Glück,
sondern im Erwerb der Erkenntnis
[Poe Edgar, Allan]

Eidesstattliche Erklärung

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

DISSERTATION

nur mit Bewilligung der Prüfungskommission berechtigt bin.

Ich erkläre an Eides statt, dass die vorliegende Arbeit nach den anerkannten Grundsätzen für wissenschaftliche Abhandlungen von mir selbstständig erstellt wurde. Alle verwendeten Hilfsmittel, insbesondere die zugrunde gelegte Literatur, sind in dieser Arbeit genannt und aufgelistet. Die aus den Quellen wörtlich entnommenen Stellen, sind als solche kenntlich gemacht.

Das Thema dieser Arbeit wurde von mir bisher weder im In- noch Ausland einer Beurteilerin/einem Beurteiler zur Begutachtung in irgendeiner Form als Prüfungsarbeit vorgelegt. Diese Arbeit stimmt mit der von den Begutachterinnen/Begutachtern beurteilten Arbeit überein.

Wien, im November, 2017

Christoph Einspieler

Danksagung

Obwohl ich die Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter, in erster Linie wegen der interessanten und projektorientierten Forschungsarbeit, annahm hat sich diese Dissertation ergeben. Seit meiner Diplomprüfung beschäftige ich mich sehr intensiv mit dem Thema Tiefbohren. Zusammen mit unserem langjährigem Projektpartner Schoeller-Bleckmann Oilfield Technologie GmbH & Co. KG in Ternitz, Österreich steigerten wir kontinuierlich die möglichen Bohrtiefen und beeinflussten den Mittenverlauf durch aktives Ablenken. Der vollautomatischen Bearbeitung stand jedoch immer das Ohr des Maschinenbedieners im Weg. Da im Handel erhältliche Systeme zur Bohrerüberwachung keine zufriedenstellenden Ergebnisse lieferten, wurde dieses Thema zur Dissertation.

In diesem Zuge möchte ich mich besonders bei allen Mitarbeitern unseres Projektpartners Schöller Bleckmann Oilfield Equipment AG und insbesondere bei Herrn Dipl.-Ing. Radkowitsch, Herrn Dipl.-Ing. Klaus Metzner sowie Herrn Handler für die ausgezeichnete Zusammenarbeit bedanken.

Natürlich gilt mein Dank auch allen Mitarbeitern des Institutes für Fertigungstechnik, insbesondere der Abteilung Produktionstechnik. Allen voran Herrn Univ. Prof. Dr. Friedrich Bleicher für unzählige Diskussionen sowie meinem Kollegen Dipl.-Ing. Johannes Bernreiter, welcher mit mir all die Jahre Schöller Bleckmann betreut hat und nicht zuletzt Herrn Michael Heger, der mir stets geholfen hat komplizierte Gedankengebilde zu vereinfachen und diese realisierbar zu machen.

Der aktive Teil der vorliegenden Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Fertigungstechnik der Technischen Universität Wien. Nach meinem Ausscheiden haben meine Frau und ich die Welt auf unserem Segelschiff, der SY-Taurus, in sieben Jahren umrundet und ich habe dabei diese Arbeit fast aus den Augen verloren. Daher gilt mein Dank besonders den vielen Freunden und Bekannten, die mir immer zugeredet haben meine Dissertation doch noch zu beenden und mich dazu gebracht haben im letzten Jahr unserer Weltreise die Arbeit wiederaufzunehmen.

Mein ganz spezieller Dank geht jedoch natürlich an meine Mutter die mich immer unterstützt hat. Und ganz besonders an meine Frau Barbara, die nicht nur mit mir die großen Kaps dieser Erde umrundet hat, sondern auch meine zeitweilige Frustration, in Bezug auf diese Arbeit, ertragen und unermüdlich im Korrekturlesen war.

Danke!

Wien, im November, 2017
Christoph Einspieler

Zusammenfassung

Aufgrund der fortschreitenden Automatisierung in der Fertigungstechnik erhält die automatische Verschleiß- und Prozessparameterkontrolle einen immer höheren Stellenwert. In der Serienfertigung werden heute der allgemeine Maschinenzustand sowie der Prozess selbst überwacht und gegebenenfalls korrigierende Maßnahmen ergriffen. Der Bearbeitungsprozess wird in der Einlaufphase von erfahrenen Maschinenbedienern empirisch optimiert. In der Produktion erfolgt in den meisten Fällen nur eine Postprozess-Überwachung. Dies bedeutet, dass an einem Fertigungsteil Abweichungen detektiert werden, jedoch erst beim folgenden Fertigungsteil korrigierend eingegriffen wird. Ein solches Vorgehen ist in der Einzelfertigung nicht möglich. Man verlässt sich hier hauptsächlich auf die Kompetenz des Maschinenbedieners, welcher mit Erfahrung und seiner menschlichen Sensorik durch aktiven Eingriff in die Prozessparameter einen stabilen Bearbeitungsprozess erhält.

In der Einzel- oder Kleinserienfertigung wird noch kaum eine aktive Prozessüberwachung und Prozessregelung realisiert. Dies liegt vor allem an der Funktionsweise dieser Systeme. Aufgrund von Wirtschaftlichkeitsüberlegungen wird Mehrmaschinenbedienung und Maschinenverfügbarkeit ein immer größeres Thema. Daher ist der Wunsch begründet, auch in der Einzelfertigung entsprechende Prozessüberwachungs- und Korrektursysteme einzusetzen.

Gerade beim Bearbeitungsprozess des Tiefbohrens besteht für solche Prozessüberwachungssysteme eine besondere Nachfrage. Dieser Prozess ist sehr kostenintensiv und wird häufig bei sehr teuren Werkstücken am Ende der Bearbeitungskette eingesetzt.

In dieser Arbeit wird zuerst versucht, ein generelles Verständnis über die Verhältnisse am Schneidkeil zu erlangen, um die Grundlagen für ein den Bearbeitungsprozess abbildendes Modell zu entwickeln. Da die Qualität jedes Modells direkt von der Aussagekraft seiner Eingangsvariablen abhängt, wurden ausführlich die verschiedenen Messsysteme diskutiert und auf deren Tauglichkeit hin überprüft. Das gewählte Modell, kontinuierlich durch prozessrelevante Messdaten erweitert, soll eine sehr kurzfristige Vorhersage zur Stabilität des Bohrprozesses ermöglichen und gegebenenfalls Daten für ein korrigierendes Eingreifen liefern.

Im Zuge der Analyse werden vor allem die physikalischen Verhältnisse am Schneidkeil und deren schallemittierende Effekte im Besonderen untersucht. Es wird nicht nur deren Entstehung betrachtet, sondern das Forschungsziel ist daraufhin ausgerichtet, mittels Messungen, Filterung der Rohdaten und deren Bewertung mit anschließender Auswertung der gewonnenen Daten auf die Verhältnisse direkt am Schneidkeil zu schließen. Aufgrund der Ergebnisse wird in Echtzeit automatisch in den Arbeitsprozess regulierend eingegriffen.

Den Anforderungen der Wirtschaft folgend wurden die Grenzen des heute technisch Möglichen ausgelotet, Lösungsansätze analysiert, weiterentwickelt und daraus ein Anforderungskatalog zur Umsetzung ausgearbeitet.

In Kooperation zwischen dem Institut für Fertigungstechnik und Hochleistungslasertechnik (IFT) und der Firma Schoeller-Bleckmann Oilfield Technology GmbH & Co. KG (SBOT) konnte dieses Konzept speziell für den Bereich Einlippenbohren und BTA-Bohren umgesetzt werden. Zu diesem Zweck wurde am IFT eine universelle ELB-Tiefbohrbank entwickelt und als Versuchsträger genutzt. Nach erfolgreichen Laborversuchen konnte das System probeweise auf eine industrielle Tiefbohrbank der Firma SBOT übertragen und Feldversuche unter in der Industrie üblichen Einsatzbedingungen durchgeführt werden. Somit konnte durch diese Entwicklung aufgezeigt werden, dass eine automatische In-Prozess-Überwachung basierend auf der Beobachtung von Körperschallemissionen möglich ist. Darüber hinaus wird ansatzweise versucht, die Anwendung dieses Prozessüberwachungskonzeptes auf beliebige spanende Fertigungsprozesse zu übertragen.

Abstract

Due to the progressive automation in manufacturing technology, the automatic wear and process parameter control gains an increasing importance. In a series production these days, it will monitor the general machine condition and the process itself. And, if needed, appropriate corrective interventions are taken. In the single or small batch production, however, the monitoring process and corrective intervention is still in its infancy. This is mainly due to the operation of these systems.

During a series production, highly experienced machine operators optimize the initial start-up phase of the cutting tool process empirically. In most cases, only post-production process monitoring exists. That means that when a deviation is detected in one produced part then corrective action is taken when the next part is produced. Such a process is not possible when a single part is produced. In that case, the quality of the product relies mainly on the competence of the machine operator. It is through experience and the human senses that an operator actively engaged in the process parameters establishes a stable production process.

Due to economic considerations there is a growing cost issue associated with operating multiple machines and with machine availability. There is therefore the desire to employ appropriate automatic process monitoring and corrective systems in the individual production process as well.

There is particularly a demand for a process monitoring system when deep drilling with gundrills at extreme depths up to six hundred times the drill diameter. Not only is the process itself costly, the parts themselves are also very expensive.

In this paper, the objective is to create a general understanding of the conditions at the cutting edge in order to establish a foundation for developing an accurate process model. This model, continuously fed by process-relevant data, is designed to generate a short-term forecast of the stability of the drilling process and, if needed, to provide data for a corrective intervention. A model can only be as good as its input variables, so the various measurement systems are described in detail as well as their suitability.

In analyzing the above and the physical conditions at the cutting edge, particular attention was focused on the sound-emitting effects that were created. During the analysis, the physical relationship between the cutting edge and the sound-emitting effects was examined. The structure-born noises were measured, filtered and validated to establish the relationship to the cutting edge. Based on this data, corrective intervention could be made in real time.

Following the demands of the economy, the technical limits today were explored, possible solutions analyzed, developed and elaborated in a catalogue listing the requirements for implementing the process monitoring system.

In collaboration with the Institute for Production Engineering and High Power Laser Technology (IFT) and Schoeller-Bleckmann Oilfield Technology GmbH & Co. KG (SBOT) this concept has been implemented specifically for the field of gundrilling and BTA drilling. To this end, a universal gundrill machine was developed and used as a test

vehicle at the IFT. Following successful laboratory tests, the system was tentatively assigned to an Industrial gundrill machine from SBOT, and field trials were carried out under standard industrial conditions. This work proved that automatic monitoring of the gundrill process is possible by observing the structure-borne noise emissions.

Further studies could confirm that such a concept can also be applied to other cutting applications.

Inhaltsverzeichnis

ZUSAMMENFASSUNG	V
ABSTRACT.....	VII
INHALTSVERZEICHNIS.....	IX
ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS.....	XI
FORMELZEICHEN BENENNUNG	XII
1 EINLEITUNG	1
2 ZIELSETZUNG	4
3 STAND DER TECHNIK BEI BOHRPROZESSEN	6
3.1 Entwicklung des Bohrens	6
3.2 Normative Vorgaben.....	12
3.3 Bohrprozesse	14
3.4 Aufbau von Tiefbohrmaschinen	19
3.5 Prozessüberwachung	22
3.6 Konsequenzen für das Tiefbohren.....	24
3.7 Spanbildung.....	25
3.7.1 Scherlokalisierung	29
3.7.2 Scherebenenmodell nach Ernst und Merchant.....	34
3.7.3 Spanformen.....	38
3.8 Verschleiß.....	40
3.8.1 Modellbildung	40
3.8.2 Werkzeugverschleißarten.....	43
4 AKUSTISCHE EMISSIONEN BEI DER SPANBILDUNG.....	47
4.1 Mechanismen der plastischen Verformung.....	47
4.1.1 Verformung durch Versetzungsbewegung	47
4.1.2 Verformung durch Zwillingsbildung.....	49
4.1.3 Verformung durch Diffusion.....	50
4.2 Ausbreitung des Schalls in Körpern.....	51
5 GRUNDLAGEN	56
5.1 Schallemitter beim Bearbeitungsprozess.....	56
5.2 Körperschallmesskette	65

5.3	Versuchsaufbau zur Detektion der Schallemitter	68
6	GRUNDLAGENUNTERSUCHUNG	73
6.1	Spanwurzeluntersuchungen	73
6.2	Versuchsaufbau zur Detektierung der spezifischen Schallemissionen	78
6.3	Durchführung und Auswertung der Messungen	89
7	TIEFBOHRVERSUCHE	94
7.1	Prüfstand für das Einlippenbohren	94
7.2	Entstehung der Zerspanungskräfte und des Schalls	95
7.3	Schnittkraftmessung	97
7.3.1	Direkte Schnittkraftmessung	97
7.3.2	Indirekte Schnittkraftmessung	100
7.4	Schall- und Schwingungsmessung	100
7.4.1	Luftschallmessung	100
7.4.2	Schwingungsmessung	101
7.4.3	Körperschallmessung	102
7.5	Kühlschmiermittel-Druckmessung	104
7.6	Aufbau des Prüfstandes	105
7.7	Versuche	108
7.7.1	Spezifische Schallemissionen im realen Tiefbohrprozess	108
7.7.2	Kavitation	111
7.8	Kräfte und Momente am Tiefbohrwerkzeug	114
7.9	Messung der Schnittkräfte im Tiefbohrprozess	120
8	AUTOMATISCHE VERSCHLEIßDETEKTION	125
8.1	Integration in Versuchsstand	138
9	WIRTSCHAFTLICHKEITSBETRACHTUNG	142
10	ERKENNTNIS UND AUSBLICK	145
11	LITERATURVERZEICHNIS	149

Abkürzungsverzeichnis

AE	A coustic E mission (Schallemission)
BTA	B oring & T reppanning A ss. (Erfinder dieses Tiefbohrprozesses)
CAD	C omputer a ided d esign
DFT	D iskrete F ourier T ransformation
DIN	D eutsches Institut für N ormung
DMS	D ehn m ess s treifen
ELB	E inlippen b ohren
FEM	F inite E lemente M odeling
IFT	Institut für F ertigung t echnik und Hochleistungslasertechnik der TU Wien
KS	K örperschall
KSS	K ühl- S chmier s toff
NC	N umerical C ontrol
REM	R aster E lektronen M ikroskop
RMS	root m ean s quare (quadratischer Durchschnitt)
SBOT	S choeller- B leckmann O ilfield T echnology GmbH & Co. KG
SI	I nternational S ystem of Units (Internationales Einheitensystem)
VDI	V erein D eutscher I ngenieure
VDMA	V erband D eutscher M aschinen- und A nlagenbau

Formelzeichen Benennung

Zeichen	Erläuterung	Einheit
a	Beschleunigung	m/min ²
a_T	Temperaturleitfähigkeit	cm ² /s
b	Spanbreite	mm
$\vec{b}$	Burgersvektor	m
c	Schallgeschwindigkeit	m/s
d_n	Bohrernenndurchmesser	mm
E	Elastizitätsmodul	N/mm ²
F_a	Aktivkraft	N
F_{AR}	Axialkraft an der Rundschliffase	N
F_c	Schnittkraft	N
F_{cyn}	resultierende Kraft in der Werkzeug-Orthogonalebene	N
F_f	Vorschubkraft	N
F_{NR}	Normalkraft an der Rundschliffase	N
F_p	Passivkraft	N
F_{TR}	Radialkraft an der Rundschliffase	N
F_Z	Zerspankraft	N
F_n	resultierende Kraft in der Werkzeug-Bezugsebene	N
$F_{\gamma t}$	Tangentialkraft auf der Spanfläche	N
$F_{\gamma n}$	Normalkraft auf der Spanfläche	N
$F_{\phi t}$	Tangentialkraft in der Scherebene	N
$F_{\phi n}$	Normalkraft in der Scherebene	N
G	Schubmodul	N/mm ²
h	Spanungsdicke	mm
h'	Spandicke	mm
h_i	Spanungsdicke beim ELB innen	mm
h_a	Spanungsdicke beim ELB außen	mm
k	Kompressionsmodul	1
k_c	spezifischen Schnittkraft	N
$k_{c1.1}$	Hauptwert der spezifischen Schnittkraft	N/mm ²
$k_{f1.1}$	Hauptwert der spezifischen Vorschubkraft	N/mm ²
$k_{p1.1}$	Hauptwert der spezifischen Passivkraft	N/mm ²
L	Standzeit	h
l	Bohrlochtiefe	mm
M	molare Masse von Gasen	Mol
M_T	Taylorfaktor	1

Zeichen	Erläuterung	Einheit
M_c	Schnittmoment	Nm
M_R	Reibmoment	Nm
M_t	Bohrmoment	Nm
N	Anzahl der Versetzungen	1
R	Universale Gaskonstante	J/mol K
R_m	Zugfestigkeit	MPa
r_n	Bohrernennradius	mm
r_s	Schneidkantenverrundung	mm
S	Mittenversatz beim Einlippenbohrer	mm
T	Temperatur	K
t_l	Laufzeit	s
t_v	Verformungstiefe	mm
t_w	Wartezeit	s
τ_Φ	Schubspannung in der Scherebene	N/mm ²
v_Φ	Scherebenengeschwindigkeit	m/s
v_{ch}	Spanungsgeschwindigkeit	m/s
V_{sp}	Spangeschwindigkeit	m/s
v_c	Schnittgeschwindigkeit	m/min
X	Ortsabstand	mm
α	Freiwinkel	°
α_T	Wärmeübergangswert	mm ² /s
γ	Spanwinkel	°
ΔG	freie Aktivierungsenergie	J
Δ_x	Bremsweg beim Schnittunterbrechungsverfahren	m
$\dot{\epsilon}$	Dehnungsgeschwindigkeit	1/s
Φ	Scherwinkel	°
K	Einstellwinkel	°
μ	Poissonzahl	1
μ_c	Reibungskoeffizient	1
Γ	Spanwinkel	°
P	Dichte	Kg/m ³
ρ_r	Reibungswinkel	°
ΣF_{AF}	Summe der Axialkräfte an den Führungsleisten	N
ΣF_{AS}	Summe der Axialkräfte am Bohrerschaft	N
ΣF_{NF}	Summe der Normalkräfte an den Führungsleisten	N
ΣF_{NS}	Summe der Normalkräfte am Bohrerschaft	N
ΣF_{TF}	Summe der Tangentialkräfte an den Führungsleisten	N

Zeichen	Erläuterung	Einheit
ΣF_{TS}	Summe der Tangentialkräfte am Bohrerschaft	N
σ_{ath}	athermische Spannungskomponente	N/mm ²
σ_{dr}	Spannungsanteil infolge viskoser Dämpfungseffekte	N/mm ²
σ_f	Fließspannung	N/mm ²
σ_N	Druck-Normalspannung	N/mm ²
σ_{th}	thermische Spannungskomponente	N/mm ²
T	Winkel zwischen Schnittkraft und Aktivkraft	°
τ_R	Reibungsschubspannung	N/mm ²
v	Versetzungsgeschwindigkeit	mm/s

1 Einleitung

Mit der Entstehung von Manufakturen und der damit verbundenen Notwendigkeit, Produkte in wiederkehrend gleicher Qualität und in hohen Stückzahlen zu produzieren, wurde bereits Anfang des 19. Jahrhunderts mit der Entwicklung automatisierter Abläufe begonnen. Federführend waren dabei Bestrebungen im Bereich der Automatisierung bei Webstühlen. Der große Durchbruch der „programmierbaren“ Webmaschinen gelang Joseph-Marie Jacquard Ende des 18. bzw. Anfang des 19. Jahrhunderts. Erst als man im zweiten Weltkrieg erkannte, dass eine schnelle und zuverlässige Fertigung von Kriegsgütern in Krisenzeiten von wichtigster strategischer Bedeutung war, startete zum Beispiel die amerikanische Luftwaffe 1947 ein Forschungsprojekt, um komplexe Flugzeugteile präzise und wiederholgenau herzustellen. Als Folge dieses Automatisierungstrends erhielt 1949 das Massachusetts Institute of Technology (MIT) in Cambridge den Auftrag, ein Steuerungssystem für Werkzeugmaschinen zu entwickeln. Die erste NC-Maschine wurde nach drei Jahren vom MIT und ihrem Mitarbeiter John Pason vorgestellt. Es war eine Drei-Achs-Fräsmaschine, deren Steuerung auf Röhren und Relais basierte. Als Datenträger wurden Lochstreifen verwendet. Die ersten industriell hergestellten numerischen Steuerungen wurden 1954 von den Firmen Bandix Corporation in den USA, sowie von Siemens in Europa gebaut und vertrieben. Heute besitzen über 90% aller Werkzeugmaschinen eine NC (Numerical Control) Steuerung [1].

Obwohl natürlich auch heute Neuentwicklungen von Fertigungsprozessen getätigt werden, liegt dennoch der Großteil des Entwicklungspotentials in der Steigerung des Wirkungsgrades und der Zuverlässigkeit der vorhandenen Prozesse. Neben den Schlagworten „schneller“ und „genauer“ ist heute die Ausschussminimierung ein grundlegender Bestandteil der fertigungstechnischen Überlegungen.

Nach Meyers Lexikon [2] ist Ausschuss wie folgt definiert:

Als Ausschuss (Fehlproduktion) werden Werkstoffe, Werkstücke oder Fertigwaren bezeichnet, wenn diese dergestalt fehlerhaft sind, dass sie den ihnen zgedachten Zweck nicht hinreichend erfüllen können. Sie werden dann z. B. entsorgt, der Wiederverwertung zugeführt oder anders als ursprünglich geplant eingesetzt. Mit Ausschuss sind immer zusätzliche Kosten (Fehlerkosten) verbunden, die den Produktionsgewinn schmälern.

Ausschuss entsteht, wenn während der Produktion unvorhersehbare Ereignisse auftreten. Diese Ereignisse gilt es, zu erkennen und durch einen regulierenden Eingriff in den Produktionsprozess zu beseitigen. Dies ist vorherrschend die Aufgabe des Maschinenbedieners. Jedoch mit zunehmendem Automatisierungsgrad ist diese Aufgabe von den Maschinenbedienern immer schwerer zu erfüllen. Daher unterstützen ihn heute immer mehr prozessüberwachende Systeme. Gerade bei sehr teuren Werkstücken, welche bereits hohe Fertigungszeiten hinter sich haben, nimmt die Notwendigkeit solcher Systeme zu. Vor allem große Präzisionswerkstücke mit tiefen Bohrungen, wie Turbinenläufer, Großkurbelwellen sowie Bohr- und Ablenkköpfe aus der

Ölbohrindustrie, sind davon betroffen. Die Tendenz geht heute eindeutig zu einem immer integraler gestalteten Design von Werkstücken. Nur so kann die steigende Anforderung an die Festigkeit, die Sicherheit und die Wartungsfreundlichkeit zufriedenstellend erfüllt werden. Kühlschmiermittelleitungen, Kabelkanäle, Hydraulik- und Pneumatikleitungen, Sensorschächte, Elektronikgehäuse und Entlüftungen wurden früher zum Beispiel nachträglich außerhalb des Werkstückes verlegt und montiert. Heute sind sie Teil der tragenden Konstruktion. Entsprechend ändern sich die Anforderungen an die Konstruktion und die Fertigung. Daher nimmt zum Beispiel der Bedarf an tiefen Bohrungen in Werkstücken stetig zu.

In der Abbildung 1.1 sind die Einsatzbereiche der verschiedenen Tiefbohrprozesse graphisch dargestellt.

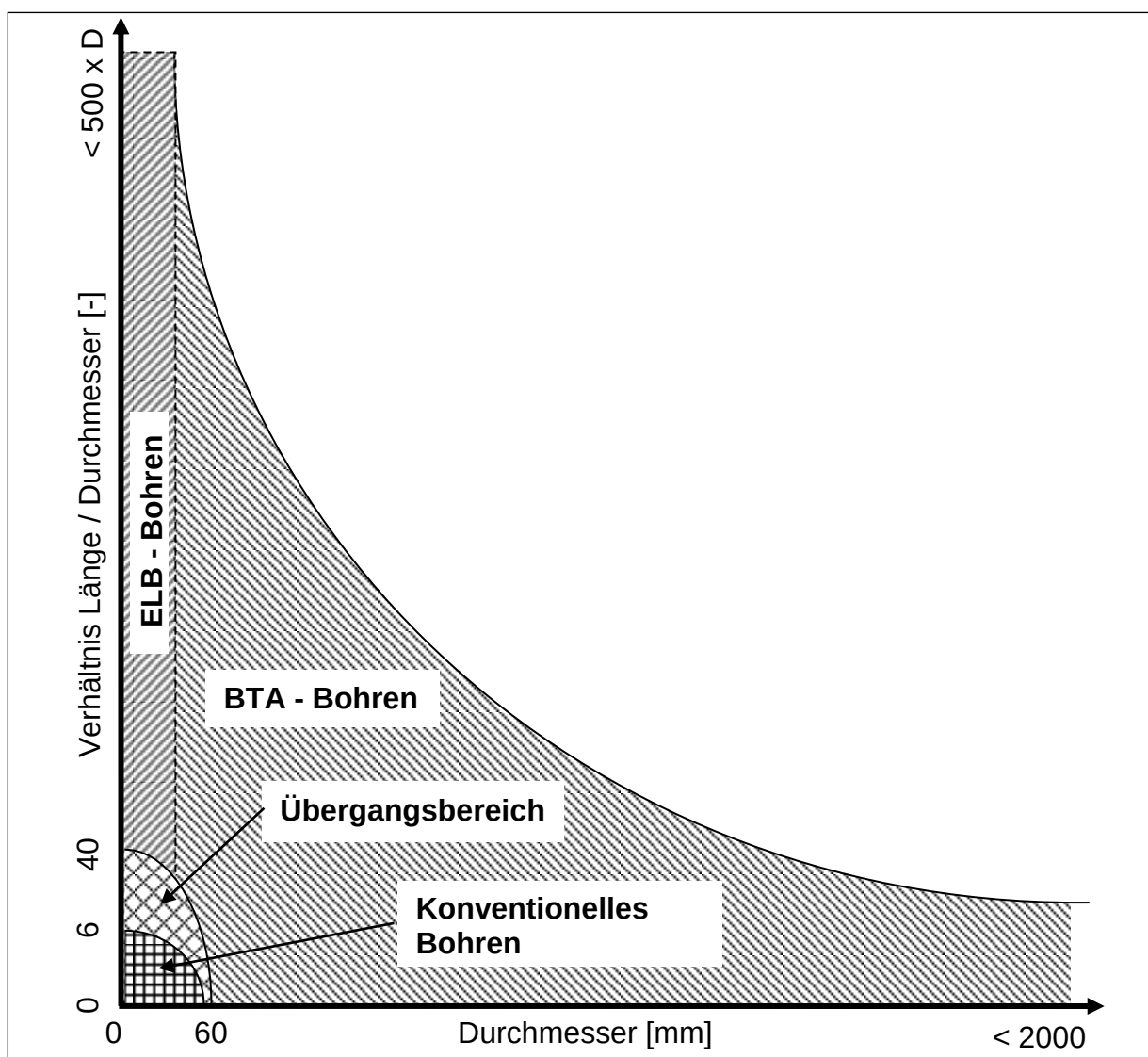


Abb. 1.1: Einsatzbereiche des Tiefbohrens nach [15]

Durch Tiefbohren können Metalle jeder Art und andere Werkstoffe wie z.B. Kunststoffe bearbeitet werden. Ein begrenzendes Element ist nur die Spanform. Während die

Bearbeitung sehr harter Materialien gut und prozesssicher vorgenommen werden kann, stößt das Bohren zum Beispiel in Kupfer oder Weicheisen an seine Grenzen.

Der Prozess wird sowohl in der Massenfertigung als auch in der Einzelfertigung für Bauteile aller Größen eingesetzt.

Tiefe Bohrungen wurden in den letzten Jahrzehnten vor allem von hoch spezialisierten Fertigungsbetrieben durchgeführt, welche sich ein entsprechendes Know-how erarbeiten konnten. Mit der zunehmenden Verbreitung von Tiefbohrprozessen in der Fertigung wächst immer mehr der Wunsch zu einem automatisierten Produktionsprozess, der auch von eher ungeübten Maschinenbedienern sicher gehandhabt werden kann.

Daher werden im Folgenden die Probleme der Prozessüberwachung bei der Fertigung von tiefen Bohrungen analysiert und aufgezeigt. Ferner wird es durch die Entwicklung spezieller Hilfen möglich, den Ausschuss in der Fertigung von Tiefbohrungen zu reduzieren bzw. teure Reparaturmaßnahmen aufgrund von Fehlern zu vermindern.

2 Zielsetzung

Bei Tiefbohrprozessen entscheidet herkömmlich der Maschinenbediener aus Erfahrung und subjektiver Einschätzung, ob ein Werkzeug verschlissen ist oder nicht. Um den Mehraufwand bei einem Werkzeugversagen möglichst zu vermeiden, wird oftmals das Tiefbohrwerkzeug unnötigerweise zu früh gewechselt. Menschliches Versagen bzw. Fehleinschätzungen oder organisatorische Defizite bei der Mehrmaschinenbedienung sind grundlegend in einer pragmatischen Darstellung der Verfahrensschwierigkeiten. Sie begründen die Problemstellung des Entwicklungszieles.

Der zunehmende Verschleiß hat im Prozess sowohl einen steigenden Mittenverlauf als auch sinkende Bohrungsoberflächenqualität zur Folge. Das Institut für Fertigungstechnik und Hochleistungslasertechnik (IFT) der TU Wien hat in einigen vorangegangenen Forschungsprojekten Systeme zur Messung und Beeinflussung des Bohrermittenverlaufes von Einlippen- (ELB) und BTA-Bohrern (**B**oring & **T**reppanning Ass. Erfinder) im Prozess entwickelt. Der Bohrermittenverlauf stellt faktisch die Abweichung von der idealen, geraden Bohrachse dar. Da Tiefbohren vor allem mit Bohrtiefen, bei denen das Verhältnis der Bohrtiefe zum Bohrdurchmesser größer als 500 ($l/d_n > 500$) ist, einen relativ aufwendigen Produktionsprozess darstellt, konnten durch diese Forschungsarbeiten die Ausschussraten und die Korrekturbearbeitungen infolge großer Toleranzabweichungen drastisch verringert werden. Ziel war es dabei, den ersten Schritt zur Erhöhung der Wirtschaftlichkeit des Prozesses zu realisieren.

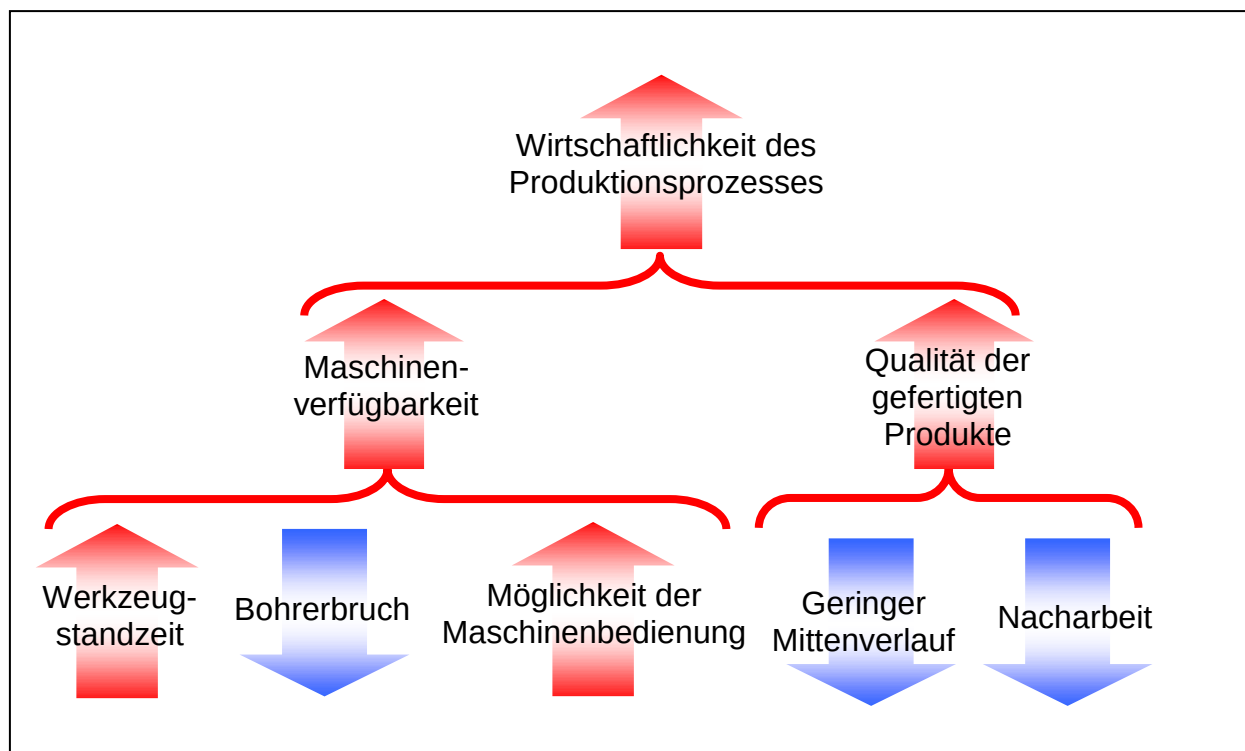


Abb. 2.1: Wirtschaftlichkeit des Produktionsprozesses

Dabei sollen hauptsächlich kaltverfestigte, austenitische Stähle hoher Härte bearbeitet werden. In Vorarbeiten wurde nachgewiesen, dass der Bohrprozess sehr instabil und

stark abhängig von der Erfahrung des Maschinenbedieners war. Dem entgegengesetzt soll in der vorliegenden Entwicklung ein System abgeleitet werden, welches sowohl beim BTA- als auch beim Einlippenbohren die Verschleißentwicklung verfolgt und gegebenenfalls den Prozess automatisch stoppt. Dies inkludiert eine möglichst präzise Vorhersage des Standzeitendes des Werkzeuges. Dadurch soll es möglich sein, durch eine adaptive Prozessregelung die Werkzeugstandzeit zu optimieren und nicht nur die Oberflächenqualität zu erhöhen, sondern auch den Mittenverlauf zu reduzieren.

Ziel der Entwicklung ist es, anhand des Tiefbohrprozesses mit sehr großen Bohrtiefen dem Maschinenbediener ein Werkzeug zur Verfügung zu stellen, welches die Werkzeugausnutzung verbessert und den Bohrerbruch verhindert. Die Methodik zur Zielerreichung basiert auf der genauen Beobachtung und dem Verständnis über die Verhältnisse vor allem am Schneidkeil. Trotz des Umstandes, dass man zum Zwecke der Werkzeugverschleißfassung sowohl die Schnittkräfte als auch die Schallemissionen immer gemeinsam betrachten und bewerten muss. Es ist vorgesehen, vorerst ganz bewusst eine strikte Trennung dieser beiden Bereiche vorzunehmen. Eine gemeinsame Betrachtung wird erst final erfolgen. Diese Vorgehensweise wird deshalb gewählt, da die Themen Schnittkräfte und deren Entstehung bereits sehr gut wissenschaftlich aufgearbeitet sind. Die Entstehung, Messung und Auswertung der bei Bearbeitungsprozessen entstehenden Schallemission ist in diesem Zusammenhang bis dato noch kaum betrachtet worden.

Die wissenschaftliche Kernbetrachtung ist, in erster Linie einen neuen Weg zur Beobachtung der Zustände am Schneidkeil zu entwickeln. Insbesondere mikroskopische, schallemittierende Effekte, wie Rissbildung, plastische Verformung und Phasenumwandlung werden herangezogen. Es ist nachweisbar, dass ihre Entstehung in einem kausalen Zusammenhang mit den Verhältnissen am Schneidkeil steht. Die Hauptaufgabe dieser Entwicklung ist es, diese Effekte für eine Auswertung zugänglich zu machen.

Dazu bedarf es einer genauen theoretischen Betrachtung der Verformungs- und Verschleißmechanismen sowie den Versuch einer Zuordnung der entsprechenden Schallsignale und Kräfte beim Tiefbohrprozess. Sollte dies gelingen, sind die einzelnen Schall- und Kräfteemitter in Bezug auf die Nutzbarkeit für ein Werkzeugverschleißfassungssystem weiter theoretisch und versuchstechnisch aufzuarbeiten.

Dies bedingt, dass die relevanten Einflüsse aus den zahlreichen hochenergetischen Störsignalen identifiziert und ihre Abhängigkeiten vom Verschleißzustand des Werkzeuges festgestellt werden. Obwohl diese Methode hier in erster Linie auf das Tiefbohren bezogen wird, wäre es generell als ein neuer Weg zur In-Prozess-Verschleißbestimmung von Werkzeugen bei jedem beliebigen Zerspanungsprozess zu betrachten.

3 Stand der Technik bei Bohrprozessen

3.1 Entwicklung des Bohrens

Zur Nutzbarmachung konstruktiver Lösungen bedarf es einer Verwirklichung durch diverse Fertigungstechniken. Dabei wird eine Wandlung des Werkstoffes vom Rohzustand in den Fertigzustand vollzogen, die durch Einwirken von Werkzeugen oder Wirkmedien auf das Werkstück erreicht wird. Der Werkzeugmaschinenbau nimmt dabei eine Schlüsselstellung in der Produktionstechnik ein. Über die Zeit betrachtet, wurden und werden die Maschinen vielseitiger. Sie entwickeln sich zu komplexen Fertigungssystemen mit einem hohen Automatisierungsgrad. Der Fortschritt liegt allerdings auch in der Gestaltung der einzelnen Bauelemente unter dem Gesichtspunkt der Funktionalität, Qualität und Zuverlässigkeit. Dies zu beherrschen, ist die entscheidende Voraussetzung für eine sichere Funktion und damit auch für einen wirtschaftlichen Erfolg.

Die Geschichte der Werkzeugnutzung und -herstellung durch den Menschen beginnt vor etwa 2,4 Millionen Jahren. Auch bei Schimpansen wurde gezeigt, dass sie bereits in der Lage sind, nicht nur vorhandene Dinge als Werkzeuge zu benutzen, sondern gezielt auch Werkzeuge herzustellen. Die ältesten Steinwerkzeuge, die das Niveau der „Schimpansentechnik“ übertrafen, wurden vermutlich durch den Homo Rudolfensis hergestellt. Gelebt hat er vor etwa 2,5 - 1,8 Millionen Jahren und gilt als der älteste Vertreter der Gattung Homo (lateinisch für Mensch). Somit ist die Fähigkeit der Formgebung von Werkstücken entsprechend den Ideen ihres Herstellers das, was den Menschen vom Tier unterscheidet [3].

Bereits in der frühesten Epoche der Menschheitsgeschichte war die technische Überlegenheit den Artgenossen gegenüber eine der grundlegenden Überlebensstrategien unserer Gattung. Daher dienten die ersten Werkzeuge vor allem der Waffenherstellung.

Die ersten Methoden der formgebenden Werkstoffbearbeitung waren das mehr oder minder gezielte Abschlagen von scharfkantig brechenden Gesteinen. Vor allem der Feuerstein, der dafür sehr geeignet ist, zählt daher zu den ersten Handelsgütern des Menschen [4]. Dadurch konnten Völkergruppen, welche entsprechend ergiebige Vorkommen in ihrem Einflussgebiet hatten, florieren. Obwohl das Handwerk der Steinbearbeitung durch die Schlagtechniken vielerorts einen hohen Grad an Perfektion erreichte, konnte man damit nur sehr schwer eine präzise und vor allem reproduzierbare geometrische Form herstellen. Eine solche Form ist jedoch zur Realisierung einer leistungsfähigen Verbindungstechnik unerlässlich. Erst die Möglichkeit der Herstellung einer geometrisch bestimmten Fläche, wie z.B. der eines Bohrloches, konnte dieses Problem auf relativ einfache Art lösen. Die ältesten Bohrer dürften Steinspitzen gewesen sein, die frei in der Hand oder auch geschäftet hin und her bewegt wurden und zum Durch- und Anbohren von Holz-, Knochen- oder Geweihgeräten dienten. Diese spanabhebenden Bohrer waren zum Bohren in Stein jedoch völlig ungeeignet, da der Verschleiß dieser Steinspitzenbohrer im Vergleich zur Herstellung derselben überproportional hoch war. Nach S. Müller [5] wurden Löcher in Stein hergestellt, indem man Holzstäbe im Bohrloch drehte und diesen kontinuierlich ein

Schleifmittel zusetzte. Dieser Prozess wird heute Schleifbohren genannt. Um den bis dahin mit der Hand zu drehenden Quirl leichter und schneller rotieren zu können, wurde bereits im Jungpaläolithikum, also etwa vor 40.000 Jahren, die Drehbewegung des Bohrers durch das Ziehen einer um den Bohrerenschaft geschlungenen Bogensehne bewirkt. Der daraus entstandene Quirlbohrer war bei uns bis weit in das 18. Jahrhundert hinein intensiv im handwerklichen Bereich im Gebrauch (Abbildung 3.1). R. Forner [3] stellte fest, dass tiefere Bohrungen in Stein bis zum Ende des Mesolithikums, also bis vor circa 4.500 Jahren, im Längsschnitt entweder Kegel- oder Sanduhrförmig waren. Diese Lochform entsteht durch ein Taumeln des Bohrer Schaftes. Nach Ende des Mesolithikums zeigten sich jedoch die meisten Bohrlöcher zylindrisch. Das bedeutet, dass offensichtlich diese Bohrungen in einer Bohrvorrichtung hergestellt worden sind. Praktisch betrachtet heißt das, das Werkstück wurde fest eingespannt und der Bohrer wurde nicht mehr von Hand aus geführt, sondern lag fest in einer Führung.

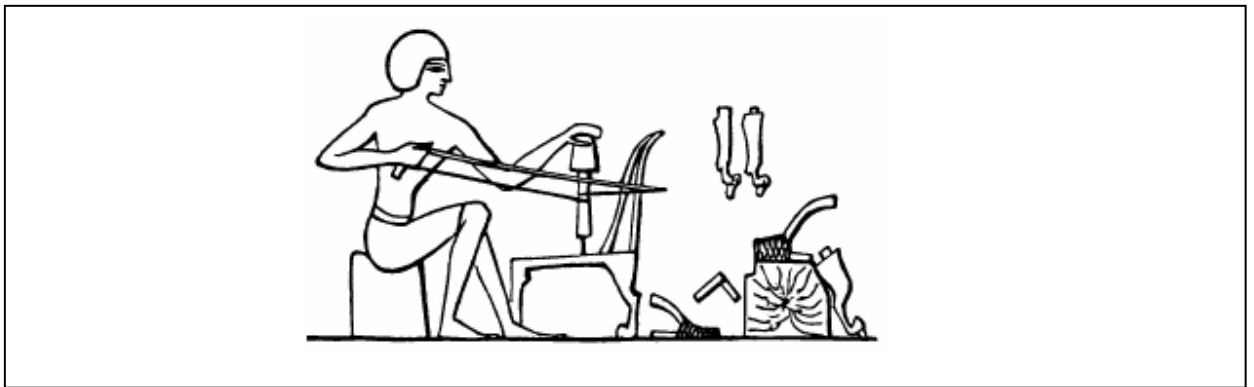


Abb. 3.1: Ägyptisches Grabrelief eines Tischlers mit Quirlbohrer [6]

Spanabhebende Bohrer für harte Werkstoffe wie Bronze oder Eisen sind erst seit dem 1. Jahrhundert vor unserer Zeitrechnung bekannt. Sie hatten flache, blattförmige Spitzen aus Metall und waren die Vorläufer des zum Teil heute noch benutzten Löffelbohrers.

Einen großen Impuls bei der Entwicklung der Bearbeitungstechniken von Metallen bekam man durch die Erfindung des Schießpulvers und dessen militärische Nutzung Anfang des 12. Jahrhunderts. Obwohl das Schießpulver bereits seit dem 9. Jahrhundert in China bekannt war und militärisch genutzt wurde, löste erst die analoge Erfindung durch den englischen Franziskaner-Mönch Roger Bacon (1212 bis 1294) diesen Impuls aus. Dies lässt sich darauf zurückführen, dass die Chinesen das Schießpulver eher „offen“ als Sprengstoff und als Raketentreibsatz nutzten. Es gab daher keine Notwendigkeit, Gefäße zu fertigen, welche dem Gasdruck des verbrennenden Pulvers widerstehen mussten. Erst als in Europa versucht wurde, den Gasdruck in eine definierte Richtung zu lenken und dadurch Festkörper zu beschleunigen, änderte sich dieses. So entstanden in unserem Kulturkreis die ersten mörserähnlichen Vorrichtungen, bei denen der bei der Verbrennung von Schießpulver entstehende Gasdruck benutzt wurde, um Projektile zu beschleunigen. Parallel zur Kriegsführung des 12. Jahrhunderts, bei der die Befestigungsanlagen mit schweren mechanischen Schleudern angegriffen wurden, entwickelten sich langsam Waffen, welche mit Hilfe von Schießpulver große Geschosse abschießen konnten. Die ersten Pulvergeschütze, um

1250, waren aus Holz hergestellt und wie Fässer aufgebaut. Davon zeugt noch der heute gebräuchliche englische Ausdruck „barrel“ für den „Lauf“. Um die Einsatzdauer zu erhöhen, wurden die Geschütze bald aus Metall gefertigt, wobei der Aufbau anfangs denen aus Holz glich. Man schmiedete Fassdauben-ähnliche Leisten und zog schmiedeeiserne Reifen auf, um dem Verbund Halt zu geben. Erst mit der Entwicklung von Gussrohren gegen Ende des 13. Jahrhundert musste man die Werkstücke aufbohren und glätten. Die „Büchsenmeister“, wie sich die Vertreter des neuen Gewerbes nannten, mussten über solide wissenschaftliche Kenntnisse und handwerkliche Fertigkeiten der verschiedensten Art verfügen, um die Arbeit der Grobschmiede, Schmiedegesellen und Zuschläger, die sie beschäftigten, anzuleiten. Die Werkstatt musste mit großen Essen, kräftigen Blasebälgen, mechanischen Hämmern und Hebezeugen ausgestattet sein. Mit Einführung gezogener Läufe haben sich mechanische Geschützbohrwerke hinzugesellt. Als Antriebskraft dienten ausschließlich Wasser oder Treträder. Der bekannteste Vertreter für die Entwicklung von Bearbeitungsmaschinen dieser Art war Leonardo da Vinci (1452-1519).

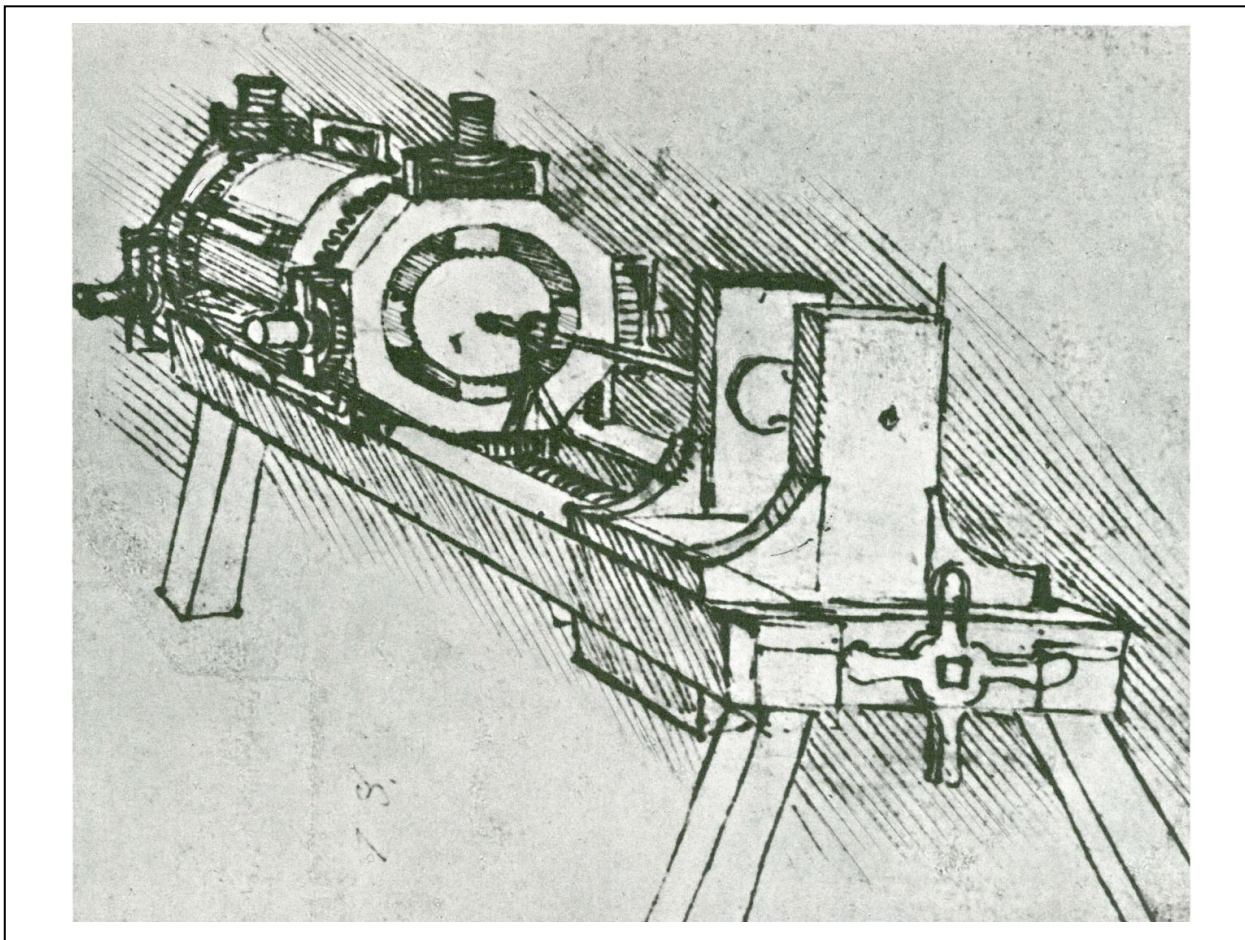


Abb. 3.2: Bohrmaschine zum Ausbohren von Rohren nach Leonardo da Vinci [7]

Leonardo da Vinci entwickelte die ersten Maschinen zum Bohren von tiefen Löchern, vorwiegend für den Wasserleitungs- und Kriegsmaschinenbau. Der Aufbau seiner Rohrbohrmaschinen und der Bohrprozess selbst sind, wie in Abbildung 3.2 dargestellt, den heutigen Anwendungen nicht unähnlich.

Die Geschichte der modernen Werkzeugmaschinen geht einher mit der Entwicklung der ersten kommerziell nutzbaren Dampfmaschine. Diese wurde 1712 von Thomas Newcomen konstruiert und gebaut [8]. Sie wurde zum Abpumpen des Wassers in einem Bergwerk benutzt. Diese modernen Werkzeugmaschinen dienten auch sofort als Basis für wissenschaftliche Zwecke. Unter anderem bewies um 1850 James Prescott Joule mit Hilfe von Bohrwerken für Kanonen seine Theorien zur Umwandlung von mechanischer in thermische Energie. Er setzte die Temperatur des Kühlwassers mit der geleisteten mechanischen Arbeit aus einem Tretrad in Verbindung [9]. James Watt optimierte in der 2. Hälfte des 18. Jahrhunderts den Wirkungsgrad der Dampfmaschinen und trug damit maßgeblich zur industriellen Revolution bei.

Durch die Dampfmaschine wurde erstmals die Möglichkeit geschaffen, die bisher ausschließlich mit Muskelkraft angetriebenen Maschinen nunmehr auch motorisch zu betreiben. Ab diesem Zeitpunkt entstand durch die enorme Nachfrage an Dampfmaschinen die Notwendigkeit für die präzise und wirtschaftliche Fertigung von Bauteilen. Im Bereich der Herstellung von Bohrungen brachte 1774 der Engländer John Wilkinson, auf der Grundlage der Erfindung von John Smeaton aus dem Jahre 1765, eine Zylinderbohrmaschine heraus. Sie kann als erste Metallbearbeitungsmaschine beziehungsweise Werkzeugmaschine bezeichnet werden. Obwohl diese Maschine in erster Linie zum Ausbohren von Geschützrohren entwickelt wurde, war sie es, die durch ihre Genauigkeit die ersten brauchbaren Dampfmaschinenzylinder für James Watt fertigen konnte und somit auch die weitere Entwicklung der Dampfmaschinen maßgeblich beeinflusste. So schrieb Matthew Boulton an seinen Partner Watt im Jahre 1776:

„Mr. Wilkinson hat uns verschiedene Zylinder fast ohne Fehler gebohrt, derjenige von 50 Zoll Durchmesser, den wir in Tipton aufgestellt haben, weicht an keiner Stelle um die Dicke eines alten Schillingsstückes ab“ [9].

Die Bohrmaschine alleine reichte jedoch für eine sinnvolle Teilefertigung noch lange nicht aus.

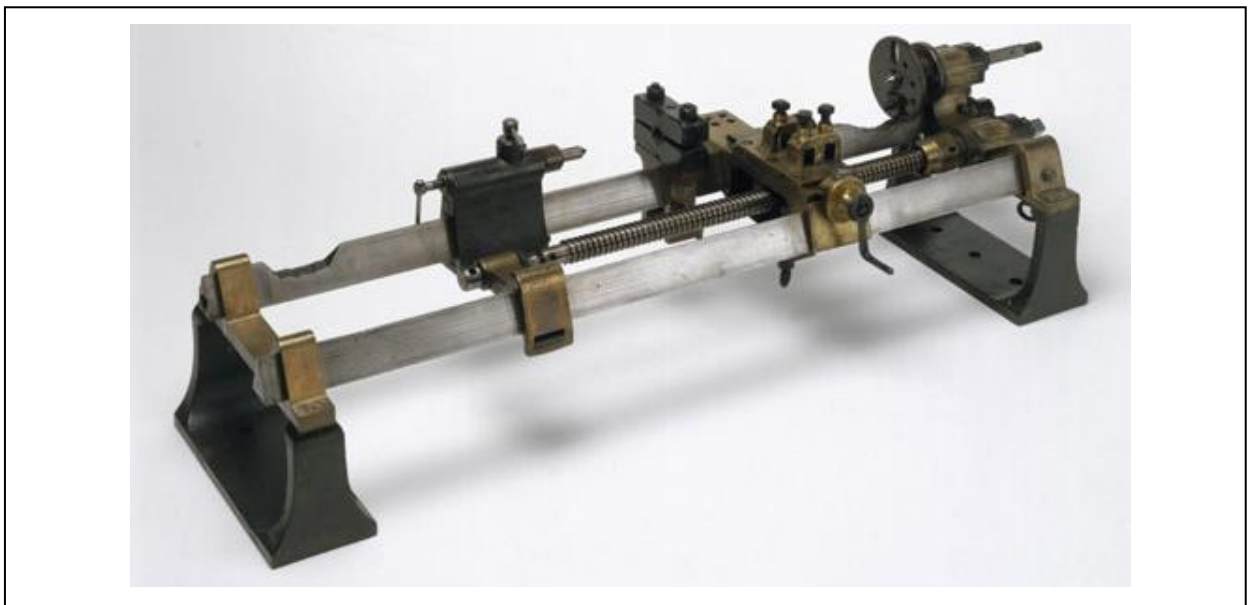


Abb. 3.3: Leitspindeldrehbank von Henry Maudslay (1794)

Etwa 1794 entwickelte Henry Maudslay die erste Leitspindeldrehbank (siehe Abbildung 3.3.). Er benutzte die Führungsbahn des Reitstockes gleichzeitig zur Führung des Werkzeugträgerschlittens. Dadurch konnte die Steifigkeit der Werkzeugführung wesentlich erhöht werden. Mit der Mechanisierung des Vorschubes durch eine Leitspindel konnte er zusätzlich noch die Arbeitsgenauigkeit und die Produktivität steigern [11].

Die Entwicklung der wichtigsten Arten von Standardwerkzeugmaschinen, wie Dreh-, Hobel-, Stoß-, Bohr- und Fräsmaschinen, war somit bis zum Ende des 19. Jahrhunderts im Wesentlichen abgeschlossen.

Ein weiterer Meilenstein im Bereich der Fertigungstechnologie war der von dem Amerikaner Frederic Winslow Taylor entwickelte Schnellarbeitsstahl, welcher 1900 auf der Pariser Weltausstellung vorgestellt wurde. Durch entsprechende Zulegierung behielt der Werkzeugstahl seine Schneidfähigkeit bis zu Arbeitstemperaturen von ca. 600° C. Die Schnittgeschwindigkeit konnte so im Vergleich zum reinen Kohlenstoff-Werkzeugstahl um das 3- bis 5-fache gesteigert werden. Durch die weiterführende Entwicklung von Hartmetallwerkzeugen, erst in gegossener und dann in gesinterter Form, von Schneidkeramiken sowie der Werkzeugbeschichtungstechnologie konnten die Schnittgeschwindigkeiten in Bezug auf den Kohlenstoff-Werkzeugstahl um das 120-fache gesteigert werden [8]. Diese Entwicklung erhöht zwangsläufig die Anforderungen an die Werkzeugmaschinen. Höhere Antriebskräfte, höhere Arbeitsspindeldrehzahlen, steifere-, höher belastbare Führungen und Gestellbauteile sowie verbesserte Getriebe wurden und werden benötigt. Jedoch nicht nur die statischen, sondern auch die dynamischen Eigenschaften, wie Eigenfrequenzen und Dämpfungsverhalten der gesamten Maschinenstrukturen, mussten und müssen an die kontinuierlich steigenden Anforderungen angepasst werden.

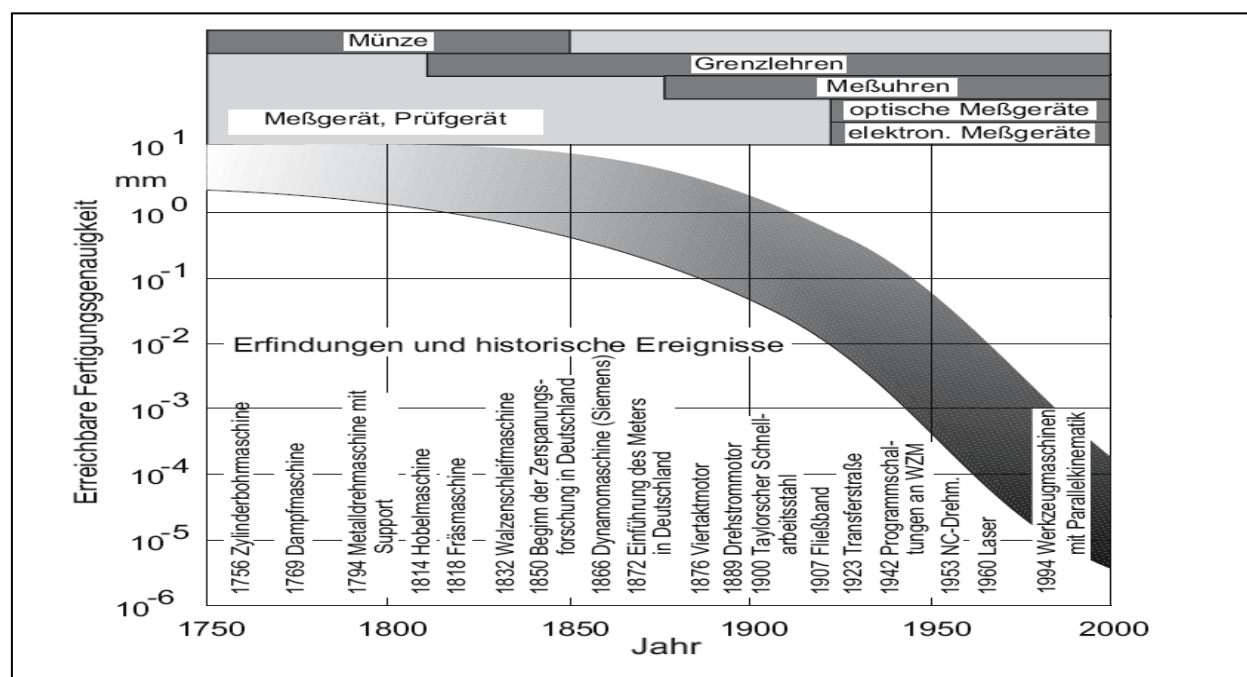


Abb. 3.4: Entwicklungsgeschichte der erreichbaren Fertigungsgenauigkeiten [8]

Ein Ende dieser Entwicklung ist nach heutigem Stand nicht abzusehen. Insbesondere die Entwicklung von 3D-CAD-Systemen gab den Konstrukteuren ein Werkzeug in die Hand, die Gestaltung der einzelnen Bauelemente hinsichtlich der Funktionalität, Qualität, Zuverlässigkeit und Wartungsfreundlichkeit deutlich zu verbessern. Um diesen Anforderungen der Produktentwicklung Rechnung zu tragen, stiegen die Anforderungen an die Fertigungsgenauigkeiten von Werkzeugmaschinen, wie Abbildung 3.4 zeigt, kontinuierlich an.

Die zylindrische Form war und ist die Hauptform der meisten maschinenbaulich genutzten Teile. Sie ermöglicht die exakteste Formgebung und einfachste Fertigung. Außerdem sind Maschinen zur Herstellung rotationssymmetrischer Werkstücke sehr einfach aufgebaut. Wie bereits beschrieben, ist die Entwicklung solcher Maschinen eng mit der Entwicklung des Menschen verbunden. Und auch heute noch gehört die Fertigung von rotationssymmetrischen Formen zu den meist genutzten Prozessen. Dies zeigt schon, dass 18% aller Werkzeugmaschinen Bohr- und Drehmaschinen sind. Nur universelle Bearbeitungszentren, welche auch die Bearbeitung von Bohrungen ermöglichen, liegen mit 24% darüber [12].

Aufgrund der fortschreitenden Automatisierung in der spanenden Bearbeitung erhält die automatische Verschleiß- und Prozessparameterkontrolle auch beim Tiefbohren relativ kurzer Bohrungen einen immer höheren Stellenwert. In der Serienfertigung ist eine Werkzeugbruchkontrolle als Stand der Technik anzusehen.

Gerade jedoch Werkstücke mit Bohrungen in extremer Tiefe, bis zum Sechshundertfachen des Bohrdurchmessers, werden meist nur in Einzel- oder Kleinserien hergestellt. Eine volle Automatisierung ist daher kaum sinnvoll. Gerade aber in diesem Einsatzbereich ist eine automatische Verschleißkontrolle des Werkzeuges von eminenter Wichtigkeit. Sie ist somit mit der Forderung verbunden, neben der Verschleißentwicklung im engeren Sinne auch die Erkennung des Standzeitendes als Instrument korrigierender Maßnahmen zu gewährleisten. Gerade bei komplexen Werkstücken mit mehreren Fertigungsschritten stellen sich Tiefbohroperationen, die in der Bearbeitungsfolge nachgereiht sind, als kritisch dar. Kommt es hier zu unzulässigen Bohrungsmittenverläufen oder zu einem Werkzeugbruch, müssen bereits umfassend bearbeitete Werkstücke als Ausschuss ausgeschieden werden. Vielfach wird versucht, Korrekturbearbeitungen anzubringen. Diese erweisen sich zumeist als zeit- und kostenintensiv. Die Folge daraus ist, dass der kritische Tiefbohrprozess als einer der Ersten in der Bearbeitungsfolge angesiedelt wird. Daher kommt es nicht selten vor, dass ein Teil des Bohrloches bei nachfolgenden Prozessen, wie Taschen oder Nuten, weggearbeitet wird. Würde man den Tiefbohrprozess ans Ende der Bearbeitungsfolge stellen, könnte man sich meist bis zu 50% Bohrlänge sparen. Aufgrund des langsamen Vorschreitens des Bohrens und der hohen Bohrerkosten wäre dies eine signifikante Einsparung.

Das Thema Prozessüberwachung wurde im Verhältnis zur Anwendung der spanenden Bearbeitung erst sehr spät aufgegriffen. Im Jahre 2002 wurde der Artikel „A summary of methods applied to tool condition monitoring in drilling“ in der Fachzeitschrift „International Journal of Machine Tools & Manufacture 42 (2002) 997–1010“ [12] veröffentlicht. Erkki Jantunen vom Technical Research Centre of Finland hat dabei eine

ziemlich komplette Aufstellung aller Arbeiten zum Thema „In-Prozess-Werkzeugüberwachung beim Bohren“ verglichen. In allen 38 aufgelisteten Arbeiten wurden die Messgrößen der Schnitt- und Vorschubkräfte oder deren abhängige Größen herangezogen und verglichen.

In 13 Arbeiten wurde zusätzlich die Vibration, jedoch nur in fünf Arbeiten der Körperschall berücksichtigt. Zwar waren die technischen Möglichkeiten 2002 bereits hinlänglich gegeben, eine sinnvolle Auswertung von hochfrequenten Schallemissionen zu ermöglichen, jedoch haben sich erst in den letzten Jahren die Auswertemöglichkeiten signifikant weiter verbessert. Nicht nur im Preis entsprechender Tools, sondern vor allem in den deutlich effizienteren Algorithmen schlägt sich diese Entwicklung nieder. Während vor einem Jahrzehnt vorherrschend statistische Auswertungen und die einfache Fast-Fourier-Transformation genutzt wurden, werden heute Ordnungsanalysen bevorzugt. Obwohl bereits in der Arbeit von Erkki Jantunen explizit auf die hohe Effektivität von Systemen, welche hochfrequente Körperschallemissionen berücksichtigen, hingewiesen wurde, hat sich bis heute am Verhältnis der in solchen Systemen genutzten Messgrößen kaum etwas geändert. Beim Vergleich aller dieses Thema beinhaltenden Arbeiten konnte festgestellt werden, dass sich diesbezüglich der technische Ansatz im letzten Jahrzehnt nicht verändert hat.

3.2 Normative Vorgaben

Entsprechend der Norm DIN 8580 [14] ist ein Fertigungsverfahren wie folgt definiert:

Fertigungsverfahren, alle Verfahren, die in der Fertigungstechnik zur Herstellung oder Veränderung von Werkstücken zur Verfügung stehen. Diese Herstellung oder Veränderung kann per Hand oder auch maschinell erfolgen. Die Wahl des anzuwendenden Fertigungsverfahrens hängt von der vorgegebenen Werkstückform mit den Abmessungen, Maßtoleranzen, Oberflächengüten sowie von betrieblichen Gegebenheiten ab.

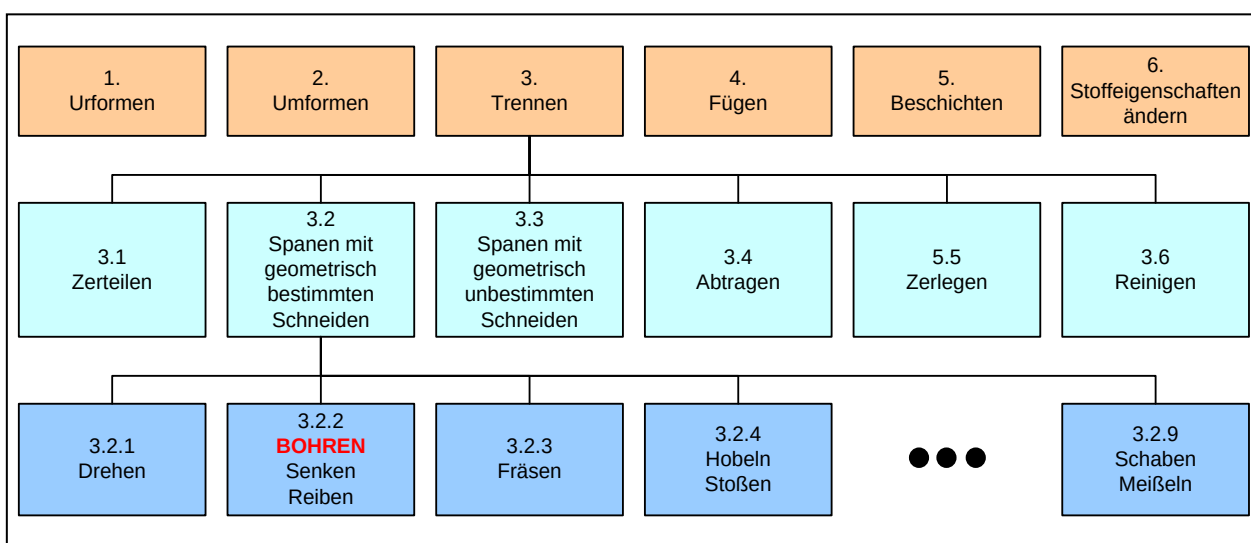


Abb. 3.5: Einteilung der Fertigungsverfahren nach DIN 8580 [14]

Die DIN 8580 teilt die Fertigungsverfahren in sechs Gruppen ein, welche die Art der Änderung des Stoffzusammenhalts erklären, beginnend mit dem Urformen, bei dem Zusammenhalt geschaffen wird. Hier sei als Beispiel gießen erwähnt, wo aus formlosem Material ein Produkt entsteht. Beim Umformen wird der Zusammenhalt beibehalten, vor allem charakterisiert durch die bleibende Formveränderung während der Anwendung eines Fertigungsverfahrens. Schmieden oder Walzen sind gute Beispiele hierfür. Beim Trennen wird der Zusammenhalt vermindert, wie z. B. beim Drehen, Fräsen oder Bohren. Das Fügen und Beschichten vermehrt den Stoffzusammenhang, beim Fügen werden Teile durch Schweißen, Löten oder Kleben verbunden. Beim Beschichten werden durch Aufbringung von Material die Oberflächeneigenschaften verändert. Beim letzten Punkt der Einteilung werden im Zuge eines Fertigungsverfahrens, die Stoffeigenschaften durch zum Beispiel Glühen oder Härten verändert.

Durch die drei Untergliederungen, welche die DIN 8580 trifft, sind die Strukturen eines Fertigungsverfahrens, die Verfahrensabläufe sowie die technologischen Wirkungsweisen und die Merkmale leicht verständlich festgehalten. Mit dem Nummernschlüssel kann man feststellen bzw. bezeichnen, welcher Prozess innerhalb eines Fertigungsverfahrens beschrieben werden soll oder welcher Prozess bzw. Arbeitsgang gerade vonstattengeht.

Unter der Hauptgruppe Trennen sei insbesondere das Spanen (Abbildung 3.5 / zweite Untergliederung) hervorgehoben. Trotz zunehmender Konkurrenz durch umformende Fertigungsverfahren konnten die spanenden Fertigungsverfahren wegen der erreichbaren hohen Genauigkeit und geometrisch nahezu unbegrenzten Bearbeitungsmöglichkeiten ihre Stellung behaupten. Der wertmäßige Anteil spanender Werkzeugmaschinen beträgt nach einer Statistik des Verband Deutscher Maschinen- und Anlagenbau (VDMA) 2006 [12] 72% gegenüber einem Anteil von 28% bei umformenden Werkzeugmaschinen. Betrachtet wurde die Gesamtwerkzeugmaschinenproduktion in Deutschland, wobei der Anteil der spanenden Verfahren auch weiterhin eindeutig zunimmt. Steigende Anforderungen an Oberflächengüten, Maß-, Form- und Lagegenauigkeiten sowie die physikalischen und chemischen Eigenschaften der entstehenden Oberflächen lassen für spanende Fertigungsverfahren auch in Zukunft deutliche Wettbewerbsvorteile erwarten.

Gemäß DIN 8580 versteht man unter Spanen einen Trennvorgang, bei dem von einem Werkstück mit Hilfe der Schneiden eines Werkzeugs Werkstoffschichten in Form von Spänen zur Änderung der Werkstückform und (oder) Werkstückoberfläche mechanisch abgetragen werden. Dabei unterscheidet man zwischen Spanen mit geometrisch bestimmten Schneiden (z. B. Drehen, Fräsen, Hobeln, Sägen) und Spanen mit geometrisch unbestimmten Schneiden (z. B. Schleifen, Honen, Läppen, Gleitspanen).

Obwohl es zwar das bereits erwähnte Schleifbohren gibt, welches bei der Bearbeitung von Keramiken und Gläsern zum Einsatz kommt, werden in dieser Arbeit ausschließlich Verfahren mit bestimmter Schneidengeometrie behandelt.

Die Prozesse Bohren, Senken und Reiben werden speziell in der Teilnorm DIN 8589/2, wie in Abbildung 3.6 dargestellt, eingeteilt.

Nach DIN 8589 ist Bohren das Spanen mit kreisförmiger Schnittbewegung, wobei die Drehachse der zu erzeugenden Innenfläche identisch ist mit der Drehachse des Werkzeugs. Die Vorschubbewegung ist parallel zur Drehachse.

Die verschiedenen Bohrprozesse sind in Abbildung 3.6 (dritte Untergliederung) speziell hervorgehoben. Eine generelle Abgrenzung des Tiefbohrens gegenüber anderen „konventionellen“ Bohrtechniken ist nur bedingt möglich. Eigentlich beherrschen die verschiedenen Tiefbohrtechniken ein großes Feld der durch Bohren herstellbaren Innenkonturen. Da jedoch Bohrlochabmessungen bis ca. 60 mm und Länge- zu Durchmesser-Verhältnisse bis zum Sechsfachen im allgemeinen Maschinenbau vorherrschend sind, werden die Tiefbohrverfahren weniger wahrgenommen.

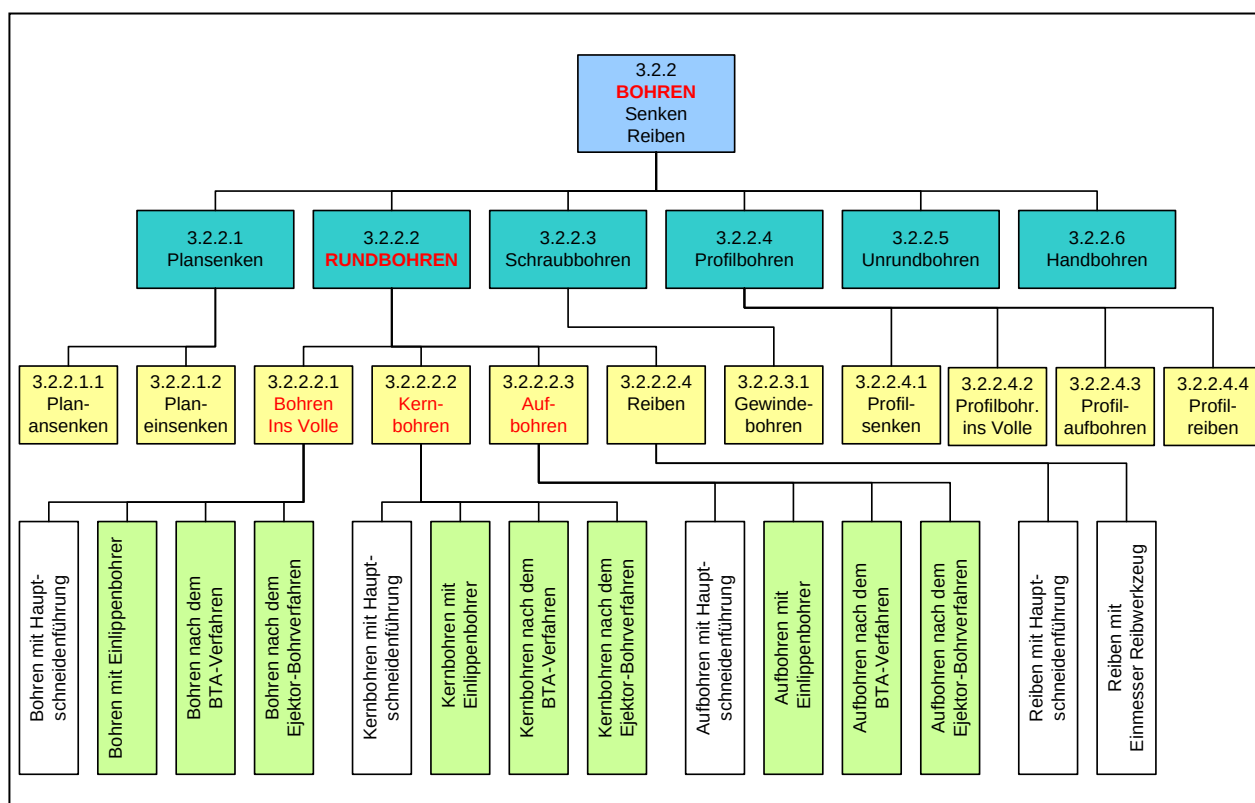


Abb. 3.6: Einteilung der Prozesse Bohren, Senken und Reiben nach DIN 8589/2

Ein grundlegendes Problem des Bohrens besteht darin, die erzeugten Späne aus dem Bohrloch abzutransportieren. Dieses Problem gewinnt an Bedeutung mit der Tiefe des Bohrlochs. Klassische Wendelbohrer ohne Innenkühlung können Bohrtiefen von ca. dem Sechsfachen des Verhältnisses Länge zu Durchmesser (l/d_n) ohne Entspannhübe bohren [15]. Daher wird $l/d_n > 10$ allgemein auch als Grenze zwischen dem „normalen Bohren“ und dem „Tiefbohren“ angesehen.

3.3 Bohrprozesse

Die allgemeine Einteilung der Bohrverfahren mit geometrisch bestimmten Schneiden lässt sich in zweischneidige symmetrische und einschneidige asymmetrische Bohrer unterteilen. Die zweischneidigen symmetrischen Bohrer werden für eher kurze Bohrungen ohne innere Kühlschmiermittelzufuhr bis etwa $l/d_n < 10$ und mit innerer

Kühlschmiermittelzufuhr bis etwa $l/d_n < 40$ eingesetzt. Ein typischer Vertreter ist der in Abbildung 3.7 dargestellte Wendelbohrer. Jedoch schon ab einer Bohrtiefe vom zehnfachen Durchmesser benötigen Bohrer dieses Typs zum Anbohren eine Pilotbohrung oder eine Bohrbuchse zur Führung. Weiters ist eine Hochdruckzufuhr des Kühlschmierstoffes durch Kanäle innerhalb des Werkzeuges zur sicheren Ausbringung der Späne notwendig.



Abb. 3.7: Wendelbohrer, als Beispiel für einen symmetrischen Bohrer

Einschneidige asymmetrische Bohrer, wie in den Abbildungen 3.9 und 3.11 dargestellt, sind dagegen die klassischen Tiefbohrer. Durch die nur einseitig angeordnete Schneide am Bohrkopf resultieren große radial wirkende Zerspankraftkomponenten. Das Werkzeug stützt sich über sogenannte Führungsleisten in der gerade erzeugten Bohrung ab und führt sich dadurch innerhalb der Bohrung selbst. Diese Abstützung des Bohrers an der Bohrwand führt zu einer plastischen Verformung des Bohrwandmaterials und somit infolge der hohen Flächenpressungen im Kontaktbereich zu einer Steigerung der Oberflächenqualität. Das Resultat ist eine verbesserte geometrische Formgenauigkeit der Bohrung, eine geringere Rauigkeit und eine um etwa 70 % erhöhte Oberflächenhärte gegenüber Bohrungen, die mit Wendelbohrern hergestellt wurden [16]. Im Vergleich erzielen asymmetrische Bohrer bessere Oberflächenqualitäten als jene Bohrungsoberflächen, die mit Reibahlen nachbearbeitet wurden. Aufgrund der Bauart asymmetrischer Bohrer ist das spezifische Spanvolumen sehr hoch. Das in Folge noch genau ausgeführte BTA-Bohren besitzt zum Beispiel das höchste Zeitspanvolumen aller Fertigungsverfahren. Durch diese Kriterien wird das Bohren mit asymmetrischen Bohrern sehr wirtschaftlich. Wegen seiner hohen Produktivität und erreichbaren Bohrungsgüte wird dieser Bohrprozess heute zunehmend auch für Fertigungsaufgaben eingesetzt, bei denen das Verhältnis zwischen Bohrungstiefe und Bohrungsdurchmesser kleiner als zehn ist. Diese Entwicklung resultiert auch auf dem Umstand, dass immer häufiger leistungsfähige Hochdruck-Kühlschmiermittelanlagen in konventionellen Bearbeitungszentren zur Verfügung stehen. Durch den geschlossenen Kühlschmierstoffkreislauf mit hohen Drücken und Volumenströmen werden gute Voraussetzungen für eine prozesssichere Spanabfuhr, auch für kleine Bohrtiefen, geschaffen. Darüber hinaus können aufgrund der relativ kompakten Bohrerform auch schwer zerspanbare Materialien vergleichsweise gut bearbeitet werden.

Gemäß einschlägiger Fachliteratur oder Normierung ist eine klare Abgrenzung zwischen „Tiefbohren“ und „Bohren“ nur schwer möglich. Dennoch werden hier typische Merkmale für Tiefbohrverfahren, speziell für sehr große Tiefen zusammengefasst:

- Anwendung spezieller Hartmetallwerkzeuge mit unsymmetrisch zur Werkzeugachse liegender Schneide(n)

- Selbstführung des Werkzeugs durch Dreipunktanlage in der Bohrung durch Führungsleisten und Nebenschneide.
- Anbohrführung des Werkzeugs in einer Bohrbuchse oder einer Führungsbohrung
- Einrichtung für kontinuierliche Kühlschmierstoffzufuhr in großer Menge unter hohem Druck
- stetige Spanabfuhr ohne Ausspannhübe

Aus diesen Merkmalen ergeben sich folgende Vorteile beim Einsatz der Tiefbohrverfahren gegenüber konventionellen Bohrwerkzeugen:

- sehr hohe Zerspanleistung
- ideale Bedingungen bezüglich Kühlung und Schmierung
- kurze Hauptzeiten
- hohe Bohrungsqualität hinsichtlich Durchmessertoleranz, Oberflächengüte und geometrischer Formgenauigkeit
- hohe Geradheit, geringer Bohrungsverlauf
- Ersatz mehrerer Arbeitsvorgänge - z. B. Vorbohren, Aufsenken und Reiben durch einen Arbeitsvorgang [17]
- Bearbeitung schwer zerspanbarer Werkstoffe
- große Bohrtiefe im Verhältnis zum Durchmesser ($l/d_n > 500$)
- Wirtschaftlichkeit auch bei kurzen Bohrtiefen
- geringe Gratbildung beim Ausbohren und beim Überbohren von Querbohrungen

Die Praxis zeigt, dass die Grenzen zwischen den klassischen Tiefbohrverfahren und dem konventionellen Bohren immer mehr verschwimmen. Beispielsweise werden heute Passbohrungen von $l/d_n < 3$ häufig im Einlippenbohrverfahren hergestellt. Andererseits nutzt man innengekühlte symmetrische Wendelbohrer zum Bohren von Ölkanälen in Motorblöcken mit Bohrtiefen von $l/d_n > 30$ (vergleiche Abbildung 1.1 „Übergangsbereich“).

Entsprechend Abbildung 3.6 unterscheidet man in der Tiefbohrtechnik zwei grundlegende Verfahren:

- das Einlippenbohren auch ELB genannt und
- das BTA-Tiefbohren.

sowie das dem BTA-Bohren verwandte Ejektortiefbohren, welches gemäß der VDI Richtlinie 3209 / VDI Richtlinie 3210 [18] eine Variante des BTA-Bohrens ist, jedoch nach DIN 8589/2 ein eigenständiges Verfahren darstellt.

Die graphische Darstellung in der Abbildung 1.1 zeigt die Verteilung der Einsatzbereiche verschiedener Tiefbohrprozesse.

Das **ELB** (Einlippenbohren) wird im Durchmesserbereich von ca. 0,5 mm bis 60 mm eingesetzt. Die Zufuhr des Kühlschmierstoffes erfolgt durch eine Bohrung innerhalb des Werkzeugs. Die Ableitung des Kühlschmierstoff-Späne-Gemisches geschieht durch eine Längsnut (Sicke) am äußeren Werkzeugschaft. Meist ist der Bohrkopf aus

Hartmetall, welcher am Bohrschaft angelötet wird. Dies ist in Abbildung 3.8 dargestellt.

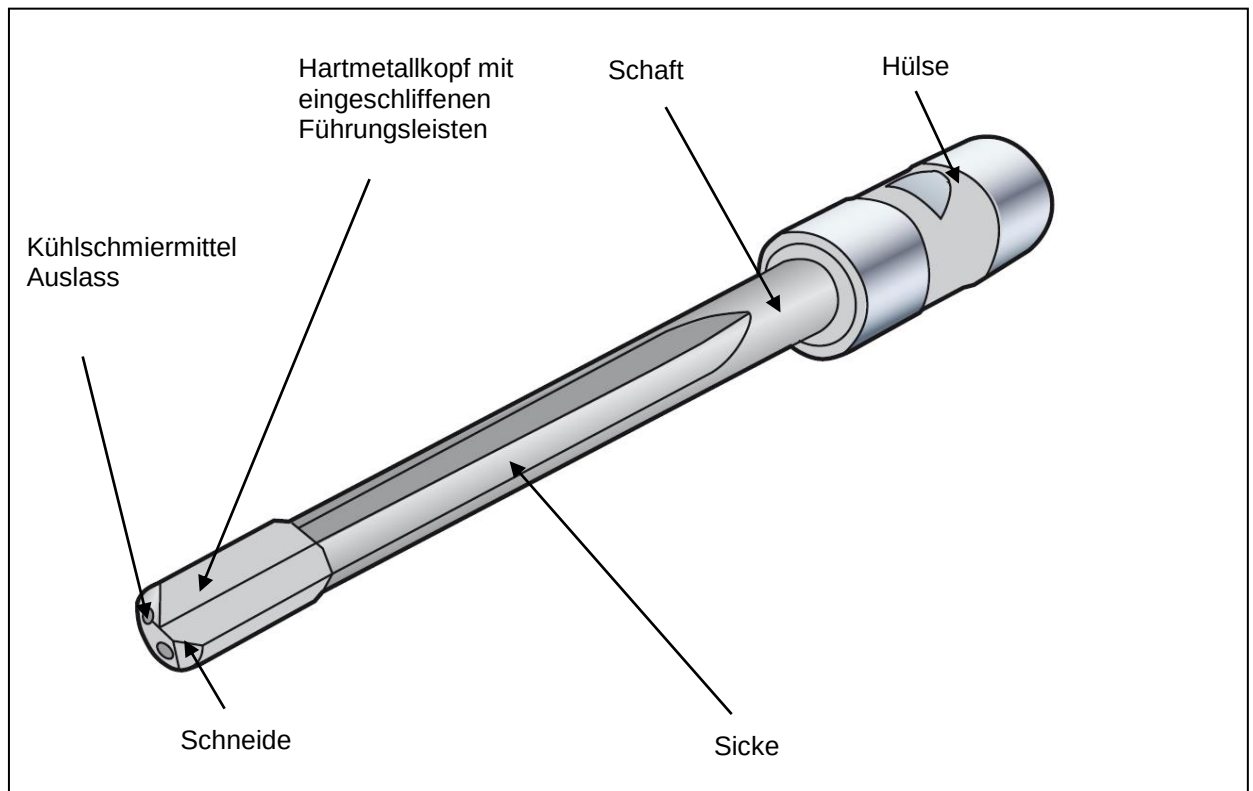


Abb. 3.8: Bezeichnungen am Einlippenbohrer nach [15]

Bei relativ kurzen Bohrern ist auch eine Ganzhartmetallausführung möglich. Bei großen Durchmessern kommen aufgeschraubte oder aufgelötete Hartmetallschneidplatten zum Einsatz. Das Anbohren kann durch eine Bohrbuchse oder eine Startbohrung erfolgen. Der Bohrer wird ausschließlich am Bohrkopf geführt, daher ist das Anbohren ausschlaggebend für den Mittenverlauf. Da der Schaft des Bohrers dünner als der Bohrkopf ausgeführt ist, kommt es zu einem Durchhängen und somit zu einem tendenziellen Bohren gegen die Schwerkraft. Dieser Effekt kommt vor allem bei sehr tiefen Bohrungen zum Tragen und kann durch Gegenlaufbohren verringert werden. Jedoch ist nicht bei allen Werkstücken aufgrund ihrer Form die Möglichkeit gegeben, das Werkstück kontinuierlich zu drehen. Dieser Effekt des „gegen die Schwerkraft“-Bohrers kann auch zum aktiven Ablenken der Bohrung genutzt werden.

Abbildung 3.9 zeigt den prinzipiellen Aufbau einer Tiefbohrbank. Dabei wird die Bohrbuchse meist hydraulisch an das Werkstück gedrückt, um die Bohrung positionsgenau zu beginnen. Eine gut geführte Bohrbuchse, sowie eine saubere Anbohrung sind ausschlaggebend für die Bohrungsausrichtung. Wie sich im Folgenden noch zeigen wird, sind die Axialkräfte am Bohrschaft sehr hoch. Um ein Ausknicken desselben zu verhindern, muss der Bohrschaft von mehreren Lünetten geführt werden. Diese sind axial verschiebbar und ermöglichen somit eine ungehinderte Vorschubbewegung. Der Vorschubweg der Maschine überschreitet selten 2000 mm, da bei tieferen Bohrungen der Bohrer gegen einen Längerer ausgetauscht wird. Das in der Sicke zurückbeförderte

Kühlschmierstoff-Späne-Gemisch wird im Spänekasten ausgespült. Er enthält meist ein feinmaschiges Gitter zum Auffangen der Späne, um dem Bediener eine Beurteilung dieser zu ermöglichen. Aufgrund der hohen Kühlschmiermitteldrücke, vergleiche Abbildung 3.12, muss auf eine sehr gute Abdichtung der Maschine geachtet werden.

Bei kurzen ELB-Prozessen in Bearbeitungszentren wird praktisch auf alles oben Beschriebene verzichtet. Zum Starten wird jedoch eine sehr präzise, geriebene Pilotbohrung benötigt.

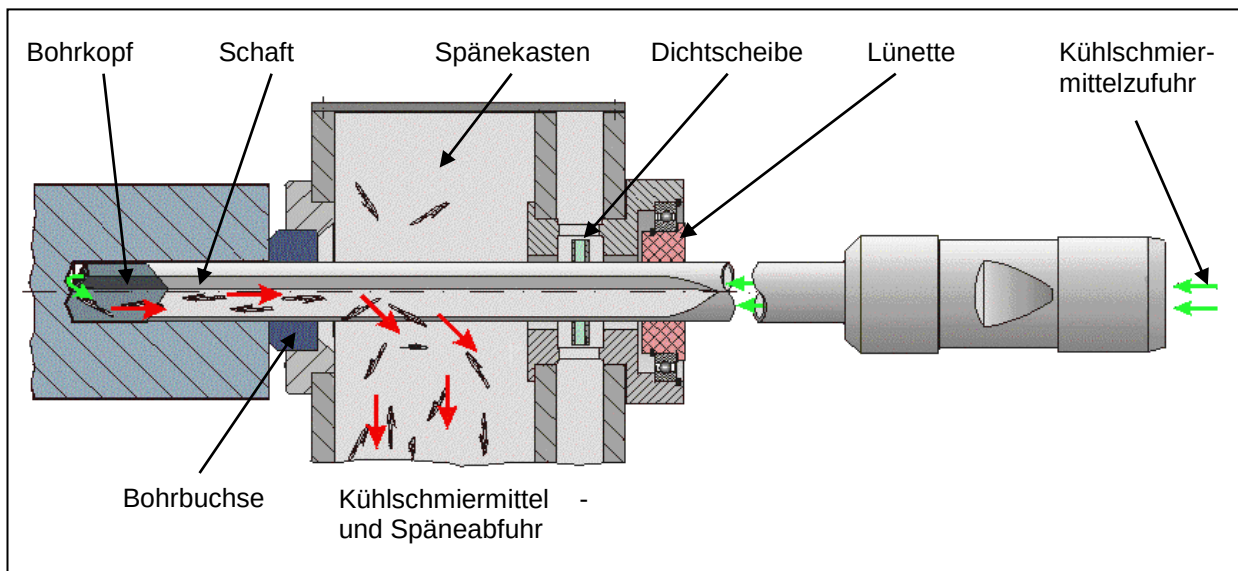


Abb. 3.9: Der Einlippenbohrprozess nach [15]

Das **BTA-Bohren** (**B**oring & **T**reppanning **A**ss.) ist ein von der Firma Heller entwickeltes Verfahren. Es wird im Bereich von ca. 25 mm bis 150 mm zum Vollbohren und bis ca. 2000 mm zum Aufbohren eingesetzt.

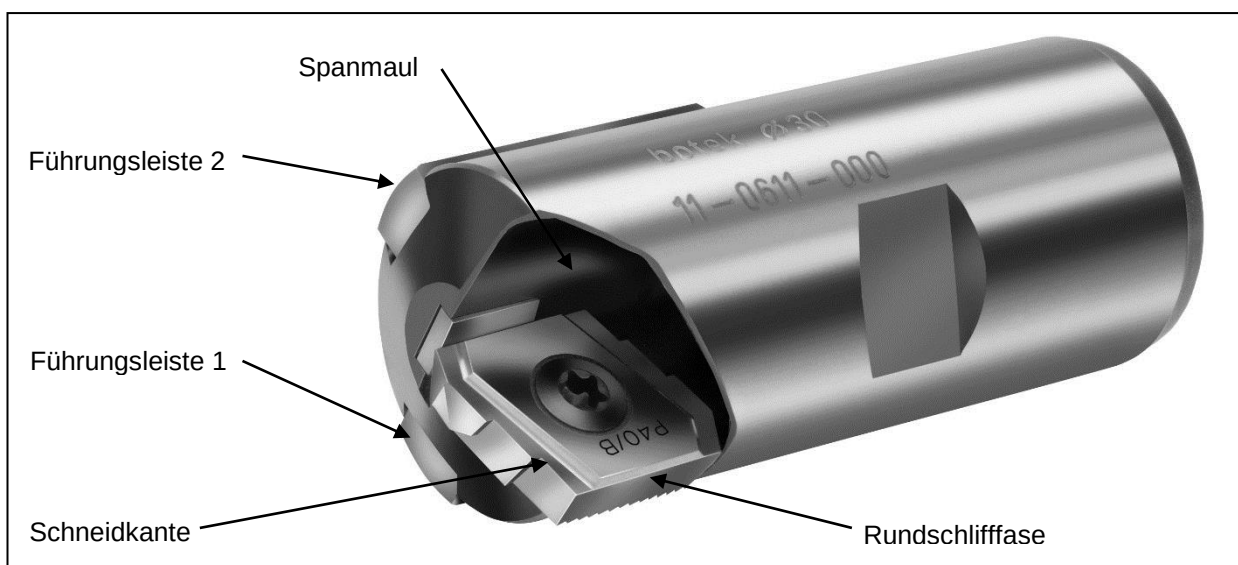


Abb. 3.10: Bezeichnungen am BTA-Bohrer, Quelle: Fa. Botek

Die Zufuhr des Kühlschmierstoffs erfolgt von außen unter Druck in einem Ringraum zwischen Bohrungswand und Bohrrohr. Der Spanabfluss wird durch das Spanmaul in das Innere des Bohrrohres geleitet (siehe Abbildung 3.10). Aufgrund der Baugröße sind bei BTA-Bohrköpfen die Führungsleisten sowie die Schneiden meist demontierbar angebracht. Bei kleinen Köpfen gibt es aufgelötete Hartmetallschneiden oder komplette Bohrköpfe aus Hartmetall. Die Verbindung zum Bohrrohr erfolgt dabei immer demontierbar.

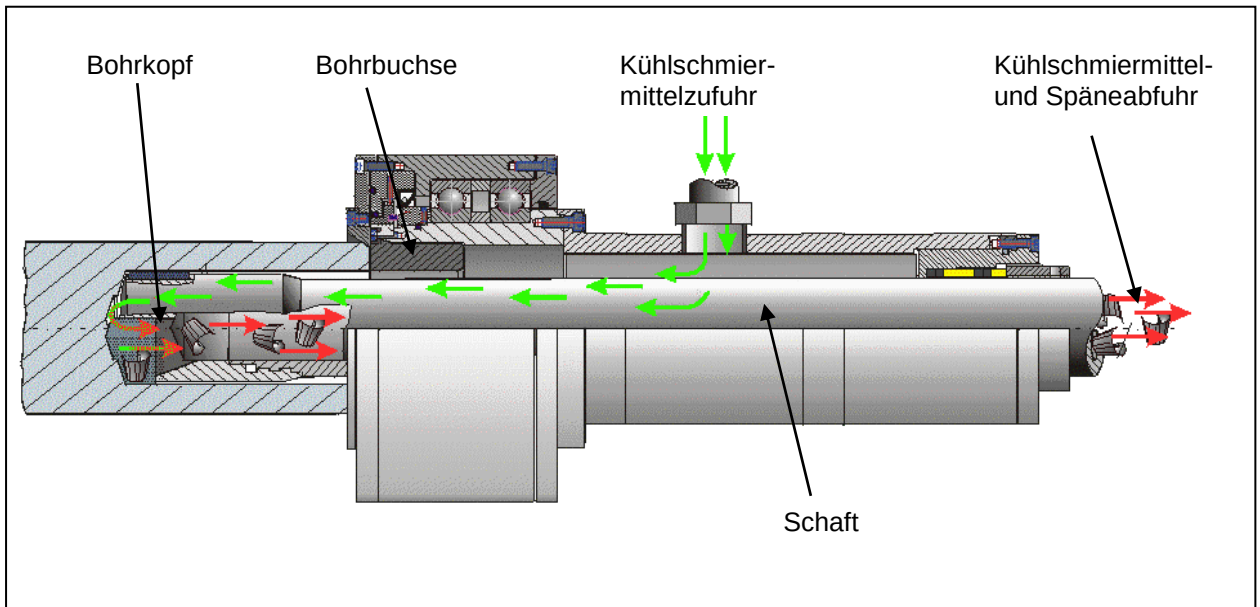


Abb. 3.11: BTA-Bohr-Prozess nach [15]

Der prinzipielle Aufbau einer BTA-Tiefbohrbank ist in Abbildung 3.11 dargestellt. Im Prinzip gelten dieselben Kriterien wie bei der ELB-Tiefbohrbank, jedoch kann der Vorschubweg bis zu 10.000 mm betragen. Außerdem wird im Gegensatz zum ELB-Verfahren das Kühl-Schmiermittel zwischen Bohrerschaft und Bohrlochwand zugeführt und die Späne im Bohrerschaft abgeführt.

Wie beim ELB-Verfahren ist die Qualität des Anbohrers ausschlaggebend für die Genauigkeit der weiteren Bohrung in Bezug auf den Mittenverlauf. Der BTA-Tiefbohrprozess wird in Bearbeitungsmaschinen im Allgemeinen nicht ausgeführt.

Ein weiteres Verfahren ist das **Ejektortiefbohren**, welches gemäß der VDI-Richtlinie 3209 eine Variante des BTA-Bohrers darstellt. Hierbei erfolgt die Zufuhr des Kühlschmiermittels durch einen Ringraum zwischen dem Bohrrohr und einem Innenrohr (Zweirohrverfahren). Der Kühlschmierstoff tritt am Bohrkopf seitlich aus, umspült diesen und fließt mit den Spänen im Innenrohr zurück. Ein Teil des Kühlschmierstoffs wird über eine Ringdüse in das Innenrohr eingeleitet. Durch den entstehenden Unterdruck am Spanmaul wird der Rückfluss ermöglicht (Ejektoreffekt).

3.4 Aufbau von Tiefbohrmaschinen

Die Tiefbohrbank besteht primär neben der Bohrspindel aus einem vom Stillstand an fein hochregelbaren Vorschubantrieb sowie einer leistungsstarken Kühlschmiermittel-

versorgung mit einer speziellen Spindelzuführung. Die Führung beim Anbohren wird durch eine Startbohrung oder durch den Vorsatz einer Bohrbuchse gewährleistet. Diese Voraussetzungen für das Einlippenbohren sind meist schon bei Bearbeitungszentren oder Drehmaschinen durch geringfügige Modifikationen erfüllbar. Die maximale Bohrtiefe bei Bearbeitungszentren beschränkt sich aber mangels der Möglichkeit von Bohrerführungslünetten und einem maximalen Vorschubweg meist auf etwa 300 mm.

Universale Tiefbohrbänke besitzen zusätzlich einen Spänekasten mit integrierter Bohrbuchse sowie eine entsprechende Anzahl an Lünetten mit Rotationsdämpfern. Ihr Vorschubweg beträgt meist zwei Meter. Mehr ist in der Praxis nicht notwendig, da durch einen Bohrerwechsel weit tiefere Bohrungen realisiert werden können.

Universale Tiefbohrbänke können vor allem ein größeres Bohrerdurchmesser-Spektrum abdecken als modifizierte Bearbeitungszentren. Dies liegt weniger an den benötigten Vorschub- und Hauptspindelleistungen, sondern mehr an der Sicherstellung der Kühlschmiermittelzufuhr sowie dessen Aufbereitung, Reinigung und Kühlung. Wie in Abbildung 3.12 dargestellt, wird bei allen Tiefbohrprozessen eine große Kühlschmierstoff-Menge bei hohem Druck benötigt, um die Ausbringung der Späne zu gewährleisten.

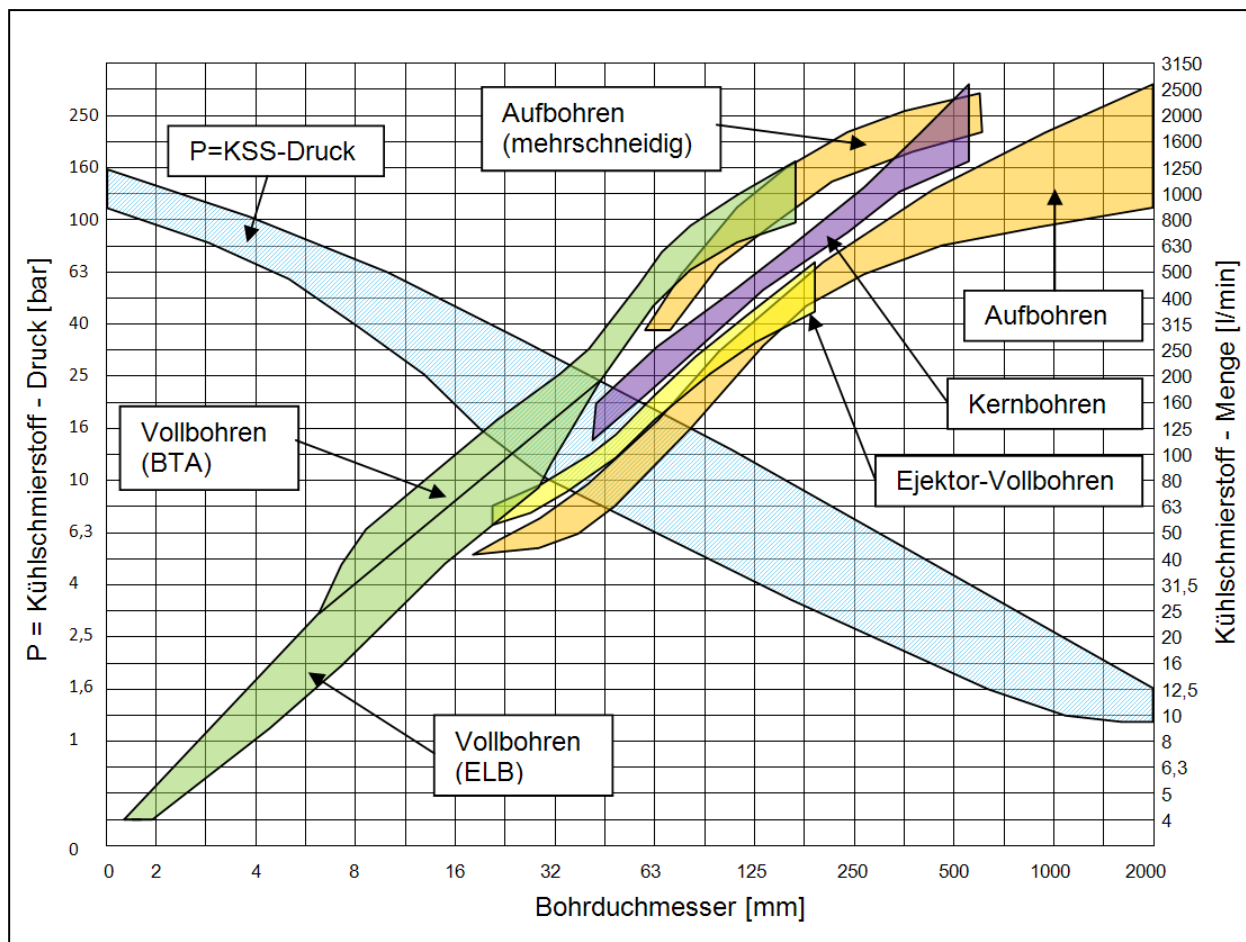


Abb. 3.12: Kühlschmierstoff-Richtwerte für das Tiefbohren

Da in der folgenden Forschungsarbeit vor allem Tiefbohrungen mit Bohrtiefen von über 1000 mm betrachtet werden, wurden keine Versuche oder Untersuchungen an modifizierten Bearbeitungszentren durchgeführt. Darüber hinaus ist festzuhalten, dass gerade bei Bearbeitungszentren der Einlippenbohrer heute fast vollständig durch spezielle Wendelbohrer mit innerer Kühlschmiermittelzufuhr - bei ebenfalls gutem Bohrergebnis - verdrängt wurde.

In der vorliegenden Arbeit wurden aufgrund der leichteren Verfügbarkeit, des geringeren Materialbedarfs sowie der wesentlich kleineren Baugröße der erforderlichen Komponenten, alle Arbeiten für die Grundlagenforschung auf Einlippenbohrbänken oder in Sonderfällen auf Drehmaschinen durchgeführt. Die Versuche beim BTA-Bohren erfolgten erst, nachdem ein größtenteils lauffähiges System zur Werkzeugüberwachung zur Verfügung stand.

Aufgrund der notwendigen Realitätsnähe wurden die Versuche und letztendlich die Implementierung so weit wie möglich im normalen Fertigungsprozess durchgeführt. Um jedoch die Stillstandszeiten der im Zwei- bis Dreischichtbetrieb stehenden Maschinen möglichst kurz zu halten, musste besonderes Augenmerk auf einen modularen Aufbau der Systeme zum raschen Wechsel der Werkzeugüberwachungskomponenten gelegt werden. Es hat sich gezeigt, dass Grundlagenversuche besser auf einer unter Laborbedingungen laufenden Maschine durchgeführt werden können.

Die Firma Schoeller-Bleckmann Oilfield Technology GmbH & Co. KG (SBOT), weltweit führend bei der Bearbeitung von Chrom-Nickel-Edelstählen und Nickelbasislegierungen, beschäftigt sich vor allem mit Tiefbohrprozessen. In einer Kooperation stellte SBOT Einlippen- und BTA-Bohrbänke zu Testbohrungen außerhalb und im normalen Fertigungsprozess zur Verfügung.

Die Forschungsarbeiten wurden auf einer älteren, mehrfach umgebauten Bohrbank der Firma TBT begonnen. Infolge verschiedener Projekte zum Thema Tiefbohren wurde gemeinsam mit der Firma SBOT sowie dem namhaften Bohrbankhersteller IXION eine IXION W35 entwickelt (prinzipieller Aufbau dargestellt in Abbildung 3.13).

Diese Maschine wurde vom Hersteller mit einem Werkzeugüberwachungssystem ausgestattet. Dieses basiert auf dem Prinzip der Wirkleistungsmessung der Antriebsmotore (siehe Beschreibung in Kapitel 7.9). Aufgrund des Umstandes, dass bei den vorherrschenden Bohrdurchmessern die Vorschub- wie auch die Schnittkräfte nur wenige Prozente der Antriebsmotorenleistungen ausmachen, konnte dieses System nicht eingesetzt werden.

Beide verwendeten Bohrbänke, sowohl die IXION als auch die TBT, sind mit einer vom IFT entwickelten automatischen Verlaufsmessung und Bohrerablenkkontrolle ausgestattet. Ebenso wurden auf beiden Anlagen Versuche zur Verschleißüberwachung durchgeführt. Jedoch wurde das In-Prozess-Verschleißüberwachungssystem aufgrund der zur Verfügung stehenden neueren digitalen Steuerung vorläufig nur auf der IXION implementiert. Bedingt durch den Datenbus ist es möglich, sowohl Maschinenzustandsdaten auszulesen als auch Steuerkommandos zu übertragen.

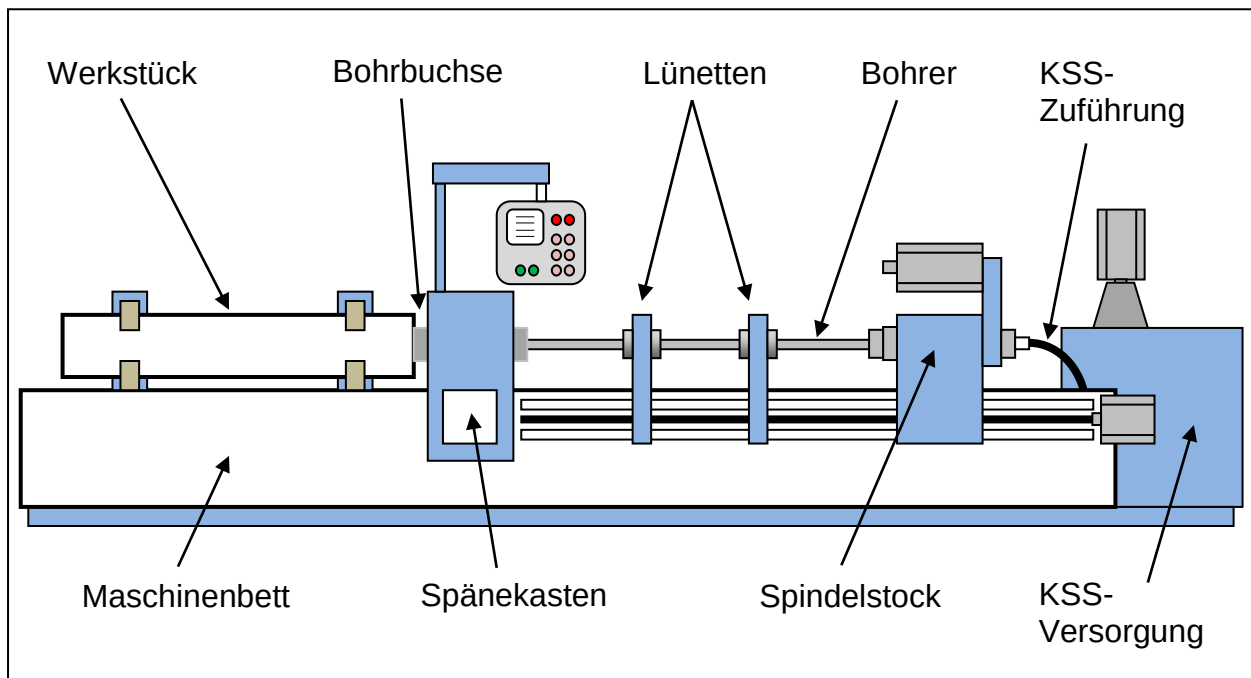


Abb. 3.13: Aufbau einer Einlippentiefbohrbank

3.5 Prozessüberwachung

Durch die weitreichende Automatisierung in der Massenfertigung wird aus Überwachungsgründen eine Visualisierung der Bearbeitungsprozesse immer wichtiger. Obwohl die Grundprinzipien der heutigen Sensortechnik bereits seit dem zweiten Weltkrieg größtenteils bekannt sind, wurden derartige Systeme erst seit Beginn der Fünfzigerjahre des vergangenen Jahrhunderts wirtschaftlich interessant. Technologie bedingt wurden diese Systeme vor allem in der Massenproduktion der Textil- oder der Automobilindustrie eingesetzt. Hauptaufgabe dieser Überwachungen war die Kontrolle ob des Vorhandensein eines Werkstückes oder die erfolgreiche Beendigung eines Arbeitsschrittes. Anfänglich erfolgte dies mit mechanischen Systemen, später wurde die Auswerteelektronik in Analogtechnik realisiert. Diese für jeden Anwendungsfall angepasste Mechanik / Elektronik musste bei Prozessänderung entweder zum Teil oder komplett ersetzt werden. Dieser Umstand verhinderte über Jahre nahezu den erfolgreichen Einsatz der Technologie in der angewendeten Produktion. Erst mit Entwicklung der Digitaltechnik und ihren Möglichkeiten wurde eine kosteneffiziente Auswertung möglich. Vor allem durch die Einführung von Personalcomputern Anfang der Achtzigerjahre wurde intensiv an Prozessüberwachungssystemen basierend auf PC-Technologie gearbeitet. Jedoch war dies nur bei jenen Prozessen sinnvoll, die in der Massenproduktion eingesetzt wurden. Einigen Nischenprozessen, wie dem Tiefbohren, wurde hier daher lange keine Beachtung geschenkt. Bedingt durch einen allmählichen Wandel, wie er in Kapitel 3.1 beschrieben wurde, werden auch Nischenprozesse aus Kostengründen immer mehr aufgewertet und für Modernisierungen interessanter.

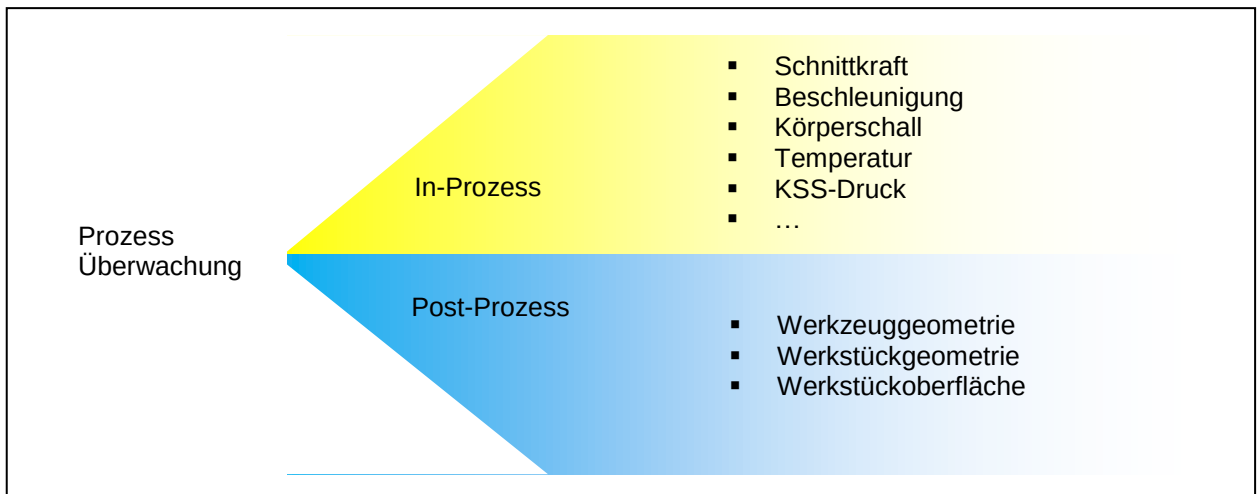


Abb. 3.14: Messgrößen in der Prozessüberwachung

Die Prozessüberwachung kann in zwei grundlegend verschiedene Bereiche unterteilt werden:

- die prozessbegleitende Überwachung, welche auch In-Prozess-Überwachung genannt wird, und
- die Post-Prozess-Überwachung.

Beide Überwachungsarten sind als selbständig zu bezeichnen und überschneiden sich nur sehr selten.

Die Unterschiede liegen vor allem im Überwachungszeitpunkt. Bei der Post-Prozess-Überwachung erfolgt die Kontrolle nach der Bearbeitung. Bei der In-Prozess-Überwachung erfolgt sie während der Bearbeitung.

Bei der Post-Prozess-Überwachung ist demnach unmittelbar nach einem Fertigungsprozess eine Messstation angeordnet. Infolge der systematischen messtechnischen Analyse von Werkstückgeometrien wird durch eine Absolutwert- sowie eine Trendanalyse auf den Verschleißzustand der Werkzeuge geschlossen. Sie kann ein Problem nur nach und nicht während der Bearbeitung erkennen. Dies ist in der Massenfertigung ausreichend, insbesondere da meist eine Werkzeugnachstellung infolge der Messdaten aus dem vorher gefertigten Teil erfolgt. Bei Werkzeugbruch wird durch die Post-Prozess-Überwachung nach einem Ausschussteil die Produktion unmittelbar gestoppt. Wenn dies nur selten auftritt, wird es in der Massenproduktion akzeptiert, nicht jedoch in der Einzel- oder Kleinserienfertigung von arbeitsintensiven und teuren Bauteilen. Die Post-Prozess-Überwachung stellt gewissermaßen die einfachste Überwachung und den Stand der Technik dar, ist jedoch systembedingt nur in der Massenfertigung sinnvoll. Hierzu werden von einigen Anbietern ausgereifte Applikationen für die Serienfertigung angeboten.

Bei der In-Prozess-Überwachung werden die Verhältnisse am Schneidkeil direkt beobachtet und in „Echtzeit“ beurteilt. Da viele integrierende Effekte auftreten, ist über den gesamten Bearbeitungszeitraum mit hohen Abstraten zu messen und diese Messergebnisse müssen dementsprechend schnell ausgewertet werden. Die Qualität

der In-Prozess-Messung und Auswertung hängt in erster Linie von der zur Verfügung stehenden Rechenleistung der PC-Systeme ab. Durch die Steigerung der Rechenleistung in den letzten Jahren befassen sich immer mehr Hersteller mit diesem neuen System. Dennoch können bis jetzt nur einzelne, gut überschaubare Prozesse damit überwacht werden. In vielen Fällen kann dies heute nur unter Laborbedingungen erfolgen und ist noch weit entfernt von der Praxistauglichkeit. Die Abbildung 3.14 stellt die zu erfassenden Messgrößen bei den unterschiedlichen Methoden der Prozessüberwachung dar. Diese visualisieren zwei völlig unterschiedliche Gruppen von Messgrößen. Eine Entscheidung, welche Methode herangezogen wird, ist daher von grundlegender Bedeutung.

3.6 Konsequenzen für das Tiefbohren

Werkstücke mit tiefen Bohrungen werden meist nur in Einzel- oder Kleinserien hergestellt. Zu beachten ist auch, dass bei einem Bearbeitungsschritt das Werkzeug mehrmals gewechselt werden muss. Eine Kontrolle im Nachhinein ist somit nicht sinnvoll, da nur das Ergebnis der gesamten Bearbeitung aufgezeigt werden würde und keine Informationen über die Teilschritte vorliegen. Obwohl bereits Hersteller Systeme für die prozessbegleitende Überwachung von Bohrprozessen anbieten, sind hier die gewählten Lösungen für einen Einsatz in der Serienfertigung eher als ungeeignet einzustufen. Sehr gute Erfolge erzielt man aber bereits in der Überwachung einzelner Maschinenkomponenten wie z.B. von Wälzlagern, Getrieben, Pumpen oder auch von Prozessen in Verbrennungskraftmaschinen.

Da das Tiefbohren aufgrund seiner hohen Zerspanungsleistung und der erreichbaren Bohrungsqualität in einem Arbeitsgang das Bohren und Reiben vereint, wird das Verfahren immer häufiger auch bei Bohrungen deutlich unter einer Bohrungstiefe vom zehnfachen des Bohrungsdurchmessers eingesetzt. Aufgrund dieser vielfältigen Einsatzmöglichkeiten und der erzielbaren Resultate sind eindeutig Bestrebungen erkennbar, diese Prozesse weiter zu entwickeln. Dies betrifft vor allem die Prozessstabilisierung und – optimierung des sehr schwingungsanfälligen Einlippen-Tiefbohrprozesses. Diese hohe Schwingungsanfälligkeit kommt vor allem durch den systembedingten torsionsweichen Bohrerzustand zustande, welcher durch verschiedene Effekte an der Bohrerschneide angeregt wird. In vielen Arbeiten, [20], [21], [22], [23], [24] wurden die charakteristischen Kenngrößen ermittelt und deren Einfluss auf das Bohrerverhalten bestimmt. Diese Arbeiten beziehen sich jedoch alle auf das Bohren in herkömmlichen Bearbeitungszentren, also auf sehr geringe Bohrtiefen. Da jedoch die Schwingungsanfälligkeit sowie die Spanausbringungsproblematik progressiv mit der Bohrungstiefe steigen, sind bekannte Ansätze für die untersuchten Bohrtiefen nicht nutzbar. Darüber hinaus wird meist vorausgesetzt, dass das Bohrloch in einem Arbeitsschritt, also ohne einen verschleißbedingten Bohrerwechsel, entsteht.

Ansätze zur Erfassung des Verschleißzustandes des Bohrers und eines Bohrerbruchs sind bei Maschinenanbietern rudimentär zu erkennen (z.B. bei IXION). Dadurch werden das Messen des Motorstromes an der Hauptspindel, das Drehmoment und somit die Schnittkräfte an der oder den Schneidkanten erfasst. Dieser Zugang ist für eine

Etwa seit 1978-80 wird versucht, die beim Bearbeitungsprozess entstehende Schallemission für eine Prozessüberwachung zu nutzen. Bisher konnte das Ziel der Verschleißerkennung unter industriell üblichen Bedingungen aber nicht erreicht werden. Verantwortlich dafür ist der Umstand, dass sich eine Separierung der wesentlichen Prozessgeräusche wie z.B. die Trennung des Schneidgeräusches von den Signalen des Spanbruchs nur unter Laborbedingungen erfolgreich realisieren lassen. Die derzeit angebotenen Schall-Emissions-Messsysteme zielen deshalb im Wesentlichen auf die Werkzeugbruchererkennung ab. Eine quantitative Verschleißbewertung auf Basis der Schallemission des Werkzeuges ist bis jetzt nicht gelungen.

Beim Spanen werden durch eine oder mehrere Schneiden eines Werkzeuges Stoffteile in Form von Spänen vom Werkstück mechanisch getrennt. Wird mit geometrisch bestimmten Schneiden gearbeitet, ist die Form des Schneidkeiles und dessen Lage zum Werkstück bekannt.

Um den komplexen Zerspanungsprozess besser verstehen zu können, ist es erforderlich, den Vorgang der Spannbildung näher zu betrachten. Durch ein besseres Verständnis des Spanbildungsvorgangs ist es leichter, die verschiedenen Einstellparameter und ihre Auswirkungen auf den Zerspanungsprozess zu verstehen.

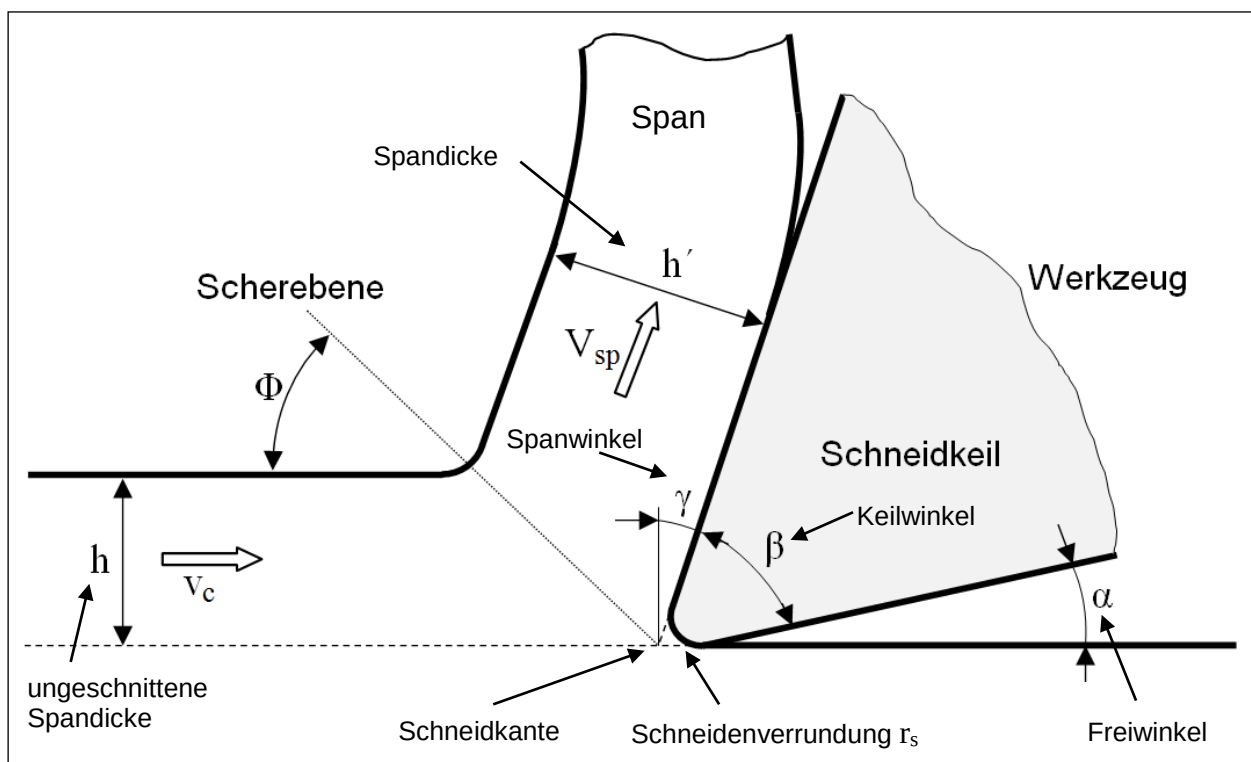


Abb. 3.15: Begriffsbestimmungen beim orthogonalen Zerspanen (nach DIN 6581)

Der Einlippen-Bohrer ist ein relativ komplexes Werkzeug mit mehreren Schneidkanten und Funktionselementen. Zur Veranschaulichung zeigt Abbildung 3.16 die Winkel und Flächen sowie die Abbildung 3.17 die Umformsformen am Einlippen-Bohrer nach VDI 3208 [25].

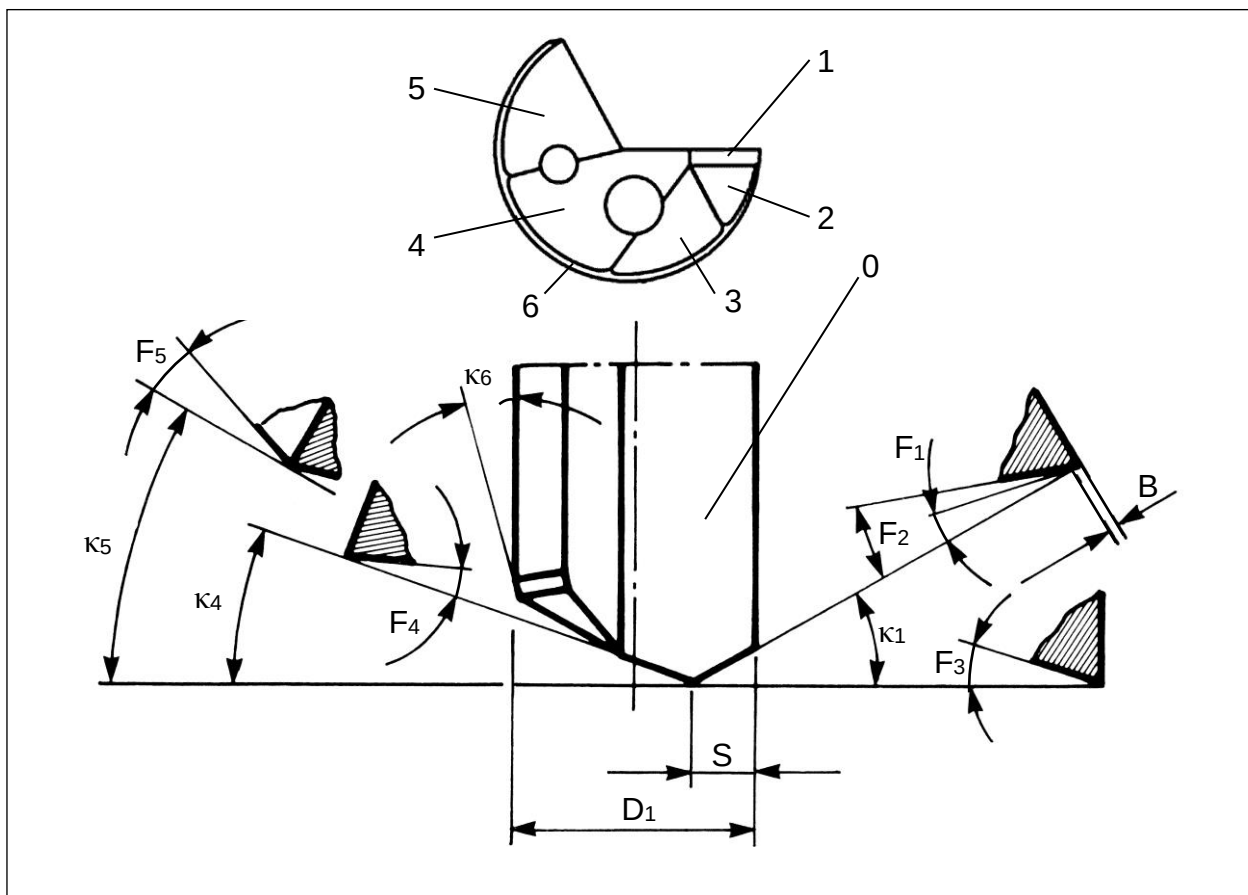


Abb. 3.16: Geometrie des Einlippen-Bohrers (nach VDI 3208, [25])

Beim Zerspanen dringt ein Schneidkeil in den Werkstoff ein, welcher eine plastische Verformung erfährt und als Span über die Spanfläche des Schneidkeils abgeleitet wird. An der Freifläche entspannt sich der elastische Anteil der Verformung im Material. Dieser Vorgang lässt sich in der Keilmessebene, in welcher der Stofffluss stattfindet, darstellen (Abbildung 3.18).

Ansicht	Umfangsformen	Eignet sich für:
	A	- Aluminium, Kupfer - enge Bohrungstoleranz
	C	- Stahl, Niro-Stahl - schwer zerspanbare Materialien - bevorzugt bei Kühlschmierstoff-Emulsion
	D	- Grauguss, weiches Aluminium
	EA	- Guss, weiche Materialien - Überkreuzbohren - ungünstige Anbohrverhältnisse
	G	- für fast alle Bohraufgaben geeignet - enge Bohrungstoleranz - geringer Bohrungsverlauf

Abb. 3.17: Umfangsformen von Einlippen-Bohrers nach VDI 3208 [25]

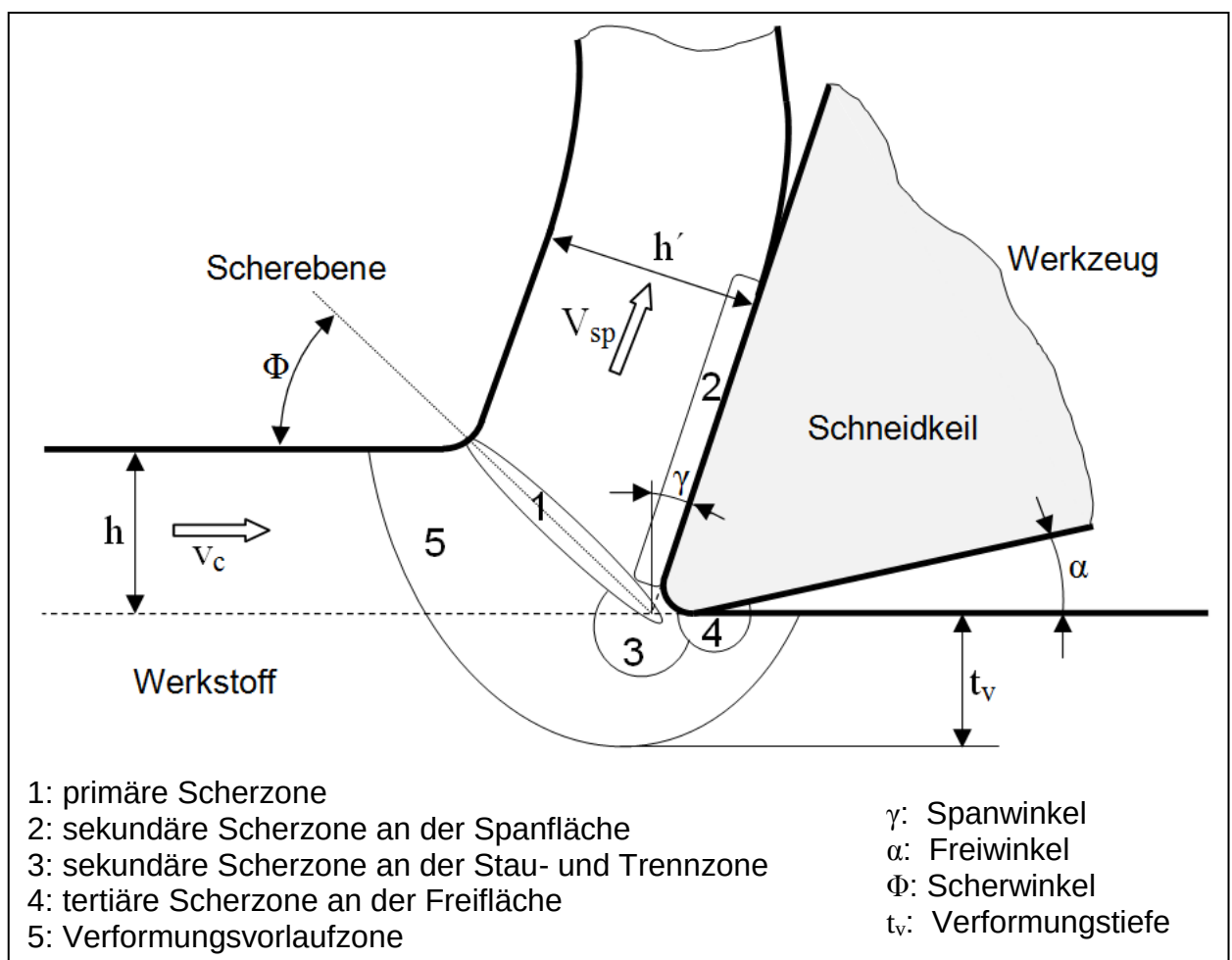


Abb. 3.18: Scher- und Reibzonen bei der Spanbildung

Die Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück induziert Kräfte, die Schubspannungen im Werkstückmaterial verursachen. Bei Überschreiten der Fließgrenze des Werkstoffs findet in der primären Scherzone eine plastische Deformation statt. Die kontinuierliche Verformung des Werkstoffs resultiert in der Bildung eines Spans, der sich entlang der Spanfläche des Werkzeugs bewegt. Die Relativbewegung zwischen Span und Spanfläche bewirkt Reibkräfte zwischen Spanunterseite und Spanfläche des Werkzeugs. Diese können so groß werden, dass die Scherfließspannung des Werkstoffs überschritten und eine sekundäre Scherzone im Bereich der Spanunterseite ausgebildet wird. An der Schneidkante kommt es zu Reibungseffekten mit der Werkstückoberfläche. Diese Reibzone vergrößert sich mit zunehmendem Verschleiß des Werkzeugs. Ähnlich wie bei der Reibzone an der Spanfläche kann es auch hier zur Ausbildung einer Scherzone kommen, der tertiären Scherzone. Obwohl die verschiedenen Scherzonen unterschiedliche Ursachen haben, ist eine klare lokale Trennung in der Realität nur schwer möglich. Insbesondere an der Schneidkante gehen die Zonen ineinander über. Warnecke unterscheidet in [26] hier noch eine weitere Scherzone, hervorgerufen durch Stau- und Trennmechanismen. Je nach Werkstoffverhalten kann die Werkstofftrennung an der Schneidkante durch eine Art Fließprozess oder durch eine Rissausbildung infolge Materialversagens beschrieben werden. Da sowohl die Umform- als auch die Reibenergie fast vollständig in Wärme dissipieren, werden Werkstoff und Werkzeug bei der Spanbildung stark erwärmt. Die höchsten Temperaturen treten an der Reibzone zwischen Werkzeug und Span auf. Die folgenden Abbildungen zeigen, dass in der primären Scherzone ein bereits vorgewärmtes Material, z.B. durch vorhergehende Spanbildung, noch weiter erwärmt wird.

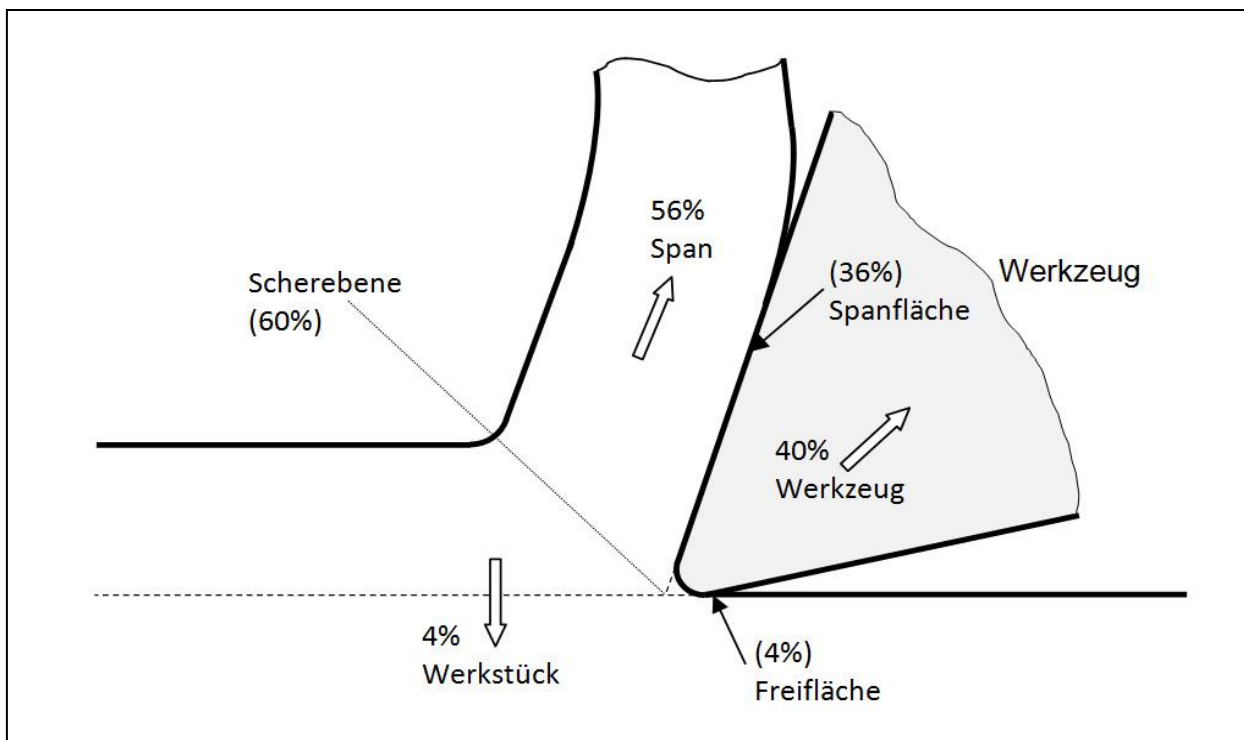


Abb. 3.19: Energie- bzw. Wärmeverteilung im Werkzeug, Werkstück und Span [27]

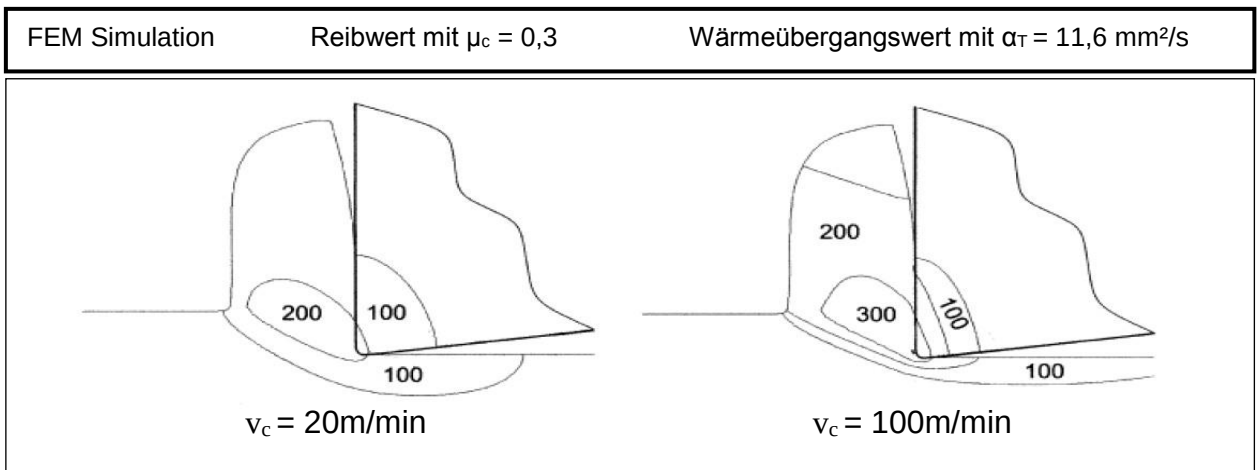


Abb. 3.20: Finite Elemente Methode (FEM) Simulation der Temperaturverteilung (T in °C) nach [28]

In Abbildung 3.20 wird entsprechend [28] der Reibwert mit $\mu_c = 0,3$ und der Wärmeübergangswert zwischen Stahl und Hartmetall mit $\alpha_T = 11,6 \text{ mm}^2/\text{s}$ angenommen.

3.7.1 Scherlokalisierung

Das Auftreten von lokaler Scherung ist die Hauptursache für das Versagen von metallischen Werkstoffen, die mit hohen Dehnraten belastet werden. Die erste Beobachtung von lokalisiert auftretenden Scherzonen wurde von Zener und Hollomon [29] bei Druckversuchen an niedrig legiertem Stahl beschrieben. Seitdem sind zahlreiche weitere Arbeiten erschienen, die das Auftreten von lokaler Scherung beschreiben und zusammenfassen; z.B. [30], [31], [32], [33].

Der erste Ansatz zur Untersuchung der Ursachen, die zum Auftreten von Scherlokalisierungen führen, wurde von Recht [34] veröffentlicht. Es werden gegenläufige Effekte, die thermische Entfestigung und die mechanische Verfestigung des Werkstoffs bei der plastischen Verformung festgestellt. Scherlokalisierung setzt ein, falls die thermische Entfestigung die mechanische Verfestigung übersteigt. Diese Entfestigung führt zu einer Konzentration der plastischen Verformung, die einen weiteren Temperaturanstieg und damit eine weitere Konzentration der Verformung verursacht. Es kommt zu einem sich selbst beschleunigenden Prozess, der zur Ausbildung eines „adiabaten“ Scherbandes, also eines Bereiches mit hoher lokaler Scherbewegung, führt. Überwiegen die verfestigenden Werkstoffeigenschaften gegenüber den entfestigenden, kommt es nicht zur Verformungslokalisierung in Form eines Scherbandes [35]. Eine hohe Dehnrates verstärkt nach diesem Modell die Neigung zur Scherlokalisierung, da in der kürzeren Verformungszeit nur eine geringere Wärmemenge in den umgebenden Werkstoff abgeführt werden kann [36]. Dies führt zu stärkerer Wärmekonzentration und damit zu einer stärkeren thermischen Entfestigung als im Fall niedriger Dehnraten.

Es werden zwei Grundarten von Spänen unterschieden:

- kontinuierliche Späne und

- segmentierte Späne.

Das von Merchant [37] (siehe Kapitel 3.7.2) veröffentlichte Scherebenenmodell beschreibt als erstes die Spanbildung im Fall kontinuierlicher Späne. Bei diesem Modell wird eine sich von der Spitze der Schneide zur freien Oberfläche erstreckende Scherebene angenommen, in der die gesamte zur Bildung des Spans erforderliche plastische Scherverformung stattfindet. Diese Scherebene wird als primäre Scherzone bezeichnet, siehe Abbildung 3.18. Dort treten während der Spanbildung Dehnungen von 200 - 300% und Dehnraten von 10^4 s^{-1} auf [38]. Die hohe plastische Verformung führt zu einer Temperaturerhöhung auf etwa $200^\circ - 300^\circ \text{ C}$ [39] sowie zur Verfestigung innerhalb des Spans, die sich durch Härtemessungen nachweisen lässt.

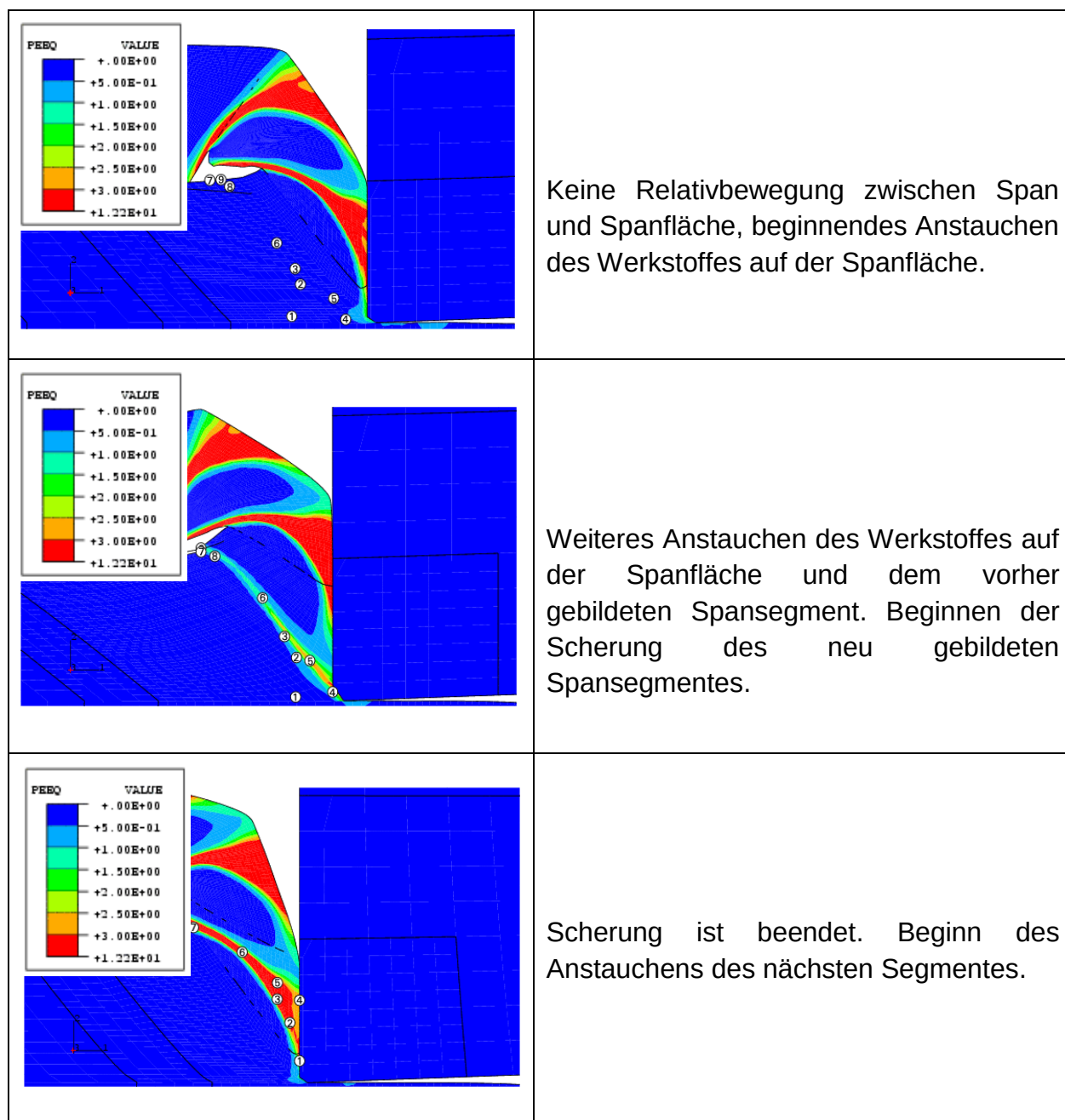


Abb. 3.21: Darstellung der Spanbildung bei adiabater Scherung nach [28]

Im Gegensatz dazu entstehen segmentierte Späne durch das periodische Auftreten von Instabilitäten in der primären Scherzone, die zur Scherlokalisierung innerhalb des Spans führen. Durch die Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück kommt es zum Aufstauchen des Werkstoffs und damit zum Spannungsaufbau vor der Schneide. Diese Spannungen werden in regelmäßigen Abständen durch ein Werkstoffversagen in Form von lokalisierten Scherbändern abgebaut [40]. Abbildung 3.21 zeigt eine Simulation, in der sich die Verformung nach einer anfänglichen Aufstauphase innerhalb eines eng begrenzten Bereichs, dem Scherband, konzentriert. Die eingezeichneten Punkte, die mit dem Material fest verbunden dargestellt werden, machen deutlich, wie sich anfänglich eng benachbarte Punkte durch die Segmentierung des Spans voneinander entfernen.

Im Gegensatz zum kontinuierlichen Span ist die plastische Verformung damit nicht über das gesamte Spanvolumen homogen verteilt, sondern, wie in Abbildung 3.21 ersichtlich, in periodisch auftretenden Scherbändern konzentriert. Das Innere der Spansegmente ist dagegen nur schwach plastisch verformt [41]. Das Auftreten von Spansegmentierung wird sowohl von den Zerspanungsbedingungen als auch durch den Werkstoff beeinflusst.

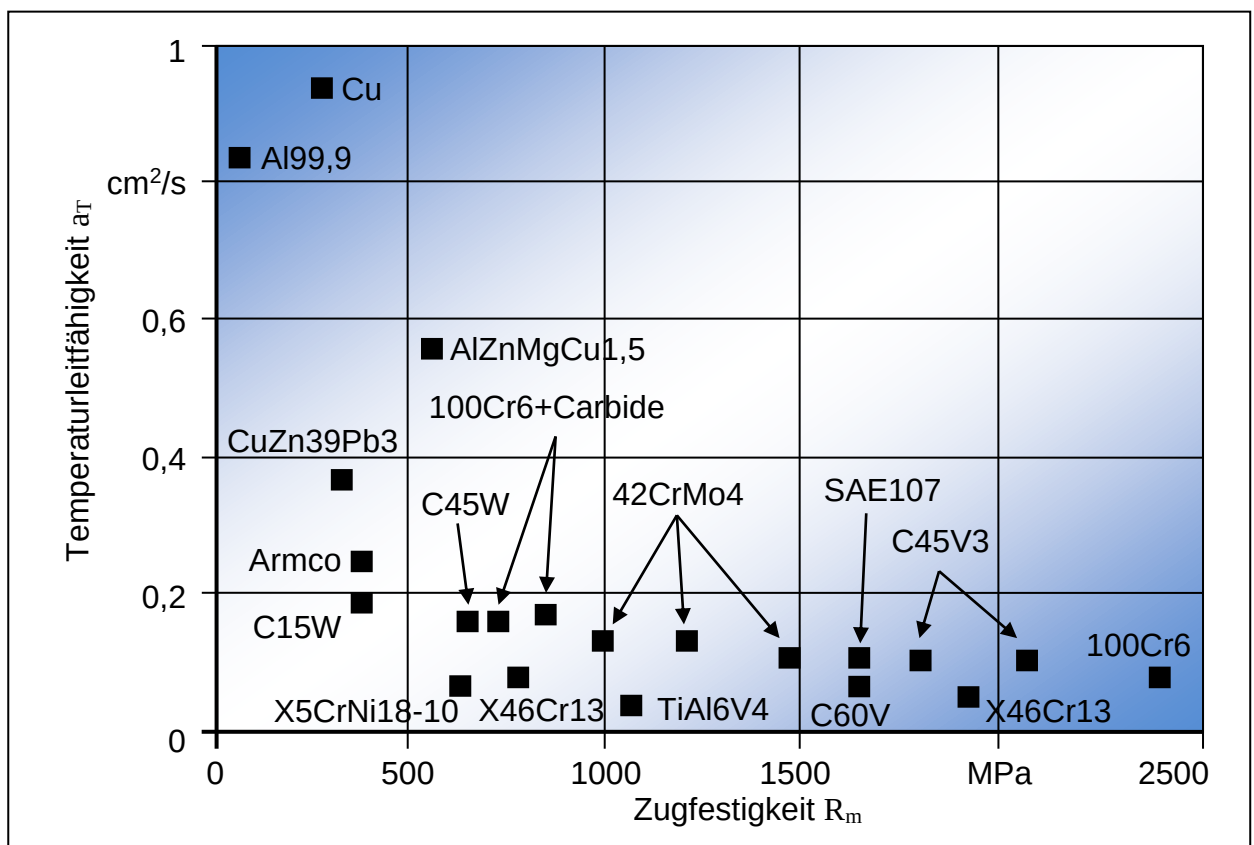


Abb. 3.22: Einteilung verschiedener Werkstoffe nach Zugfestigkeit und Temperaturleitfähigkeit nach [42]

Entsprechend diesem mechanischen und thermischen Erklärungsmodell zur Entstehung von Segmentspänen kann davon ausgegangen werden, dass Werkstoffe

mit hoher Temperaturleitfähigkeit und geringer Zugfestigkeit eher zur Bildung von Fließspänen (Bereich über der Stich-Punktierten Linie in Abbildung 3.22) tendieren. Werkstoffe mit geringer Temperaturleitfähigkeit und hoher Zugfestigkeit neigen eher zur Bildung von Segmentspänen (Bereich unter der Stich-Punktierten Linie in Abbildung 3.22). Dies gilt jedoch nur bei vergleichbaren Schnittgeschwindigkeiten. Bei Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit hat die Temperaturleitfähigkeit immer weniger Einfluss und die Stich-Punktierten Linie in Abbildung 3.22 steigt immer weiter an [42].

In zahlreichen Arbeiten wurden segmentierte Späne insbesondere bei hohen Schnittgeschwindigkeiten, hohen Vorschüben und großen Spanwinkeln beobachtet. Durch Variation der genannten Einflussparameter kann es zu einem Übergang von kontinuierlichen zu segmentierten Spänen kommen. Die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit führt zusätzlich zu einer zunehmenden Trennung benachbarter Segmente bis hin zum Auftreten von Bröckelspänen (siehe auch [43], [44]). Der Einfluss des Werkstoffs auf das Segmentierungsverhalten wurde für unterschiedliche metallische Werkstoffe und Wärmebehandlungszustände untersucht. Als wichtigste Werkstoffparameter, die das Spansegmentierungsverhalten bestimmen, werden die Härte, die Wärmeleitfähigkeit und das Kristallsystem des zerspannten Werkstoffs angesehen [43], [45]. Nach [46] treten bei Werkstoffen geringer Härte und hoher Wärmeleitfähigkeit, die ein kubisches Gitter aufweisen, meist kontinuierliche Späne auf. Beispiele hierfür sind Aluminiumlegierungen und weich geglühte Stähle. Dagegen treten in Werkstoffen, die eine hohe Härte, eine geringe Wärmeleitfähigkeit oder ein hexagonales Gitter aufweisen, häufig segmentierte Späne auf [42]. Dies trifft auf gehärtete Stähle, Titanlegierungen oder Nickelbasis-Superlegierungen zu. Besonders anschaulich ausgeprägte Spanlamellen eines Cr45N sind in Abbildung 3.23 exemplarisch dargestellt. Abbildung 3.24 zeigt das Schliffbild eines Spans aus hoch legiertem austenitischem Cr-Mn-Stahl, welcher mit einem Einlippen-Bohrer erzeugt wurde. Auch hier sind Körner und Scherbänder klar zu erkennen. Die Unregelmäßigkeit der Scherbänder liegt, wie in Abbildung 3.25 ersichtlich, am groben und unregelmäßigen Gefüge des bearbeiteten Materials.

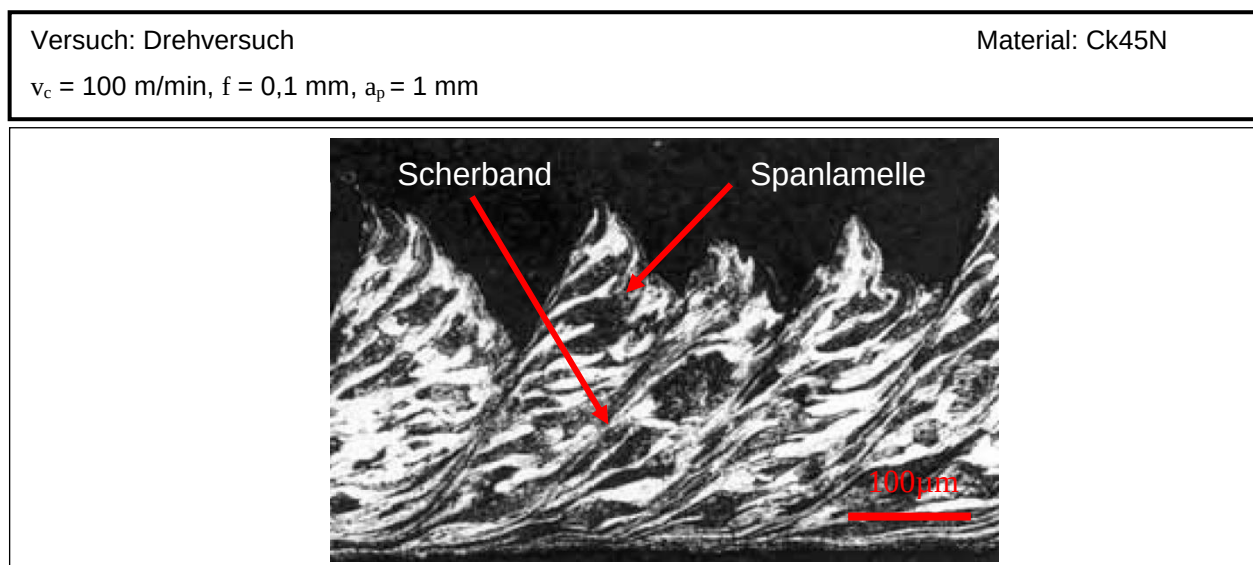


Abb. 3.23: Schliffbild eines beim Drehen gewonnenen Ck45N Spans nach [46]

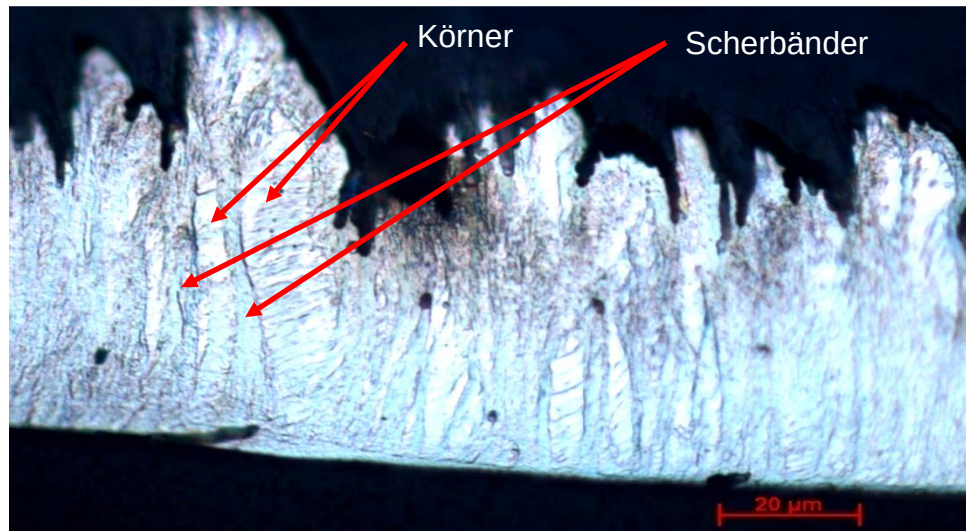
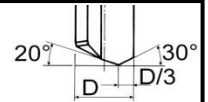


Abb. 3.24: Schliffbild eines austenitischen Cr-Mn-Stahls beim Einlippenbohren

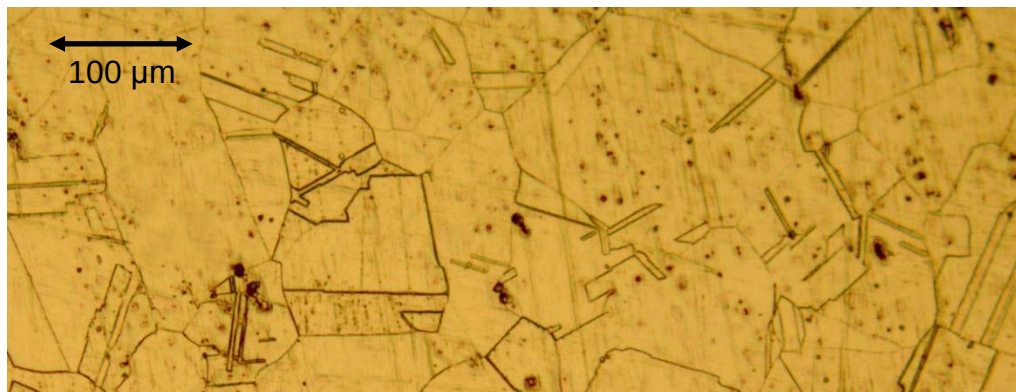


Abb. 3.25: Gefügeschliffbild des unzerspannten Materials aus Abbildung 3.24

Zur Beschreibung des Spanbildungsvorganges existiert eine Reihe von Modellannahmen, von denen am häufigsten das Scherzonenmodell und das Scherebenenmodell (siehe Abbildung 3.26) angewendet werden. Der wesentliche Unterschied besteht in der Tatsache, dass beim Scherzonenmodell die Formänderung in verschiedenen Wirkzonen angenommen wird. Hingegen findet im Scherebenenmodell die Formänderung des Werkstoffs lediglich in der Scherebene statt. Obwohl das Scherzonenmodell der Realität näher kommt, wird zur einfachen Berechnung und zum Verständnis meist das Scherebenenmodell herangezogen. Das Scherzonenmodell hingegen dient den meisten Computersimulationen als Grundlage.

3.7.2 Scherebenenmodell nach Ernst und Merchant

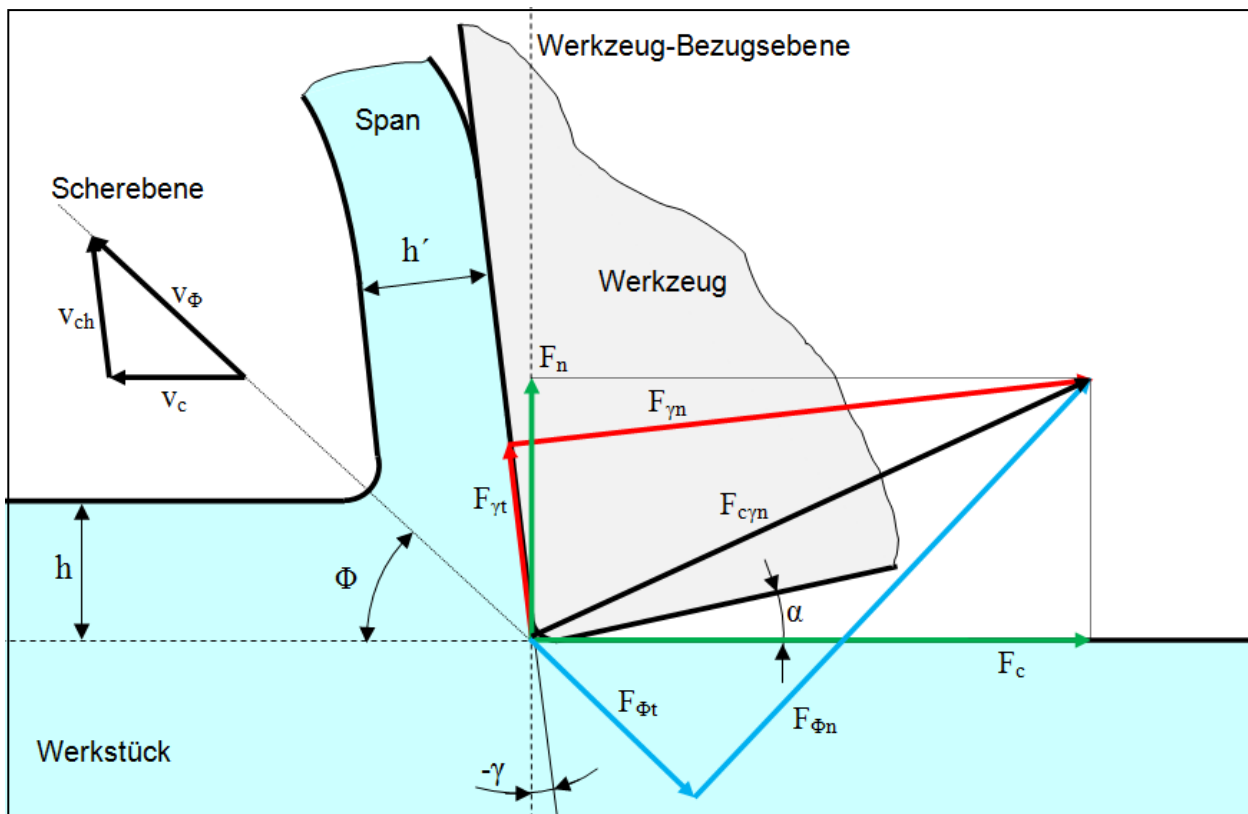


Abb. 3.26: Kräfte und geometrische Größen in Keilmessebene [37]

Das Spanbildungsmodell von Ernst und Merchant [37], [47], [48] geht von dem bereits oben erwähnten idealen Orthogonalschnitt aus. Darüber hinaus müssen folgende Annahmen getroffen werden:

- ideal scharfe Schneide (kein Schneidkantenradius), also kein Kontakt zwischen Freifläche und Werkstück
- keine sekundäre Scherzone
- kontinuierliche Spanbildung
- großer Spanradius im Verhältnis zur Spanungsdicke (geringe Spankrümmung)
- Auftreten coulombscher Reibung
- die Formänderung tritt nur in der Scherebene auf

Das Modell basiert auf der Annahme, dass die plastische Formänderung während der Spanbildung ausschließlich in einer Scherebene mit einheitlicher Spannung stattfindet. Die Scherebene liegt also dort, wo die Schubspannung τ_Φ maximal ist. Der Scherwinkel Φ beschreibt die Neigung der Scherebene, siehe Abbildung 3.26, und lässt sich folgendermaßen berechnen:

$$\tan \Phi = \frac{\cos \gamma}{\gamma - \sin \gamma} \quad (3.1)$$

$$\Phi = \arctan \frac{\cos \gamma}{\frac{h'}{h} - \sin \gamma} = \frac{h^* \cos \gamma}{h' - h^* \sin \gamma} \quad (3.2)$$

Die Scherebenengeschwindigkeit v_Φ kann aus der Schnittgeschwindigkeit v_c , dem Scherwinkel Φ und dem Spanwinkel γ berechnet werden:

$$v_\Phi = v_c \frac{\cos \gamma}{\cos (\Phi - \gamma)} \quad (3.3)$$

Diese Gleichung beruht darauf, dass die Geschwindigkeit des Spans relativ zum Werkstück gleich der vektoriellen Summe aus der Geschwindigkeit des Spans relativ zum Werkzeug und der Geschwindigkeit des Werkzeugs relativ zum Werkstück sein muss. Die Spangeschwindigkeit v_{ch} berechnet sich somit:

$$v_{ch} = v_c \frac{\cos \Phi}{\cos (\Phi - \gamma)} \quad (3.4)$$

Die Kraftkomponenten F in den verschiedenen Ebenen lassen sich berechnen, wenn der Span als separater Körper betrachtet wird, der sich in mechanischem Gleichgewicht befindet. Dieses entsteht unter der Einwirkung von zwei gleich großen, kollinearen und entgegengesetzt gerichteten Kräften. Der Span kann hierbei als Keil zwischen Werkzeug und Werkstück aufgefasst werden. Hieraus ergeben sich für die in Abbildung 3.26 dargestellte orthogonale Ebene folgende Gleichungen für die Berechnung der Tangentialkraft auf der Spanfläche $F_{\gamma t}$ und der Normalkraft auf der Spanfläche $F_{\gamma n}$ aus der Schnittkraft F_c und somit der resultierenden Kraft in der Werkzeugbezugsebene F_n :

$$F_{\gamma t} = F_c \sin \gamma + F_n \cos \gamma \quad (3.5)$$

$$F_{\gamma n} = F_c \cos \gamma - F_n \sin \gamma \quad (3.6)$$

und in der Scherebene für die Tangentialkraft $F_{\Phi t}$ sowie der Normalkraft $F_{\Phi n}$:

$$F_{\Phi t} = F_c \cos \Phi - F_n \sin \Phi \quad (3.7)$$

$$F_{\Phi n} = F_c \sin \Phi + F_n \cos \Phi \quad (3.8)$$

Ferner leitet Merchant [47], [48] mit diesem Modell weitere Gleichungen her. So wird zum Beispiel eine Plastizitätsbedingung beschrieben, die es ermöglicht, aus der Geometrie der Spanbildung alle Kraftkomponenten zu berechnen.

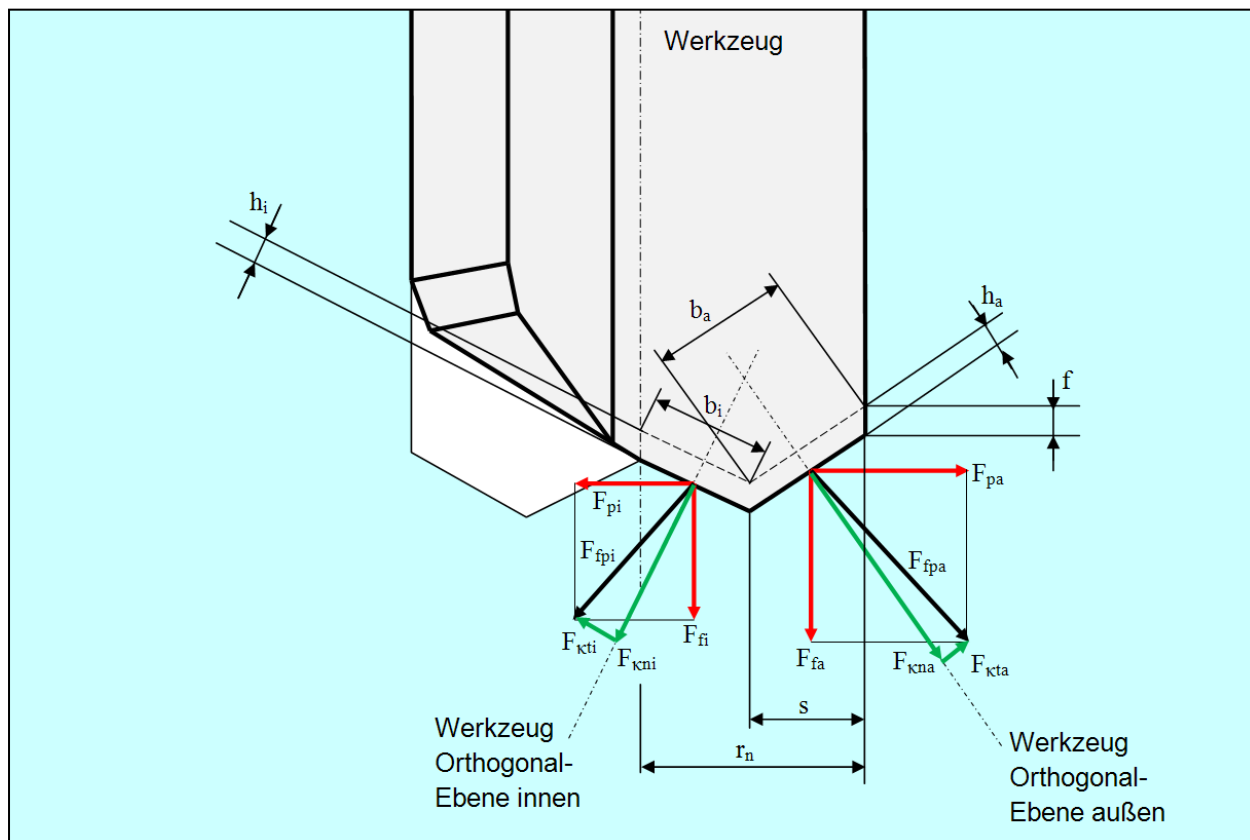


Abb. 3.27: Kräfte und geometrische Größen am Einlippenbohrer

Wie bereits in Abbildung 3.16 für den Einlippenbohrer dargestellt ist, gibt es bei Tiefbohrwerkzeugen mehrere Keilmessebenen. Um die oben beschriebene Kräftebeziehung für das Tiefbohren verwenden zu können, müssen zuerst die resultierenden Kräfte in der Werkzeug-Bezugsebene F_n aus den Kraftkomponenten der Vorschubkraft und des Drehmomentes bestimmt werden (siehe Abbildung 3.27.).

Ausgehend von den Schnittkräften kann man auf das Bohrmoment schließen, wenn die Kräfteverteilung über den Bohrradius bekannt ist. Die Kräfte werden als Oberflächenkräfte über die Kontaktflächen eingeleitet, also als Normal- bzw. Schubspannungen. Für die folgenden Betrachtungen werden diese Spannungen zu längenbezogenen Streckenlasten zusammengefasst (siehe Abbildung 3.28.). Die geringe Radiusabhängigkeit der bezogenen Schnittkraft lässt zu, dass mit abschnittsweise konstanter Streckenlast gerechnet werden kann.

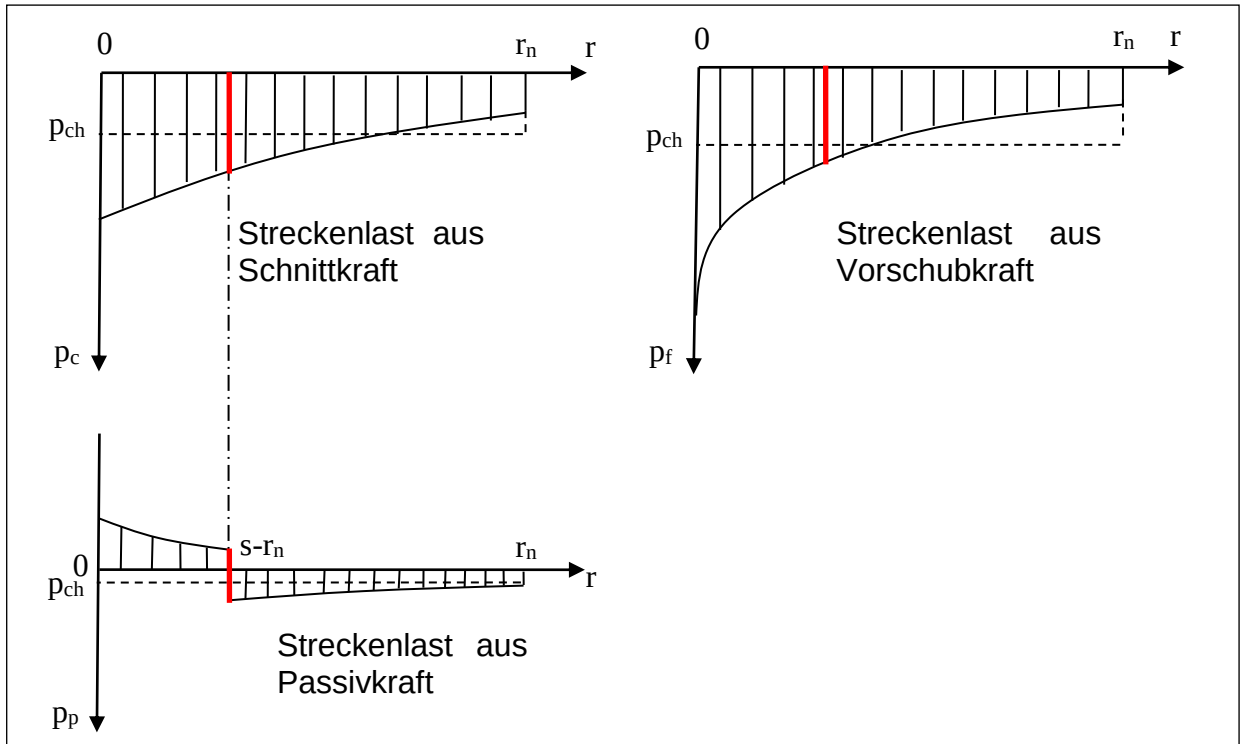


Abb. 3.28: Schneidenbelastung am Einlippen-Bohrer

Es gilt somit für das Schnittmoment M_c :

$$M_c = \int_0^{r_n-s} p_{chi} * r dr + \int_{r_n-s}^{r_n} p_{cha} * r dr \quad (3.9)$$

für die Schnittkraft F_c :

$$F_c = \int_0^{r_n-s} p_{chi} dr + \int_{r_n-s}^{r_n} p_{cha} dr \quad (3.10)$$

für die Vorschubkraft F_f :

$$F_f = \int_0^{r_n-s} p_{fhi} dr + \int_{r_n-s}^{r_n} p_{fha} dr \quad (3.11)$$

und für die Passivkraft F_p :

$$F_p = \int_0^{r_n-s} p_{phi} dr + \int_{r_n-s}^{r_n} p_{pha} dr \quad (3.12)$$

Wobei s dem Bohrermittenabstand und r_n dem Bohrernennradius entspricht. Die geometrischen Zusammenhänge sind in Abbildung 3.27 ersichtlich.

Die bezogene Schnittkraft p_{chi} und die bezogene Vorschubkraft p_{cha} lassen sich aus der Kienzle-Gleichung ermitteln:

$$p_{chi} = k_{c1.1} * h_i^{(1-m_c)} * b_i \quad (3.13)$$

$$p_{cha} = k_{c1.1} * h_a^{(1-m_c)} * b_a \quad (3.14)$$

$$p_{phi} = k_{f1.1} * h_i^{(1-m_f)} * b_i \quad (3.15)$$

$$p_{pha} = k_{f1.1} * h_a^{(1-m_f)} * b_a \quad (3.16)$$

$$p_{phi} = k_{p1.1} * h_i^{(1-m_p)} * b_i \quad (3.17)$$

$$p_{pha} = k_{p1.1} * h_a^{(1-m_p)} * b_a \quad (3.18)$$

Wobei $k_{c1.1}$ der Hauptwert der spezifischen Schnittkraft, $k_{f1.1}$ der Hauptwert der spezifischen Vorschubkraft und $k_{p1.1}$ der Hauptwert der spezifischen Passivkraft ist.

Es gilt nach den Abbildungen 3.16 und 3.27:

$$h_a = f * \sin \kappa_1 \quad (3.19)$$

$$h_i = f * \sin \kappa_4 \quad (3.20)$$

$$b_a = \frac{s}{\sin \kappa_1} \quad (3.21)$$

$$b_i = \frac{\frac{d_n}{2} - s}{\sin \kappa_4} \quad (3.22)$$

Das Bohrmoment M_t setzt sich aus dem Schnittmoment M_c und dem Reibungsmoment M_R zusammen.

Aus Versuchen kann eine empirische Näherung des Reibmomentes bezogen auf Bohrungen geringer Bohrtiefe gefunden werden:

$$M_t = M_R + M_c = 1,6 * M_c \quad (3.23)$$

3.7.3 Spanformen

Einfluss auf die Spanform haben all jene Schnittgrößen, die den Scherwinkel ϕ beeinflussen. Dies ist in erster Linie der Spanwinkel γ (siehe Abbildung 3.29). Makroskopisch gesehen haben jedoch auch die Werkzeuggeometrie und der Raum, in den der Span nach Verlassen der Spanfläche hineinläuft, einen starken Einfluss (Vergleich Wendelbohrer und Drehmeißel). Bei vielen Werkzeugen wird die Spanform auch aktiv durch "Spanbrecher" beeinflusst, die in die Schneidplatte eingearbeitet oder auf diese aufgesetzt sind. Die Unterscheidung von Spänen erfolgt erstens durch die Spanart, kontinuierliche oder segmentierte Späne, (siehe dazu Kapitel 3.7.1) und zweitens durch die Spanform.

In der Praxis werden die Spanformen in acht Klassen unterteilt (Abbildung 3.30), welche natürlich auf die Grundentstehung kontinuierlich oder segmentiert zurückzuführen sind. Allgemein ist zu sagen, dass aufgrund der Abfuhrproblematik kontinuierliche Späne schlechter für die Fertigung sind als Segmentierte.

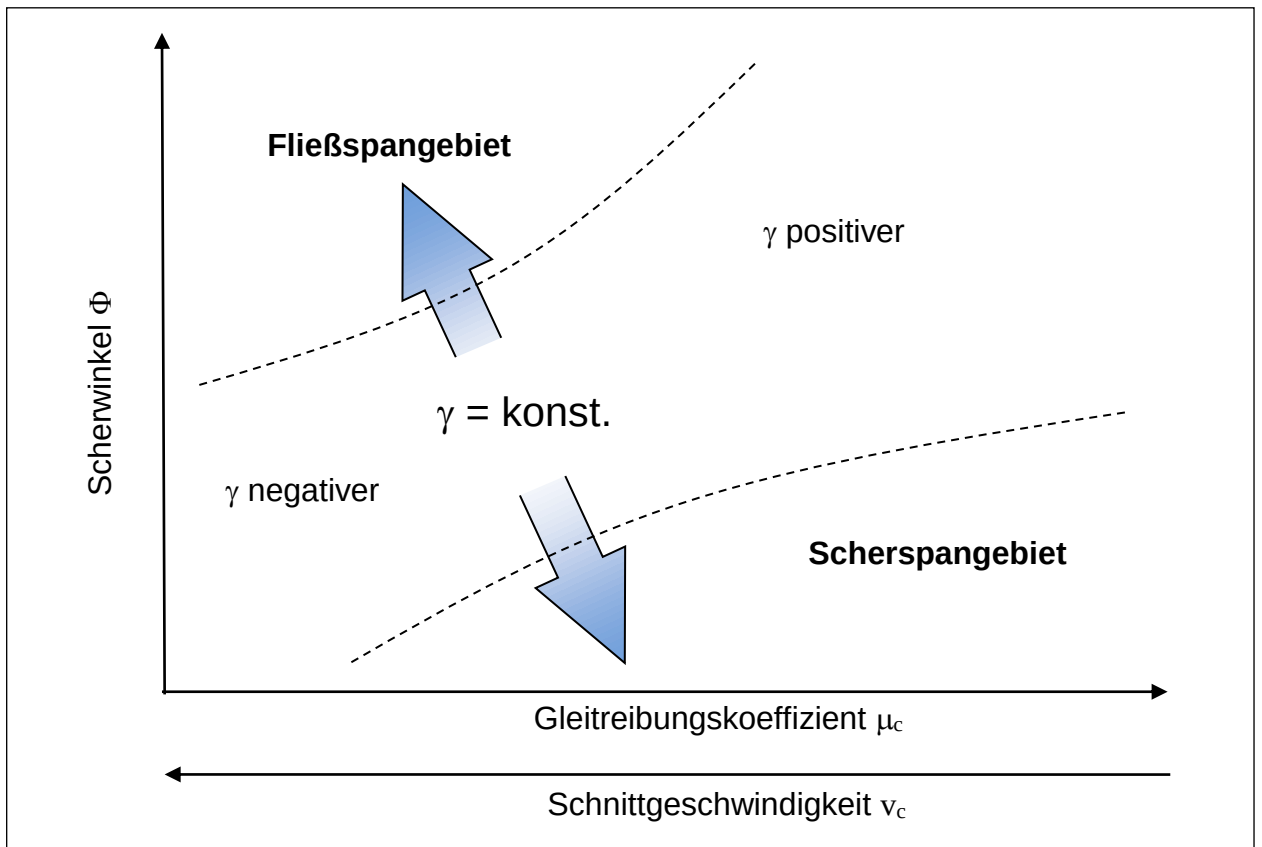


Abb. 3.29: Beeinflussung der Spanform nach [49]

Spanformen	Klasse	Beurteilung
Bandspäne	1	ungünstig
Wirrspäne	2	
Flachwendel- späne	3	
lange, zylindr. Wendelspäne	4	
Wendelspan- stücke	5	gut
Spiralspäne	6	
Spiralspan- stücke	7	brauchbar
Bröckelspäne	8	

Abb. 3.30: Einteilung der Spanformen nach [49]

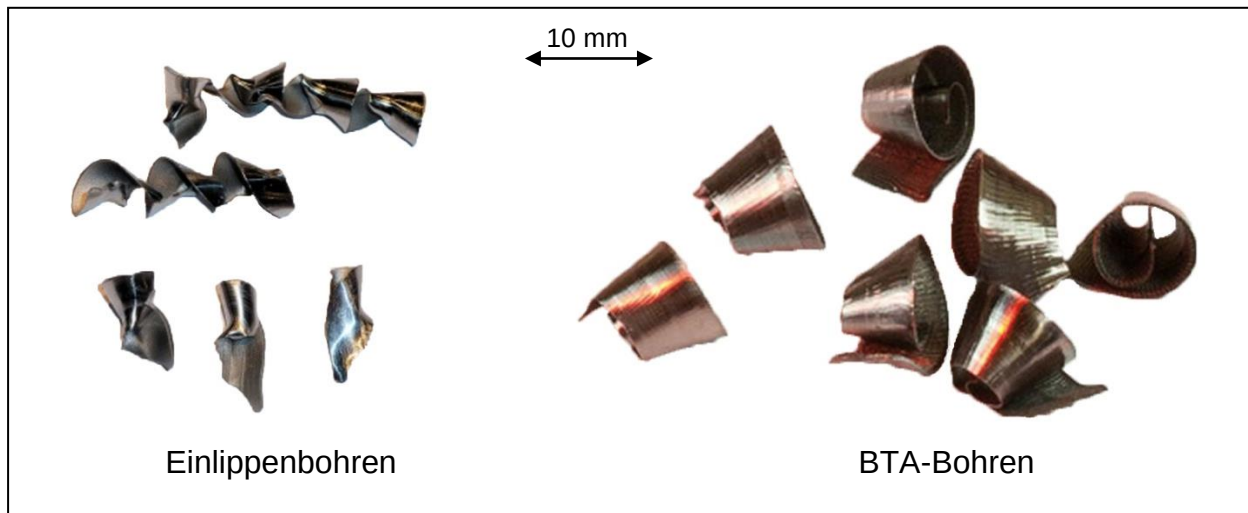


Abb. 3.31: Spanformen beim Tiefbohren

Spanformen, wie sie beim Tiefbohren häufig vorkommen, sind in Abbildung 3.31 dargestellt. Bei vielen Prozessen wären diese Spanformen als gut bis brauchbar einzustufen. Da jedoch beim Tiefbohren allgemein sehr ungünstige Verhältnisse zur Spanabfuhr auftreten, kann es leicht zum Spanstau und dem daraus resultierenden Verklemmen des Bohrers kommen.

Beim Tiefbohren austenitischer CrNi-Stähle werden aufgrund der geringen Schnittgeschwindigkeit praktisch immer Scherspäne der Klasse 6 produziert.

Durch die starke Verformung des Spans an der Bohrlochwand erhält der Span seine typische Form (siehe Abbildung 3.30). Andere Spanklassen als 6, 7 oder 8 sind beim Tiefbohren inakzeptabel, da eine kontinuierliche Ausbringung der Späne nicht mehr gewährleistet werden kann.

3.8 Verschleiß

Ein System zur Verschleißerkennung muss in der Lage sein, neben der Visualisierung des Ist-Zustandes vor allem auch eine Abschätzung über die Geschwindigkeit und die Art der Veränderung dieses Zustandes über die Zeit zu geben.

Aufgrund der hohen Komplexität des Bohrprozesses, der hohen Messdatenmengen sowie der für diese Anwendung noch immer begrenzten Datenverarbeitungsgeschwindigkeit, die zur Verfügung steht, empfiehlt es sich, auf Prozessmodelle zurückzugreifen. Die Wege zur Bildung, Evaluierung und Verifikation solcher zumeist empirischer Prozessmodelle stellen sich wie folgt dar.

3.8.1 Modellbildung

Zur Auslegung eines komplexen fertigungstechnischen Prozesses – wie es das Tiefbohren ist – wird dieser zunächst abstrahiert. Allgemein wird der Begriff „Modell“ in sehr unterschiedlicher Weise verwendet:

Ein **Modell** ist ein Abbild der Wirklichkeit, welches durch drei Merkmale gekennzeichnet ist:

1. **Abbildung:** Ein Modell ist immer ein Abbild von etwas, eine Repräsentation natürlicher oder künstlicher Originale, die selbst wieder Modelle sein können.
2. **Verkürzung:** Ein Modell erfasst nicht alle Attribute des Originals, sondern nur diejenigen, die dem Modellschaffer bzw. Modellnutzer relevant erscheinen.
3. **Pragmatismus:** Pragmatismus bedeutet so viel wie Orientierung am Nützlichen. Ein Modell ist einem Original nicht von sich aus zugeordnet. Ein Modell wird vom Modellschaffer bzw. Modellnutzer innerhalb einer bestimmten Zeitspanne und zu einem bestimmten Zweck für ein Original eingesetzt. Das Modell wird somit interpretiert.

Es sei daher auf die einfache, im Brockhaus beschriebene, technologische Definition hingewiesen:

Modell – vereinfachende, bildliche oder mathematische Darstellung von Strukturen, Funktionsweisen und Verlaufsformen.

Die Untersuchung komplexer technischer Prozesse, wie eben das Tiefbohren, erfordert die Aufstellung von Prozessmodellen. Ein Prozessmodell ist eine abstrakte Darstellung eines Prozesses, welches dazu dient, die Ursachen und Wirkungen miteinander zu verknüpfen. Ziel der Prozessmodellbildung ist es, die Zusammenhänge und Wechselwirkungen innerhalb eines Prozesses besser zu verstehen sowie zukünftige Prozessergebnisse prognostizieren bzw. optimieren zu können.

Nach Tönshoff [50] unterscheidet man drei Arten von fertigungstechnischen Prozessmodellen:

- heuristische Modelle, welche durch die anspruchsvolle Beschreibung von Erfahrungswissen gewonnen werden,
- physikalisch-empirische Modelle, welche auf physikalischen, mathematischen Grundlagen beruhen und
- informationstechnische Datenmodelle

Heuristische Modelle basieren auf (wissenschaftlicher) Erfahrung im Unterschied zur Theorie, die physikalisch begründbare Gesetzmäßigkeiten beschreibt. Sie sind auch als Erfahrungswissen definiert. Aus dieser Definition heraus wird ersichtlich, dass zum Wissens- und Erfahrungsaufbau eine Vielzahl experimenteller Datenerfassungsschritte erfolgen müssen, um daraus eine Gesetzmäßigkeit erfassen zu können. Als eine der ersten bekannten empirischen Zerspanungsmodelle gilt wohl die Verschleißformel von Taylor [51], die mit

$$v_c \cdot L^n = C_T \quad (3.24)$$

einen Zusammenhang zwischen der Standzeit und der Schnittgeschwindigkeit gibt. Mit v_c als Schnittgeschwindigkeit, L als Standzeit des Werkzeugs und n sowie C_T als Konstante.

Weiters gilt als ein derartiges Modell die Schnittkraftformel von Victor-Kienzle [52], die mit

$$F_C = k_C \cdot b \cdot h \quad (3.25)$$

die Standardformel zur Maschinenauslegung für die Berechnung der Schnittkraft F_C aus einer spezifischen Schnittkraft k_C , der Spanungsbreite b und der Spanungsdicke h für bestimmte Werkstoffe darstellt.

Eine Vielzahl von Veröffentlichungen beschäftigt sich mit den unterschiedlichsten Modifikationen dieser Formeln durch Integration von weiteren Zerspanungsparametern wie Vorschub oder Spanungsdicke. So entwickelte Woxen [53] eine Beschreibung zur Maschinenleistung, Kronenberg [54], Colding [55] und Hastings [56] u.a. benutzten ähnliche Formeln zur Bestimmung von Zerspankräften und Zerspantemperaturen. Zusammenfassend muss festgestellt werden, dass eine unüberschaubare Anzahl an empirisch ermittelten Zerspanungsmodellen veröffentlicht worden ist.

Mit dem Modell von Merchant, der die Scherebenen-Theorie“ aufgestellt hat, lässt sich der Beginn der physikalisch-empirischen Modelle determinieren [37]. Mit seinen materialtheoretischen Überlegungen zum Verhalten der Werkstoffe, der Spanbildung und den Reibungsverhältnissen zwischen Span und Schneide, hat er den Grundstein zu vielen weiteren analytischen Ansätzen gelegt. Ein großer Teil der Forschungsarbeiten basiert meist auf Überlegungen aus der Plastizitätstheorie und baut am ebenen Deformationszustand beim Orthogonalschnitt auf (siehe Kapitel 3.7.2).

Daraus wurden verschiedenste Beziehungen wie z. B. von Oxley unter anderem für die Vorhersage der Schnittkraft F_C , der Kontaktlänge KL , des Scherwinkels Φ und bestimmter Prozesstemperaturen ermittelt [57], [58].

Bei der Verwendung numerischer Berechnungsverfahren wird überwiegend die Methode der Finiten-Elemente herangezogen. Die Methode basiert auf dem Prinzip der Diskretisierung, deren Entwicklung auf Archimedes von Syrakus (287 bis 212 v. Chr.) zurück zu datieren ist. Der Aufgabenstellung, den Umfang eines Kreises zu bestimmen, entgegnete Archimedes mit der Annäherung des Kreisumfangs durch Einfügen und Vermessen des Abstandes von endlichen Stützpunkten auf dem Kreisumfang. Auf dem gleichen Prinzip basiert die Methode der Finiten-Elemente. Wobei durch Zerlegung komplexer geometrischer Strukturen in kleine einfache Elemente, deren physikalische Eigenschaften und Verhalten durch Differentialgleichungen beschreibbar sind, eine Diskretisierung des Berechnungsproblems erfolgt. Die Anzahl der Stützpunkte (Anzahl der Elemente) hat dabei einen entscheidenden Einfluss auf die Berechnungsgenauigkeit und auf die Rechendauer. Eine Erhöhung hat eine Verbesserung der Lösung, aber auch eine Vergrößerung der Rechendauer zur Folge. Leistungsstarke Berechnungsalgorithmen und Rechner sind heute in der Lage, Berechnungsprobleme mit mehr als einer Million Freiheitsgrade zu berechnen, womit auch die Möglichkeit zur Berechnung komplexer kinematischer Kollisionsprobleme (Crash-Simulationen, Zerspanungssimulationen, etc.) gegeben ist. Eine ausführliche Beschreibung der theoretischen Grundlagen ist in der Standardliteratur zur Finite-Element-Methode enthalten (siehe z.B. [59] und [60]).

Obwohl gerade heuristische Modelle, also Modelle, welche das Erfahrungswissen der Maschinenbediener abbilden, für die Verschleißerkennung die Grundlage darstellen, sind diese für rechnergestützte Systeme nur schwer zu verarbeiten. Es wird daher im Folgenden versucht, die heuristischen Modelle zu zerlegen, Teilbereiche durch physikalische Effekte zu erklären und damit für numerische Methoden zugänglich zu machen.

Unter Modellbildung seien hier alle zur Erstellung eines Modells notwendigen Schritte verstanden.

3.8.2 Werkzeugverschleißarten

In der DIN 50320 [70] ist Verschleiß wie folgt definiert:

„Verschleiß ist der fortschreitende Materialverlust aus der Oberfläche eines festen Körpers, hervorgerufen durch mechanische Ursachen, d.h. Kontakt und Relativbewegung eines festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörpers.“

Die mechanischen Ursachen lassen sich durch die Verschleißmechanismen beschreiben. Sie sind nach Vieregge [71] und Cerretti [27] in zwei Hauptgruppen zu unterteilen (siehe Abbildung 3.32).

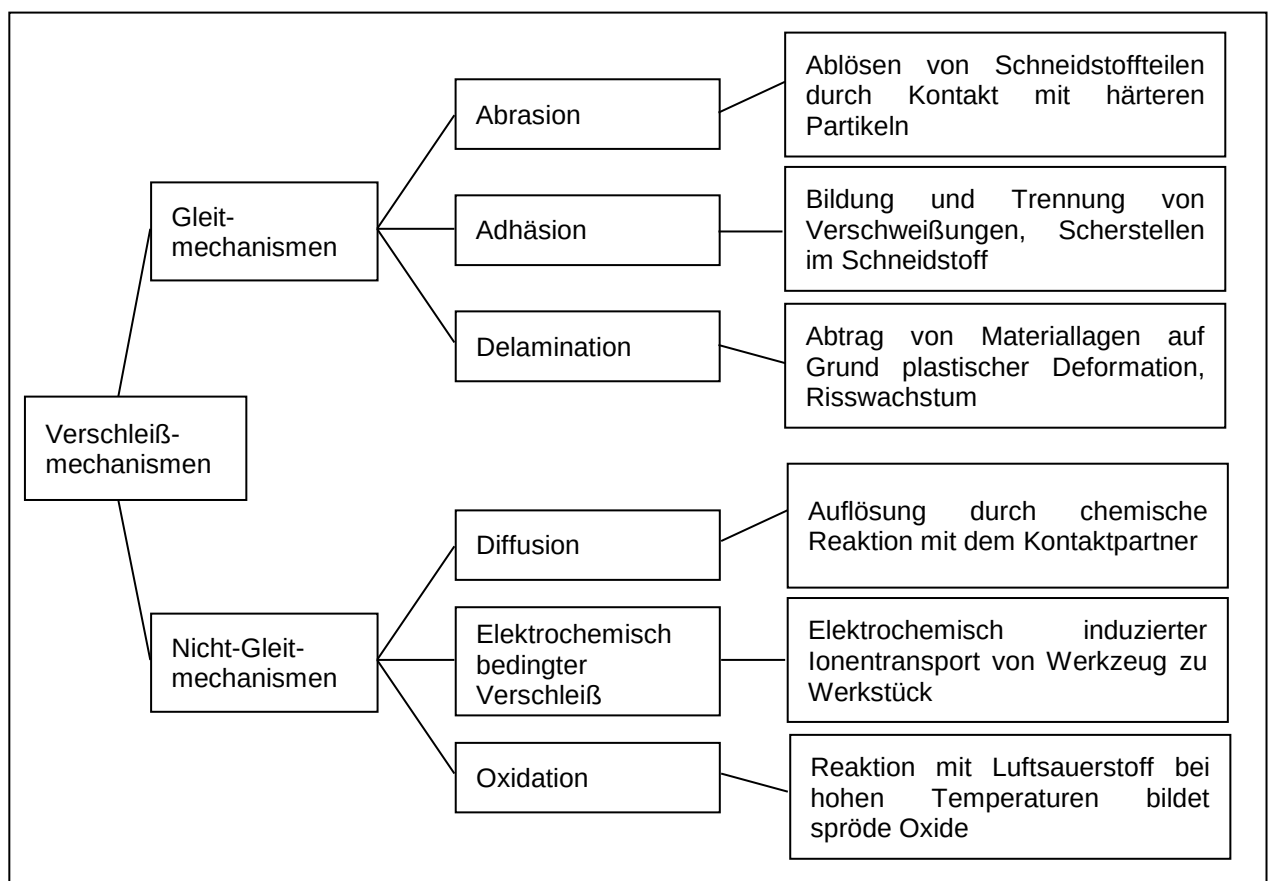


Abb. 3.32: Einteilung der Verschleißmechanismen, nach [27]

Gleitmechanismen

Die **Abrasion** beschreibt den mechanischen Abrieb, also das Ablösen von Schneidstoffteilchen aus dem Werkzeug durch den Kontakt mit härteren Partikeln im Werkstoff.

Hingegen wird bei der **Adhäsion** das Schneidenmaterial aufgrund sehr hoher Drücke verschweißt. Die Verbindung ist jedoch instabil und bricht antiperiodisch auseinander, wobei die Trennebene auch im Schneidstoff liegt und somit Werkzeugpartikel abgetrennt werden.

Die **Delamination** beschreibt jenen Verschleiß, der das Material in Form von Lagen infolge hoher plastischer Deformationen im Werkzeug abträgt. Vorausgehend werden oft Risse parallel zu den Lagen induziert, die mit der Werkzeugbelastung wachsen und sich mit anderen Rissen vereinen.

Nicht-Gleitmechanismen

Bei der **Diffusion** besteht eine Affinität der Kontaktpartner Schneidstoff / Werkstückstoff. So ist mit einem gegenseitigen Atomverbund und somit Auflösung der Kontaktpartner zu rechnen. Oder anders ausgedrückt, es kommt zu einem Wandern der Atome zwischen Schneidstoff und Werkstück. Dies führt zu einem Auflösen oder zu chemischen Verbindungen zumindest eines der Kontaktpartner. Diese chemische Reaktion wird durch hohe thermische Belastungen in der Schneidzone verstärkt.

Beim **elektrochemischen Verschleiß** bildet das Werkzeug und das Werkstück während der Zerspanung ein elektrisches Element. Im Eingriff fließt ein elektrischer Strom gewöhnlich vom Werkzeug zum Werkstück, was mit dem Ionenaustausch gleichzusetzen ist. Dadurch wird das Werkzeug geschwächt und aufgelöst. Untersuchungen konnten Stromstärken bis zu 5 Ampere nachweisen [72].

Bei der **Oxidation** sind hohe Temperaturen die Voraussetzung für Reaktionen des Schneidenmaterials mit der Umgebungsluft, wobei sich Oxide bilden. Diese sind meist sehr spröde und brechen bei Belastung des Werkzeugs leicht aus. Die neu gebildete Oberfläche nach dem Ausbrechen oxidiert wiederum mit der Umgebungsluft, wodurch sich dieser zuvor beschriebene Vorgang wiederholen kann. Somit wird faktisch das Schneidenmaterial in Form von Oxiden abgetragen [71], [73].

Diese beiden Verschleißmechanismen äußern sich nach einer Aufstellung der Firma Sandvik in folgenden acht Verschleißarten am Werkzeug. Diese Verschleißarten sind in Abbildung 3.33 dargestellt. Die Grenzen zwischen den verschiedenen Verschleißarten sind fließend, daher ist eine exakte Zuordnung meist nur schwer möglich. Bei den verschiedenen Bearbeitungsprozessen dominieren meist wenige Verschleißarten den Werkzeugverschleiß.

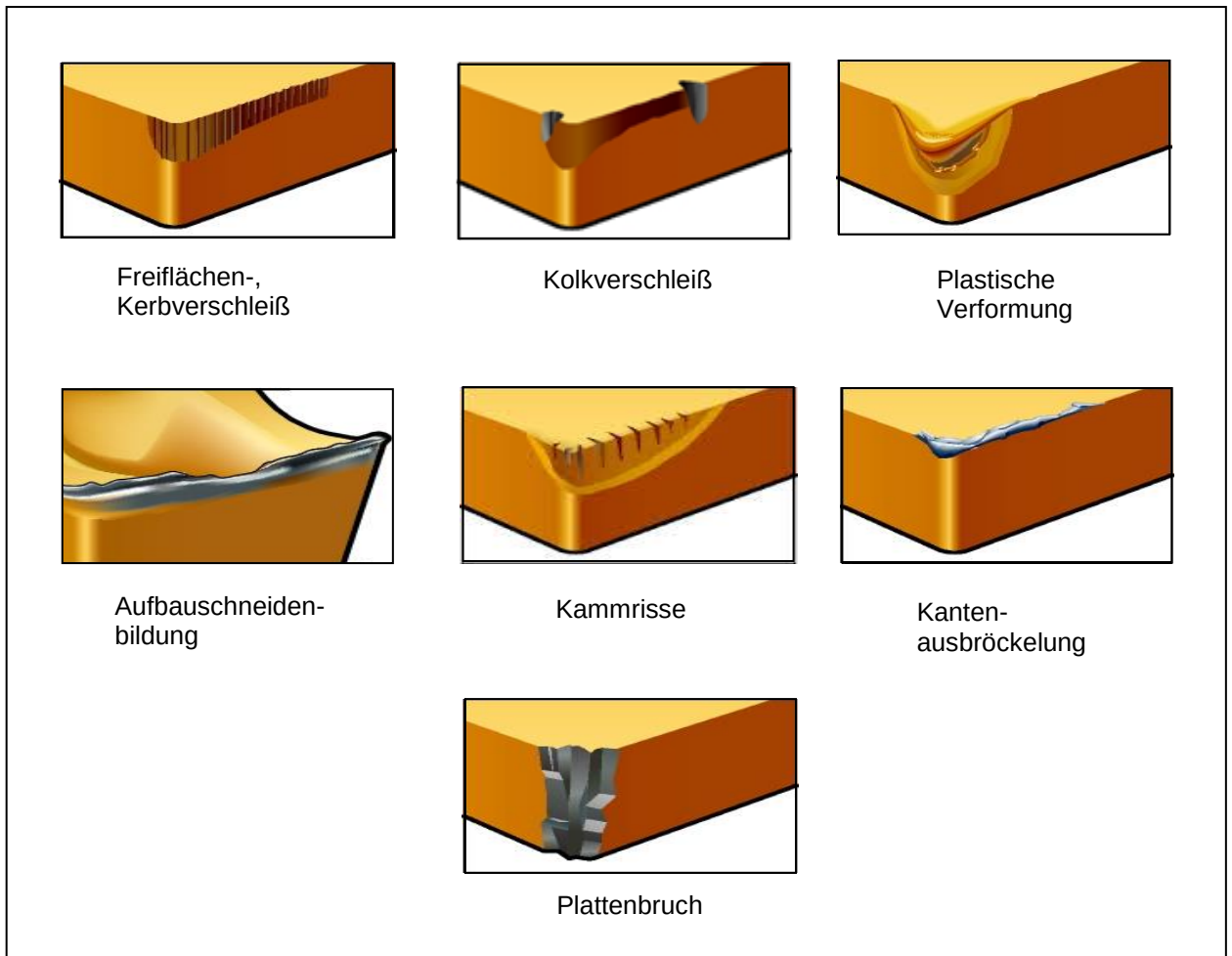


Abb. 3.33: Unterteilung der Verschleißarten an Drehmeißel, nach Fa. Sandvik

Beim Einlippenbohrer, insbesondere beim Bohren hochfester austenitischer Stähle, konnten mehrere Stadien des Verschleißes festgestellt werden. Beginnend mit sehr leichten Schneidkantenverrundungen durch Abrasion, da mit Vorschüben im 10 µm Bereich pro Umdrehung gebohrt wird, haben schon kleinste Verrundungen eine große Auswirkung. So kommt es verstärkt vor, dass der Bohrprozess kurzzeitig instabil wird. Dies führt zu muschelförmigen Ausbrüchen an der Spanfläche. Dadurch wird die Schneide wieder sehr scharf, jedoch erhält sie einen negativen Spanwinkel (siehe Abbildung 3.34). Der Prozess beruhigt sich vorerst so lange, bis sich wieder eine signifikante Schneidkantenverrundung einstellt. Im Experiment hat sich gezeigt, dass sich dieser Zyklus so lange wiederholt, bis praktisch die ganze Schneide Ausbrüche aufweist und der immer negativer werdende Spanwinkel grundsätzlich zu Instabilitäten führt. Diese können auch durch Absenkung des Vorschubs und der Schnittgeschwindigkeit nicht mehr verhindert werden. Der Bohrer muss ausgetauscht werden. Neben diesem Verschleißzyklus besteht die Gefahr, dass es zusätzlich auch zu einem spontanen Bohrerbruch kommt. Dabei bricht der Bohrkopf, die Schneide selbst kann dabei noch in einem guten Zustand sein. Diese spontanen Bohrerbrüche treten meist durch Spanverklemmung am Kopf auf.

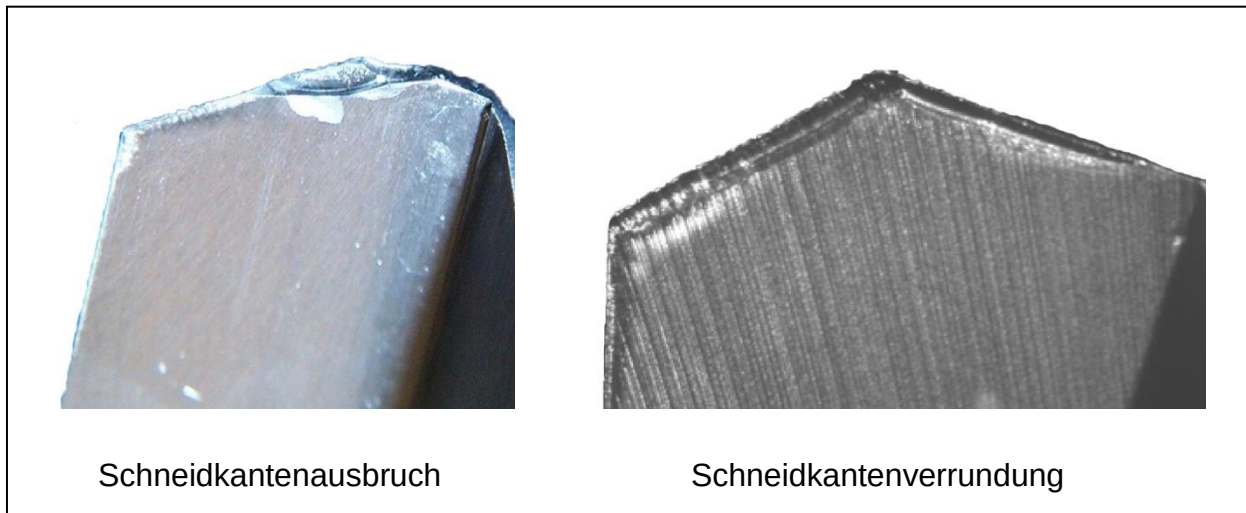


Abb. 3.34: Verschleißarten am Einlippenbohrer

Aufgrund der Komplexität des Zerspanungsprozesses liegt bis heute kein, über weite Bereiche gültiges mathematisches Verschleißmodell vor. Daher wurde versucht, durch eine empirische Vorgehensweise in Frage kommende mathematische Gleichungen entsprechend anzupassen. Die wohl bekannteste Beschreibung der Standzeit für konventionelle Schnittgeschwindigkeiten ist die von Taylor beschriebene Gleichung [51].

4 Akustische Emissionen bei der Spanbildung

4.1 Mechanismen der plastischen Verformung

In Hinsicht auf das Ziel dieser Arbeit müssen schallemittierende Effekte, welche direkt am Schneidkeil entstehen und auf Verschleiß veränderlich reagieren, aufgedeckt werden. Aufgrund ihrer Komplexität wird die Spanbildung oft submikroskopisch oder makroskopisch betrachtet. Bei der Hinterfragung der Schallentstehung muss jedoch auch in molekularer Ebene gedacht werden.

Im Folgenden wird ein kurzer Abriss des Mechanismus der plastischen Verformung nach [61] dargestellt. Danach können alle plastischen Verformungen auf drei Effekte

- die Versetzungsbewegung,
- die Zwillingsbildung oder
- die Diffusion

zurück geführt werden.

4.1.1 Verformung durch Versetzungsbewegung

Eindimensionale Gitterfehler werden Linienfehler oder Versetzungen genannt. Es wird dabei zwischen zwei Grundarten von Versetzungen unterschieden. Zum einen die Stufenversetzung, deren prinzipieller Aufbau in Abbildung 5.2 dargestellt ist, und zum anderen die Schraubenversetzung. Sie entsteht durch die Verschiebung zweier Kristallbereiche gegeneinander an einer Trennfläche. Beliebige verlaufende Versetzungen sind immer Mischformen der beiden Grundtypen, setzen sich also immer aus einem Schrauben- und Stufenanteil zusammen. Wie es der 1. Hauptsatz der Kinematik erklärt.

Als ein Maß für die Größe und Richtung einer Versetzung kann der Burger-Vektor $\vec{b}$ herangezogen werden. Er beschreibt die Richtung in der die Versetzungsbewegung vorkommt. Sein Betrag entspricht der Entfernung zwischen zwei benachbarten Atomen in dieser Richtung. Die Spannung die nötig ist, um eine Versetzung zum Gleiten zu bringen, wird Peierls-Spannung τ_m genannt. Sie berechnet sich nach [62] durch:

$$\tau_m = \frac{2G}{K} e^{-\frac{2\pi}{K}} \quad (4.1)$$

Der Schubmodul G von Metallen beträgt dabei zwischen 20 und 150 GPa. K ist eine Konstante, die zwischen $(1-\nu)$ für Stufenversetzungen und 1 für Schraubenversetzungen liegt, wobei ν die Querkontraktionszahl ist.

Die Bewegung von Versetzungen erfolgt auf Gleitsystemen, zu denen eine Gleitrichtung und eine Gleitebene gehören. Anzahl und Art der Ebenen sind von der Kristallsymmetrie abhängig. In der Regel sind die Gleitebenen die dichtest gepackten Ebenen und die Gleitrichtungen die dichtest gepackten Richtungen einer Struktur. Versetzungen werden bei der Verformung durch sogenannte Frank-Read-Quellen, als roter Punkt in Abbildung 4.1 dargestellt, erzeugt.

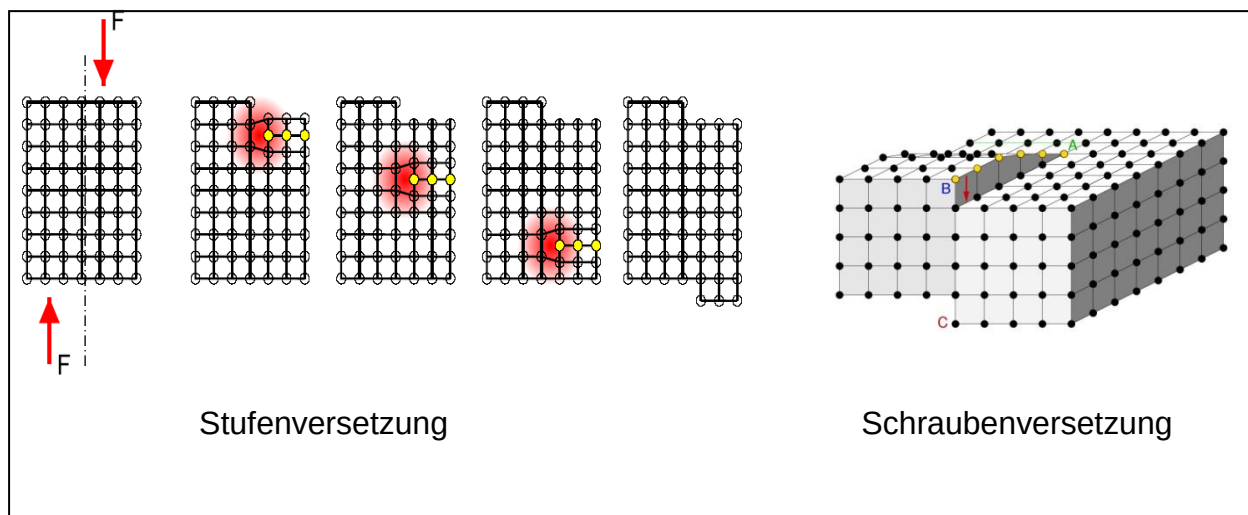


Abb. 4.1: Verformung durch Versetzungen (Quelle [30])

Versetzungen besitzen Spannungsfelder, die miteinander in Wechselwirkung treten können. So entstehen in Abhängigkeit der gegenseitigen Lage anziehende oder abstoßende Kräfte zwischen ihnen. Steigt die Versetzungsdichte an, so behindern sich die Versetzungen immer mehr gegenseitig in ihrer Bewegung. Versetzungsbewegungen kann man durch weitere Ursachen behindern, die im Folgenden kurz nach [30] dargestellt werden sollen:

- **Korngrenzen:**

Sie stellen an sich unüberwindbare Hindernisse für Versetzungsbewegungen dar, da der Burgers-Vektor ein Translationsvektor des Kristalls sein muss, was für das Nachbarkorn nicht zutrifft. Es kommt zum Versetzungsaufstau an der Korngrenze, bis an der Korngrenze die Spannung so groß wird, dass im Nachbarkorn ein Gleitsystem aktiviert wird.

- **Mischkristallatome:**

Eingelagerte Mischkristallatome verzerren das Gitter und besitzen demnach ebenfalls ein Spannungsfeld. Die Erhöhung der zur Verformung notwendigen Spannung ist proportional zur Wurzel der Konzentration der gelösten Mischkristallatome (Mischkristallhärtung).

- **Ausscheidungen / Teilchen:**

Inkohärente Teilchen können nur umgangen werden. Dies wird durch den Orowan-Mechanismus beschrieben. Die zum Umgehen benötigte Spannung τ ist proportional zum Kehrwert des Durchmessers d_T des Teilchens. Kohärente Teilchen können sowohl nach dem Orowan-Mechanismus umgangen, als auch geschnitten werden. Bei kohärenten Teilchen ergibt sich also ein kritischer Durchmesser d_{krit} , unterhalb dessen die Teilchen umgangen und oberhalb dessen diese geschnitten werden. Qualitativ ist dies in Abbildung 4.2 dargestellt. Werden geordnete Teilchen geschnitten, so entsteht eine Antiphasengrenze. Dies bedeutet eine Verschiebung zweier Kristalle um einen halben Gitterabstand gegeneinander.

Die schneidende Versetzung erhält eine zusätzliche rüctreibende Kraft (Teilchen-/Ausscheidungshärtung).

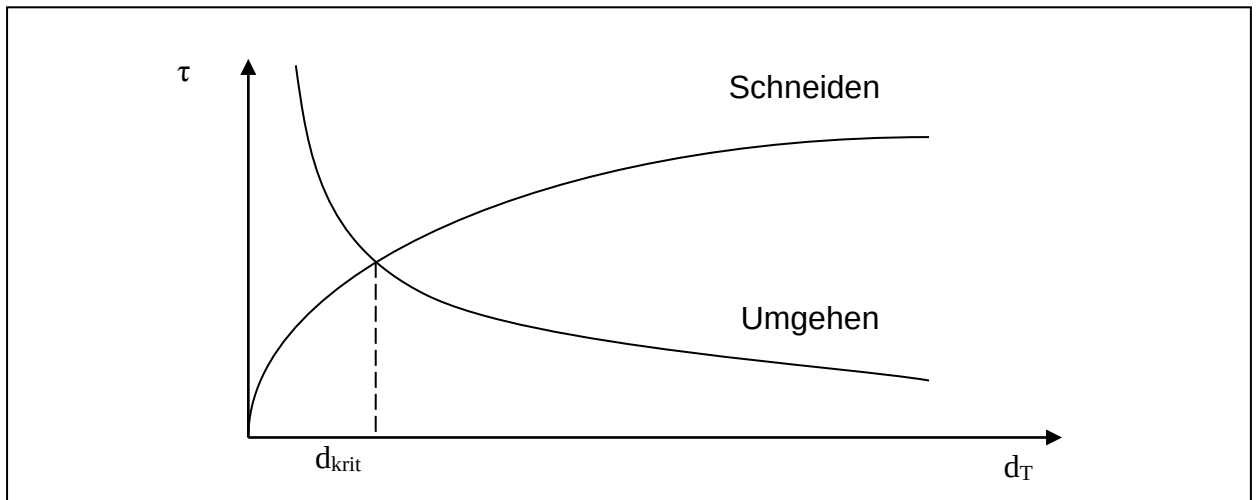


Abb. 4.2: Schneiden bzw. Umgehen von kohärenten Teilchen

Die zur Verformung notwendige Spannung sinkt, bei nicht zu hohen Temperaturen, mit steigender Temperatur auf einen Plateauwert ab. Dies liegt daran, dass ein Teil der Versetzungshindernisse thermisch aktivierbar ist. Die thermische Aktivierung ist bei hohen Temperaturen leichter, erreicht jedoch irgendwann einen Sättigungsbereich. Bei noch höheren Temperaturen stößt man in den Bereich der Hochtemperaturverformung, bei dem die Spannung dann weiter abfällt, nach [30].

4.1.2 Verformung durch Zwillingsbildung

Die Zwillingsbildung ist eine Scherverformung, bei der ein Kristallbereich in eine zur Ausgangslage (Matrix) spiegelsymmetrische Lage übergeführt wird (Abbildung 4.3). Die Spiegelebene gehört sowohl dem Zwilling, als auch der Matrix an und wird als Zwillingslebene bezeichnet. Der Vorgang der Zwillingsbildung verläuft spontan als Umklappvorgang mit nahezu Schallgeschwindigkeit, ähnlich der martensitischen Umwandlung. Durch die Umwandlung wird eine Schallwelle im Werkstoff ausgelöst, die mit entsprechender Messtechnik aufgezeichnet werden kann.

Zwillingsgrenzen stellen eine besondere Form von Großwinkelkorngrenzen dar. Sie können auch durch die Versetzungsbewegung beschrieben werden. Die Zwillingsbildung spielt im Vergleich zur Verformung durch Versetzungsgleiten meist eine untergeordnete Rolle. Sie kann jedoch in bestimmten Metallen wie zum Beispiel austenitischem Cr-Mn-Stahl wegen seines kubisch-flächenzentrierten Kristallgitteraufbaus sehr häufig beobachtet werden (Abbildung 4.4.).

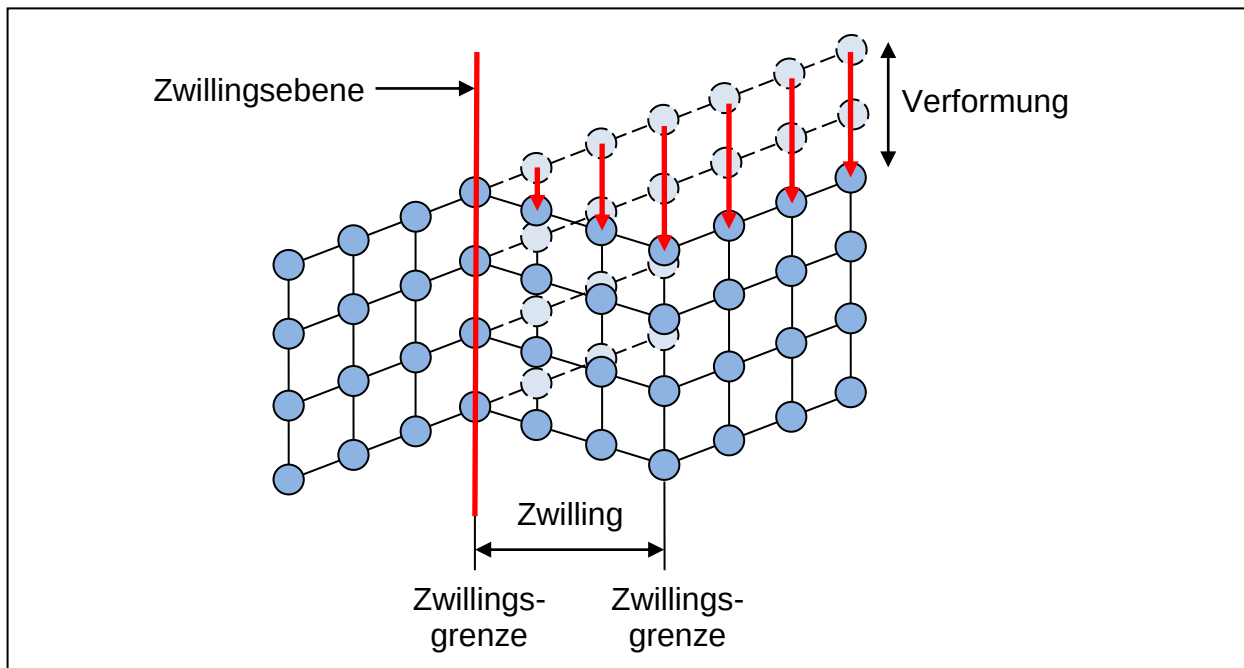


Abb. 4.3: Zwillingsbildung

Versuch: Schliffbild

Material: P556, gehämmert

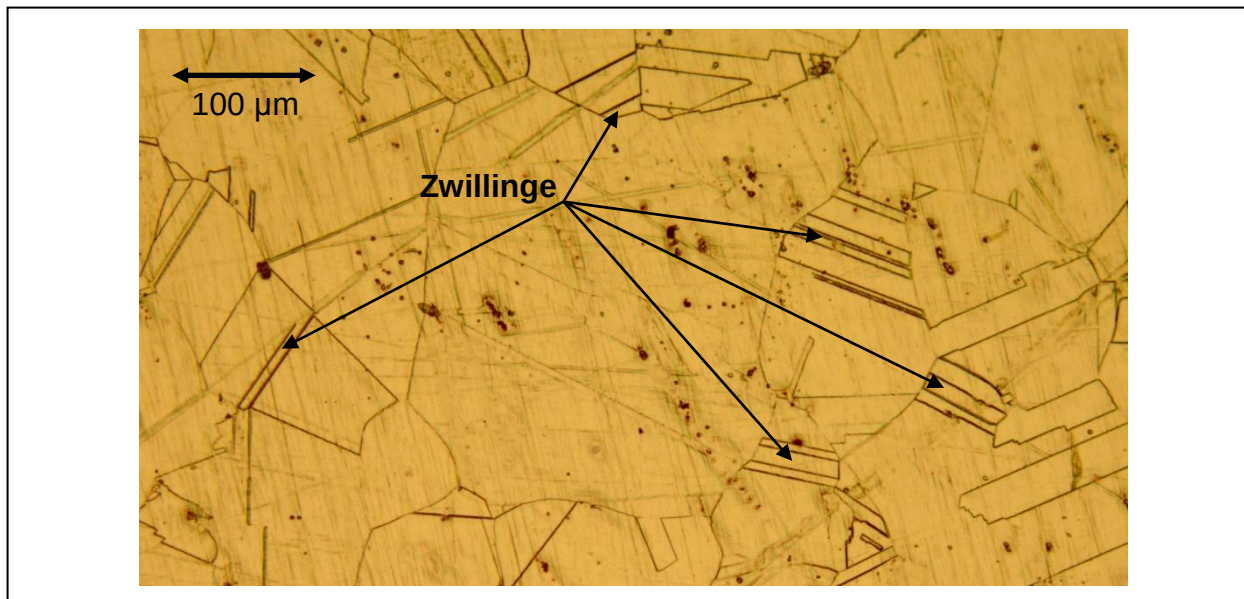


Abb. 4.4: Schliffprobe eines austenitischen Cr-Ni-Stahl mit zahlreichen Zwillingen

4.1.3 Verformung durch Diffusion

Bei genügend hohen Temperaturen und nicht zu hohen Spannungen kann plastische Verformung auch durch Diffusion getragen werden. Je nach Art der Diffusion (Volumen- oder Korngrenzendiffusion) entstehen verschiedene Abhängigkeiten von der Korngröße und der Temperatur. Klassische Mechanismen sind das Nabarro-Herring-Kriechen, bei der die Diffusion der Atome und Ionen durch das Volumen der Kristalle erfolgt.

Sowie das Coble-Kriechen, bei der die Diffusion der Atome und Ionen entlang von Korngrenzen stattfindet, nach [63]. Beliebige Mischformen dieser beiden Mechanismen

sind möglich und meist gekoppelt mit Versetzungsgleiten. Obwohl die nötigen hohen Temperaturen in der Scherebene vorhanden sind, verläuft die Verformung durch Diffusion zu langsam, als dass es den Schnitt maßgeblich beeinflussen könnte. Daher wird die Verformung durch Diffusion hier nicht weiter berücksichtigt.

4.2 Ausbreitung des Schalls in Körpern

Beim Tiefbohrprozess ist die Beobachtung der Phänomene am Schneidkeil nur in sehr großen Entfernungen, bezogen auf die Spanentstehung, möglich. Diese Phänomene sind aufgrund des Abstandes auch nicht direkt, sondern nur anhand ihrer Effekte, die sie hervorrufen, beobachtbar. Diese Effekte sind in erster Linie Schwingungen mit unterschiedlichen Frequenzen und Amplituden. Daher ist das Ausbreitungsverhalten dieser Effekte von eminenter Bedeutung. Insbesondere da beim Tiefbohrprozess erhebliche Störsignale zum Beispiel durch Spantransport oder durch Spaltströmungen des Kühlschmiermittels generiert werden. Grundsätzlich „beobachten“ Sensoren nur Zustandsänderungen, die von bestimmten Phänomenen ausgelöst werden und mit einer systembedingten Ausbreitungsgeschwindigkeit bis zum Sensor gelangen. Die Zustandsgröße, welche die Zustandsänderung herbeiführt, ist immer eine Form von Energie. Verlaufen diese Zustandsänderungen periodisch, spricht man von Schwingungen. Eine Welle ist somit ein materieloser Energietransport!

Die Ausbreitung von Wellen kann elektromagnetisch (z.B.: Licht, Radiowelle, ...) als auch physikalisch (Schallwelle, Wasserwelle, ...) erfolgen. Da im Maschinenbau in erster Linie physikalische Phänomene zu beobachten sind, werden folgend nur Wellen physikalischer Natur näher beschrieben.

Während in Gasen und Flüssigkeiten keine Schubspannungen übertragen werden können und sich somit nur Longitudinalwellen (Dichte- und Kompressionswellen) ausbreiten, kommen in Festkörpern zahlreiche weitere Wellenarten vor.

Während im unbegrenzten Medium nur Longitudinalwellen und Transversalwellen auftreten, können sich im begrenzten Medium auch verschiedene Arten von Oberflächenwellen ausbreiten. Praktisch gesehen ist hier immer von begrenzten Medien auszugehen.

Die **Longitudinalwelle**, auch P-Welle genannt, ist eine physikalische Welle, bei der die Teilchen in Ausbreitungsrichtung schwingen.

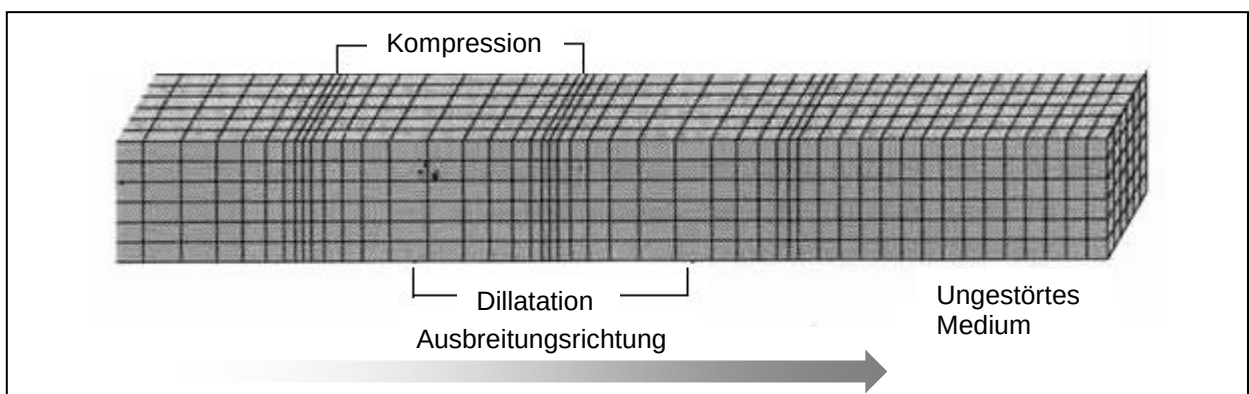


Abb. 4.5: Longitudinal oder P-Welle, Bildquelle: LMU-München

Die **Transversalwelle**, auch S-Welle genannt, ist eine physikalische Welle, bei der die Teilchen senkrecht zu ihrer Ausbreitungsrichtung schwingen.

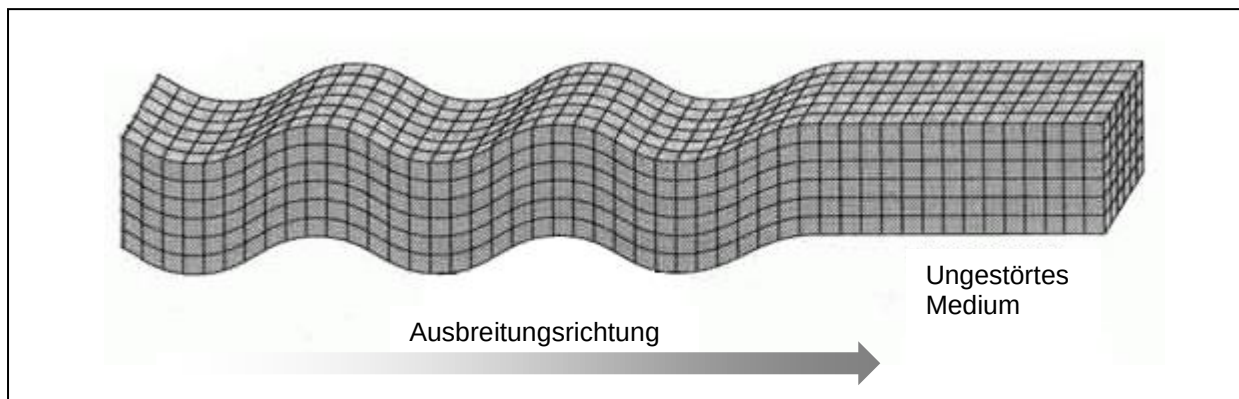


Abb. 4.6: Transversalwelle oder S-Welle, Bildquelle: LMU-München

Die wichtigsten **Oberflächenwellen** in der Fertigungstechnik sind die Rayleigh-Wellen, die Love-Wellen, die Lamb-Wellen und die Torsions-Wellen.

Die **Rayleigh-Welle** ist eine physikalische Oberflächenwelle als Kombination longitudinaler und transversaler Teilchenverschiebungen. Die horizontale Bewegung ist tiefenabhängig. Ihr Maximum hat sie an der Oberfläche und verschwindet praktisch ab einer Tiefe von ca. $0,18 \times$ der Rayleigh-Wellenlänge. Die Wellengeschwindigkeit ist praktisch nur von der Poisson-Zahl abhängig und nicht von der Frequenz. Es tritt also keine Dispersion auf. Von Dispersion physikalischer Größen spricht man wenn diese Größen frequenzabhängig sind. Die Oberflächentiefe der Rayleigh-Welle ist nur frequenzabhängig. Bei einer Tiefe von ca. $2 \times$ der Rayleigh-Wellenlänge klingt sie vollständig ab. Des Weiteren hat dieser Oberflächenwellentyp die kleinste Phasengeschwindigkeit bei hohen Frequenzen.

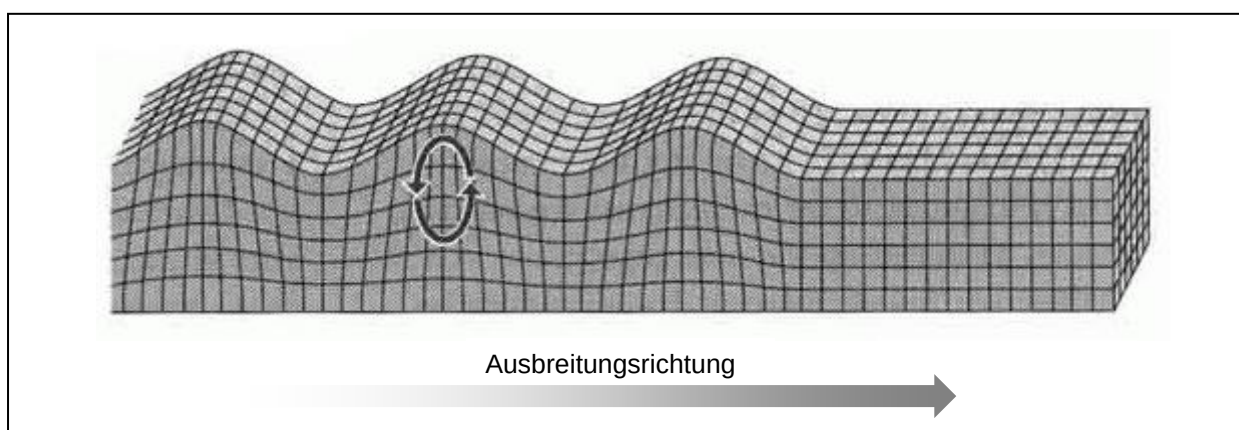


Abb. 4.7: Rayleigh-Welle, Bildquelle: LMU-München

Die **Love-Welle** ist eine physikalische Oberflächenwelle, die nur seitliche Teilchenverschiebungen zulässt, die nach unterschiedlichen Gesetzmäßigkeiten in Tiefenrichtung abklingen.

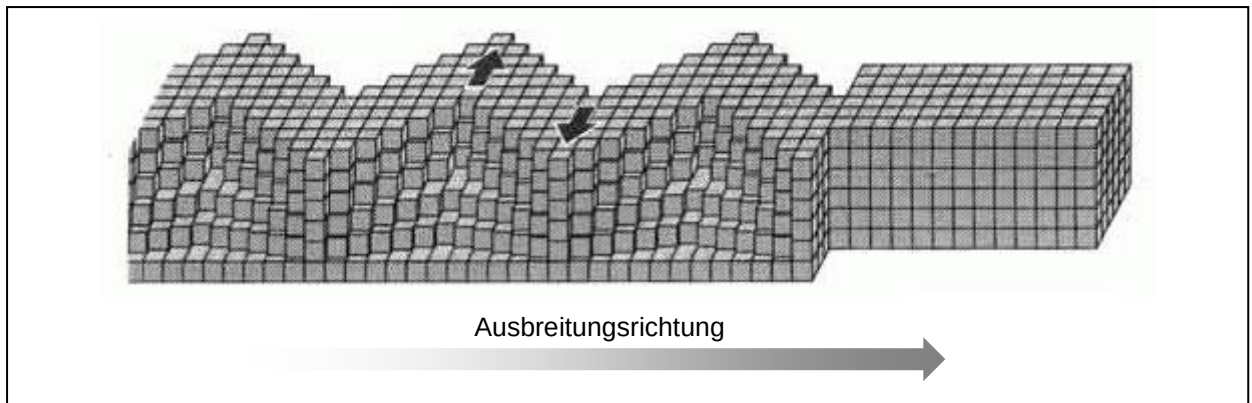


Abb. 4.8: Love-Welle, Bildquelle: LMU-München

Lamb-Wellen sind physikalische Wellen, bei denen ebenfalls die Teilchen senkrecht zu ihrer Ausbreitungsrichtung schwingen. Jedoch ist das Ausbreitungsmedium in seiner Schichtdicke dünn gegenüber der Wellenlänge. Man unterscheidet die antisymmetrischen und die symmetrischen Lamb-Wellen.

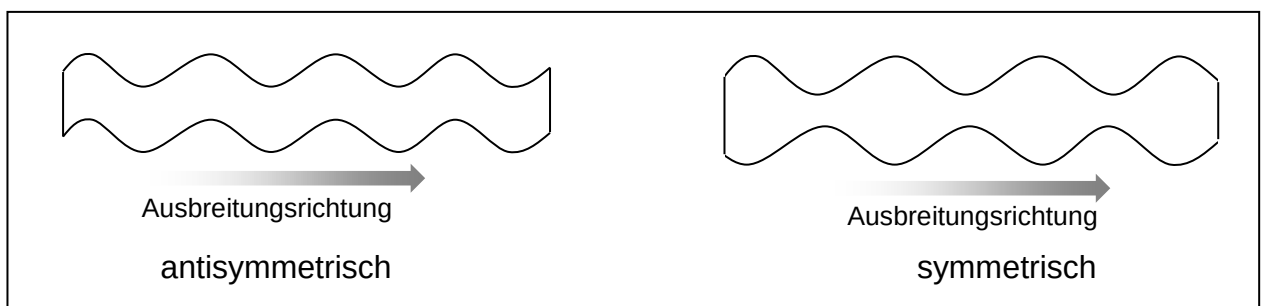


Abb. 4.9: Lamb-Wellen

Der erste Schwingungsmodus der antisymmetrischen Lamb-Welle wird auch Biegewelle genannt.

Torsions-Wellen sind physikalische Wellen, die sich in stabförmigen Festkörpern ausbreiten, wobei eine Verdrehung (Torsion) senkrecht zur Ausbreitungsrichtung erfolgt. Es handelt sich um einen Spezialfall der Transversalwelle. Torsionswellen ändern nur die Gestalt, nicht aber das Volumen eines Körpers.

Schall breitet sich in verschiedenen Medien als Schallwelle aus, was ein elastodynamischer Vorgang ist, der durch eine von Ort- und Zeit-abhängige Funktion beschreibbar ist. Die Schallgeschwindigkeit c ist dabei vom Medium abhängig und stellt mathematisch den Betrag des Phasengeschwindigkeitsvektors dar. Ist die Ausbreitungsgeschwindigkeit abhängig von der Frequenz, spricht man von Dispersion. Im Falle von Dispersion muss man zwischen der Phasengeschwindigkeit c und der Gruppengeschwindigkeit v_g unterscheiden. Die Gruppengeschwindigkeit ist die Geschwindigkeit, mit der sich die Hüllkurven des Amplitudenverlaufes eines Wellenpakets fortbewegt. Wobei die Gruppengeschwindigkeit in der Regel ebenfalls meist Dispersion zeigt. Wenn keine Dispersion vorliegt, z.B. bei Rayleigh-Wellen im homogenen Körper oder für P- und S-Wellen, sind Phasen- und Gruppengeschwindigkeit identisch.

Schallwellen besitzen die bekannten, typischen Welleneigenschaften: die Reflexion, die Brechung und die Beugung. Darüber hinaus werden Schallwellen beim Durchdringen der Werkstoffe geschwächt. Während Reflexion, Brechung und Beugung infolge Interferenzen vorherrschend Einfluss auf die Signalschärfe haben, hat die Schallschwächung vor allem Einfluss auf die Stärke des Signals am Sensor.

Die Schallschwächung ist abhängig von:

- der inneren Reibung (durch Teilchenbewegung im Medium)
- der Wärmeleitfähigkeit (Ableiten von Reibungswärme)
- den Verlusten durch elastische Hysterese
- den Fließvorgängen, Versetzungsveränderungen, Versetzungsschwingungen
- der thermischen und elastischen Relaxation
- der Streuung an Korngrenzen und anderen Inhomogenitäten (Brechung, Beugung, Reflexion)

Die Größen der einzelnen Anteile der Schallschwächung sind unterschiedlich von der jeweiligen Frequenz abhängig. Im Allgemeinen ist zum Beispiel die Dämpfung bei höherer Frequenz und steigender Korngröße höher.

Aus diesen Ausführungen ist ersichtlich, dass eine Beobachtung des Schallemiters „Schneidkeil“ nur durch einen hohen Aufwand realisierbar ist. Dabei ist im Besonderen zu beachten:

- eine geringe Schallemitterleistung
- große Distanzen zwischen Schallemitter und Sensor
- Bewegungen des Schallemiters
- unterschiedlich starke Bedämpfung
- Störgeräusche (im Verhältnis meist sehr leistungsstark)

Als Konsequenz daraus sind eine möglichst schallentstehungsnahe Sensormontage sowie ein möglichst konstanter Sensorabstand zur Schallquelle vorzusehen. In den zugrundeliegenden Versuchsaufbauten wurde dies durch einen bewegten Sensor erreicht (siehe Kapitel 5.2 Körperschallmesskette). Ein derartiger Aufbau ist jedoch nur durch spezielle Werkstückformen einfach realisierbar. Durch die zum Teil sehr unterschiedlichen Reflexionen, Brechungen, Beugungen und Dämpfungen infolge starker Werkstück-Material-Inhomogenitäten, z.B. durch Kaltverfestigung, muss ein sehr gut angepasstes Messsystem eingesetzt werden.

BiegeWellen in Festkörpern werden maßgeblich durch das Auftreten von Eigenschwingungen (Moden) bestimmt. Sie sind vor allem für das merkbare Schwingen einer Maschinenstruktur zuständig. Durch die geringe Platten-Steifigkeit, normal zur Plattenoberfläche, lassen sich die Eigenschwingungen besonders leicht anregen. Ihre Amplitude ist im Vergleich zu allen anderen Wellenformen sehr groß. Dadurch sind sie erheblich für die Luftschallanregung verantwortlich. Infolge ihrer starken Modenabhängigkeit und ihrer relativ geringen Frequenz werden sie wesentlich stärker durch Maschinenkomponenten als durch den Schneidprozess selbst angeregt. Longitudinal- und Rayleigh-Wellen werden eher durch hochfrequente Effekte, wie Rissbildungen und Schläge angeregt, als durch die Maschinenkomponenten. Daher ist

es sinnvoll, für zielführende Untersuchungen das Hauptaugenmerk auf hochfrequente Anregungen zu legen.

Die Ausbreitungsgeschwindigkeiten c relevanter Wellenfronten betragen:

für Longitudinal-Wellen in Festkörpern:

$$c_{\text{Festkörper,long}} = \sqrt{\frac{E(1-\mu)}{\rho(1-\mu-2\mu^2)}}, \quad (4.2)$$

für Transversal-Wellen in Festkörpern:

$$c_{\text{Festkörper,trans}} = \sqrt{\frac{G}{\rho}}, \quad (4.3)$$

für Rayleigh-Wellen in Festkörpern:

$$c_{\text{Festkörper,Rayleigh}} = 0,9 * \sqrt{\frac{G}{\rho}}, \quad (4.4)$$

für Longitudinal-Wellen in Flüssigkeiten:

$$c_{\text{Flüssigkeit}} = \sqrt{\frac{K}{\rho}} \quad (4.5)$$

sowie für Longitudinal-Wellen in Gasen:

$$c_{\text{Gas}} = \sqrt{\kappa \frac{R * T}{M}}. \quad (4.6)$$

Wobei G der Schubmodul, E der Elastizitätsmodul, ρ die Dichte, R die universelle Gaskonstante, T die Temperatur, M die molare Masse und μ die Poissonzahl sind.

Einige Beispiele für die Schallgeschwindigkeiten in verschiedenen Medien sind in der Tabelle Abbildung 4.10 angegeben.

	Schallgeschwindigkeit c [m/sec]		
	Longitudinal	Transversal	Rayleigh
Stahl *	5920	3255	2930
Hartmetall *	6800	4000	3600
Öl (SAE 20/30)	1740	-	-
Wasser (20°C)	1484	-	-
Luft (20°C)	343	-	-

(* abhängig von der jeweiligen Zusammensetzung)

Abb. 4.10: Beispiele für die Schallgeschwindigkeit

5 Grundlagen

5.1 Schallemitter beim Bearbeitungsprozess

Die Prozessbeobachtung zur Verschleißentwicklung mittels Körperschall basiert auf der Kenntnis verschleißabhängiger Schallemitter mit ausreichender Intensität zur messtechnischen Erfassung. Verschleißabhängigkeit ist eine notwendige Forderung, jedoch zeigen die meisten Signale, die diese Forderung erfüllen, ein eher stochastisches und nicht lineares Verhalten. Völlig unvorhersehbare Änderungen sind nur schwer zuzuordnen und bedürfen einer kontinuierlichen Beobachtung. Als Beispiel sei hier der Schneidenausbruch erwähnt, der zwar eine schlagartige Änderung des emittierten Körperschallsignals hervorruft, jedoch die Art der Änderung nicht vorhersagbar ist. Durch eine schlagartige Anregung induziert der Ausbruch in die Struktur sehr hohe Frequenzen – bis in den Megaherzbereich - mit geringer Leistung. Dies hat zur Folge, dass man sehr feine Hochfrequenzsensoren benötigt. Außerdem muss messtechnisch eine hundertprozentige zeitliche Abdeckung des Bohrprozesses erfolgen, um alle Ausbrüche detektieren zu können. Trotz der beschriebenen Problematik der Signalverfolgung werden derartige Systeme eingesetzt. Denn beim Dreh- oder Fräsprozess ist meist ein Ausbruch der Schneide ein Abbruchkriterium. Dies gilt jedoch nicht für das Tiefbohren, wie in Kapitel 6 noch ausführlich beschrieben wird.

Es ist daher naheliegend, nach Signalen zu suchen, welche einerseits eine kontinuierliche Veränderung infolge des Verschleißes erfahren, und andererseits in Frequenzbereichen auftreten, welche kaum von intensitätsstarken Nebengeräuschen gestört werden. Als verwertbare Signale kommen also nur solche in Frage, welche direkt am Schneidkeil entstehen. Man kann allgemein unterscheiden zwischen Schallemissionen infolge mechanischer Effekte, wie Reibung oder schlagartigem Auftreffen der Schneide auf eine Inhomogenität und solchen, welche durch chemische oder kristallphysikalische Effekte zustande kommen.

Mechanische Effekte haben meist schlagartige oder stark intensitätsabhängige Signale zur Folge. Die schlagartigen Effekte induzieren hochfrequente, intensitätsschwache Signale. Sie sind schwer zu erfassen und nur in Verbindung mit ihrer Vorgeschichte aussagekräftig.

Jeder Grenzflächenübergang der Schallsignale, zum Beispiel zwischen Werkstück und Sensor, bedeutet eine unvorhersehbare Leistungsverringerung. Daher ist eine verschleißbedingte Intensitätsänderung der Signale aus messtechnischer Sicht eher problematisch.

Messsignale infolge mechanischer Effekte, welche direkt an der Schneide erzeugt werden, wie zum Beispiel Reibung, sind meist sehr abhängig von den Zerspanparametern Drehzahl und Vorschub. Signale hingegen, welche durch chemische oder kristallphysikalische Effekte zustande kommen, wie zum Beispiel Zwillingsbildung, verändern eher die Frequenz und sind im Allgemeinen von der Bohrerndrehzahl unabhängig. Erhöhte Frequenzschwankungen um einen Mittelwert

infolge des Verschleißes haben sich in den Versuchen als besonders gut verfolgbar herausgestellt.

Die Prozessbeobachtung durch Schallemissionen basiert darauf, dass bei Verformungsvorgängen oder Risswachstum in einem Material kurze, akustische Impulse ausgesandt werden, welche stark abhängig von den momentanen Verhältnissen am Schneidkeil sind. Beispielhaft kann hier der sogenannte „Zinnschrei“, der bei Verformung von Zinn durch Hämmern oder Biegen entsteht, erwähnt werden. Die hierbei emittierten akustischen Impulse sind so stark, dass sie ohne technische Hilfsmittel wahrgenommen werden können. Normalerweise haben die Effekte, die zu akustischen Emissionen führen, eine sehr viel geringere Intensität als solche, die infolge mechanischer Schwingungen hervorgerufen werden. Man muss deshalb empfindliche Messinstrumente zu Hilfe nehmen, um diese akustischen Emissionen erfassen zu können. Insbesondere kann man mit hochempfindlichen piezoelektrischen Sensoren nachweisen, dass fast alle Materialien – ganz speziell jene mit kristalliner Struktur - bei Belastung akustischen Emissionen emittieren. Sie entstehen in einem Festkörper immer dann, wenn plötzlich an einer Stelle elastische Energie freigesetzt wird. Solche Energiefreisetzungen können ganz unterschiedliche Ursachen haben:

- a. Phasenumwandlungen, insbesondere solche, die sehr schnell ablaufen, wie z.B. martensitische Umwandlungen.
- b. Rissbildungen, Rissfortschritt oder Bruchvorgänge.
- c. Reibungsvorgänge, entweder zwischen demselben Material, also zum Beispiel in einem Riss oder zwischen den Kristallen, oder Reibungsvorgänge zwischen verschiedenen Materialien.
- d. plastische Verformung, also Gleitvorgänge (Versetzungsbewegungen), oder Zwillingsbildung.

Die Ursachen können also mikroskopischer oder submikroskopischer (a und d), wie auch makroskopischer Dimension (b und c) sein.

Zu a) Phasenumwandlung:

Viele Stähle zeigen bei Temperaturerhöhungen die Ferrit-Austenit-Umwandlung, auch Austenitisierung genannt. Bei beschleunigter Abkühlung aus dem austenitisierten Zustand, beispielsweise durch Kühlmiteleinwirkung, kommt es zur Bildung von Nichtgleichgewichtsgefügen (Bainit, Martensit). Gefügeumwandlungen wurden im Allgemeinen nur bei der Modellierung der Wärmebehandlung von Stählen berücksichtigt, obwohl sie ebenso Teil des Materialverhaltens während der Zerspanung sind. Die Kopplung mit dem zerspanungsspezifischen Materialmodell stellt einen entscheidenden Mehraufwand und Vergrößerung der Komplexität des Materialverhaltens dar, sodass dies meist vernachlässigt wird [78]. Da sich die hier getätigten Untersuchungen vorherrschend mit austenitischem Edelstahl als Werkstoff beschäftigen, wird hier nicht näher auf andere Werkstoffe eingegangen.

Zu b) Rissbildung und –fortschritt:

Die klassische Theorie der Rissausbreitung beschreibt eine Spannungsspitze an der Rissfront, welche die Zugfestigkeit des Werkstoffes überschreitet. Infolgedessen wandert die Rissfront kontinuierlich, um einen Spannungsausgleich herbeizuführen. Neuere Arbeiten wie zum Beispiel am Max-Planck-Institut für Metallforschung in Stuttgart zeigen, dass diese Theorien insbesondere für härtere Werkstoffe zu bezweifeln sind, da die Elastizität von Festkörpern von der Intensität ihrer Verformung abhängt. So werden Metalle weich, Polymere hingegen hart, wenn sie sich durch zunehmende Dehnung dem Zustand des Materialversagens nähern. Nur für unendlich kleine Deformationen kann man annehmen, dass sich die elastischen Eigenschaften eines Materials nicht ändern und sein Verhalten linear ist.

Risse breiten sich gerade deshalb im Material aus, weil es an der Riss Spitze wegen der extrem großen Deformation Spannungsspitzen gibt [79]. Untersuchungen haben gezeigt, dass Hyperelastizität, also Elastizität bei großen Dehnungen, das Verhalten von Rissen bestimmen kann. Während sich Risse ausbreiten, absorbieren und vernichten sie Energie an das umgebenden Material.

Ist die hyperelastische Zone um die Riss Spitze herum ähnlich groß wie der Bereich umfangreichen Energieflusses, versagt die Annahme linearer Elastizität und damit auch die klassische Theorie der Rissausbreitung. Denn in weichen Materialien verläuft der Energietransport langsamer, in harten Materialien schneller. Entsprechend beschleunigt oder verlangsamt sich die Rissgeschwindigkeit bei einem ausreichend großen hyperelastischen Bereich. Ist die Region um den Riss durch Hyperelastizität verhärtet, kann in kürzerer Zeit sehr viel mehr Energie zum Riss transportiert werden. Umgekehrt wird der Energietransport langsamer, wenn der Bereich um die Riss Spitze weicher wird. Daher schlussfolgert man, dass die Hyperelastizität entscheidend ist, um die Dynamik von Rissen korrekt verstehen und vorhersagen zu können.

Versuche zeigen, dass sich Risse in hartem Material jenseits der longitudinalen Wellengeschwindigkeit von Feststoffen ausbreiten können. Dieses Phänomen kann mit den klassischen Theorien der Rissdynamik nicht erklärt werden [79].

Nach den klassischen Theorien ist die Rissfront selbst als Schallemitter nicht zu erklären. Nur sekundäre Effekte wie das Reiben der Rissflächen aneinander können akustisch wahrgenommen werden. Betrachtet man das Phänomen des Risses jedoch mit dem hyperelastischen Modell, wäre eine intermittierende Rissausbreitung theoretisch möglich. Dieser Effekt konnte aber noch nicht nachgewiesen werden. Rissversuche an verschiedenen Materialien im Rahmen der am IFT getätigten Untersuchungen haben jedoch gezeigt, dass Risse unter gewissen Voraussetzungen sehr starke Schallemitter sein können.

Zu c) Reibungsvorgänge:

Reibungsvorgänge, welche an den Scherzonen auftreten, sind akustisch nur schwer von allen anderen Reibvorgängen beim Bearbeitungsprozess zu unterscheiden. Eine Ausfilterung dieser Schallemissionen ist nach dem heutigen Stand der Technik nicht möglich. Dennoch erwähnen einige Arbeiten [30], [31], dass sich bei zunehmendem

Verschleiß die Verhältnisse an den verschiedenen Scherzonen ändern. Eine grundsätzliche Zuordnung dieser Emitter zu den Störgrößen konnte aber nicht nachgewiesen werden.

Zu d) Plastische Verformung:

Der Vorgang der plastischen Verformung von metallischen Werkstoffen beruht primär auf der Bewegung und Neubildung von Versetzungen und deren Wechselwirkung mit Hindernissen im Kristallgitter, sowie der mechanischen Zwillingsbildung. Versetzungen bewegen sich grundsätzlich nur unter Scherspannungen und bewirken damit das sukzessive Abgleiten auf Ebenen in Richtung bestimmter kristallografisch bevorzugter Richtungen. Hingegen ist die erreichbare Verformung durch Zwillingsbildung deutlich kleiner. Dies liegt im Mechanismus der Zwillingsbildung selbst begründet. Bei der Wirkung von Scherspannungen werden mittels eines Schervorganges ganze Gitterbereiche spiegelbildlich zueinander angeordnet (siehe Abbildung 4.3). Die Zwillingsbildung und das Versetzungsgleiten laufen meist gleichzeitig als parallele Prozesse ab. Da die Zwillingsseinspannung meistens deutlich über der quasistatischen Fließspannung liegt, ist die Wahrscheinlichkeit für eine Zwillingsbildung besonders dann hoch, wenn nur eine geringe Anzahl von Gleitsystemen vorliegt. Dies geschieht zum Beispiel bei hexagonalen Gittern mit nur drei Gleitsystemen, oder wenn die Gleitvorgänge durch hohe Dehnungsgeschwindigkeiten, beziehungsweise durch tiefe Temperaturen behindert werden [80], [81].

Bei plastischer Verformung ohne mechanische Zwillingsbildung werden die Hindernisse, die sich den Bewegungen der Versetzungen in den Weg stellen, grundsätzlich in zwei Gruppen unterteilt [77]. Zunächst sind Hindernisse im Kristallgitter zu nennen, deren Auswirkungen nur wenige Atomabstände weit reichen. Diese Art von Hindernissen können von gleitfähigen Versetzungen allein schon durch die thermische Bewegung einzelner Atome überwunden werden. Man spricht von thermischen Prozessen. Die zweite Gruppe von Hindernissen besitzt weitreichende Spannungsfelder, die über mehrere tausend Atomabstände wirken können. Nach [77] auch athermische Prozesse genannt. Es wird aber angenommen, dass eine dritte Art von Behinderungen für die Versetzungsbewegungen existiert. Diese Dämpfungseffekte sollen bei sehr hohen Dehnungsgeschwindigkeiten auftreten und die Wandergeschwindigkeit von Versetzungen reduzieren [18], [82]. Diese dritte Art von Behinderungen setzt aber hohe Dehnungsgeschwindigkeiten voraus und kommt daher hier faktisch nicht zum Tragen. Diese dämpfungsbasierenden Fließspannungen werden mit σ_{dr} bezeichnet.

Es kann also angenommen werden, dass sich die Fließspannung σ_f additiv aus den entsprechenden Einzelspannungen zusammensetzt:

$$\sigma_f = \sigma_{athermisch} + \sigma_{thermisch} + (\sigma_{dr}) \quad (5.1)$$

Dabei bezeichnet σ_{ath} den Anteil an der Gesamtfließspannung, der für das Überwinden der weitreichenden Spannungsfelder benötigt wird. Bei niedrigen Dehnungsgeschwindigkeiten kann normalerweise nur der kleinere Einfluss der Temperatur auf die Fließspannung betrachtet werden. In diesem Bereich dominieren die bereits erwähnten athermischen Prozesse (in Gleichung 5.1 mit $\sigma_{athermisch}$ bezeichnet). Die Fließspannung folgt der gleichen Temperaturfunktion wie der Elastizitätsmodul. Die Größe der

athermischen Spannungen, die überwunden werden müssen, wird von den Korngrenzen, den Ausscheidungen oder sonstigen sekundären Phasen beeinflusst. In der Literatur wird davon ausgegangen, dass sich die Spannungen mit steigender Versetzungs- sowie Fremdatomdichte und steigender Teilchengröße erhöhen. Grobkornbildung und eine Vergrößerung des Abstandes zwischen zwei Teilchen führen zu einer Verringerung des athermischen Spannungsanteils. Burgahn [83] weist in diesem Zusammenhang darauf hin, dass sich der athermische Fließspannungsanteil grundsätzlich in mehrere Verfestigungsmechanismen unterteilen lässt. Unter der Vernachlässigung einer Textur wird zwischen einer Versetzungs-, Mischkristall-, Korngrößen- und Teilchenverfestigung unterschieden. Der thermisch aktivierte Fließspannungsanteil (in Gleichung 5.1 mit $\sigma_{\text{thermisch}}$ bezeichnet) ist in erster Linie von der Kristallstruktur (Stapelfehlerenergie) und den Beanspruchungsbedingungen abhängig. Ebenso wird die Versetzungsbewegung zunehmend durch kurzreichende Spannungsfelder, Waldversetzungen, sowie durch das periodische Gitterpotenzial (oder Gitterreibung) im krz-Gitter und durch Gruppen gelöster Atome in kfz-Materialien beeinflusst [84]. Neben diesen Struktureigenschaften ist der thermisch aktivierte Fließspannungsanteil σ_{th} stark von der Temperatur und der Dehnungsgeschwindigkeit abhängig. Am absoluten Temperaturnullpunkt ($T = 0 \text{ K}$) ist es notwendig, die zur Versetzungsbewegung erforderliche Spannung von außen aufzubringen. Erst bei zunehmender Temperatur steigt die Wahrscheinlichkeit, dass einzelne Versetzungshindernisse mit Hilfe von thermischen Bewegungen überwunden werden können. Damit ist auch die Ursache für die geringeren notwendigen äußeren Spannungen mit steigender Temperatur zu erklären, die Versetzungsbewegungen einleiten können. Ist die von außen aufgebrachte Spannung ausreichend, können Hindernisse mit kurzreichenden Spannungsfeldern sofort überwunden werden. Eine niedrigere Spannung führt somit zu einer Wartezeit. Erst wenn thermische Bewegungen im Material unterstützend wirken, werden diese Hindernisse überwunden. Auf diesen Erkenntnissen aufbauend kann zusammengefasst werden, dass eine Erhöhung der Dehnungsgeschwindigkeit eine geringere Wartezeit und damit eine wesentlich kleinere Wahrscheinlichkeit der Mitwirkung thermischer Fluktuationen beim Überwinden der kurzreichenden Versetzungshindernisse bewirkt. Das führt mit zunehmender Dehnungsgeschwindigkeit zum Effekt des Anwachsens der Fließspannung.

Die mittlere Versetzungsgeschwindigkeit v ist durch

$$v = \frac{x}{t_{\omega} + t_l} \quad (5.2)$$

gegeben. Wobei t_l die Laufzeit ist, die ein Teil der Versetzungslinie benötigt, um die Strecke x zurückzulegen. Die Wartezeit t_{ω} beruht auf dem Reziprokwert der Überwindungsversuche, sodass t_{ω} mit Hilfe der Arrhenius-Gleichung durch Gleichung 5.3 ausgedrückt werden kann.

$$t_{\omega} = \frac{1}{v} * \frac{\Delta G}{\varepsilon k T} \quad (5.3)$$

Bei Dehnungsgeschwindigkeiten $\dot{\varepsilon}$ kleiner als 10^3 s^{-1} wird, nach [85] vorausgesetzt, dass $t_{\omega} \ll t_l$ ist und somit t_l vernachlässigt werden kann. Damit kann der Zusammenhang

zwischen der Aktivierungsenergie ΔG und den Beanspruchungsbedingungen Dehnungsgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}$ und Temperatur T gefunden werden [47], [85], [86]:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\vec{b} \cdot N \cdot v \cdot x}{M_T} * \varepsilon^{-\frac{\Delta G}{kT}} \quad (5.4)$$

Die Parameter: Burgersvektor $\vec{b}$, Anzahl der Versetzungen N , mittlere Versetzungsgeschwindigkeit v und die mittlere freie Weglänge der Versetzungen x sowie der Taylorfaktor M_T , der den Zusammenhang zwischen makroskopischer und mikroskopischer Verformung der polykristallinen Körner beschreibt [87], sind nur werkstoffabhängig.

Es ist damit zusammenfassend festzuhalten, dass zwei Effekte für die Schallemission verantwortlich sind. Erstens ist es die Verformung durch Versetzungsbewegung und Zwillingsbildung und zweitens die Rissausbreitung.

Bei ersterem Effekt treten die Versetzungsbewegungen und die Zwillingsbildungen immer parallel auf, wenn auch die Versetzungsbewegungen einen höheren Stellenwert einnehmen. In welchem Maße sie jedoch für die Schallemission verantwortlich sind, ist vor allem werkstoff- und temperaturabhängig. Bei austenitischen Gefügen zum Beispiel, ist durch das kubisch-flächenzentrierte Gitter die Verformung durch Versetzungsbewegungen stark gehemmt. Die Wahrscheinlichkeit, dass einzelne Versetzungshindernisse mit Hilfe von thermischen Bewegungen überwunden werden können, steigt dabei mit zunehmender Temperatur. Ist die Temperatur zu gering, müssen entweder höhere äußere Spannungen oder eine Wartezeit vorliegen, um Versetzungsbewegungen einleiten zu können. Dieser Temperatureffekt gilt sehr wohl auch für die Zwillingsbildung. Aufgrund der beim Tiefbohren systembedingt relativ kleinen Schnittgeschwindigkeit fällt auch der Temperaturanstieg in den Scherebenen gering aus. Dies führt dazu, dass sich mikroskopisch betrachtet ein intermittierender Schnitvorgang einstellt. Um einen Schnittfortschritt initiieren zu können, muss erst eine entsprechende Spannung aufgebaut werden. Dies dauert angesichts der Steifigkeit des Systems eine gewisse Dauer, bis zu dem Zeitpunkt, in dem die Auslösespannung erreicht wird oder die Zeit ausreicht, Versetzungshindernisse mit Hilfe von thermischen Bewegungen zu überwinden. Es tritt kontinuierlich Verformung auf, solange bis die Spannung zu gering geworden ist und der Vorgang wieder zum Stillstand kommt. Diesem Wechselwirkungseffekt ist die Ursache der Schallemission zuzuschreiben. Bei steigender Schnittgeschwindigkeit hingegen kommt es dazu, dass die Fließspannung σ_f immer über der zum Auslösen einer Verformung notwendigen Spannung liegt. Es stellt sich also ein kontinuierlicher Ablauf ein. Dadurch verringert sich die Erregung zur Schallemission stark oder erliegt völlig. Abbildung 6.20 zeigt den Verlauf der Schallamplituden infolge Rissausbreitung und Umformvorgang über die Schnittgeschwindigkeit bei austenitischen Cr-Mn-Stählen anhand von Versuchen. Gut erkennbar ist, wie die Schallamplitude infolge der Rissausbreitung (bezogen auf die Umformung) mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit immer dominanter wird. Bei zunehmendem Verschleiß des Bohrers steigt die emittierte Schallleistung durch den steigenden Umformgrad des abgetrennten Materials infolge des zunehmend negativer werdenden Spanwinkels am Werkzeug.

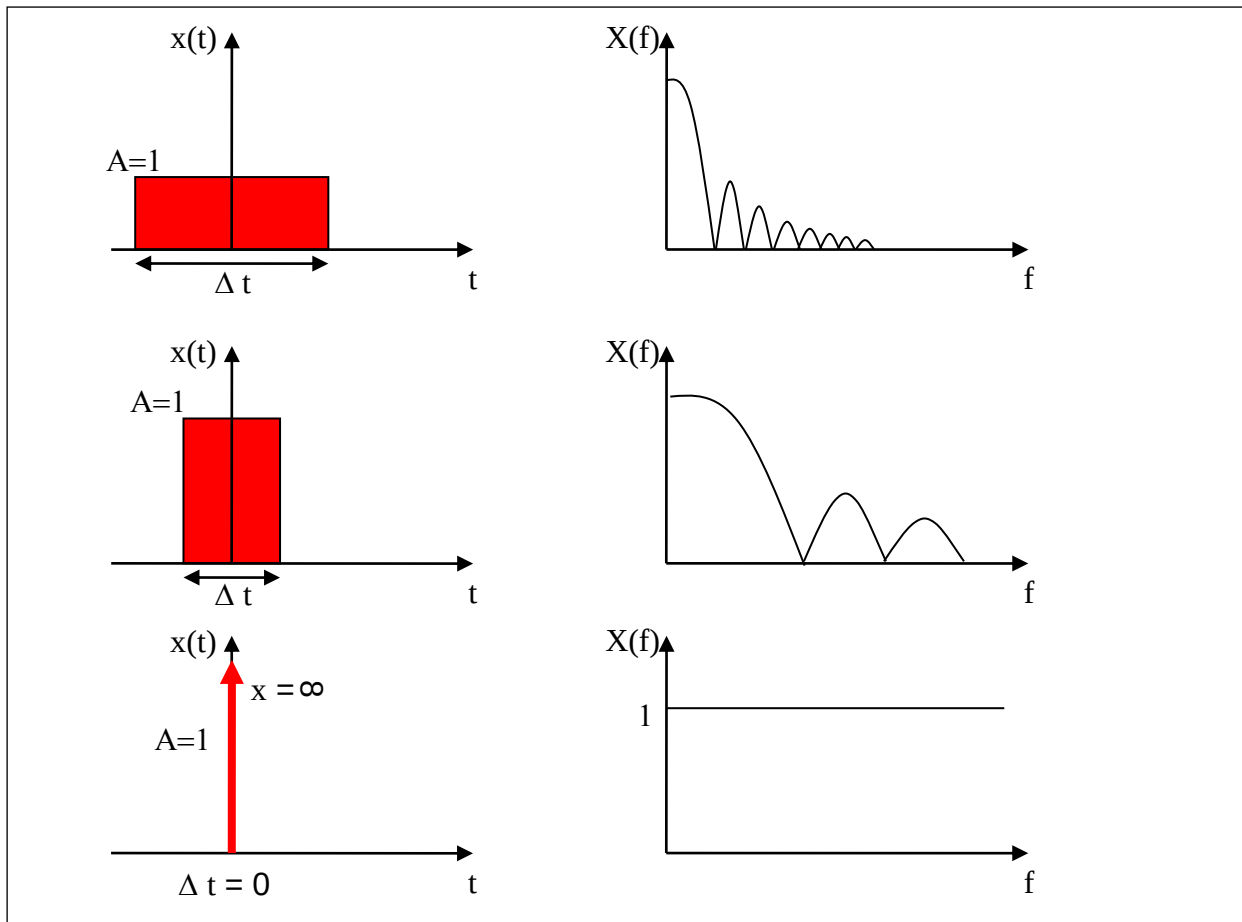


Abb. 5.1: Spektren verschiedener Rechteckimpulse

Es handelt sich also um sehr kurze, rasch aufeinander folgende Stöße. Anhand des Dirac'schen Stoßes lassen sich die bei den Messungen auftretenden breiten Frequenzbänder, erklären.

In Abbildung 5.1 sind die Frequenzspektren verschiedener Rechteckimpulse dargestellt, wobei die unterschiedlichen Impulse immer die gleiche Fläche A aufweisen. Der Grenzwert, die so genannte Dirac'sche δ -Funktion, wird in der dritten Darstellung gezeigt. Ihre Definition lautet:

$$\delta(x) = \begin{cases} \infty, & X = 0 \\ 0, & X \neq 0 \end{cases} \quad (5.5)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} \delta(x) dx = 1 \quad (5.6)$$

Man kann im Frequenzspektrum erkennen, dass der Dirac'sche Stoß eine gleichmäßige Erregung im gesamten Frequenzbereich, auch Breitbanderregung genannt, zur Folge hat.

Der Dirac'sche Stoß ist nur ein theoretischer Stoß. Stöße infolge der Kollision mechanischer Komponenten (zum Beispiel beim Zahnradeingriff) erzeugen aufgrund ihrer endlichen „Härte“ bei weitem kein so breitbandiges Spektrum. Anders sieht es bei

Materialversagen sowie chemischen oder kristallphysikalischen Effekten aus. Hierbei können Stöße induziert werden, welche dem Dirac'schen Stoß und dessen Breitband-erregung sehr nahe kommen.

Die in diesem Kapitel dargestellten Effekte sind jedoch im Allgemeinen eher als schwach einzustufen. Dies bedeutet, dass eine Beobachtung nur mit einem geringen Störgeräuschanteil erfolgen kann. Abbildung 5.2 stellt das grundlegende Modell der Geräuscherzeugung an Maschinen laut Norm EN ISO 11688-1 dar. Da in der Norm die Schallemission als unerwünschte Belästigung für die Umgebung betrachtet und sie nicht als zu nutzende Größe behandelt wird, werden die Schallentstehungen am Schneidkeil aufgrund ihrer geringen Intensität nicht dargestellt. Dennoch gibt das Modell einen guten Überblick über die Anteile einer Schallemission von Maschinen.

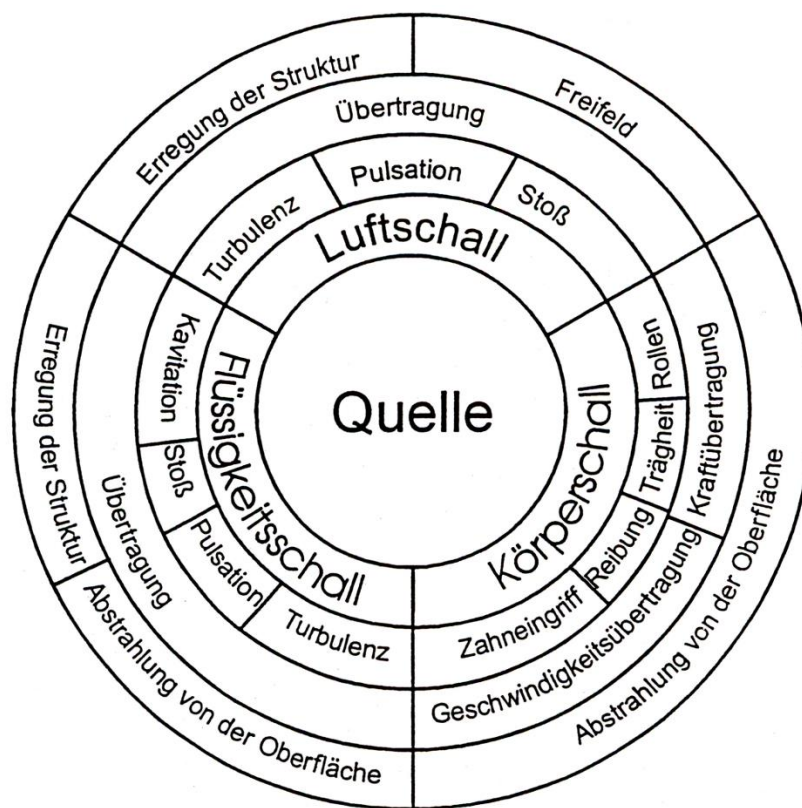


Abb. 5.2: Modell der Geräuscherzeugung in Maschinen nach EN ISO 11688-1

Werden die Schallemissionen an der klassischen Bearbeitungsmaschine betrachtet, ist festzustellen, dass diese eher niederfrequent sind. Dies lässt sich mit Hilfe der Fourier-Transformation nachweisen. Die Fourier-Transformation ist ein mathematisches Verfahren, mit dem Signale aus dem Zeitbereich in den Frequenzbereich transformiert werden. Sie dient somit der Bestimmung des Frequenzspektrums eines zeitbezogenen Signals. Auf eine nähere mathematische Betrachtung wurde verzichtet, da die Fourier-Transformation aufgrund ihrer hohen Bedeutung in der Signalanalyse in der einschlägigen Literatur hinreichend genau beschrieben ist.

Es zeigt sich, dass das Verhältnis Störsignal zu Nutzsignal bei steigender Frequenz immer günstiger ausfällt. Daher ist es sinnvoll, die Beobachtung der Vorgänge am Schneidkeil nur in hohen Frequenzbereichen zu tätigen, da hier kaum Anregungen der Maschinenstruktur zum Tragen kommen.

Die verschiedenen Phänomene am Schneidkeil rufen fast immer sehr rasch aufeinanderfolgende stochastische Impulse hervor. Diese Impulse werden in den Scherzonen am Schneidkeil bei der Bearbeitung produziert und breiten sich in alle Richtungen mit der Schallgeschwindigkeit der Longitudinal-Welle aus. Jedoch erreicht, wenn überhaupt, nur ein Impuls auf direktem Weg den Sensor (Abbildung 5.3, Strahl 1). Alle anderen Impulse erreichen den Sensor nur nach einer oder mehreren Reflexionen und mit erheblicher Verzögerung (Abbildung 5.3, Strahl 2). Der Sensor registriert somit eine große Anzahl an Signalen, welche sich von der Frequenz, der Phase, der Amplitude und in Folge von Interferenzen untereinander unterscheiden. Ein am Entstehungsort scharfes Signal wird vom Sensor als mehr oder weniger breitbandiges Rauschen registriert. Dieser Effekt tritt umso stärker auf, je größer der Abstand des Schallemitters zum Sensor und je geringer die Materialdämpfung ist.

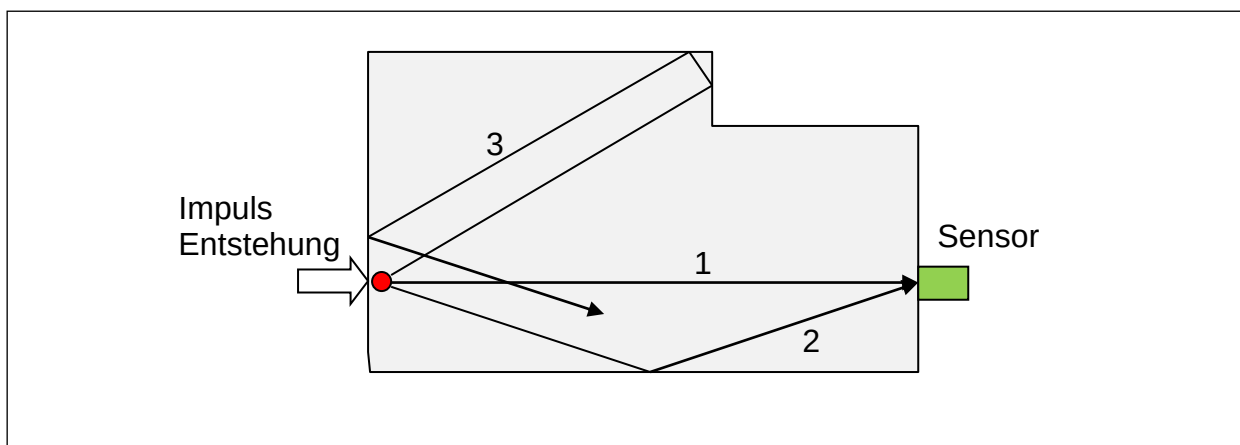


Abb. 5.3: Schallausbreitung im Festkörper

Trifft eine Longitudinal-Welle nun auf eine Grenzfläche (der Werkstückoberfläche) wird ein Teil reflektiert und ein Teil in verschiedenartige Oberflächenwellen umgewandelt. Dieser Effekt erleichtert die Sensoranbindung erheblich, da nur solche Longitudinal-Wellen detektiert werden, die nahezu direkt oder mit nur geringer Reflexion auf den Sensor treffen. Bei wiederholten Reflexionen und langen Wegen verschwindet die Wellenenergie durch Dämpfung fast vollständig. In der Praxis trifft generell nur wenig Wellenenergie direkt auf den Sensor. Misst man jedoch direkt die Oberflächenwellen, welche sich in alle Richtungen an der Oberfläche ausbreiten, ist es viel einfacher, energiestarke Signale zu detektieren. Dennoch ist die Reichweite der Oberflächenwellen gering genug, um ein übermäßiges Verschleifen der Signale zu verhindern.

Wegen der einfacheren Messbarkeit und dem Fehlen der Dispersion hat es sich bewährt, Rayleigh-Wellen zu detektieren. Die Körperschallsensoren sind nach dem Piezo-Scherprinzip aufgebaut und speziell für Rayleigh-Wellen sensibel.

5.2 Körperschallmesskette

Der zu betrachtende Kernpunkt der gestellten Aufgabe ist der richtige Aufbau der messtechnischen Kette. PC-basierende Lösungen bieten hier die Möglichkeit, einen möglichst flexiblen Aufbau zu gewährleisten. Dies setzt jedoch gerade in der Körperschallabtastung sehr schnelle Analog-Digitalwandler voraus. Nur so kann garantiert werden, dass die Daten mit entsprechender Geschwindigkeit in den Rechner eingelesen werden können.

Unter Messung versteht man die quantitative Bestimmung des Wertes einer Messgröße. In der Physik und den Ingenieurwissenschaften handelt es sich bei der Messgröße stets um eine physikalische Größe. Messungen erfolgen durch Vergleich mit einem Normal, welches eine Grundeinheit verkörpert.

Zur Gewinnung der Messinformation müssen meist mehrere Schritte durchlaufen werden. Dies ist bei der Bestimmung einer von den Grundeinheiten abgeleiteten Einheit notwendig, oder wie im vorliegenden Fall, wenn die Messdaten in elektronischer Form vorliegen sollen. Dabei ist aber der Schritt der Digitalisierung zu beachten.

Eine Messkette, wie in Abbildung 5.4 dargestellt, ist die Summe aller Einzelkomponenten, welche es ermöglicht, von einer physikalischen Größe zum Messwert zu gelangen. Jedes einzelne Glied der Messkette stellt eine potenzielle Fehlerquelle dar. Deshalb sind umfangreiche Anpassungsarbeiten nötig, um ein möglichst unverfälschtes Messsignal erhalten zu können. Die größten Einflussmöglichkeiten hat man bei der Messwertwandlung und bei der Messwertumformung. Die zu beeinflussenden Parameter sind dabei unter anderem der Nullabgleich (Offset), die Verstärkung (Gain) und der Signalverlauf (Linearität und Hysterese).

Trotz aller Bemühungen innerhalb der Messkette, möglichst Einflüsse zu korrigieren, bleibt eine Messung grundsätzlich fehlerbehaftet. Daher ist in der Messtechnik das Ergebnis mit einer entsprechenden Unsicherheit (Messunsicherheit) zu behaften und zu berücksichtigen.

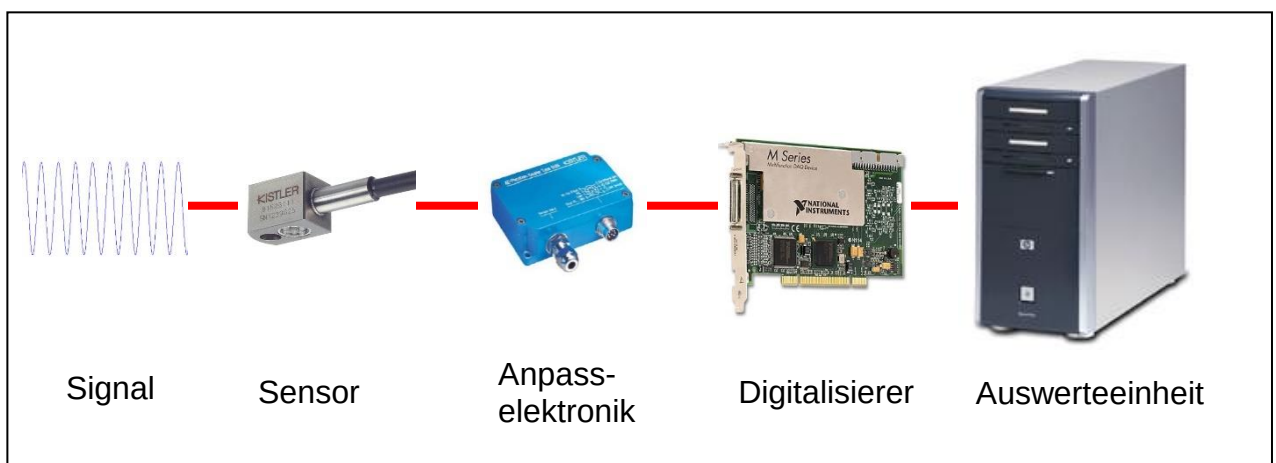


Abb. 5.4: Körperschallmesskette

Die Auswahl der Einzelkomponenten der Messkette erfolgt nach folgenden Gesichtspunkten:

- Wertebereich der Messgröße
- Dynamik der Messgröße
- maximal zulässiger Messfehler
- Kosten

In einer umfangreichen, im Labor durchgeführten Untersuchung wurde ein Anforderungsprofil an eine im industriellen Umfeld auf Dauer lauffähige Messkette definiert. Für den Prototyp wurde zwecks der Flexibilität ein PC-basierendes System gewählt. Ein späterer Umstieg auf ein industrietaugliches System sollte jedoch stets im Auge behalten werden. Mit modernen Computern und der entsprechenden Software ist auch eine schnelle Verarbeitung in Echtzeit möglich.

Aus vorangegangenen Ergebnissen kann abgeleitet werden, dass ein Frequenzbereich von 5 kHz – 200 kHz für eine Bohrerzustandsüberwachung ausreichend ist. Darüber hinaus ist gerade beim Tiefbohren, bedingt durch den großen Abstand zwischen Sensor und Schallemitter, eine hohe Empfindlichkeit gefordert. Eine lineare Sensor-Kennlinie ist allerdings keine zwingende Voraussetzung. Da die Maschine selbst einen großen Einfluss auf das Messergebnis hat, ist es unbedingt notwendig, bei der Systeminstallation einen Lernzyklus vorzunehmen, bei dem die Nicht-Linearität des Sensors gemessen wird.

In den zugrundeliegenden Versuchsaufbauten wurde ein Körperschallsensor des Typs Kistler 8152B111, wie in Abbildung 5.5 dargestellt, mit den Spezifikationen laut den Abbildungen 5.6, 5.7 und 5.8 ausgewählt:



Abb. 5.5: Körperschallsensor 8152B, Fa. Kistler

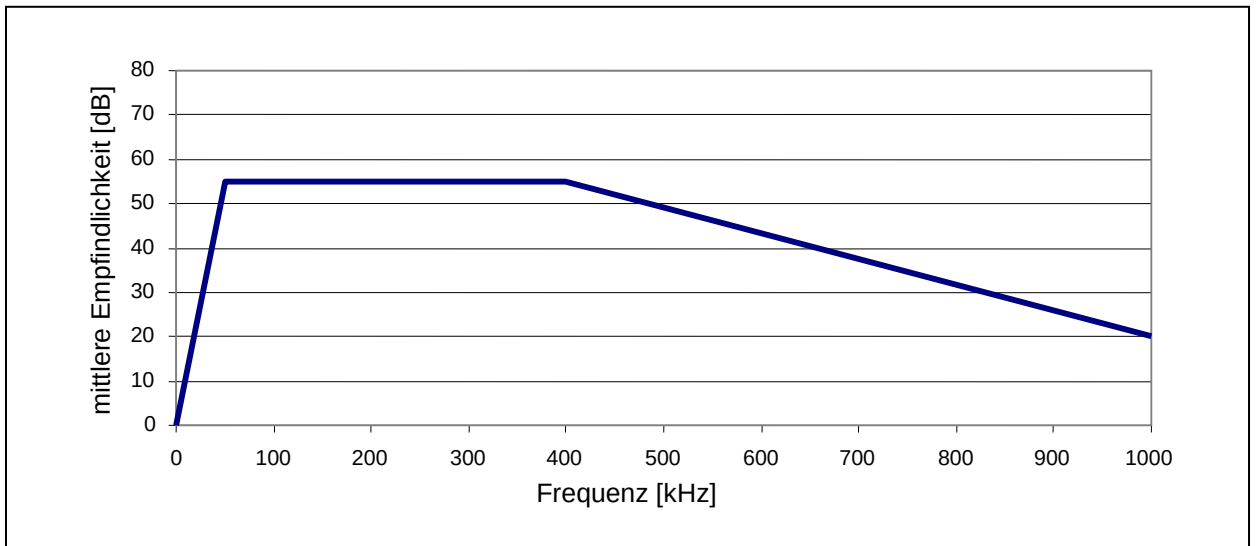


Abb. 5.6: Frequenzgang für Kistler 8152B11 Körperschallsensor, Quelle: Kistler Instrumente AG

Kenndaten	Kennzeichnung	Wert
Empfindlichkeit	dB (ref 1V(m/s))	57
Frequenzbereich (± 10 dB)	kHz	50 - 400
Umgebungseinflüsse:		
Überlast Schock (0,5ms Puls)	g_{pk}	2000
Betriebstemperaturbereich	$^{\circ}\text{C}$	-40 ... 60
Ausgang		
Ruhespannung nom.	V (DC)	2,2
Widerstand	Ω	< 10
Spannung (Vollbereich)	V	± 2
Strom	mA	2
Speisung		
Spannung (Kuppler)	V (DC)	5 ... 36
Konstantstrom	mA	3 ... 6
Konstruktion		
Messelement	Typ	Keramik
Gehäuse / Basis: Werkstoff		Niro
Schutzart (Norm DIN 40057)		PUR: IP 65
Gewicht (ohne Kabel)	g	29

Abb. 5.7: Kenndaten für Kistler 8152B111 Körperschallsensor, Kistler Instrumente AG

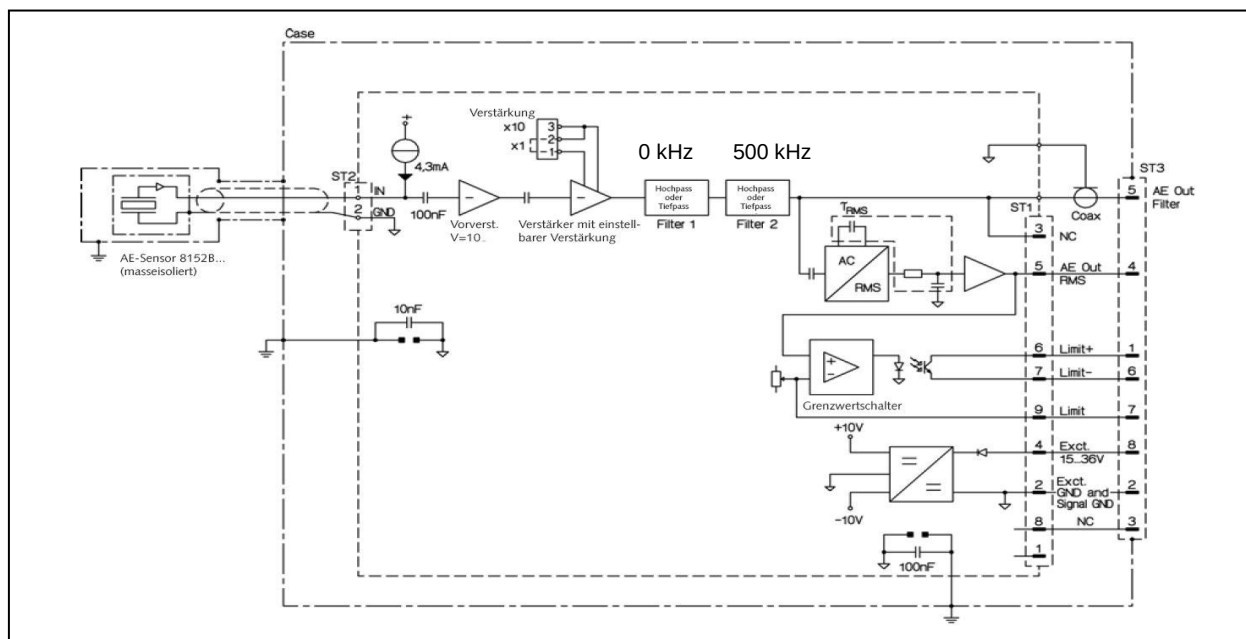


Abb. 5.8: Schaltschema für Kistler 8152B11 Körperschallsensor und Kuppler, Kistler Instrumente AG

Abbildung 5.6 zeigt die höchste Empfindlichkeit des Körperschallsensors im Frequenzbereich von 50 kHz - 400 kHz. Der gegenständliche Sensor ist zwar mit abnehmender Empfindlichkeit bis 1000 kHz verwendbar und deckt somit nach oben hin den geforderten Frequenzbereich ab. Zwischen 5 kHz und 50 kHz kann die hohe mittlere Empfindlichkeit ausgenutzt und die Nicht-Linearität kompensiert werden. Dadurch konnte man verwertbare Ergebnisse bis unter 3 kHz erreichen. Wie in Abbildung 5.8 dargestellt wurde im Kuppler an der Stelle des Hochpassfilters eine Filterbrücke eingesetzt und der Tiefpassfilter wurde mit einem Filter von 500 kHz bestückt.

Sensoren anderer Hersteller, z.B. der Firmen Prometec, Nordmann oder Dittel, erwiesen sich als gleich effektiv. Der Sensor der Firma Kistler wurde nur aufgrund seiner Bauart ausgewählt.

Um das Abtast-Theorem zu erfüllen, muss die Abtastfrequenz größer sein als das Doppelte der höchsten, im Messsignal enthaltenen Frequenzkomponente. Wird das Abtast-Theorem nicht erfüllt, geben die Abtastwerte das Messsignal nicht eindeutig wieder. Geht man davon aus, dass der Tiefpassfilter im Kuppler die vom Sensor übertragenen Frequenzkomponenten auf maximal 500 kHz beschränkt, ist daher ein Analog-Digital-Wandler mit einer Abtastfrequenz von über 1 MHz zu verwenden.

5.3 Versuchsaufbau zur Detektion der Schallemitter

Wie in Kapitel 5.1 dargelegt wurde, erfolgt die Schallentstehung vor allem durch folgende Effekte:

- Umformungsvorgänge durch Versetzungsbewegungen sowie Zwillingsbildung
- Phasenumwandlungen wie martensitische Umwandlungen

- Risseinleitung und Rissausbreitung

Diese sollen hier näher betrachtet werden.

Bei dem im Versuch benutzten austenitischen Cr-Mn-Stahl (P556) ist eine Phasenumwandlung bei Temperaturen, welche am Schneidkeil auftreten, praktisch nicht möglich. Söhner [89] und Viergge [27] beschreiben Temperaturen von maximal 500°C. Risse [90] wies bei Wendelbohrern nach, dass die höchsten Temperaturen an den Randphasen auftreten, vergleiche dazu Abbildung 3.20. Chemische Umwandlungen als Schallemitter können somit bei diesem Versuchsmaterial ausgeschlossen werden. Reibungseffekte am Bohrkopf bzw. -schaft sind niederfrequente Schallemitter. Dies haben Messungen bei drehendem Bohrer im Bohrloch ohne Schnitteingriff bestätigt.

Rissausbreitung und Umformvorgänge durch Zwillingsbildung können dagegen, wie bereits in den Kapiteln 4.1 und 5.1 beschrieben, Kettenreaktionen in Schallgeschwindigkeit auslösen und sich gegenseitig beeinflussen. Daher wurden zwei sich unterscheidende Versuchsreihen durchgeführt, die immer nur einen der beiden Effekte versuchstechnisch zugänglich machen. Zum einen wurde auf das Prinzip des Biegeversuche zurückgegriffen, zum anderen auf das von Zugversuchen.

Wie in der Abbildung 5.9 dargestellt wurden Umformvorgänge infolge Versetzungsbewegungen sowie Zwillingsbildung durch Biegen des Werkstoffes ausgelöst und diese gemessen. Die Aufzeichnung der Schallemission bei der Rissausbreitung wurde durch Abreißen eines Steges realisiert.

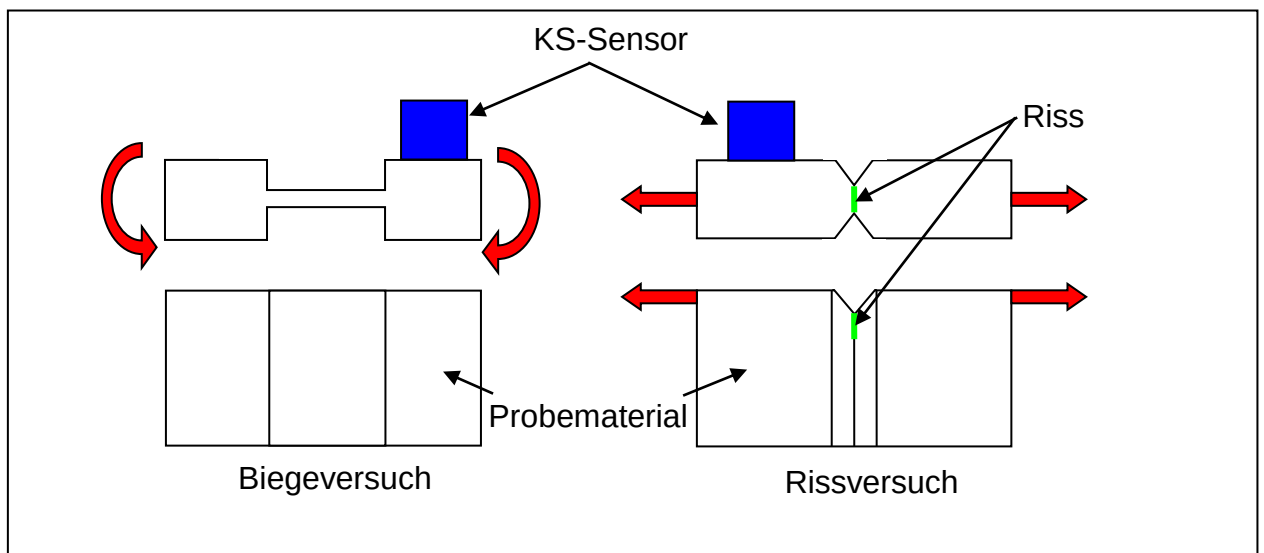


Abb. 5.9: Biege- und Rissversuch

Dabei wurden die Proben mit Spannbacken fixiert und mittels einer hydraulischen Presse entsprechend den Anforderungen gebogen bzw. gebrochen (siehe dazu Abbildung 5.10). Um die bestmögliche Ankopplung zu erzielen, wurde der Körperschallsensor eingefettet auf die Probe geschraubt. Aus Sicherheitsgründen wurde der Sensor zwischen den Spannbacken positioniert.

Es wird die in Kapitel 4.2 beschriebene Rayleigh-Welle gemessen, welche sich aufgrund ihrer einfacheren Messbarkeit und dem Fehlen der Dispersion allgemein für solche Anwendungen bewährt hat. Auf eine besondere Positionierung aufgrund der Wellenausbreitung in der Probe muss keine Rücksicht genommen werden, solange sich der Sensor hinreichend nahe am Schallemitter befindet. Wie schon in Kapitel 5.2 beschrieben ist der eingesetzte Sensor speziell auf Rayleigh-Wellen sensibel.

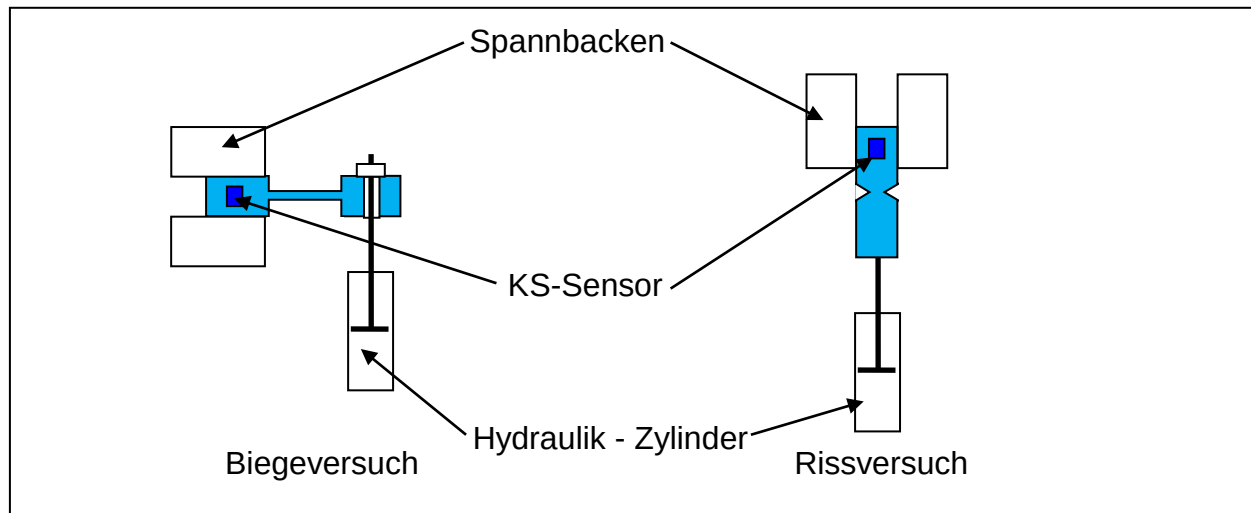


Abb. 5.10: Versuchsaufbau für Biege- und Rissversuch

Durch die Durchführung mit verschiedenen Materialien konnten die Eigenfrequenzen der Versuchsaufbauten klar erkannt werden. Außerdem, wie schon in Kapitel 5 beschrieben, sind breite Frequenzspektren infolge Dirac-ähnlicher Stöße zu erwarten. In Abbildung 5.11 und 5.12 sind die Frequenzspektren der Versuche für das Material P556 dargestellt. Beim Biegeversuch kann durch entsprechend moderate Biegewinkel und –anzahl Rissbildung ausgeschlossen werden. Beim Rissausbreitungsversuch hingegen ist ein Anteil an Zwillingsbildung und Reibungserscheinung an den Rissflächen nicht auszuschließen. Ergänzende Untersuchungen auf dem Prinzip der Scherung haben gezeigt, dass die Frequenzbänder beim Biegeversuch identisch sind. Das lässt darauf schließen, dass bei der Biegung sowie bei der Scherung die Zwillingsbildung der vorherrschende Schallemitter ist.

Die rot markierten Frequenzbänder, wie sie in Abbildung 5.11 und 5.12 dargestellt sind, können nun eindeutig der Rissausbreitung und dem Umformen durch Zwillingsbildung zugeordnet werden. Die Schallemissionen durch Rissbildung sind stets schwächer, als die infolge der Umformung. Die weiteren Frequenzspektren sind den Eigenfrequenzen des Versuchsaufbaues zuzuordnen. Um dem Problem der Ankopplung Rechnung zu tragen, wurde die Amplitude auf die maximal gemessene Störsignalleistung normiert.

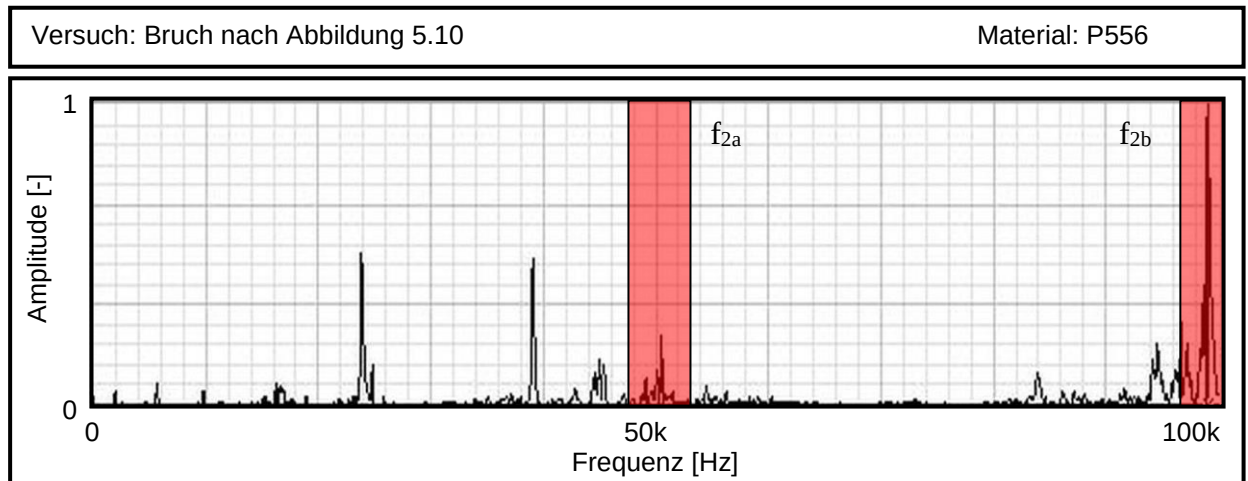


Abb. 5.11: Spektrum bei Rissausbreitung, Versuch nach Abbildung 8.1

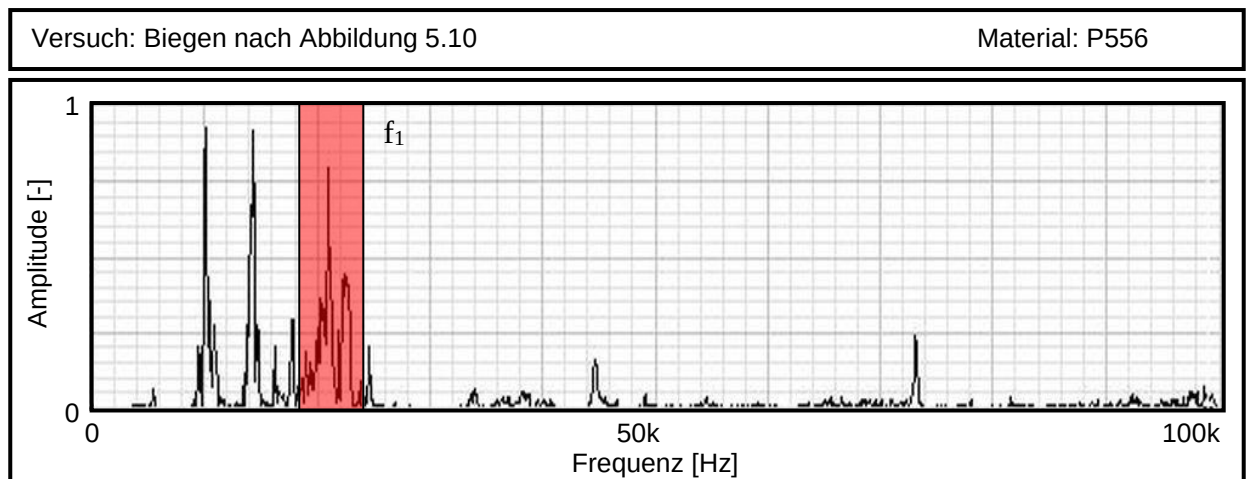


Abb. 5.12: Spektrum bei Biegung, Versuch nach Abbildung 8.1

In Tabelle Abbildung 5.13 sind die aus Versuchen detektierten Frequenzbänder der Nutzsignale für die verschiedenen Versuchsmaterialien dargestellt. Während die Signale für die Biegung f_1 immer eindeutig gemessen werden können, trifft dies für die Signale der Rissausbreitung f_2 eher nicht zu. Die angegebenen Frequenzen sind die jeweils höchste Amplitude eines Bandpasses von $\pm 0,5$ kHz.

Kurzname	Werkstoff Nr.	Vorbehandlung	Schall- geschwindigkeit Longitudinal c [m/sec]	Signale beim Biegen	Signale beim Brechen [kHz]	
				f ₁ [kHz]	f _{2A} [kHz]	f _{2B} [kHz]
AlCuMg 1	3.1325	kalt ausgehärtet	6300	12	421	421
Al 99,5	3.0255	warm gewalzt	6380	34	-	-
AlSi9Cu3	3.2163.05	kalt ausgehärtet	6280	12	-	-
2C45	1.1191	gezogen	5890	17	48	124
X5CrNi1810	1.4301	gezogen	5740	46	110	379
27MnCr 5	1.7182	kaltfließgepresst	5920	38	98	147
St 37	1.0037	gewalzt	5850	23	-	-
P530		kalt geschmiedet	5840	22	58	86
P556		kalt geschmiedet	5830	19	51	98
P580		kalt geschmiedet	5830	20	57	88; 175
P750		kalt geschmiedet	5830	20	56	73
Incoloy 925	2.4662	warm geschmiedet	5760	21	-	-

Abb. 5.13: Gemessene Frequenzen für verschiedene Versuchsmaterialien

Die Vergleichstests mit unterschiedlichen Materialien haben im Weiteren ergeben, dass die Positionen der Frequenzbänder sehr stark materialabhängig sind. Bei niedrig legierten Stählen bzw. weichem Aluminium konnten zum Beispiel keine Frequenzbänder infolge der Rissausbreitung bestimmt werden. Dies ist jedoch auf die relativ niedrige maximale Umform- und Rissgeschwindigkeit im Experiment zurückzuführen.

Diese Messungen unter Laborbedingungen zeigen, dass jeder Werkstoff bei der Bearbeitung neben unzähligen Störgeräuschen einen eindeutigen akustischen Fingerabdruck abgibt. Die abgegebenen detektierten Körperschallfrequenzen hängen zwar in erster Linie vom Werkstückwerkstoff ab, sind jedoch auch durch die Zustände am Schneidkeil definiert.

6 Grundlagenuntersuchung

6.1 Spanwurzeluntersuchungen

Zur Analyse der Spanbildung und des Werkstoffverhaltens in der Wirkzone wurden Methoden entwickelt, die das Verformungsgeschehen vor dem Schneidkeil visualisieren. Diese sind nach [64] die:

- Schnittunterbrechung
- die Mikrokinematographie und
- die Simulation mit numerischen Methoden (FEM, ...)

Diese Untersuchungen liefern Informationen über die plastische Verformung in der Spanbildungszone, die Lage der Scherebene und über die Spanbildungsart. Die Spanbildungsuntersuchung liefert somit die Basis für die chemischen und mikrophysikalischen Verhältnisse in der Spanbildungszone.

Bei der Schnittunterbrechung wird durch eine entsprechende Vorrichtung eine abrupte Trennung des Werkstücks und Werkzeugs im Schnitt herbeigeführt. Es kann die Schnittwurzel entnommen und nach einer metallographischen Präparation eine Analyse mittels Mikroskop durchgeführt werden [65]. Die abrupte Trennung der Werkzeug-Werkstückpaarung erfolgt meist über eine Sollbruchstelle. Neben der Problematik der endlichen Werkzeug- oder Werkstückbeschleunigung wird auch meist durch den Abtrennvorgang eine nicht der Realität entsprechende Schnittwurzel erzeugt. Die Methode der Schnittunterbrechung ist zumindest bei Drehprozessen eine anerkannte Methode der Visualisierung. Laut Klose [65] darf der maximal zulässige Bremsweg 10% der Spanungsdicke nicht überschreiten. Nach der Gleichung 6.1 lässt sich die notwendige Beschleunigung ermitteln.

$$a = \frac{v_c^2}{2\Delta x} \quad (6.1)$$

v_c sei die Schnittgeschwindigkeit und Δx der Bremsweg.

Zur Demonstration der notwendigen Beschleunigung wird als Beispiel eine Zerspanung mittels Einlippenbohrer in austenitischen Edelstählen gebracht. Angenommen sei eine Schnittgeschwindigkeit $v_c = 36 \text{ m/min}$ und eine Spanungsdicke $h = 0,014 \text{ mm}$. Dies entspricht einem maximal zulässigen Bremsweg von $\Delta x = 0,0014 \text{ mm}$.

Hieraus lässt sich die notwendige Beschleunigung entsprechend Gleichung 6.1 von $a = 4,8 \times 10^8 \text{ m/min}^2$ errechnen. Zum Vergleich: ein Projektil in einem Gewehrlauf wird mit ca. $a = 1 \times 10^9 \text{ m/min}^2$ beschleunigt.

Es ist leicht ersichtlich, dass es eines gewaltigen Impulses bedarf, um beim Bohren die relativ großen Massen zu beschleunigen.

Nach Enderle [66] wurde unter anderem das Werkstück mittels einer Treibladung auf Bohrerndrehzahl beschleunigt und gleichzeitig abgehoben. Diese Methode wurde zwar angedacht, jedoch aufgrund der zu erwartenden schlechten Reproduzierbarkeit nicht

realisiert. Daher wurde basierend auf Buda [67] ein Verfahren entwickelt, welches eine minimale Masse durch die Schnittkraft selbst beschleunigt.

Das Prinzip ist in Abbildung 6.1 dargestellt. In einem Steg des Werkstückes wird eine Sollbruchstelle eingebracht. Diese wird anschließend durch eine lineare Stoßbewegung mit den entsprechenden Schnittparametern zerspannt, bis der verbleibende Restquerschnitt an der Sollbruchstelle so klein ist, dass die zulässige Spannung überschritten wird, ein Bruch an dieser Stelle eintritt und das Segment mitsamt der Spanwurzel vom Werkstück abreißt. Die Werkzeuggeometrie entspricht der Bohrergeometrie, und die Schnittgeschwindigkeiten werden bis zur Nennschnittgeschwindigkeit variiert. Dies entspricht zwar nicht ganz den Verhältnissen am Bohrer, nähert die Zerspanungsbedingungen aber hinreichend gut an.

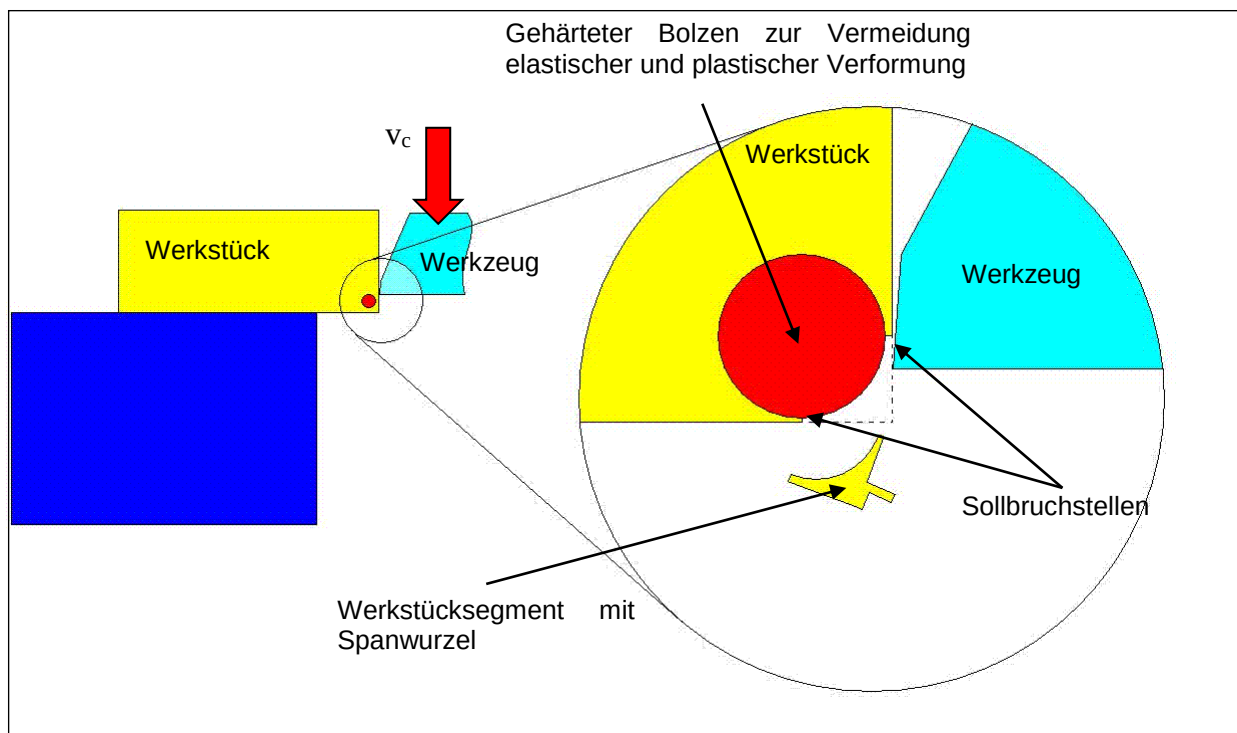


Abb. 6.1: Aufbau der Schnittkraftunterbrechung

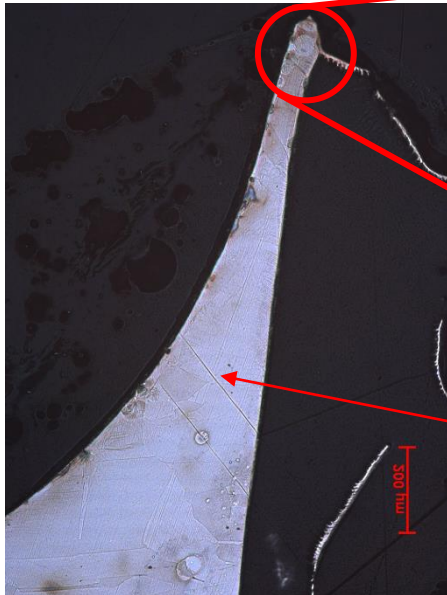
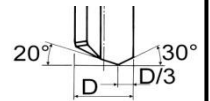
In Abbildung 6.2 ist eine reale Spanwurzel dargestellt, die nach dieser Methode erzeugt wurde. Die Aufnahme ist jedoch makroskopisch. Die eigentliche Auswertung erfolgt im REM nur im Bereich der Scherebene, wie in Abbildung 6.3 dargestellt ist. Parallel zur Spanwurzelgewinnung konnten auch die Spektren des Körperschalls, welcher durch den Schnitt entsteht, unter Laborbedingungen aufgezeichnet werden.

In Abbildung 6.3 ist eine Spanwurzel eines austenitischen Cr-Ni-Stahls dargestellt, bearbeitet mit einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 36$ m/min und einem Vorschub von $h = 0,01$ mm/U, einem prozessbedingten Einstellwinkel $\gamma = 0^\circ$ und mit einer Schneide eines Einlippenbohrers mittleren Verschleißzustandes. Jedoch selbst wenn man das in der Praxis übliche Prozessfenster durch Variation der Schnittparameter mit Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 18$ m/min bis $v_c = 36$ m/min und mit Vorschüben von $h = 0,005$ mm/U bis $h = 0,02$ mm/U abbildet, ergibt sich immer annähernd ein ähnliches Bild mit einem Scherwinkel Φ von ca. 16° .

Versuch: Schnittkraftunterbrechung nach Abbildung 6.1

Material: P556

Bohrer $\varnothing = 10$ mm, Form nach Abb. 6.14, $v_c = 36$ m/min, $h = 0,01$ mm/U, $\gamma = 0^\circ$



Werkstücksegment mit
Spanwurzel

Abb. 6.2: Makroskopische Aufnahme einer Spanwurzel

Versuch: Schnittkraftunterbrechung nach Abbildung 6.1

Material: P556

Bohrer $\varnothing = 10$ mm, Form nach Abb. 6.14, $v_c = 36$ m/min, $h = 0,01$ mm/U, $\gamma = 0^\circ$

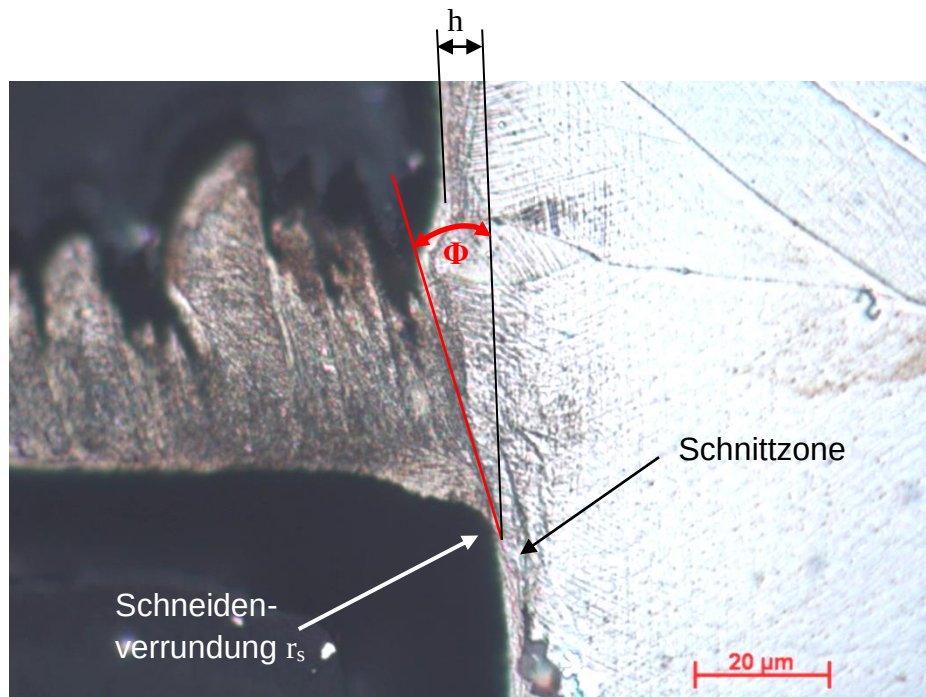
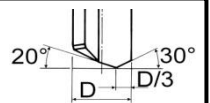


Abb. 6.3: Schliffbild der Spanwurzel aus Abbildung 6.2

Im Span sind die Körner und Scherbänder zu erkennen (vergleiche Abbildung 6.3). Auffällig ist hier die große Schneidenverrundung. Obwohl der Bohrer einen mittleren Verschleißzustand aufweist, entspricht der Verrundungsradius annähernd dem Vorschubwert h . Erwähnenswert ist, dass bei einem relativ verschlissenen Bohrer durch Schneidkantenausbruch wieder ein sehr kleiner Verrundungsradius entsteht. Der Spanwinkel γ jedoch ist negativ. In Kapitel 7.8 wird dargelegt, welchen hohen Einfluss dies auf die Zerspankraft hat.

Beim Scherspan bilden sich in periodischer Folge einzelne Scherspannelemente durch Haftreibung und Aufstauchung des Werkstoffes an der Scherfläche, einerseits und infolge der zunehmenden Zerspankraft. Bei kleinen Vorschüben und starken Schneidenverrundungen entstehen stark negative Spanwinkel (siehe Abbildung 6.4). Der Werkstoff unterliegt in diesem Bereich einer hohen Druckbeanspruchung, sodass sich an der Schnittfläche im Werkstück eine Fliesszone bildet. Man spricht in diesem Fall von einem schabenden Schnitt. Hier entsteht der Span an der Schneidenverrundung vor der Freifläche im Bereich großer negativer Spanwinkel. Der Werkstoff staut sich hier auf und schiebt sich in der Form von Scherspannelementen über die abgerundete Schneide ohne die Spanfläche zu berühren. Beim Einlippenbohren mit seinen kleinen Vorschüben und den im Verhältnis dazu, großen Schneidenverrundungen tritt genau diese Spanbildung auf.

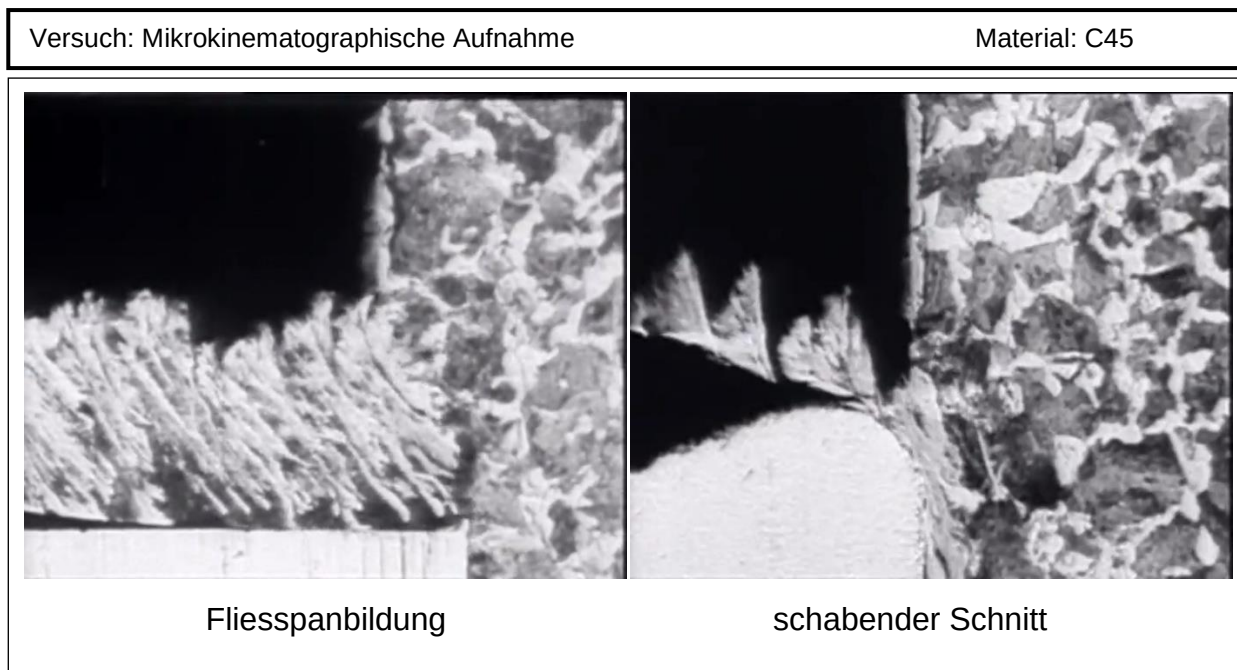


Abb. 6.4: Mikrokineamatographische Aufnahme der Spanbildung [69]

In Abbildung 6.4 ist vor dem Span die Verformung der Werkstückschnittzone gut erkennbar. Diese Verformung bewirkt fast immer eine Aufhärtung des Werkstückgefüges.

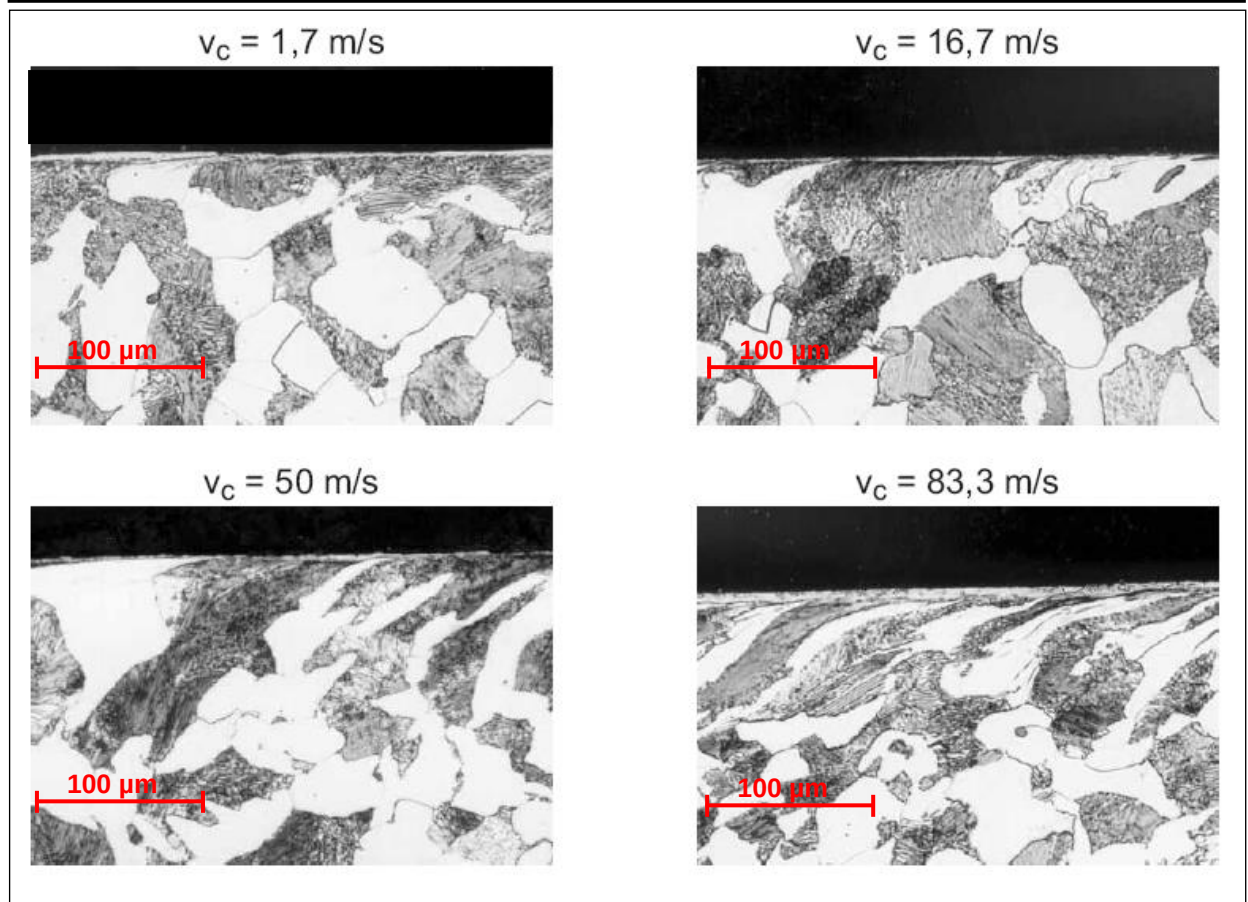


Abb. 6.5: Schliffbilder der Werkstückschnittzone von Ck45N für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten [69]

Abbildung 6.5 stellt exemplarisch bei dem Werkstoff Ck45N den Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Dicke dieser aufgehärteten Zone dar. Ist der Vorschub zu klein gewählt, erfolgt der Schnitt nach der nächsten Bohrerumdrehung genau in dieser Zone und der Bohrer wird dabei hoch belastet und stärker verschlissen. Dies ist ein sehr häufiges Ausfallkriterium gleich zu Beginn der Bohrung, wenn der Maschinenbediener zum „Anschnitten“ den Vorschub zu gering auswählt.

Im Gegensatz zum Schnittunterbrechungsverfahren kann die Mikrokinematographie Spanbildungsvorgänge im laufenden Prozess aufnehmen. Dazu wird eine polierte und geätzte Probe gegen eine Quarzglasplatte gepresst und anschließend spanend bearbeitet. Durch die Quarzglasplatte kann der Vorgang beobachtet werden [26]. Mit Hilfe einer Hochgeschwindigkeitskamera ist es möglich, auch bei hohen Schnittgeschwindigkeiten sehr gute Resultate zu erzielen. Dieses Verfahren gibt, wie in Abbildung 6.6 dargestellt wird, Aufschluss über die Rissentstehung und die Rissfortpflanzung, sowie über die Abgleitvorgänge im Werkstoff. Allerdings ist wegen der beidseitig freien Werkstückflächen und der sehr schwierigen realen Kühlung nur ein angenähertes Bild der wirklichen Zerspanung möglich.

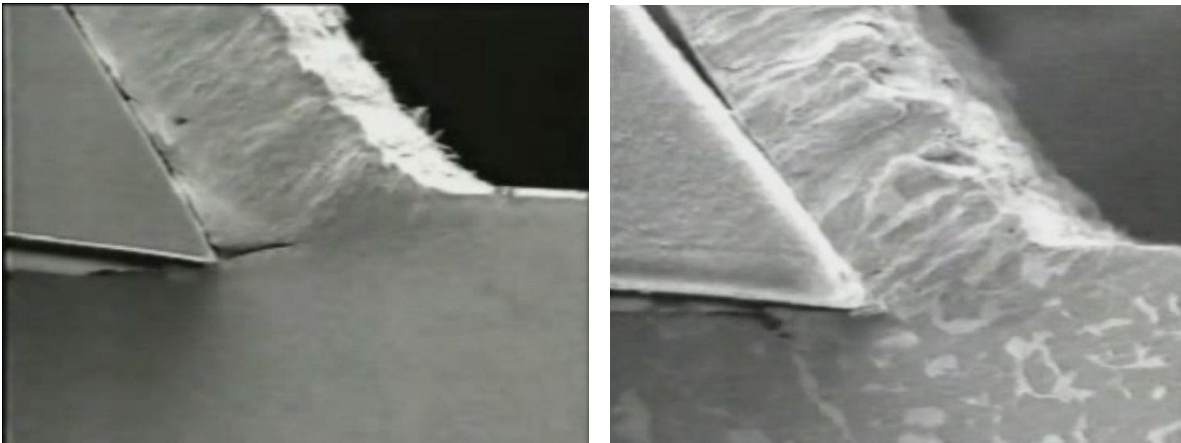


Abb. 6.6: Spanbildung im REM dargestellt [69]

Mit Hilfe der Simulation nach der Finiten Elemente Methode (FEM) lassen sich Prozessgrößen im Modell bestimmen. Noch kann die FEM aufgrund der sehr schwierig bestimmbaren Eingangsparameter wie Werkstoffkennwerte und Reibungen den empirischen Versuch nicht ersetzen. Jedoch kann man damit schwer messbare Parameter aufgrund ihrer Geschwindigkeit oder räumlichen Begrenztheit sehr gut darstellen und sich somit ein besseres Gesamtbild über den Zerspanungsprozess machen. Es ist durch die getrennte Betrachtungsweise unterschiedlicher Auswertungsvarianten möglich, den Bearbeitungsprozess in Bereichen zu optimieren, welche durch Versuche nur sehr schwer durchzuführen wären.

Es lassen sich heute bereits einfache Spanbildungsprozesse abbilden, wodurch eine Vorhersage der Spanform sowie des Temperaturverlaufs ermöglicht wird.

So sind zum einen thermische und mechanische Belastungen im Werkzeug, zum anderen aber auch die Belastungen im Werkstück berechenbar. Durch die Variation der Materialeigenschaften sind Aussagen über die Zerspanbarkeit der verschiedenen Materialien möglich. Weiter lässt sich beispielsweise die Fließspanbildung verhindern, die gegebenenfalls einen negativen Einfluss auf die Prozesssicherheit eines Bearbeitungsprozesses haben kann. Indem durch eine konstruktive Änderung der Schneidengeometrie oder Anbringung von sogenannten Spanleitstufen kürzere Späne entstehen.

6.2 Versuchsaufbau zur Detektierung der spezifischen Schallemissionen

Eine exakte Unterscheidung nach Art und Entstehungsursache der emittierten Schallsignale wird sowohl in der Literatur als auch bei allen bekannten Anwendungen, vermieden. Es hat sich aber gezeigt, dass die eindeutige Zuordnung der Entstehungsursache von eminenter Bedeutung ist.

Um Störgeräusche möglichst zu unterdrücken, wurde nicht der Tiefbohrprozess als solcher für Versuche genutzt, sondern es musste ein Versuchsaufbau realisiert werden. Dieser bildet zwar die Verhältnisse am Schneidkeil gut nach, schaltet aber ungewünschte Sekundäreffekte bestmöglichst aus.

Die Forderungen an einen Versuchsaufbau sind demnach:

- geometrische Verhältnisse am Schneidkeil müssen leicht veränderbar sein.
- Schnittparameter wie Schnittgeschwindigkeit und Vorschub müssen einstellbar sein.
- Reibungspaarungen zwischen Werkstück und Werkzeug müssen, außer am Schneidkeil selbst, ausgeschlossen werden.
- Der Versuchsaufbau muss an den eigentlichen Wirkzonen viel Platz für Beobachtungen und Versuchsanwendungen bieten.
- Der Bewegungsmechanismus des Aufbaues muss möglichst schallneutral sein.
- Der gesamte Aufbau muss möglichst steif ausgeführt sein, um Rattern und ähnliche Sekundäreffekte auszuschließen.

Der größte Anteil an Störgeräuschen entsteht durch Reibungseffekte am Bohrkopf sowie Strömungsgeräuschen des Kühlschmiermittels. Daher musste der Versuchsstand vor allem diese Geräusche ausschließen. Versuche mit einem Bohrer, welcher radial in Lagern geführt war, konnten aufgrund der starken Schallemission der Lager selbst keine zufriedenstellenden Ergebnisse liefern. Daher wurden die Versuche mit linearer Schnittbewegung wie beim Stoßen durchgeführt. Der schematische Aufbau der Versuchsdurchführung ist in Abbildung 6.7 dargestellt.

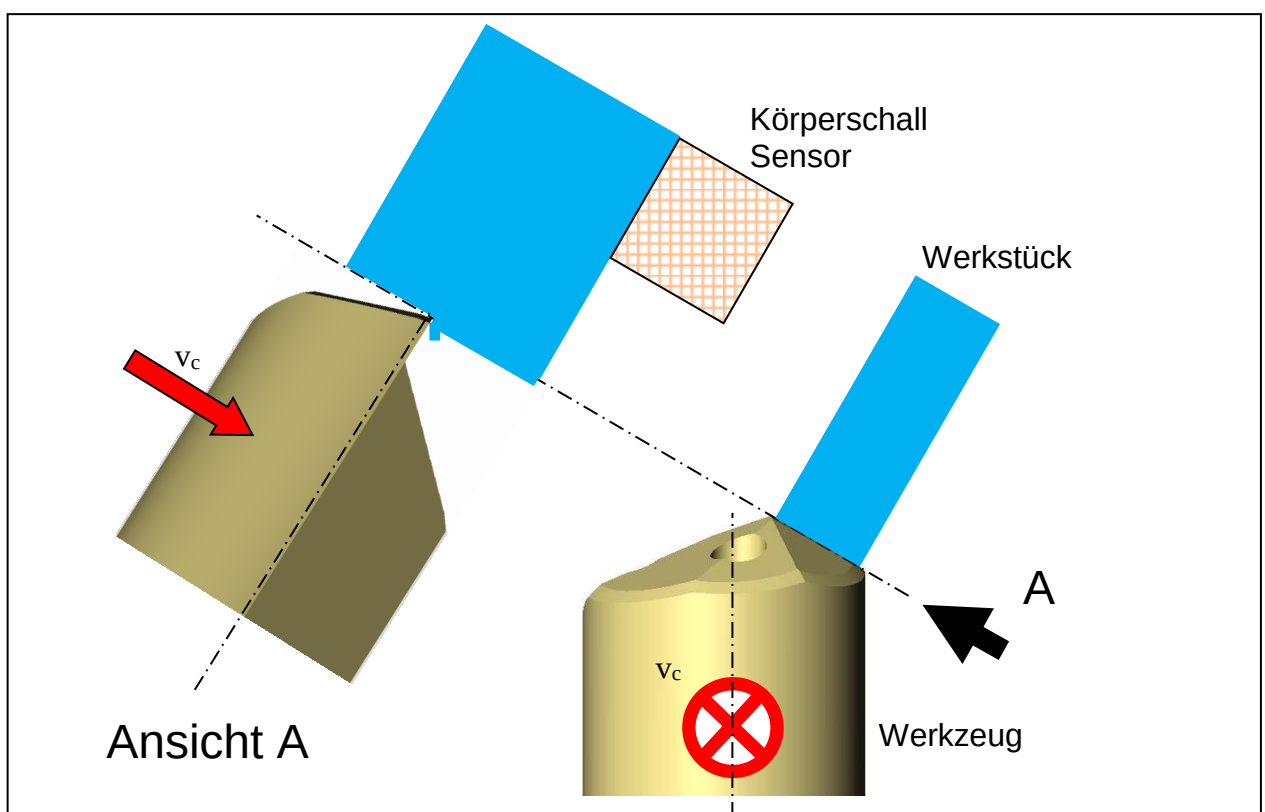


Abb. 6.7: Schematische Darstellung der Versuchsdurchführung

Als Grundaufbau wurde ein Mikrotom der Firma Jung AG (Abbildung 6.8) herangezogen. Dieser Schneideapparat, der eigentlich zur Herstellung sehr dünner Stoffschnitte, sogenannter Durchlichtpräparate, zur mikroskopischen Betrachtung entwickelt wurde, deckt die meisten der oben erwähnten Forderungen ab. Gerade die Anforderung der Steifigkeit wird sehr gut erfüllt, da in der Regel die Objekte zur Vermeidung von Deformation auf Trägern eingebettet oder eingefroren werden und somit eine beträchtliche Härte aufweisen. Dennoch muss der Schnitt extrem eben erfolgen. Des Weiteren besitzt das benutzte Mikrotom eine Vorschubeinheit, welche einen stufenlos einstellbaren Vorschub von 0 μm bis 40 μm ermöglicht. Bei den geringen Vorschüben beim Einlippenbohren ist dies ausreichend.

Bei dem gegenständlichen Mikrotom erfolgt die Hobelbewegung über einen Exzenter, welcher von einer Handkurbel angetrieben wird. Der Schnitt erfolgt bei der Abwärtsbewegung. Bei der Aufwärtsbewegung wird die Schneidenaufnahme eine Spur zurückversetzt, um keine Berührung zwischen Werkstück und Werkzeug zuzulassen. Gleichzeitig wird bei der Aufwärtsbewegung der Vorschub entsprechend der Einstellung erhöht. Am oberen Totpunkt wird die Schneidenaufnahme wieder vorgeschoben und bei der Abwärtsbewegung erfolgt ein neuerlicher Schnitt.

Um eine möglichst gute Zugänglichkeit zu gewährleisten, wurde vom Mikrotom die Einhausung entfernt. Da die ursprüngliche Schneidenaufnahme, eine relativ weiche Kugelkopfeinstellung, nicht die erwartete Steifigkeit aufgewiesen hat, wurde diese gegen einen sehr steifen Starrkörper ersetzt. Zur Einspannung des Werkzeuges wurde ein Art Schraubstock montiert. Der originale Spanntisch wurde faktisch durch einen soliden Metallblock ersetzt. Die Aufspannung des Werkstückes erfolgt mittels Spannpratzen und Unterlagsblechen.

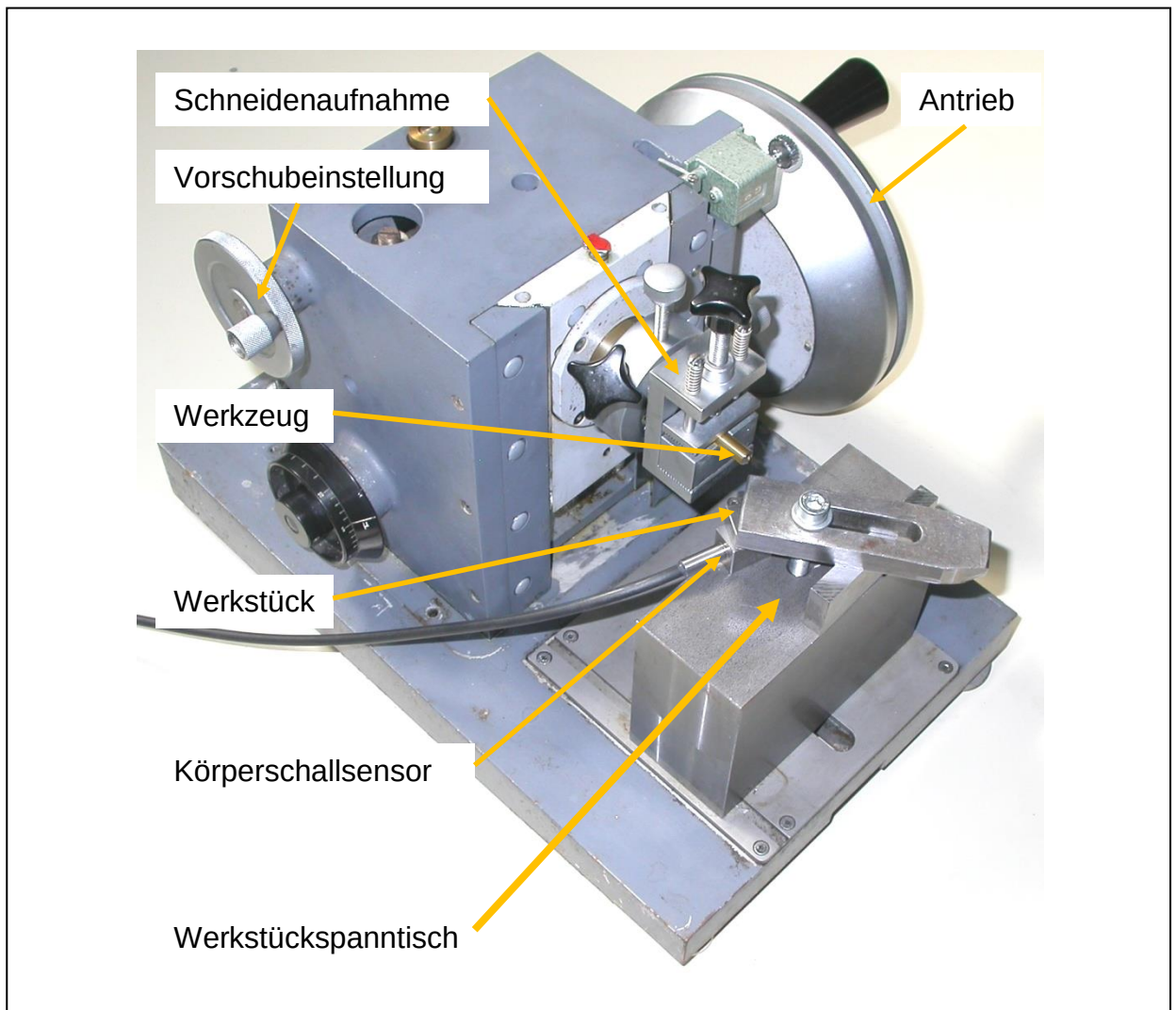


Abb. 6.8: Versuchsaufbau zur Spezifikation der Schallentstehung am Schneidkeil

Um reproduzierbare Schnittgeschwindigkeiten zu erreichen, wurde die Handkurbel durch einen drehzahlgeregelten Motor angetrieben. Der in Abbildung 6.8 dargestellte Versuchsaufbau erreicht aufgrund seiner Mechanik eine maximale Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 90 \text{ m/min}$.

Zur Evaluierung des Versuchsaufbaues werden die bei Bohrversuchen spezifischen Schallemissionen sowie die Spanformen stichprobenartig verglichen. Dazu wurde in den Versuchen darauf geachtet, dass die Eigenschwingungen des gesamten Aufbaus konstant gehalten werden konnten. Als Werkzeuge werden Einlippenbohrköpfe oder BTA-Schneidplatten benutzt. Um das Spannsystem am Versuchsaufbau optimieren zu können, wurden ausschließlich Werkstücke mit identen Abmessungen verwendet. Als Werkstückmaterial wurden Proben genommen, für welche ausführliche metallurgische Untersuchungsprotokolle vorliegen. Damit ist es möglich, Messwertstreuungen hervorgerufen durch Toleranzen in den chemischen und physikalischen Eigenschaften der Materialien im Vorfeld zu berücksichtigen.

Zur Ermöglichung des Vergleiches der Modellversuche mit dem realen Tiefbohrprozess werden zuerst die bei den unterschiedlichen Prozessen entstehenden Spanformen

betrachtet. Abbildung 3.31 in Kapitel 3.7.3 zeigt die charakteristischen Spanformen des Einlippen- und BTA- Bohrens. Charakteristisch für nahezu jeden Tiefbohrprozess ist eine abgewinkelte Schneidkante (der Äußeren und der Inneren). Dies führt dazu, dass die beiden Teilspäne aufeinander zulaufen und sich gegenseitig verformen, wie in Abbildung 6.9 gezeigt wird.

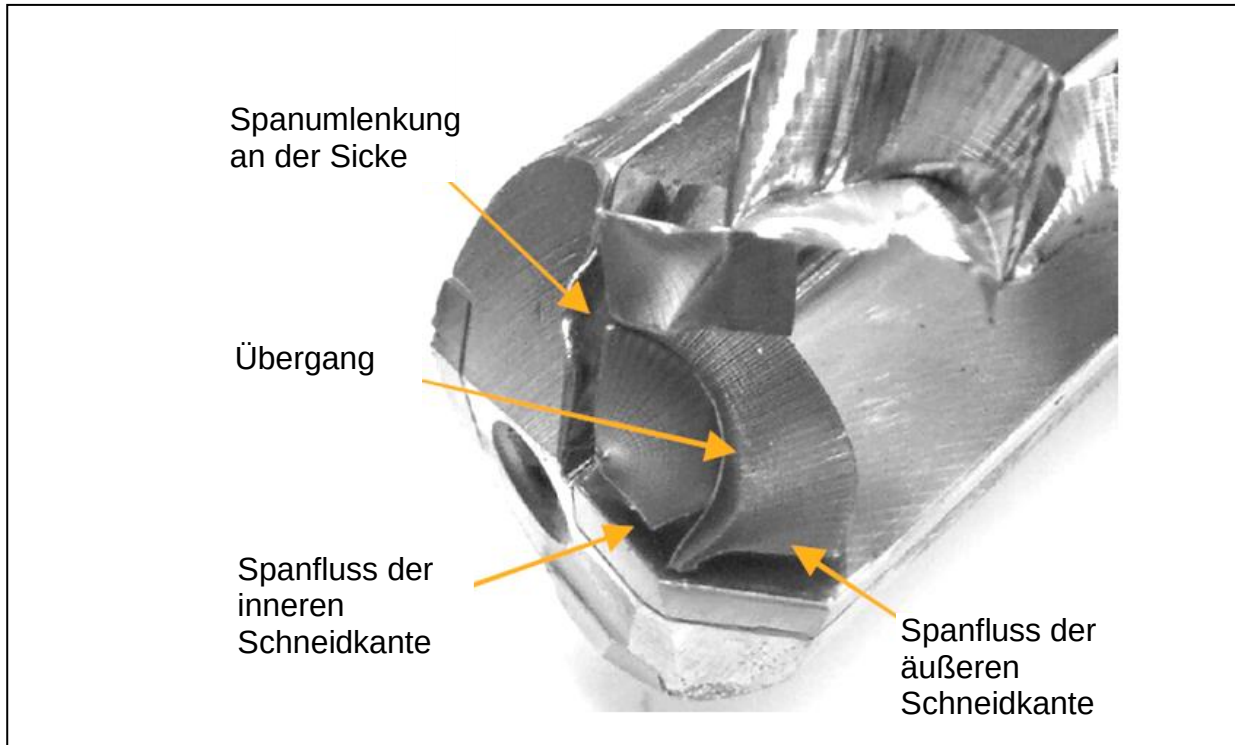


Abb. 6.9: Wechselwirkung der Späne der äußeren und der inneren Schneidkante

Der Span läuft aufgrund des rotatorischen Schnittes zur Sicke hin, um sich dort aufgrund des sehr beschränkten Platzangebots in sein typisch gekräuseltes Aussehen zu verformen. Diese starke Umlenkung hat jedoch zur Folge, dass der Span sehr häufig bricht. Dies erleichtert die Spanabfuhr beträchtlich.

Stoßversuche mit dem gleichzeitigen Eingriff beider Schneidkanten brachten zwar die erwarteten kurzbrechenden Spanformen hervor, jedoch auch starke Störgeräusche, welche die charakteristischen Frequenzbänder des Körperschallsignals erheblich überlagerten. Dies lässt sich auf die starke Schallemission bei der Verformung des Spanes zurückführen. Jedoch hat sich herausgestellt, dass bei sehr kleinen Spandicken und spröden Materialien der Übergang zwischen der äußeren und der inneren Schneidkante so gut wie nicht sichtbar ist (Abbildung 6.10). Aus diesem Grund wurden die Modellversuche nur mit einer Schneide im Eingriff durchgeführt.

Da wie beim realen Tiefbohrprozess in radialer Richtung die bis zur Bohrachse auf null abnehmende Schnittgeschwindigkeit nicht darstellbar ist, wurde eine Reihe von Versuchen mit variierender Schnittgeschwindigkeit durchgeführt und mit echten Bohrerdaten verglichen. Es hat sich jedoch gezeigt, dass sich die spezifischen Schallemissionen kaum durch die Schnittgeschwindigkeit beeinflussen lassen, solange man sich im Prozessfenster gleicher Spanformen befindet.

Versuch: ELB Bohren

Material: P556

Bohrer $\varnothing = 10$ mm, Form nach Abb. 6.14, $v_c = 36$ m/min, $h = 0,01$ mm, $\gamma = 0^\circ$

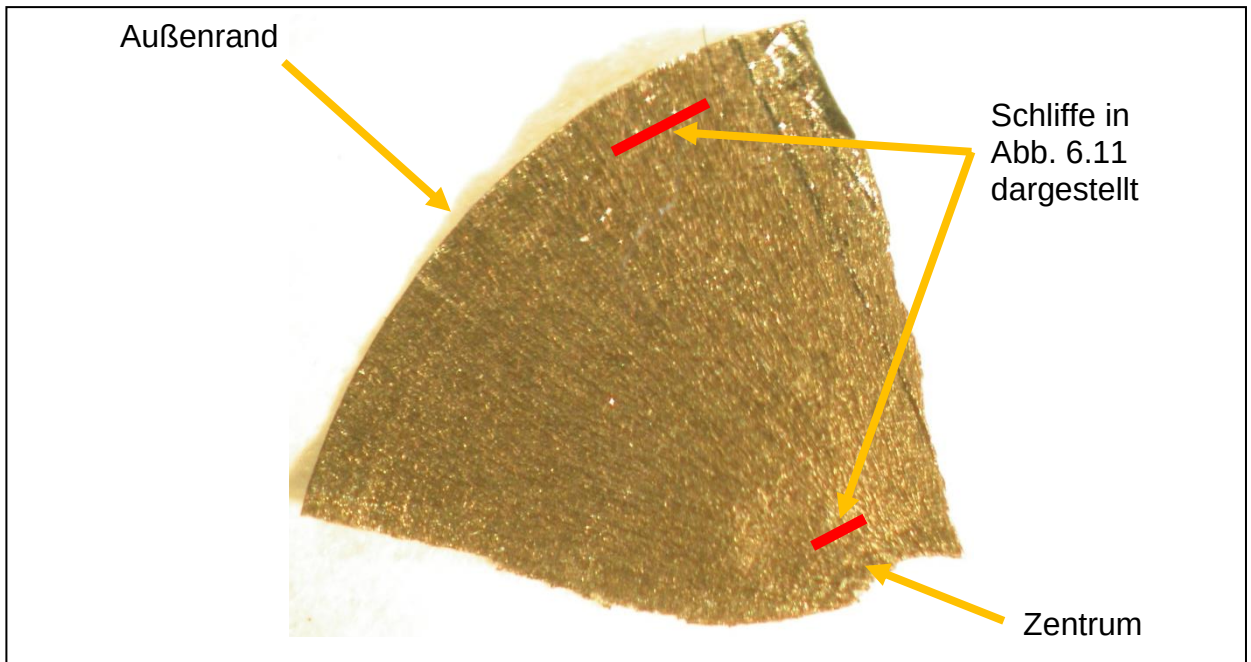
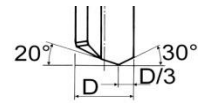


Abb. 6.10: Span beim Einlippenbohren

Versuch: ELB Bohren

Material: P556

Bohrer $\varnothing = 10$ mm, Form nach Abb. 6.14, $v_c = 36$ m/min, $h = 0,01$ mm, $\gamma = 0^\circ$

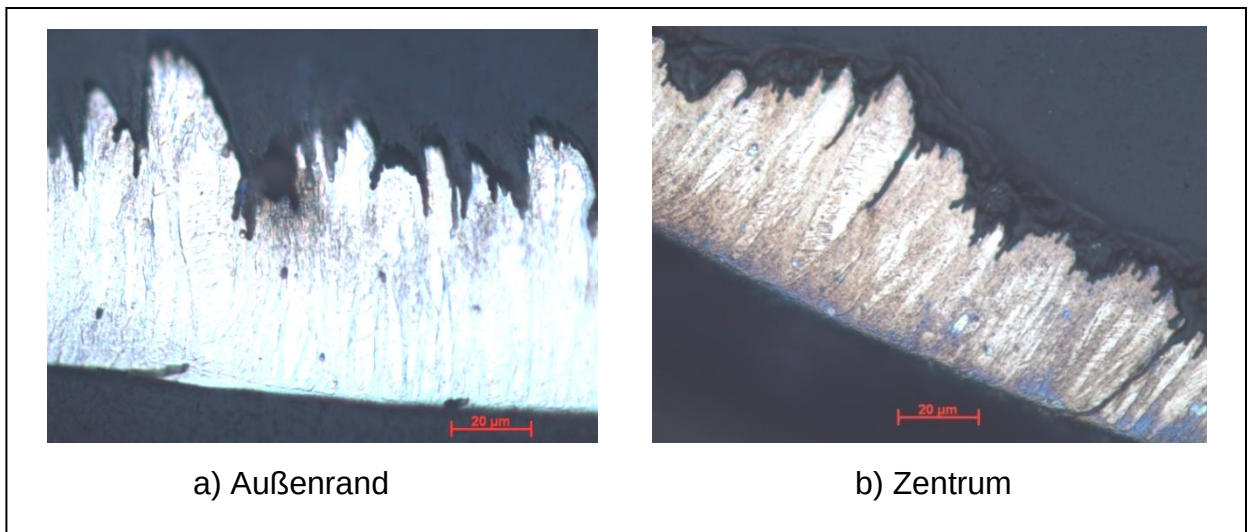
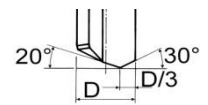


Abb. 6.11: Schliffbild des Spans - Abbildung 6.10

Wie in den Abbildungen 6.10 bis 6.12 dargestellt wird, tritt im realen Tiefbohrprozess über einen großen Bereich des Bohrerradius die gleiche Spanform auf. Ausgenommen ist der Zentrumsbereich, bei dem die Schnittgeschwindigkeit gegen Null konvergiert.

Abbildung 6.13 belegt, dass selbst bei Schnittgeschwindigkeit Null eine segmentierte Spanform auftritt. Der Umstand, dass die Segmente im Zentrum nicht exakt radial ausgerichtet sind, liegt an der extremen Verformung des Spans an der Sicke.

Um die Torsionsweichheit des Schaftes beim realen Tiefbohrprozess entsprechend nachbilden zu können, wurde die Bohrkopfeinspannung des Versuchsaufbaues ebenso weich gestaltet. Dazu wurde die Auskragung des Bohrkopfes erhöht bis die Spanform vom ELB-Span und vom Versuchs-Span identisch waren. Die Anpassung des Versuchsaufbaues für verschiedene Schaftlängen und Bohrerdurchmesser hat jeweils durch einen Vergleich des Versuchs-Spans zum ELB-Span zu erfolgen.

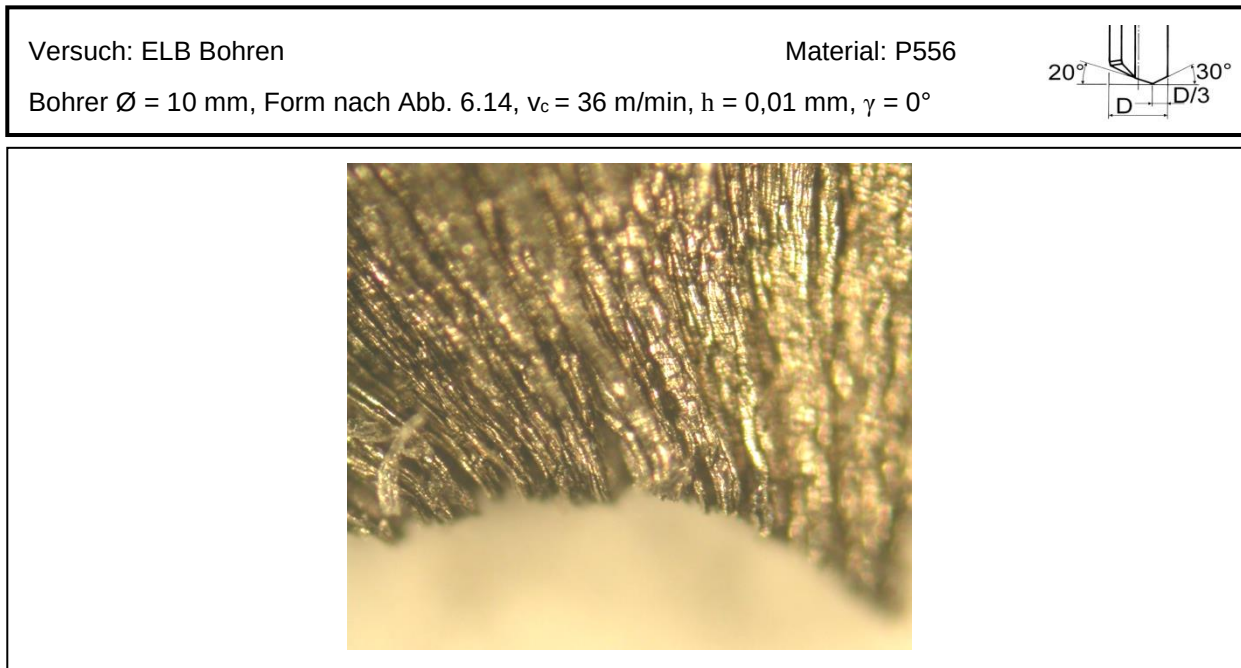


Abb. 6.12: Detail des Zentrums aus Abbildung 6.10 und 6.11 b

Abbildung 6.13 zeigt die Ähnlichkeit zwischen einem realen Span (rechts) und einem mit dem Versuchsaufbau (links) erzeugten Span. Auffällig ist beim realen Span, dass die Scherebenen nicht exakt radial verlaufen, da aufgrund der beengten Geometrie in der Bohrung eine starke Ablenkung des Spans zur Mitte hin erfolgt. Die Querrillen an beiden Spänen stammen von Fehlern (kleine Ausbrüche vom Schleifen) an der Werkzeugschneide.

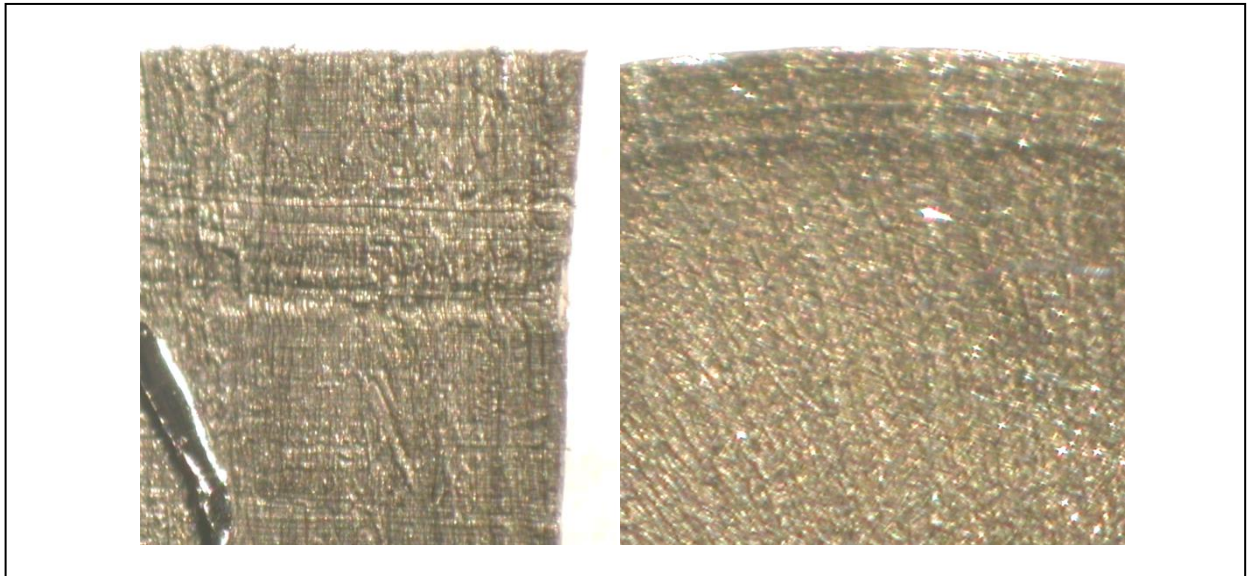
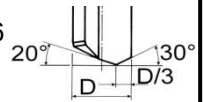


Abb. 6.13: Vergleich links Versuchsspan - rechts ELB Span

Die Messung des Körperschalls erfolgt dabei mit einer Messkette analog der in Abbildung 5.4 dargestellten Lösung. Zur besseren Ankopplung ist die Probe, wie in Abbildung 6.16 erkennbar, direkt auf den Körperschallsensor gespannt. Die direkte Verbindung zwischen Werkstück und Sensor und die gute Oberfläche der Kerbschlagprobe ließ eine sehr gute Reproduzierbarkeit der Ankopplung zu.

Die Abtastrate ist bei allen Versuchen aufgrund der maximalen Abtastrate der Messkarte auf 1,25 MHz beschränkt. Nach dem Abtast-Theorem ist somit eine FFT-Analyse bis zu 625 kHz möglich.

Im Zuge der Durchführung der Messungen wurde auf Einlippenbohrer mit folgenden Geometrien zurückgegriffen:

D_1 [mm]	Umfangsform [-]	S [mm]	B [mm]	κ_1 [°]	F_1 [°]	F_2 [°]	F_5 [°]	F_3 [°]	κ_4 [°]	κ_6 [°]	κ_5 [°]
X	D	$D_1/3$	0,4	30	8	20	8	16	20	12	30

Maße beziehend auf Abbildung 4.2

Abb. 6.14: Geometrische Kenngrößen der Versuchsbohrer

Abbildung 6.16 zeigt schematisch die Versuchsdurchführung, die mit dem Versuchsstand entsprechend den Abbildungen 6.7 und 6.8 durchgeführt wurde. Um die Schneideköpfe von Originalbohrern für die Schnittversuche verwenden bzw. einsetzen zu können, ist die Schnittbreite auf die Breite der Außenschneide beschränkt. Dazu musste die Werkstückprobe auf die entsprechende Breite abgearbeitet werden. Im

Weiteren ist das Werkstück um den Winkel κ_1 um die Vertikalachse schräg eingespannt, woraus ein Orthogonalschnitt resultiert.

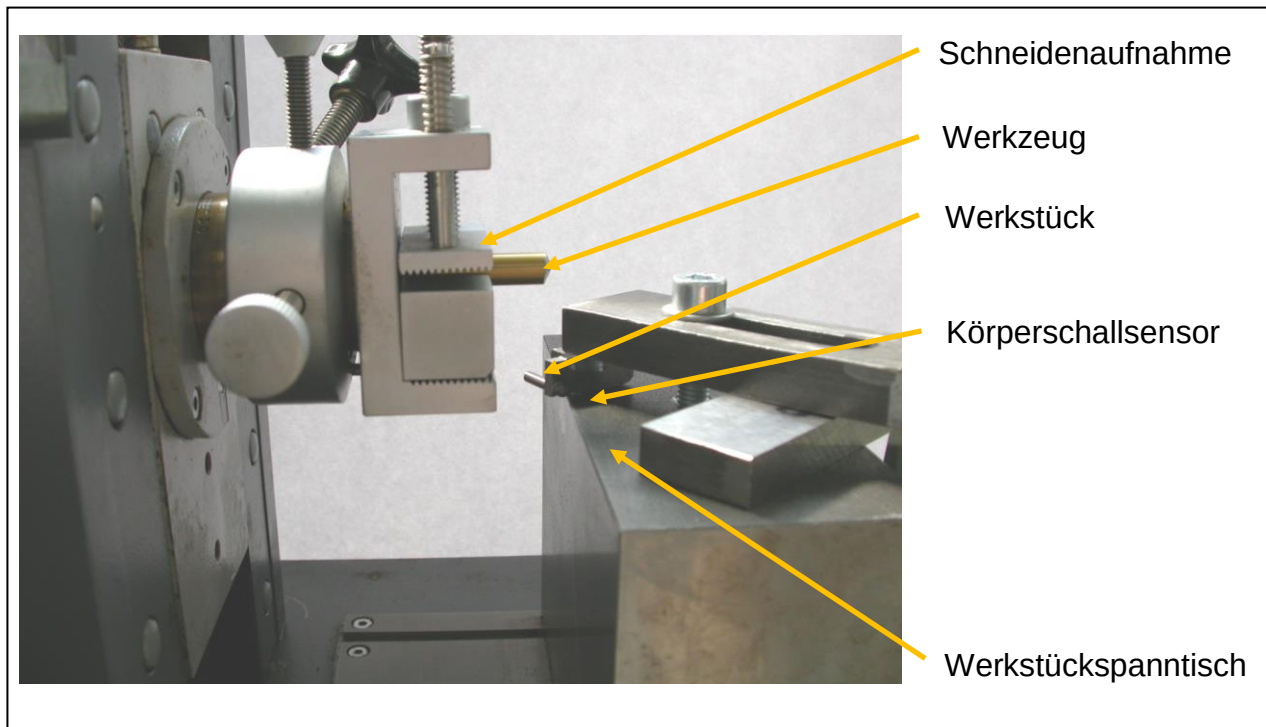


Abb. 6.15: Versuchsaufbau

Wie beschrieben ist das Werkstück direkt auf dem Körperschallsensor gespannt. Dadurch werden der kürzeste Signalweg und die beste Ankopplung erreicht. Das Werkstück wird rund 0,1 mm vor der Schneide positioniert. Anschließend wird das Werkzeug bei jeder Hobelbewegung in Richtung des Körperschallsensors um den eingestellten Vorschub versetzt.

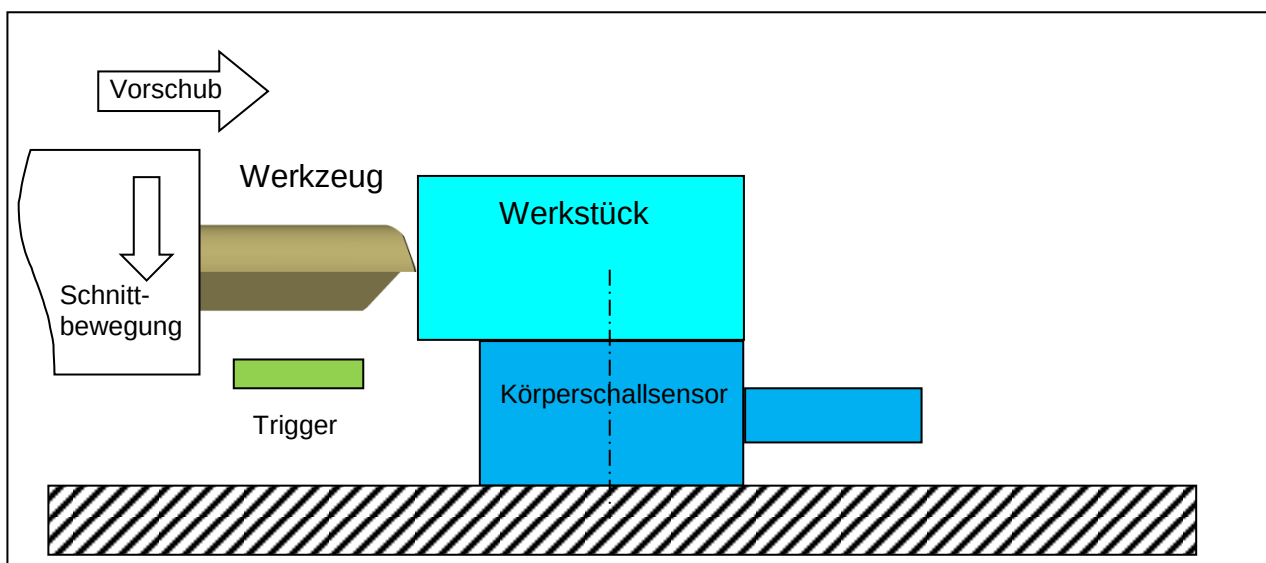


Abb. 6.16: Skizzierter Versuchsaufbau

Jede Messung wird durch einen induktiven Taster getriggert. Dabei werden Sequenzen aufgezeichnet, mit fortlaufenden Nummern versehen und abgespeichert. Die Dauer der Sequenzen wird anhand der Schnittgeschwindigkeit gewählt. Da jede Messstrecke sowohl elektrische als auch mechanische Eigenfrequenzen aufweist, werden zusätzlich noch Aufzeichnungen gemacht, bevor das Werkzeug das Werkstück bearbeitet. Diese Eigenfrequenzen können anschließend zugeordnet und ausgefiltert werden. Die Nutzsignalaufzeichnungen beginnen, wenn das Werkzeug das Werkstück voll bearbeitet.

In Abbildung 6.17 ist beispielhaft das Spektrum einer Frequenzaufzeichnung eines repräsentativen Schnittversuchs dargestellt. Die gelb hinterlegten Spektren sind die Eigenfrequenzen der Vorrichtung. Die rot hinterlegten Spektren sind Nutzsignale.

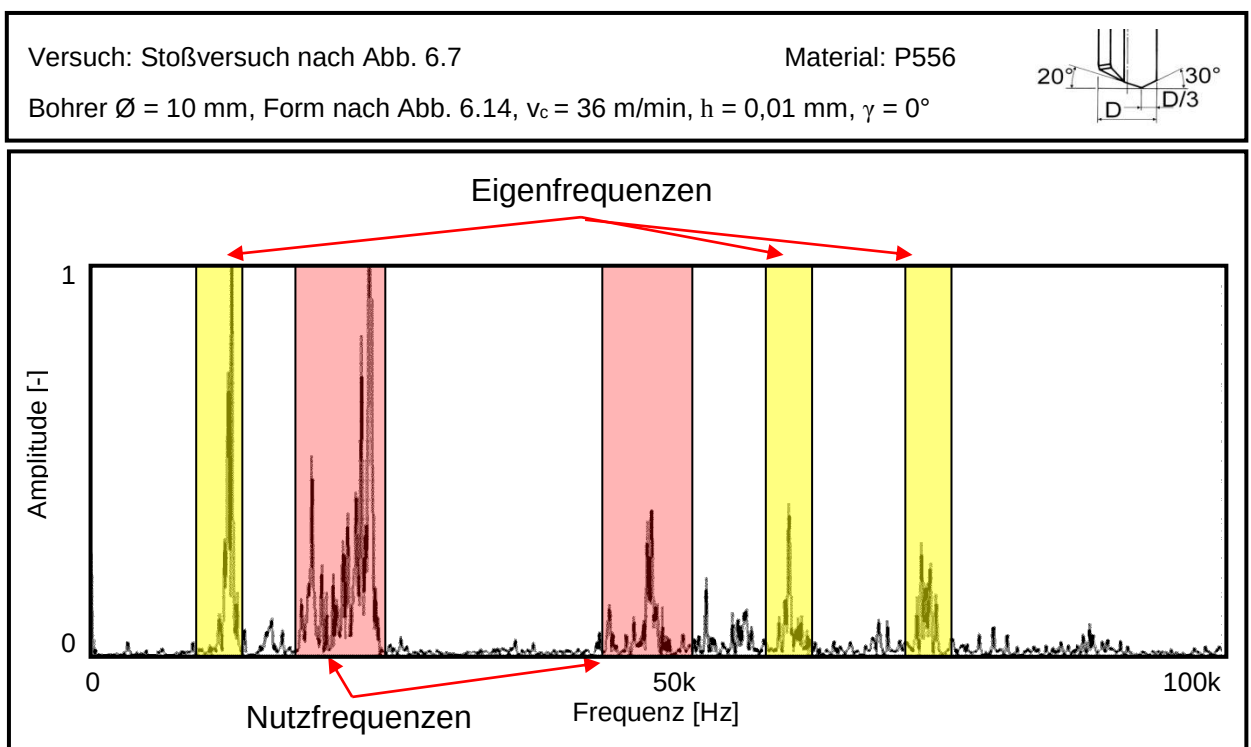


Abb. 6.17: Spektrum eines Schnittversuchs (austenitischer Cr-Mn-Stahl (P556), $v_c = 36$ m/min, $h = 0,01$ mm)

Das dargestellte Spektrum zeichnet sich durch seine hohe Frequenzschärfe aus. Diese Schärfe ist bei Vergleichsmessungen beim realen Bohren aufgrund der hohen Störgeräusche nicht erreicht worden. So wurden die Nutzfrequenzen bei einigen Frequenzbändern durch Störgeräusche zum Beispiel infolge des Kühlschmiermittelflusses mit dem Faktor 10-100 überlagert. Daraus muss abgeleitet werden, dass das Ergebnis eines jeden Spektrums immer zu hinterfragen ist.

Die Praxis zeigt, dass die Frequenzbänder eines jeden Signals sich aus folgenden Komponenten zusammensetzen:

- **Nutzsignale:** sind jene Signale, welche direkt (Nutzsignale erster Ordnung) oder indirekt (Nutzsignale zweiter Ordnung) dem zu untersuchenden Effekt zuordbar sind.
- **Störsignale:** sind reale Signale, welche durch Unzulänglichkeiten eines jeden mechanischen Systems entstehen. Beispiele sind Reibungserscheinungen der Kinematik und Eigenfrequenzen der gesamten Struktur.
- **Imaginäre Signale:** sind Signale, welche durch Unzulänglichkeiten des Messaufbaues sowohl mechanisch, schaltungstechnisch als auch mathematisch entstehen. Beispiele sind Eigenfrequenzen des Sensors, Nichtlinearitäten der elektronischen Schaltungen, fehlerhafte Berechnung der diskreten Fourieranalyse (Leakage, Aliasing, harmonische Komponenten).

Die Nutzsignale sind nur durch eindeutige Zuordnung der Stör- und imaginären Signale zu erhalten. Störsignale sind durch den Ablauf des Schnittversuchs ohne Schnitteingriff und durch eine Modalanalyse des Versuchsaufbaues zuordenbar. Imaginäre Signale können durch bekanntes Fehlverhalten der Berechnung detektiert werden.

Aliasing tritt auf, wenn im abzutastenden Signal Frequenzanteile vorkommen, die höher sind als die halbe Abtastrate (Nyquist-Frequenz). Dieses Fehlverhalten wird durch einen analogen 500 kHz Tiefpassfilter im Kuppler unterdrückt. Der Leakage-Effekt lässt sich bei der zeitkontinuierlichen Signalanalyse grundsätzlich nicht vermeiden, da die Signalaufnahme immer endlich lang ist. Durch eine möglichst lange Aufnahmezeit sowie eine auf Fensterfunktionen basierende Filterung kann sie jedoch deutlich vermindert werden. Harmonische Komponenten sind aufgrund von Digitalisierungsfehlern ebenfalls nicht auszuschließen. Da sie jedoch immer ein Vielfaches eines realen Signals darstellen, kann man sie leicht detektieren. Fällt jedoch ein reales Signal mit dem harmonischen Signal eines anderen realen Signals zusammen, ist eine Unterscheidung nicht möglich.

Ein Zusammenfallen der Nutzsignale mit den Störsignalen bzw. imaginären Signalen ist nie ganz auszuschließen. Eine derartige Überlappung kann jedoch durch Variation des Versuchs- und Messaufbaues detektiert werden.

Als Kernaussage kann belegt werden, dass der lineare Stoßprozess sehr gute und vor allem störgeräuscharme Signale liefert. Wobei Vorschub und Schnittgeschwindigkeit gleich dem realen Prozess zu wählen sind. Die Torsionsweichheit des Schaftes muss durch eine entsprechende Weichheit der Werkzeugmontage am Versuchsaufbau nachgebildet und durch Spanvergleich überprüft werden. Obwohl bei einer guten Auslegung des Werkzeugspannsystems die Rattermarken am Werkstück die gleiche Geometrie aufweisen, sind nur die Signale der höheren Frequenzen zu nutzen, da in den niederen Frequenzen die Störsignale des Versuchsaufbaus selbst die Nutzsignale stark überlagern. Als Richtwert hat sich bei den Versuchen eine untere Grenze des Nutzsignals dem Äquivalent der zehnfachen Drehfrequenz als sinnvoll erwiesen. Über dieser Grenze ist der Einfluss der Störsignale eher schmalbandig. Es handelt sich um Eigenfrequenzen des Versuchsaufbaus wie in Abbildung 6.17 dargestellt.

6.3 Durchführung und Auswertung der Messungen

Wie in Kapitel 5.1 bereits beschrieben wurde, erfolgt die Schallentstehung vor allem durch folgende Effekte:

- Umformungsvorgänge durch Versetzungsbewegungen sowie Zwillingsbildung
- Phasenumwandlungen wie martensitische Umwandlungen
- Risseinleitung und Rissausbreitung
- Reibungseffekte (nur am Schneidkeil)
- Kavitation durch Kühlschmiermittel am Bohrkopf

In den Abbildungen 6.18 bis 6.20 werden nun nach dem Versuchsaufbau, dargestellt in Abbildung 6.7, Schnittversuche nach dem Stoßprinzip durchgeführt. Es wurde dabei ein Versuchsbohrkopf mit den geometrischen Kenngrößen nach Abbildung 6.14 als Werkzeug und ein austenitischer Cr-Mn-Stahl (P556) als Werkstück benutzt. Der Vorschub wurde zur Vergleichbarkeit immer mit $h = 0,01$ mm eingestellt. Die Schnittgeschwindigkeit wurde bei den Versuchen variiert. Exemplarisch wurde in den Abbildungen 6.18 bis 6.20 drei Schnittgeschwindigkeiten $v_c = 2$ m/min, 36 m/min und 60 m/min dargestellt.

Aufgrund der Ankopplungsproblematik wurde auch hier die Amplitude auf die maximal gemessene Störsignalleistung normiert. Des Weiteren wurden die zu erwartenden Frequenzbänder, welche nach den Biege- und Bruchversuchen laut Abbildung 5.10 zu erwarten sind farblich hinterlegt. Die rote Farbe kennzeichnet die deutlich erkennbaren Bereiche, die rosa Farbe die Bereiche in denen eigentlich Signale auftreten sollten. f_1 kennzeichnet die der Biegung, f_2 die der Rissausbreitung zuzuordnenden Signale. Bei den deutlich erkennbaren Spektren in den nicht markierten Bereichen handelt es sich um Eigenfrequenzen des Messaufbaus oder der Sensorik.

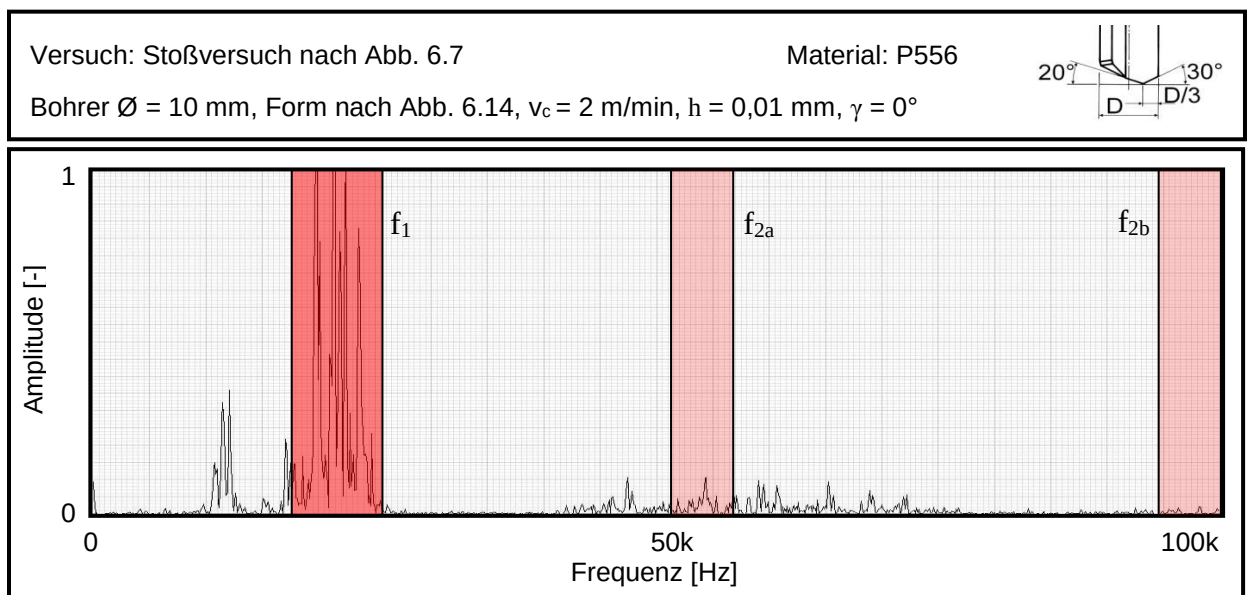


Abb. 6.18: Spektrum bei sehr niedriger Schnittgeschwindigkeit ($v_c = 2$ m/min)

Versuch: Stoßversuch nach Abb. 6.7

Material: P556

Bohrer $\varnothing = 10$ mm, Form nach Abb. 6.14, $v_c = 36$ m/min, $h = 0,01$ mm, $\gamma = 0^\circ$

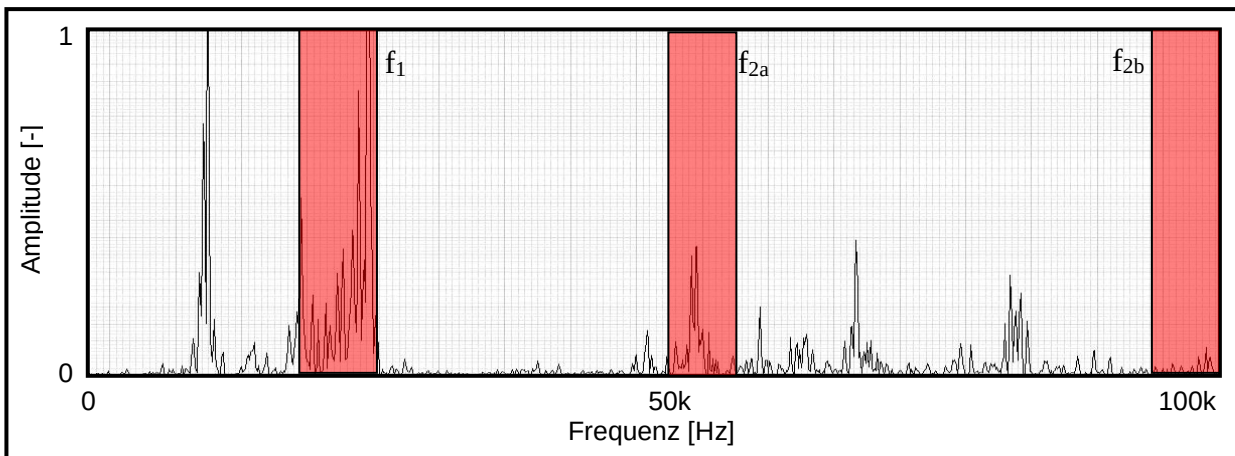
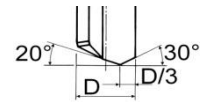


Abb. 6.19: Spektrum bei mittlerer Schnittgeschwindigkeit ($v_c = 36$ m/min)

Versuch: Stoßversuch nach Abb. 6.7

Material: P556

Bohrer $\varnothing = 10$ mm, Form nach Abb. 6.14, $v_c = 60$ m/min, $h = 0,01$ mm, $\gamma = 0^\circ$

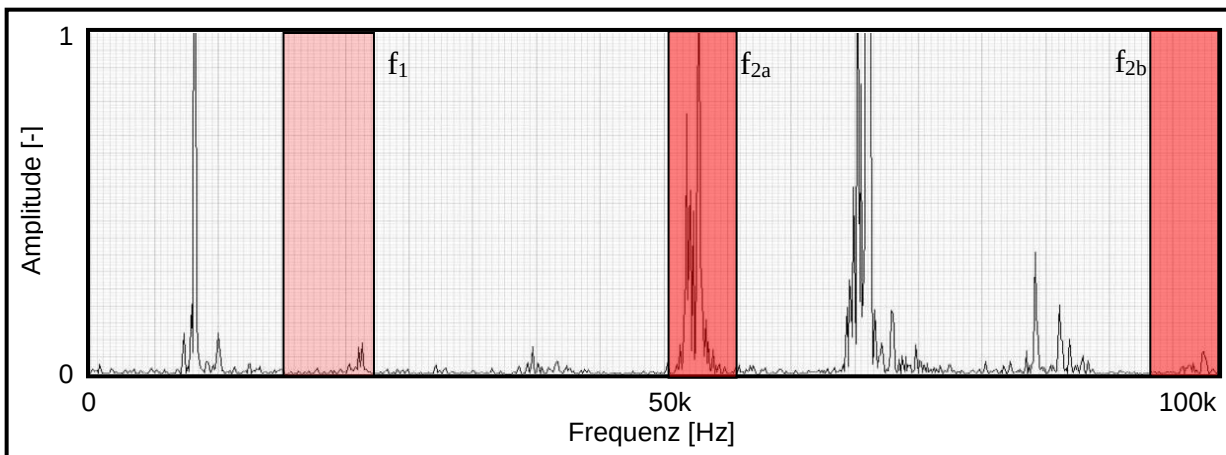
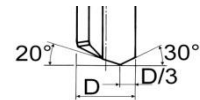


Abb. 6.20: Spektrum bei hoher Schnittgeschwindigkeit ($v_c = 60$ m/min)

Die Annahme, dass bei geringen Schnittgeschwindigkeiten die Zerspanung durch Umformung vorherrscht, hingegen bei hohen Schnittgeschwindigkeiten durch Rissausbreitung, wie die Abbildungen 6.18 bis 6.20 zeigen, wird bestätigt.

In den Abbildungen 6.18 bis 6.20 ist die Veränderung der Signale deutlich zu erkennen. Während bei geringer Schnittgeschwindigkeit (Abbildung 6.18) das Frequenzband f_1 dominierend ist, kann man bei hoher Schnittgeschwindigkeit (Abbildung 6.20) die Dominanz von f_{2a} deutlich erkennen. Bei mittlerer Schnittgeschwindigkeit (Abbildung 6.18) ist ein eher ausgeglichenes Verhältnis der Frequenzbänder erkennbar. Das Frequenzband f_{2b} , also die zweite auffällige Frequenz aus dem Bruchversuch dargestellt in Abbildung 5.11, ist in den Stoßversuchen kaum auffällig, jedoch in Abbildung 6.20 erkennbar.

Aus den Messdaten der Stoßversuche, deren Ergebnisse exemplarisch in den Abbildungen 6.18 bis 6.20 dargestellt sind, kann ein Verhältnis der Körperschallamplituden infolge der Schallemission durch Rissausbreitung bzw. Umformvorgänge für austenitischen Cr-Mn-Stähle (P556) gewonnen werden. Das Ergebnis ist in Abbildung 6.21 dargestellt. Da die Amplituden stark abhängig sind von äußeren Einflüssen wie der Ankopplung des Körperschallsensors, wurde der Schallpegel der Rissausbreitung auf den Schallpegel der Umformung bezogen.

Für den getesteten Werkstoff gilt, dass bei einer Zerspanung mit Schnittgeschwindigkeiten kleiner 55 m/min Umformvorgänge in der Körperschallemission vorherrschend zu erkennen sind.

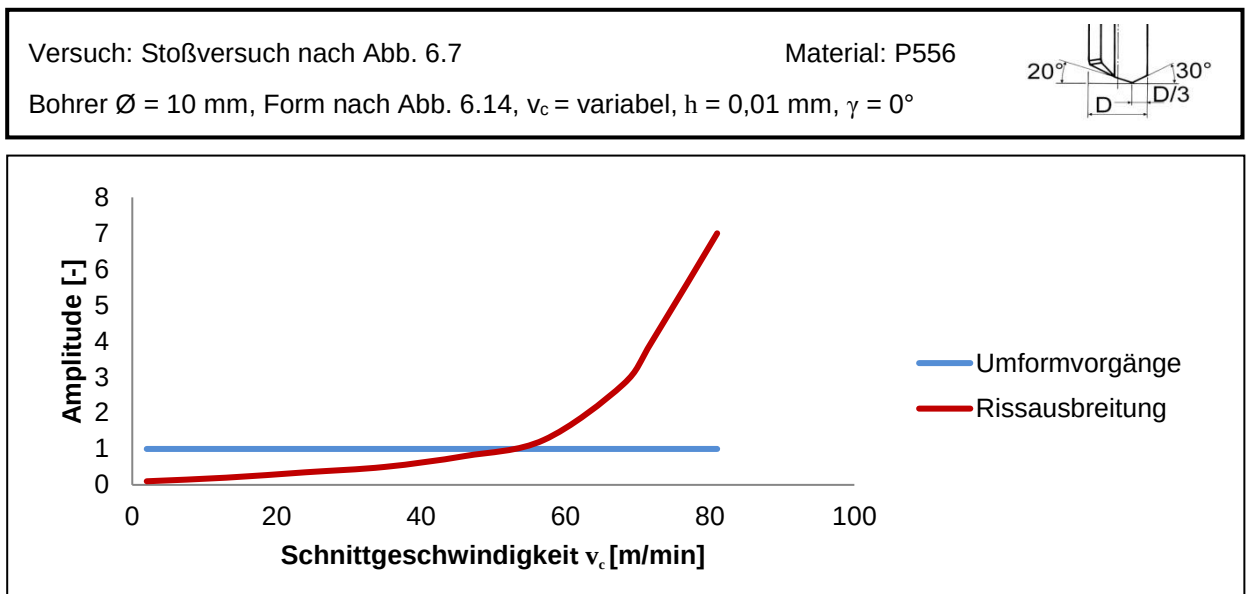


Abb. 6.21: Verlauf der relativen Schallamplituden infolge Rissausbreitung und Umformvorgang über die Schnittgeschwindigkeit

Um den Einfluss des Werkzeugverschleißes auf die verschiedenen Körperschallspektren zu untersuchen, wurden bei einem Bohrer $\varnothing = 10$ mm, einer konstanten Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 36$ m/min und Spansdicke von $h = 0,01$ mm Schnittversuche mit unterschiedlichem Schneidkantenverschleiß durchgeführt. Da, wie schon in Kapitel 6 beschrieben, der Schneidkantenverschleiß entweder durch Verrundung oder durch Abplatzung der Schneide entsteht ist eine Entnahme unterschiedlich verschlissener Bohrer aus dem normalen Bohrprozess nur eingeschränkt möglich. Es wurden daher die Schneiden mit einer Diamantfeile präpariert, um einen definierten Verschleiß zu simulieren. Obwohl erst versucht wurde, einen definierten negativen Spanwinkel zu erzeugen, hat sich herausgestellt, dass beim feinen Abziehen der Bohrerschneide immer ein Radius entstand. Daher wurde der Verschleisszustand bei diesem Versuch definiert als Schneidkantenverrundungsradius r_s zu Spanungsdicke. Das Ergebnis dieser Versuche ist in Abbildung 6.22 dargestellt. Als Referenzamplituden wurden die Schallspektren eines neuen Bohrers herangezogen, dieser wies bereits ein Schneidkantenverrundungs- zu Spanungsdicken-Verhältnis von 0,5 auf.

Versuch: Stoßversuch nach Abb. 6.7

Material: P556

Bohrer $\varnothing = 10$ mm, Form nach Abb. 6.14, $v_c = 36$ m/min, $h = 0,01$ mm, $\gamma = 0^\circ$

Verschleißzustand variabel

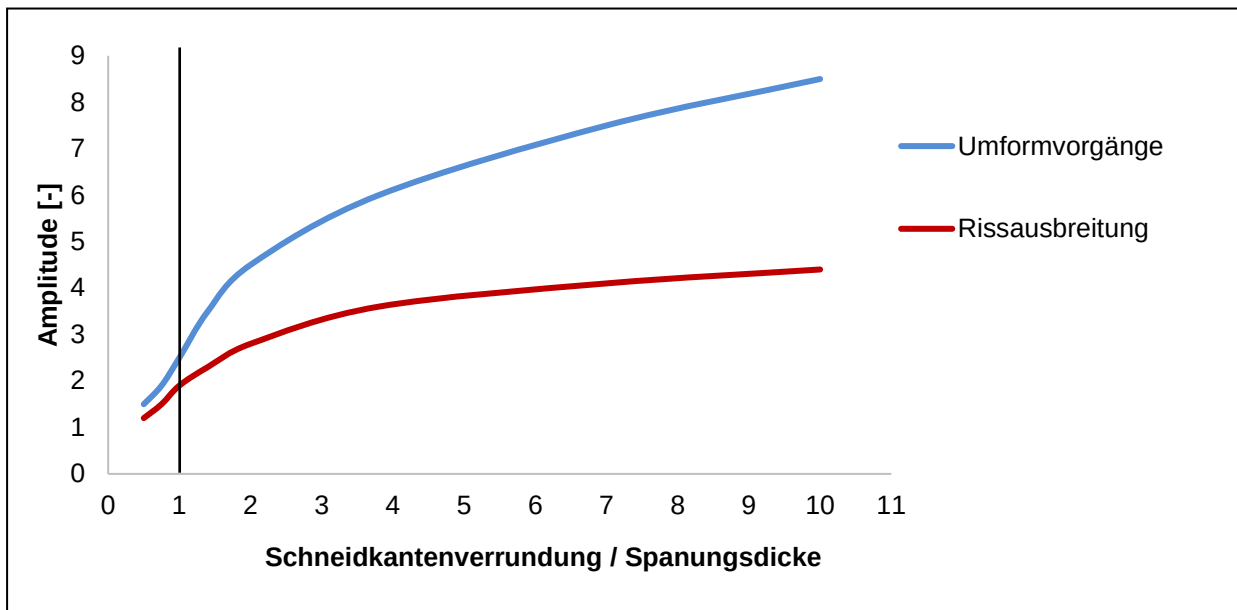
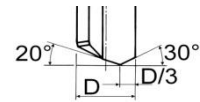
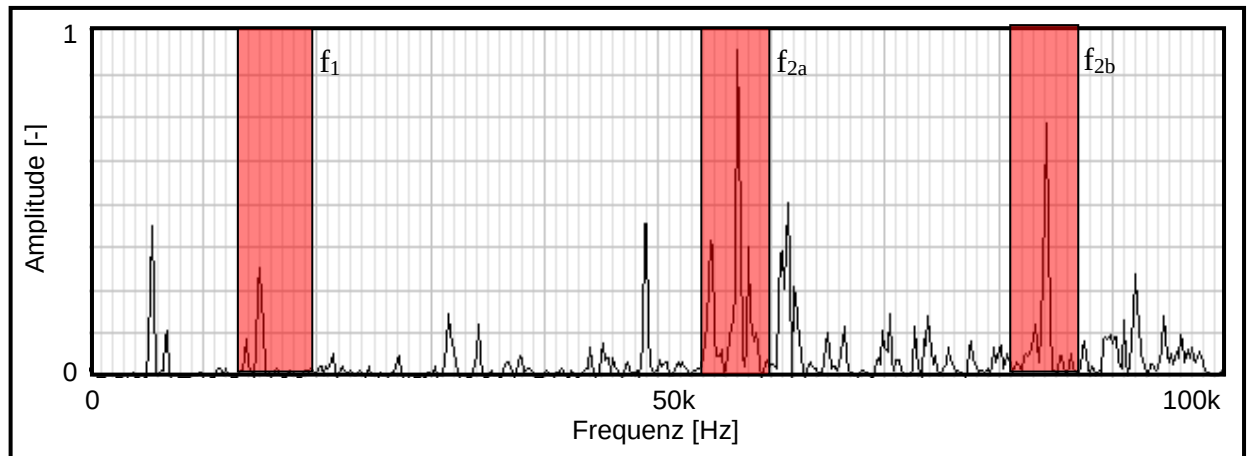
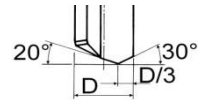


Abb. 6.22: Verlauf der relativen Schallamplituden infolge Rissausbreitung und Umformvorgang über den Verschleißzustand

Der Versuch lässt erkennen, dass bei zunehmendem Verschleiß die Umformvorgänge dominanter anwachsen als die Rissausbreitung. Bezogen auf die Abbildung 6.21 bedeutet dies, dass sich bei höherem Verschleiß der Schnittpunkt der beiden Kurven nach rechts verschiebt

Als Vergleich ist in Abbildung 6.23 das Spektrum eines Schnittversuches nach dem Stoßprinzip für das Material P580 mit einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 36$ m/min dargestellt. Man kann auch hier die Frequenzen f_1 , f_{2A} und f_{2B} nach der Tabelle in Abbildung 5.13 deutlich erkennen. Es sind unterschiedliche Ausprägungen der Amplituden f_1 und f_{2A} im Vergleich zu denen des Materials P556 unter gleichen Bearbeitungsbedingungen zu erkennen, vergleiche dazu Abbildung 6.19. Dies kommt da der Schnittpunkt der beiden Kurven für Umformung und Rissausbreitung, dargestellt in Abbildung 6.21, für das Material P580 hin zu niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten verschoben ist.

Abb. 6.23: Spektrum für P580 ($v_c = 36$ m/min)

Die bisherigen Ergebnisse lassen also darauf schließen, dass Umformvorgänge sowie die Rissausbreitung während des Zerspanungsprozesses mittels Körperschallsensoren detektiert werden können. Die Frequenzen der detektierten Frequenzbänder sind dabei vor allem vom Werkstoffmaterial und nur geringfügig von der Schneidkeilgeometrie abhängig. Die Amplituden der Frequenzbänder absolut gesehen und relativ zueinander korrelieren mit der Schnittgeschwindigkeit und der Schneidkeilgeometrie, wie in Abbildung 6.21 und 6.22 ersichtlich.

7 Tiefbohrversuche

7.1 Prüfstand für das Einlippenbohren

Das Institut für Fertigungstechnik und Hochleistungslasertechnik (IFT) der TU-Wien setzt sich bereits seit einigen Jahren mit den verschiedenen Aspekten des Themas Tiefbohren auseinander. Daher wurde schon vor längerem eine Versuchs-Einlippenbohrbank, wie in Abbildung 7.1 dargestellt, realisiert [19]. Der grundsätzliche Aufbau entspricht dem aus Abbildung 3.13.

Ziel war es, eine Einlippenbohrbank zur universellen Versuchsdurchführung mit einer maximalen Bohrervorschublänge von 2000 mm sowie einem maximalen Bohrer-durchmesser von 12 mm zu entwickeln. Die Maschine sollte einen möglichst modularen Aufbau haben, um eine rasche Anpassung an die verschiedenen Versuchsszenarien durchführen zu können. Dafür wurde jedoch auf die Möglichkeit eines schnellen Werkstückwechsels mit entsprechenden Spannsystemen sowie einem selbst ausfahrenden Bohrbuchsenträger, wie es eigentlich Stand der Technik wäre, bewusst verzichtet.



Abb. 7.1: Versuchsstand für das Einlippenbohren am IFT

Die einfache Integrierbarkeit verschiedener Versuchssysteme durch den offenen Aufbau sowie eine digitale SIEMENS 840D Steuerung ermöglichen hier eine leichte Anpassung an die erforderlichen Gegebenheiten.

Da diese Maschine in erster Linie als Versuchsträger dient, sind umfassende Messtechniksysteme grundsätzlich integriert. Die Erfahrung hat gezeigt, dass eine nachträgliche Implementierung von Sensoren entweder mit hohem Aufwand oder mit Leistungseinbußen verbunden ist. Die für diese Systeme zugehörigen Steuerungs- und Auswerteeinheiten sind vollständig von der Maschinensteuerung entkoppelt. Es kann allerdings jederzeit eine Kommunikation der beiden Einheiten aufgebaut werden. Dies ermöglicht eine sehr rasche und effiziente Anpassung an neue Versuchsszenarien.

Um die möglichst universelle Anwendung zu garantieren, werden zusätzlich Systeme integriert. Dies beinhaltet vor allem eine aktive Bohrerablenkkontrolle über Kühlschmiermittelpulsation und die dazugehörige automatische Bohrungsverlaufsmessung mittels Ultraschall. Durch die Kombination dieser Systeme kann der Bohrungsmittenverlauf automatisch in sehr engen Toleranzen gehalten werden. Im Weiteren wurde eine aktive Spanbruchvorrichtung integriert, welche auch schwer zerspanbare Materialien wie Kupfer oder Weicheisen mit dem ELB-Prozess bearbeitbar macht.

7.2 Entstehung der Zerspanungskräfte und des Schalls

Prozessbeobachtung beim Zerspanen bedeutet, Eingangs-, Prozess- und Ergebnisgrößen zu analysieren und miteinander zu vergleichen. Dies stellt die Grundlage zur Bildung, Evaluierung oder Verifikation empirischer Prozessmodelle und -parameter dar. Abbildung 7.2 visualisiert eine grobe Einteilung der Prozessparameter, welche für die Schall- und Kräfteentstehung beim Tiefbohren relevant erscheinen.

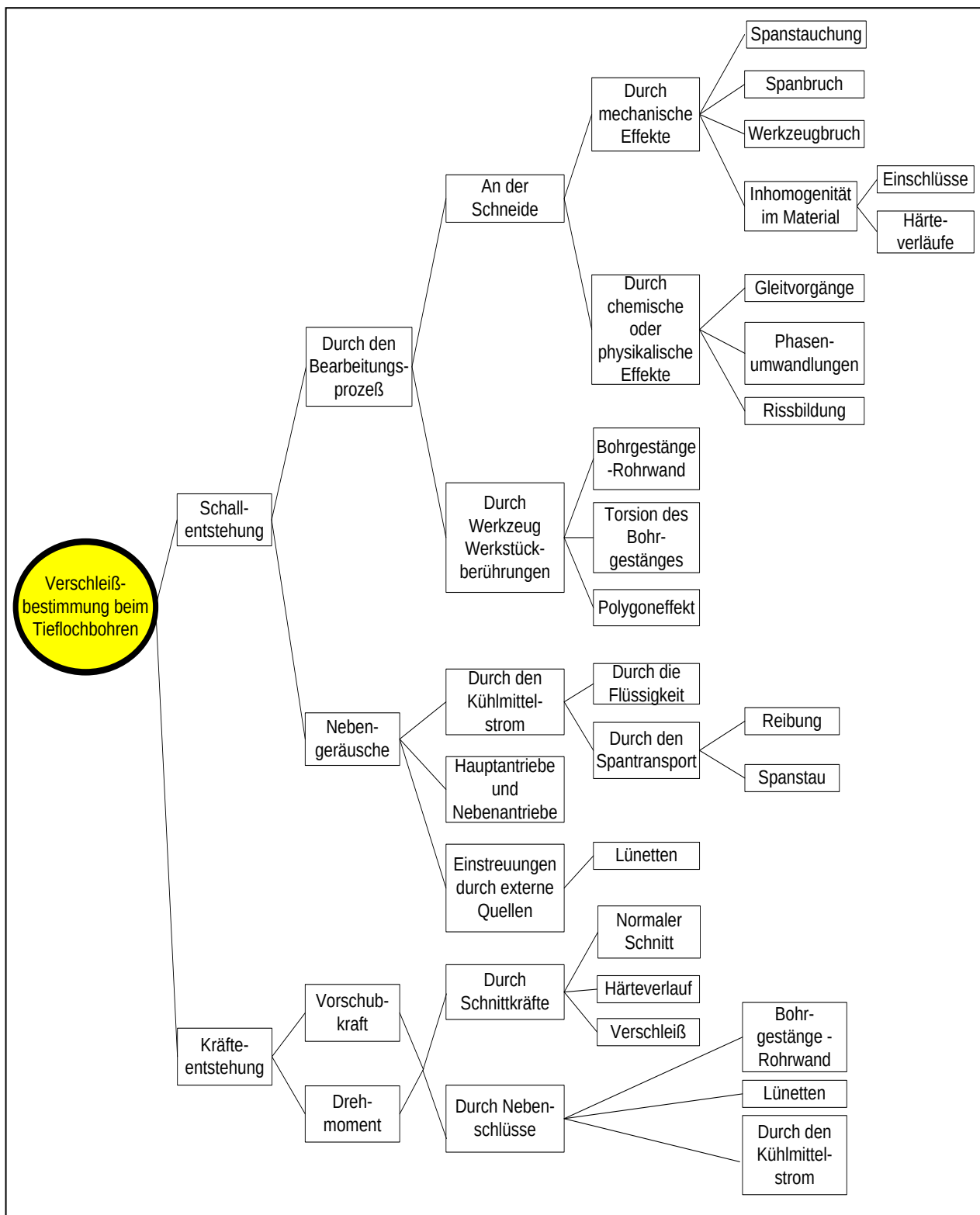


Abb. 7.2: Schall- und Kräfteentstehung beim Tiefbohren

7.3 Schnittkraftmessung

Bei einer Drehbearbeitung ist die Messung der einzelnen Komponenten der Zerspankraft sehr einfach zu realisieren. Beim Bohren hingegen, insbesondere beim Einlippentiefbohren, ist mit vertretbarem Aufwand nur die Vorschubkraft sowie das Drehmoment zu messen. Dies sei in Abbildung 7.3 dargestellt.

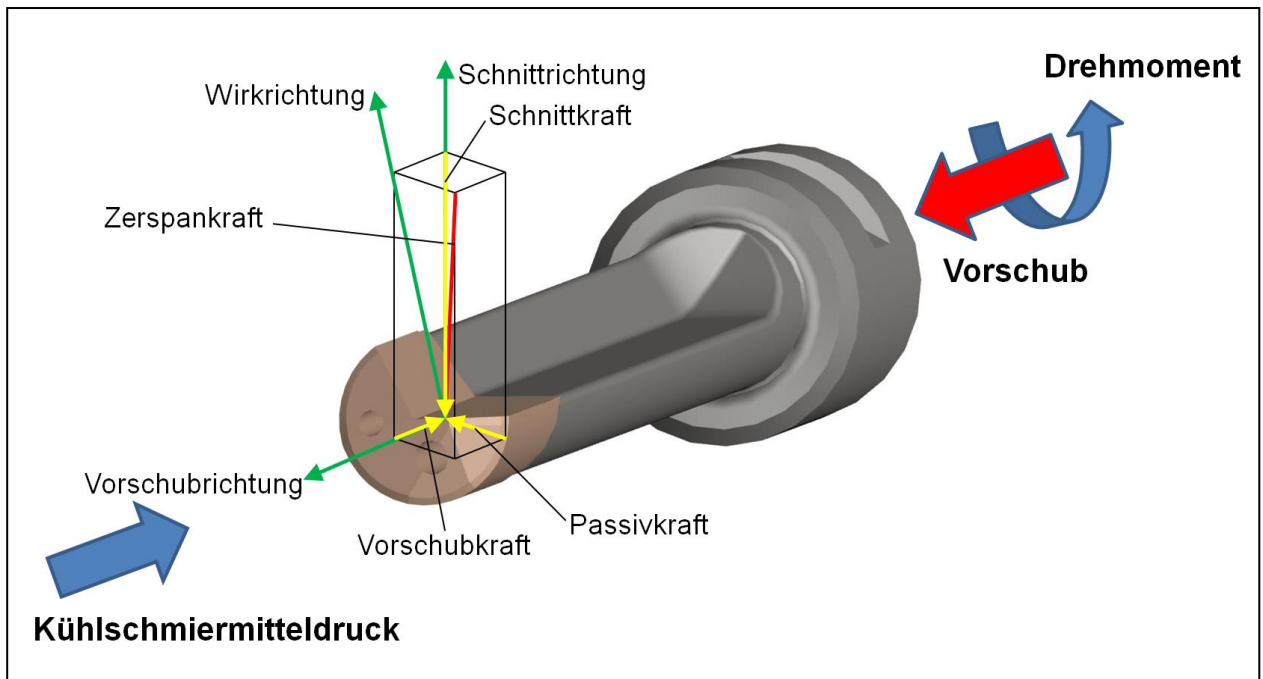


Abb. 7.3: Kräfte und Momente am Einlappenbohrer

Das Drehmoment setzt sich aus der Schnittkraft und den Reibkräften zusammen. Die Reibkräfte entstehen durch die Passivkraft, welche den Bohrer an seinen Führungsleisten gegen die Bohrwand drückt und durch die Reibung des Schaftes infolge der helixförmigen Verwindung. Sowohl Vorschubkraft als auch Drehmoment können auf zwei unterschiedliche Arten gemessen werden. Direkt über entsprechende resistive, kapazitive, induktive oder piezoelektrische Aufnehmer, welche eine mechanische Verformung in ein elektrisches Signal umwandeln, oder indirekt über die Wirkleistung der Antriebsmotoren. Diese Information steht heute meist an den Antriebsreglern zur Verfügung.

7.3.1 Direkte Schnittkraftmessung

Bei der direkten Schnittkraftmessung wird in den Antriebsstrang eine Messeinrichtung appliziert, welche die mechanische Verformung infolge der Schnittkräfte in elektrische Signale umwandelt. Die Applikation erfolgt entweder an der Antriebsspindel selbst oder an einem entsprechenden Adapter. Die Messung mit Hilfe eines Adapters hat den Vorteil, dass kein Eingriff an der Maschine vorgenommen werden muss.

Allgemein ist durch eine direkte Messung ein besseres Verhältnis von Nutzsignal zu Störsignal zu erwarten. Dies birgt jedoch den Nachteil des höheren Aufwandes in sich.

Wie oben schon erwähnt, nutzt man Sensoren, welche eine mechanische Verformung quantifizieren. Die Sensorart hängt somit von der zu erwartenden Verformung und der gewünschten Auflösung ab.

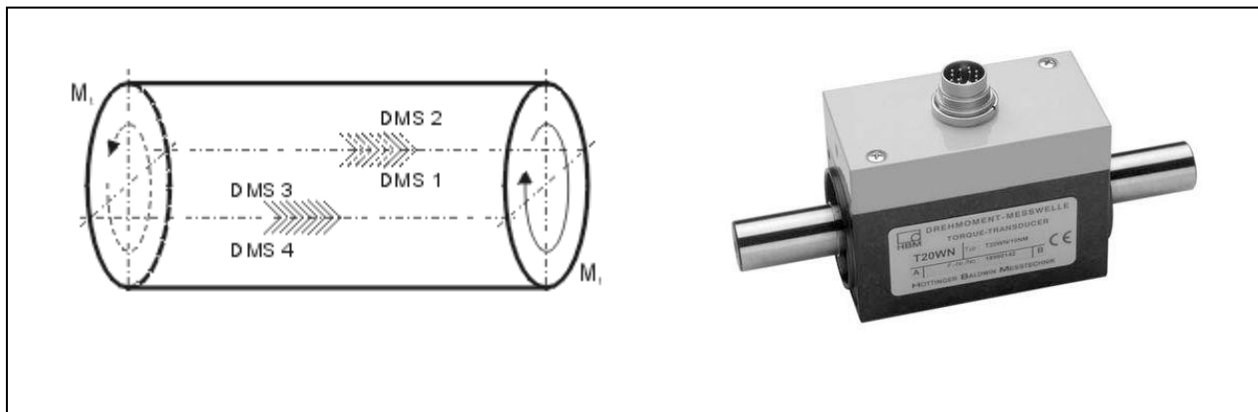


Abb. 7.4: DMS-basierende Messwelle zur Drehmomentmessung

Die gebräuchlichste Drehmoment- und Vorschubmessung erfolgt mittels Dehnmessstreifen (DMS). Hierbei wird die Veränderung des Widerstandes eines elektrischen Leiters durch Einwirkung einer mechanischen Beanspruchung mit Hilfe der Wheatstone'schen Brückenschaltung gemessen. Die Grenzen der DMS-Technik sind die relativ schlechte zeitliche Auflösung von ca. 50 kHz sowie die relativ hohe, jedoch nötige Verformung der Messstelle. Als Beispiel ist in Abbildung 7.4 die Anordnung der DMS für die Drehmomentmessung dargestellt. Soll an der gleichen Messstelle auch die Vorschubkraft gemessen werden, müssen weitere vier DMS in anderer Ausrichtung appliziert werden. Thermische Einflüsse und deren Auswirkungen sind dabei zu beachten und können meist nur bedingt kompensiert werden.

Ist eine wesentlich höhere zeitliche Auflösung und eine höhere Steifigkeit, also eine geringere Verformung der Messstelle notwendig, muss man auf piezoelektrische Aufnehmer zurückgreifen. Beim piezoelektrischen Effekt wird durch eine mechanische Verformung eine Polarisierung an den Kontaktflächen erzielt, wie in Abbildung 7.5 dargestellt.

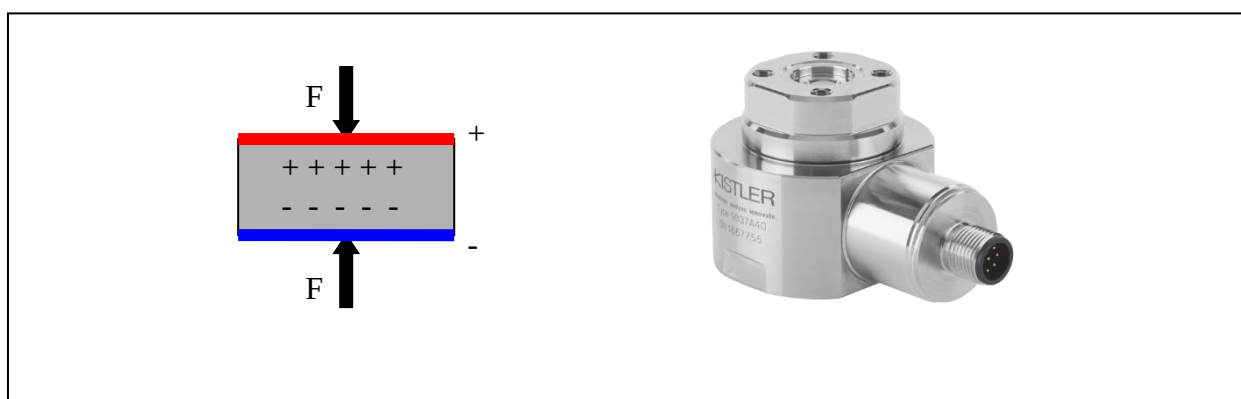


Abb. 7.5: Piezoelektrischer Kraftaufnehmer basierend auf dem Längseffekt nach Fa.
Kistler

In einem Ladungsverstärker werden die verschobenen Ladungen gezählt und als Signal ausgegeben. Jedoch gehen dabei durch endliche Spannungsisolation in allen Komponenten zeitlich abhängig Ladungen verloren. Das führt zwangsläufig zu einem langsam gegen Null konvergierendem Messwert. Daher ist mit piezoelektrischen Aufnehmern eine statische bzw. absolute Messung nicht möglich. Pseudostatische Messungen, also kurzzeitige, statische Messungen, sind durch Interpolation des Ladungsverlustes möglich. Jedoch wird bei zunehmender Messdauer der Messfehler immer größer.

Eine weitere Möglichkeit der direkten Schnittkraftmessung besteht durch induktive Aufnehmer. Hierbei werden Folien amorpher Metalle, ähnlich wie DMS, auf die Messstelle appliziert und mit einer elektrischen Spule umgeben. Bei Verformung der Folien ändert sich die Induktivität der Spule. Obwohl der Effekt um den Faktor 10-100 höher ist als bei DMS und somit eine steifere Konstruktion mit geringerer Verformung der Messstelle ermöglicht, wird er nur in Sonderfällen eingesetzt. Die Problematik dieser Messmethode liegt darin, dass sie sehr empfindlich gegenüber jeder Art von Magnetfeldern ist und dieser Einfluss nur durch erheblichen Abschirmungsaufwand verringert werden kann.

Wie die Praxis zeigt, stehen weitere Methoden zur Verformungsmessung aufgrund verschiedenartigster Nachteile kaum zur Verfügung.

Da bei den betrachteten Tiefbohrprozessen in Hinblick auf die langen Bohrzeiten unbedingt eine statische Langzeitmessung erfolgen muss, können nur DMS-basierende Messwellen eingesetzt werden. Dabei wurde auf einem eigens entwickelten Adapter ein Messsystem appliziert (siehe Abbildung 7.6 ein System der Firma Artis). Es kann durch die Zusammenschaltung von acht DMS-Applikationen sowohl das Drehmoment als auch die Vorschubkraft gemessen werden. Die Energieversorgung sowie die Signalübertragung erfolgen induktiv zu einem Stator. Das Drehmoment als auch die Vorschubkraft werden mit 16 Bit Auflösung und 100 Hz Abtastrate bereitgestellt.

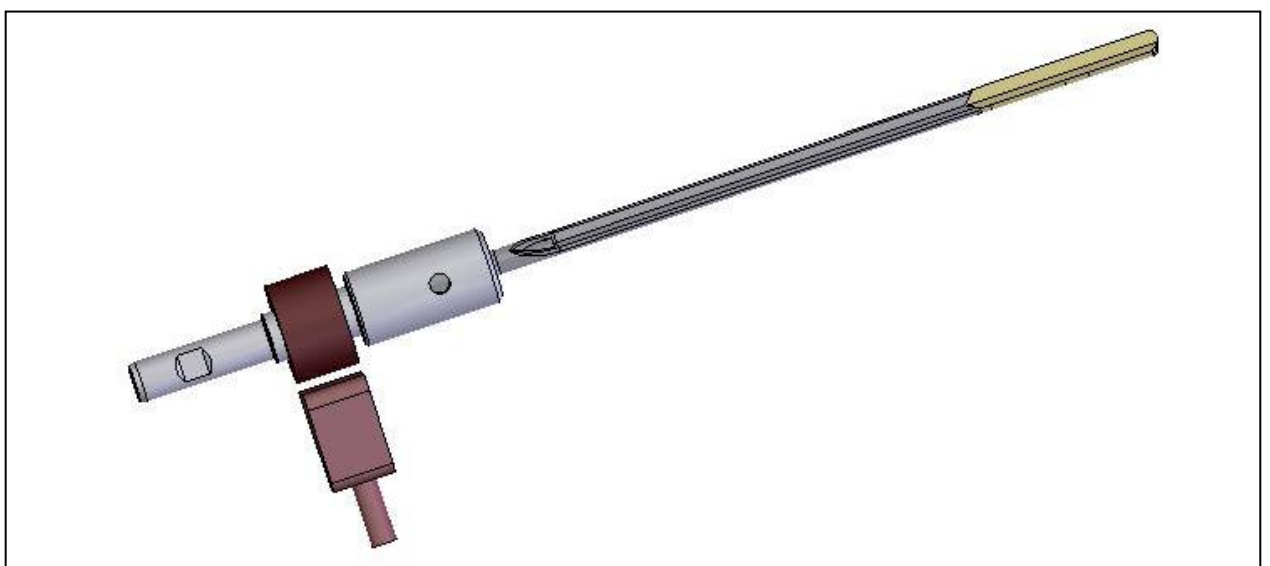


Abb. 7.6: Drehmoment und Vorschubkraftmesswelle (Foto in Abbildung 8.13)

7.3.2 Indirekte Schnittkraftmessung

Bei der beschriebenen direkten Schnittkraftmessung wird der physikalische Effekt beim Bohren nicht direkt an der Entstehung gemessen, sondern erst an der Einspannseite des Bohrwerkzeuges. Trotzdem wird das Messsignal wesentlich näher an der Entstehungsquelle aufgenommen als bei den indirekten Verfahren. Hierbei wird durch Messung der Wirkleistung der Antriebsmotoren auf die Schnittkräfte geschlossen. Ein Wirkleistungsmessgerät kann mit wenig Aufwand an den Motorleistungskabeln installiert werden. Durch die Messung von Aufnahme-Spannung und -Strom der einzelnen Leiter kann man die Wirkleistung bestimmen. Soll bei starken Antriebsmotoren und geringer entnommener Leistung dennoch eine gute Auflösung des Messsignals erreicht werden, kann eine Verbesserung durch zusätzliche Messung der Magnetfelder im Motor durch Hall-Sonden erzielt werden. Der Aufwand für derartige Wirkleistungsmessgeräte liegt sowohl konstruktiv als auch wirtschaftlich in einem Bereich, welcher der direkten Schnittkraftmessung nahe kommt. Der große Vorteil, nämlich die einfache Applikation von indirekten Messsystemen, kann bei den heute benötigten Signalaufösungen kaum mehr ausgenutzt werden.

Moderne Antriebsregler benötigen zu einer Verbesserung der Regelcharakteristik die Wirkleistung als Regelparameter. Daher liegen meist Motorstrom- und Drehmomentwerte als Zahlenwerte verfügbar vor und können über einen Bus ausgelesen werden. Es ist somit naheliegend, die Schnittkraftwerte ohne weiteren Aufwand vom Regler zu beziehen, insbesondere da die digitale Auflösung des Messsignals für sehr viele Anwendungen ausreicht. Eine Beschränkung in der Praxis liegt in der zeitlichen Auflösung; in der Regel bei maximal 500 Hz. Im Gegensatz dazu liegt die Auflösung einer piezobasierenden, direkten Messung bei weit über 50 kHz. Ein nicht zu vernachlässigbarer Einfluss der indirekten Messung ist, dass im Messsignal die Reibung des gesamten Antriebsstranges enthalten ist und sich somit das Nutz- zu Störsignalverhältnis verschlechtert.

In der vorliegenden Forschungsarbeit wurden aufgrund der höheren Genauigkeit immer direkt die Schnittkräfte gemessen. Daher wurde die Drehmoment- und Vorschubkraftmessung, wie in Abbildung 7.6 dargestellt, realisiert. Vergleichend wurde jedoch, wo möglich, auch die Wirkleistung aus der Steuerung eingelesen, verarbeitet und verglichen.

7.4 Schall- und Schwingungsmessung

7.4.1 Luftschallmessung

Die Luftschallmessung erfolgt mit kalibrierten Messmikrophonen meist bis zu einer Frequenz von 20 kHz. Um eine möglichst starke Ausblendung von Störsignalen zu gewährleisten, mussten die Messmikrophone eine starke Richtwirkung aufweisen. Obwohl die Luftschallmessung sehr einfach zu handhaben ist, kann diese Messart nur vorzugsweise im Labor eingesetzt werden. Da in realen Fertigungsbedingungen die Störgeräusche weit höher sind als die Nutzgeräusche.



Abb. 7.7: Messmikrofon ECM 8000, Fa. Boeringer

7.4.2 Schwingungsmessung

Grundsätzlich ist hier zwischen der Schwingungs- und der Schallmessung zu unterscheiden. Faktisch werden sowohl bei der Schall- als auch bei der Schwingungsmessung die gleichen physikalischen Kenngrößen gemessen. Man unterscheidet diese nur durch die zu betrachtenden Frequenzbänder. Von Schwingungsmessung spricht man in einem Bereich von ca. 1 Hz bis 20 kHz und von Körperschallmessung bei Frequenzen über 20 kHz.

Aufgrund der hohen zu messenden Frequenzen kommen als Messaufnehmer nur piezobasierende Sensoren in Frage.

Das piezobasierende Messprinzip beruht darauf, dass einige Kristalle wie beispielsweise Quarz, Turmalin sowie eine Reihe künstlich polarisierter Keramiken bei mechanischer Belastung an bestimmten Flächen des Kristall- oder Keramikelementes eine elektrische Ladung abgeben. Die Menge der abgegebenen elektrischen Ladung ist proportional zur wirkenden Gesamtkraft. Dies wird als piezoelektrischer Effekt bezeichnet, auf dem eine Reihe verschiedener Sensoren für das Messen von Kraft, Dehnung, Druck, Beschleunigung und Körperschall aufgebaut sind [88]. Das Ausgangssignal jedes piezoelektrischen Sensorelementes ist immer eine elektrische Ladung. Diese ist jedoch sehr klein und muss deshalb entsprechend aufbereitet werden, was durch den Ladungsverstärker erfolgt. Man unterscheidet Sensoren mit eingebautem Verstärker (Impedanzwandler) und solche mit separatem Verstärker (hohe Impedanz). In der Schwingungsmessung kommen beide Systeme zum Einsatz, bei Industrieanwendungen wegen der besseren Störsicherheit jedoch meist nur Sensoren mit Impedanzwandler. Impedanzwandler-Sensoren nutzen wie Hochimpedanz-Sensoren eine Zweidrahtleitung, über die das Signal übertragen und gleichzeitig die Stromversorgung des Sensors bereitgestellt wird. Das Zusammenführen dieser beiden Aufgaben übernimmt ein Kuppler (Abbildung 7.8). Da meist eine digitale Abtastung des Signals erfolgt, muss ein Hardware-Tiefpassfilter vorgesehen werden, um den Aliasing-Effekt auszuschließen. Auch diese Funktion übernimmt der Kuppler.



Abb. 7.8: Kuppler für Schwingungssensor 5125, Fa. Kistler

7.4.3 Körperschallmessung

Wie bereits in Kapitel 5.2 ausführlich beschrieben werden für die Körperschallmessung impedanzwandelnde Sensoren eingesetzt. Der hier gewählte Sensor der Firma Kistler des Typs 8152B (Technische Daten sind in den Abbildungen 5.5 bis 5.8 dargestellt) kann einen Bereich von 20 kHz bis 500 kHz abdecken.

Bei diesen hohen Frequenzen liegt das primäre Problem in der Schallübertragung zum Sensor, der sogenannten Ankopplung. In Abbildung 7.9 sind die Frequenzgänge verschiedener Ankopplungsarten an den Körperschallsensor dargestellt.

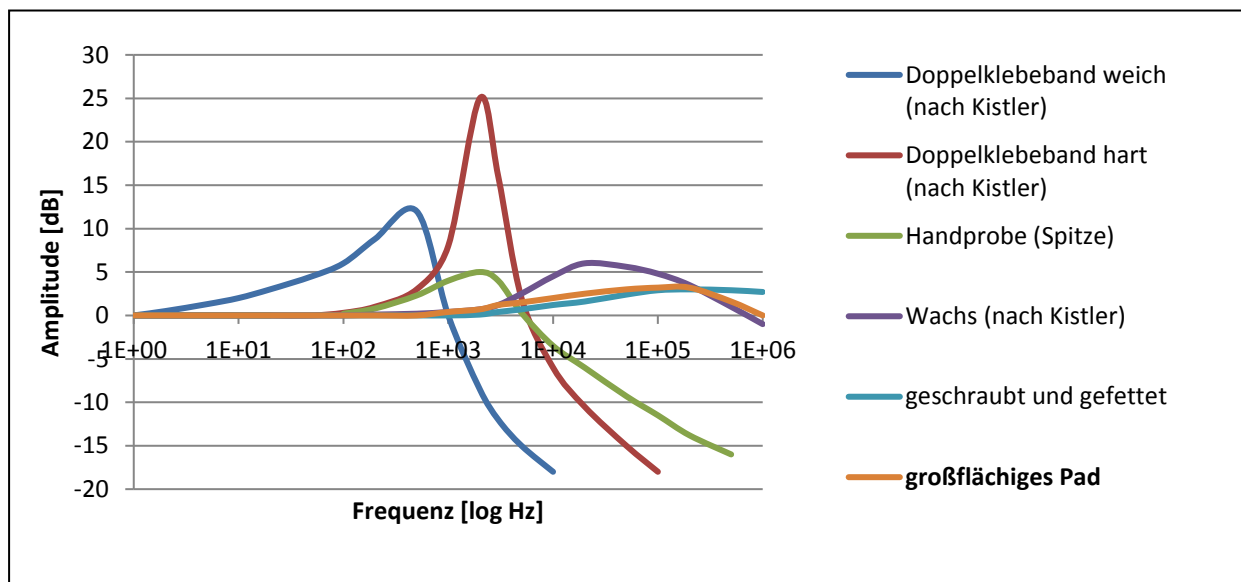


Abb. 7.9: Einfluss der Ankopplung von Beschleunigungssensoren

Bei Körperschallsensoren mit einem extrem hohen Frequenzbereich und einer Resonanzfrequenz von über 1 MHz muss sichergestellt werden, dass die Resonanzfrequenz des Systems Sensor – Werkstück nicht unter die maximal zu messende Frequenz sinkt.

Aus diesem Grund gibt es zwei Lösungen zur Ankopplung der Sensoren:

Die Erste ist, die Schallleitung komplett über das Kühl-Schmiermittel (KS) laufen zu lassen. Dazu wird ein Hydrophon nahe der Drehdurchführung eingesetzt. Dieser Ansatz hat den Vorteil, dass sich der Schall durch ein sehr homogenes Medium, wie in Kapitel 4.2 beschrieben, ausbreiten kann. Im Weiteren ist der Abstand Schallmitter zu Sensor bei gleichem Bohrer immer gleich. Diese Art der Ankopplung ist vor allem bei sehr kleinen Werkzeugen in der Massenfertigung Stand der Technik. Dabei wird jedoch der freie Kühl-Schmiermittelstrahl zum Ankoppeln genutzt. Ein derartiger Sensor ist in Abbildung 7.10 dargestellt. Der Sensor selbst sitzt dabei an der KS-Austrittsdüse. Generell können über das Kühl-Schmiermittel sehr gut Schallsignale übertragen werden. Dies funktioniert zwar bei einem freien Kühl-Schmiermittelstrahl sehr gut, jedoch beim Tiefbohren wird über die gesamte Länge von der Werkzeugschneide bis zum Sensor Schalleistung in das Medium eingebracht: erst durch den Bohrer und das Werkstück und dann durch die Spindel. Diese Schalleistung ist um mehrere Zehnerpotenzen höher, als die an der Schneide induzierte.

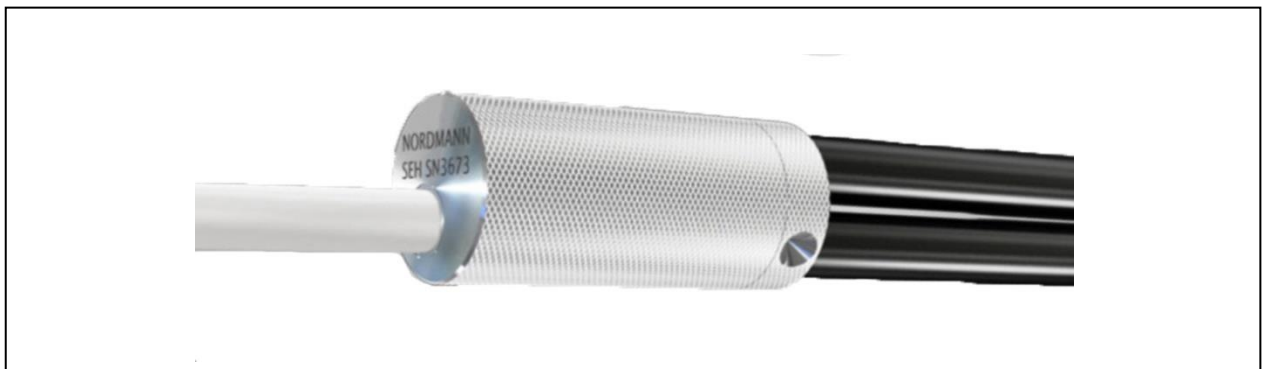


Abb. 7.10: Kühlschmierstoff-Körperschallsensor, Fa. Nordmann

Als zweite Lösung bietet sich an, trotz der unter Kapitel 4.2 beschriebenen Probleme die Schallleitung direkt über das Werkstück zu verfolgen.

Vorgesehen ist dabei eine dauerhafte Verschraubung möglichst nahe dem Schallmitter und einem hochviskosen Kontaktmittel. Dabei wird, wie in Abbildung 7.9 gezeigt, vorzugsweise Silikonfett verwendet. Jedoch ist dies oft aufgrund der Werkstückgröße und der somit starken Abstandsänderung zwischen Schneide (also dem Ort der Bearbeitung) und Sensor im Laufe der Bearbeitung nicht möglich. Es musste also eine Methode der Ankopplung entwickelt werden, welche ein oftmaliges Wechseln der Position an der Werkstückoberfläche möglichst nahe am Schallmitter mit gleichen Kopplungsbedingungen ermöglicht. Aus der Erfahrung würde sich eine sehr gute Ankopplung in Form eines Flüssigkeitsstrahles, über den der Schall übertragen werden kann, ergeben. Aufgrund des aufwendigen, aber notwendigen, Spritzschutzes wurde jedoch davon Abstand genommen und eine Festkörperübertragung realisiert.

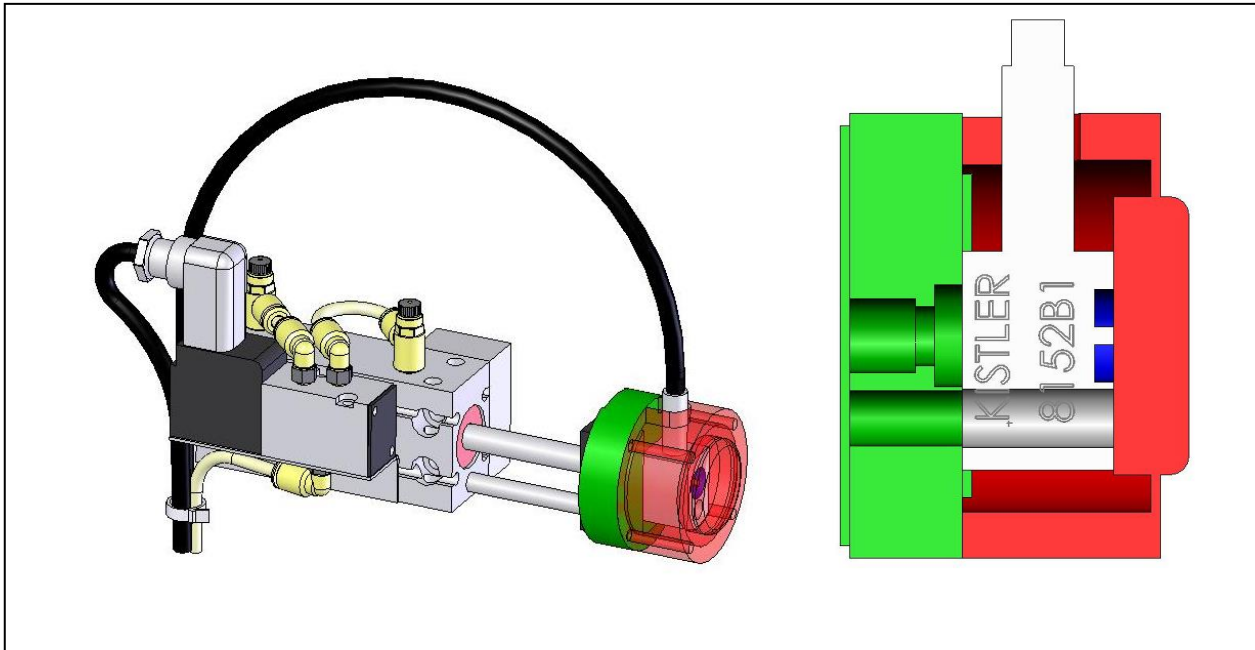


Abb. 7.11: Körperschallsensorankopplung

Zur Festkörperübertragung wäre zum Ankoppeln eine Tastspitze (siehe Abbildung 7.9; Handprobe) am besten geeignet. Jedoch ist dabei die Eigenfrequenz des Sensorsystems erheblich herabgesetzt. Dazu wurde ein großflächiges Pad, ähnlich wie es für Ultraschallsensoren zur Werkstückprüfung eingesetzt wird und wie es in Abbildung 7.11 dargestellt ist, entwickelt. Die Ankopplung zwischen Pad und Werkstück erfolgt jedoch im Gegensatz zu der Methode bei Ultraschallsensoren trocken und sauber mit relativ hoher Kraft. Dadurch wurde eine sehr gute und reproduzierbare Ankopplung auch bei verschiedenen Rauheiten der Werkstückoberflächen ermöglicht. Zur Verifizierung der Einflüsse und der Ergebnisse wurden Versuche mit verschiedenen Kontaktmitteln durchgeführt. Maschinenöl zeigt dabei stark negative Auswirkungen. Silikonfett zeigt eine, wenn auch geringe, Verbesserung. Um eine mögliche Verschmutzung des Kühlschmiermittels im Maschinenkreislauf gering zu halten, wird jedoch die trockene Ankopplung bevorzugt. Wie die Ergebnisse der Ankopplungsversuche (siehe Abbildung 7.9) zeigen, kann die Resonanzfrequenz der Sensor-Pad-Werkstück-Paarung damit, bei sauberer und trockener Werkstückoberfläche reproduzierbar über 650 kHz gehalten werden. Auch bei sehr niedrigen Frequenzen treten keine Nachteile auf. Diese Art der Ankopplung ist jedoch nur bei stehenden Werkstücken möglich. Beim Gegenlaufbohren, also mit bewegtem Werkstück, ist nur ein Kühl-Schmierstoff-Körperschallsensor mit allen seinen Nachteilen einsetzbar.

7.5 Kühlschmiermittel-Druckmessung

In den bisherigen Betrachtungen wurden nur jene Messtechniken dargelegt, welche einen direkten Einblick auf den Schneidkeil erlauben. Ein weiteres Problem stellt jedoch der Spanstau beim Abtransport der Späne dar. Beim Einlippenbohren erfolgt die Spanabfuhr über die Sicke. Wie die Praxis zeigt, kann es beim Einlippenbohren leicht zu einem Verklemmen am Bohrkopf oder direkt am Schaft kommen. Das Ergebnis ist

ein Bruch des Bohrerschafts. Grundsätzlich wären diese Effekte über die Drehmomentmessung zu detektieren, jedoch ist der Momenten-Anstieg so rapide, dass ein Reagieren meist nicht möglich ist! Auch eine Detektion über den Körperschall infolge der Spanpfropfenreibung würde kaum Zeit für eine Reaktion zulassen.

Die Überwachung über eine Spanzählung im Spänekasten, wie in einigen Veröffentlichungen beschrieben, ist nur unter großem Aufwand und auch dann nur mit minderer Zuverlässigkeit möglich. Den besten Erfolg bringt eine Messung des Kühlschmiermitteldruckes, da er relativ langsam ansteigt, während sich ein Spanpfropfen bildet. Eine Detektion ist bereits relativ lange Zeit, bevor sich eine Auswirkung auf Drehmoment und Vorschub zeigt, möglich. In der Praxis stellt heute die genaue Druckmessung kaum einen Aufwand dar.

Bei der hier beschriebenen Versuchsanordnung wurde ein Drucksensor der Firma Keller vom Type: PA 33X-350 5Bi eingesetzt, dessen Messdaten zur Entlastung des Digitalisierers über das Bussystem ausgelesen werden.

Kennwerte:	$p_{\max}$:	350 Bar
	Datenausgabe:	Analog 0-10V; RS 485
	Auflösung:	16 Bit
	Ausgaberate:	1,6 ms



Abb. 7.12: Drucksensor PA 33X-350 5Bi, Firma Keller

7.6 Aufbau des Prüfstandes

Erste Studien zur Entwicklung einer verbesserten Methode in der Tiefbohrtechnik wurden auf unterschiedlichen Tiefbohrbänken und Drehmaschinen durchgeführt. Dies diente in erster Linie, um empirisch die Rahmenbedingungen zu visualisieren und jene Bereiche aufzuzeigen, bei denen Probleme im Ablauf zu erwarten sind. Darüber hinaus dienten diese Versuche zur Erstellung eines groben Arbeitsplans.

Die für Forschungsprojekte zur Verfügung stehende, im Kapitel 7.1 beschriebene Einlippenversuchsbohrbank des IFT bot sich aufgrund ihres sehr offenen, modularen Aufbaus als Versuchsträger an. Es musste von Anfang an vermieden werden, dass die Implementierung des fertigen Systems auf jeder neuen Maschine konstruktive oder konzeptionelle Änderungen auslösen würde.

Konstruktiv ist der Einlippenprüfstand des IFT auf einer ebenen Platte aufgebaut. Diese eher ungewöhnliche und im normalen Produktionsprozess unpraktische Anordnung hat für Versuchszwecke den Vorteil, dass es sehr einfach ist, Subsysteme zu installieren. Die große Plattform an der Vorschubeinheit erfüllt den gleichen Zweck. Der Spankasten ist stirnseitig an der Grundplatte montiert und trägt neben dem Bohrerdrücksystem auch die Bohrbuchse. Der Aufbau des Spankastens ist sehr ähnlich dem der Abbildung 4.10. Aus Steifigkeitsgründen besitzt die Bohrbuchse kein Werkstückandrücksystem. Der Spanbereich im Kasten ist sehr großzügig gestaltet, um auch Spandetektoren oder ähnliche Einrichtungen unterbringen zu können. Im Weiteren verfügt der Spankasten über eine Spanfangeinrichtung, die es ermöglicht, zeitlich definiert Späne aufzufangen. Die Werkstückseite ist kein integraler Teil der Anlage, sondern als selbsttragendes Rohrgestell ausgeführt. Dies bietet den Vorteil, dass je nach Bedarf die Werkstückseite angepasst werden kann. Dadurch kann bei der Implementation diverser messtechnischer Ausrüstungen auf einfache Haltesysteme zurückgegriffen werden.

In Kapitel 6 wurden verschiedene mögliche Messsysteme vorgestellt und auf ihre Vorzüge verglichen. Im Zuge der Vorstudien wurde hier zur Ableitung eines möglichen Versuchsaufbaues auf diese unterschiedlichen Systeme zurückgegriffen und diese auf ihre Tauglichkeit getestet und beurteilt.

In erster Linie sollte ein Prototypsystem entwickelt werden, dass es ermöglicht, die Versuche weitgehend flexibel zu gestalten. Da als Ziel der Entwicklung eine universelle Lösung für alle Tiefbohrprozesse angestrebt wird, müssen sich die Anforderungen aus Einlippenbohren und BTA-Bohren zusammensetzen. Somit wurde, um universell einsetzbar zu sein, das System mit einer direkten und einer indirekten Schnittkraftmessung ausgestattet. Beim Einlippenbohren wird sowohl die Messwelle als auch die Wirkleistungsmessung gewertet.

Die Signale der beiden Schnittkraftmessketten werden auf einem seriellen Bus des Typs RS 485 bereitgestellt, welcher über spezielle Umsetzer vom Auswerterechner ausgelesen werden. Obwohl anfänglich die Schnittkraftmessung mit analogen Signalen erfolgte, wurde auf ein Busverbindungssystem umgestellt. Auf diese Weise konnte der Digitalisierer die Signale des Körperschallsensors mit einer höheren Abtastrate abtasten, da die Abtastrate abhängig von der Anzahl der Eingangssignale ist.

Der Auswerterechner detektiert auch die Drehzahl bzw. die Winkellage des Bohrers über einen induktiven Drehzahlsensor an der Werkzeugspindel und steuert die Ankopplung des Körperschallsensors über digitale Ausgänge.

Die Schnittwertkenndaten wie Vorschub und Schnittgeschwindigkeit sowie eingestellter Kühlschmiermitteldruck werden entweder direkt aus der Steuerung ausgelesen oder durch den Bediener über eine Softwareoberfläche in den Steuerrechner eingegeben. Materialkennwerte und Bohrerdaten müssen vor dem Bohrstart ausgewählt werden. Dazu steht dem Bediener als Schnittstelle der Auswerterechner zur Verfügung.

Der prinzipielle Aufbau der Bohrerzustandsüberwachung ist in Abbildung 7.13 dargestellt.

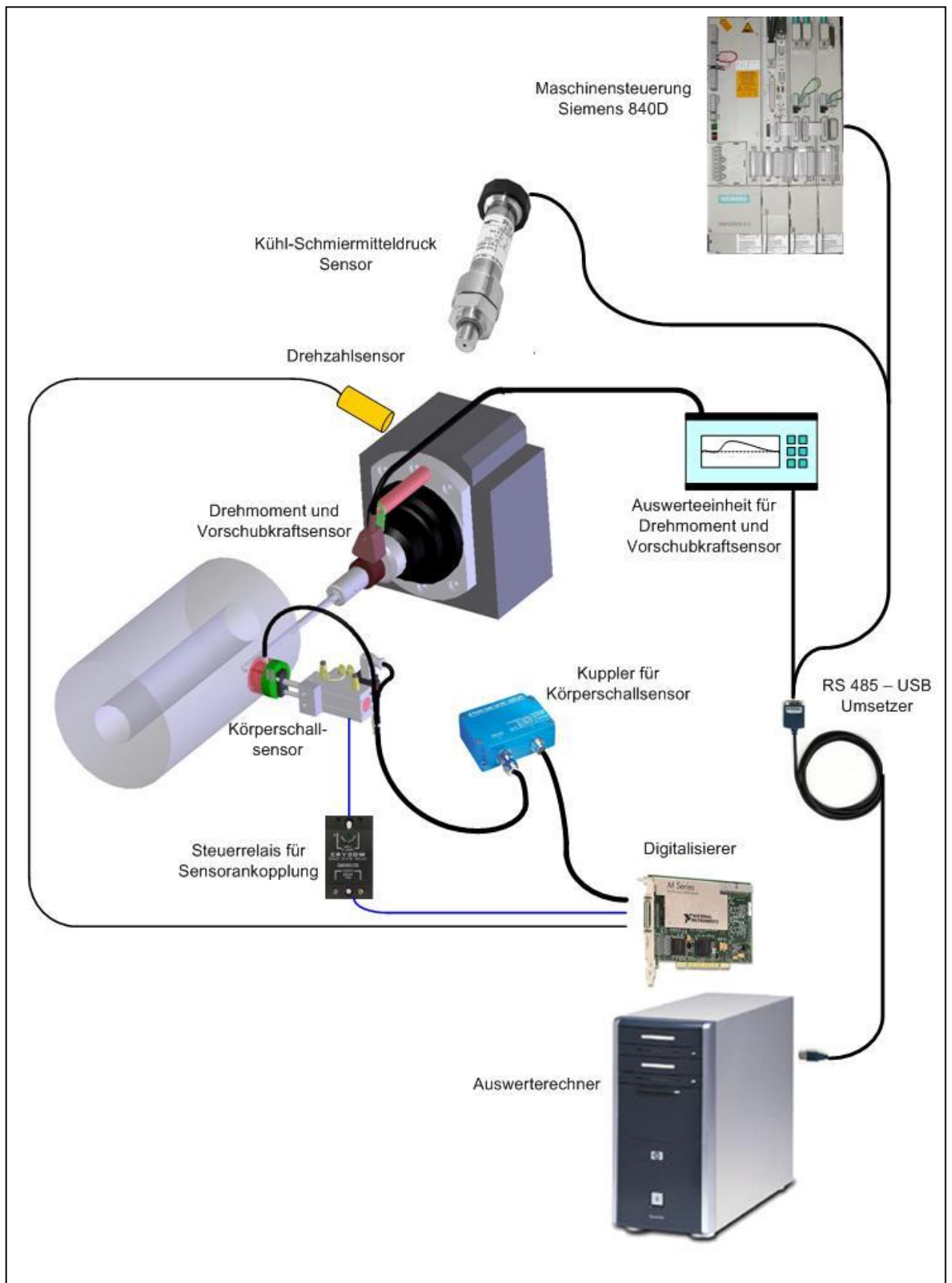


Abb. 7.13: Skizze des Aufbaus der ELB-Bohrerzustandsüberwachung

7.7 Versuche

Durch die vielfältigen Ursachen des Bohrerversagens sind Informationen aus möglichst vielen Sensoren notwendig, um ein verwertbares Bild der augenblicklichen Verhältnisse am Schneidkeil und am Bohrerschaft zu erhalten. Der Nachteil der Beobachtung der zeitlichen Verläufe der Wirkkräfte besteht darin, dass ein lineares Verschleißverhalten vorausgesetzt wird. Diese Annahme kann jedoch beim Tiefbohren nicht getroffen werden, da das Versagen des Werkzeuges meist spontan eintritt.

Der Grund für diesen abrupten Bruch liegt in der Schwingungsanfälligkeit des Werkzeuges aufgrund des torsionsweichen Schaftes. Durch zunehmenden Verschleiß des Bohrkopfes wird die Torsionsschwingung des Werkzeuges begünstigt und somit im Extremfall eine Resonanz erzeugt. Bei manuellen Systemen kann der Maschinenbediener durch Veränderung der Schnittparameter die Resonanz und somit die Zerstörung des Bohrers verhindern.

7.7.1 Spezifische Schallemissionen im realen Tiefbohrprozess

In Kapitel 5.1 wurde schon ausführlich auf die verschiedenen Effekte, welche akustische Emissionen am Schneidkeil hervorrufen können, eingegangen. Dies wären die plastische Verformung durch Versetzung und Zwillingsbildung sowie die Rissbildung. In Kapitel 4.1 wurden versuchstechnisch die relevanten Frequenzbänder bestimmt, die bei den oben genannten Effekten im Werkstückmaterial zu Schallemissionen führen können.

Von grundlegender Bedeutung ist dabei die Frage, wie sich diese Signale bei verschiedenen Verschleißzuständen des Werkzeuges verhalten, beziehungsweise wie interagieren diese dabei mit Störsignalen unterschiedlichster Effekte. Es wurde festgestellt, dass eine Werkzeugmaschine vor allem im niederfrequenten Bereich starke akustische Emissionen aussendet. Die obere Grenze ist dabei weit unter der Hörgrenze des Menschen von 20 kHz angesiedelt. Für den Menschen unangenehme Töne entstehen in einer spanenden Fertigung eher durch hochfrequentes Rattern des Werkzeuges oder Eigenfrequenzen diverser Maschinenkomponenten. Zur Unterdrückung sämtlicher, der Maschinenstruktur zuzuschreibender Schallemissionen wurden bei allen Körperschallmessungen an Maschinen die Frequenzen unter 8 kHz mit einem Hochpassfilter herausgefiltert. Daher ist auch auf allen dargestellten Körperschallspektren kein Signal unter dieser Grenzfrequenz zu sehen. Obwohl im tieffrequenten Bereich erfahrungsgemäß die höchsten Amplituden auftreten.

Beim realen Tiefbohrprozess kann ebenfalls das Frequenzband infolge der Umformung f_1 , wie in Abbildung 7.14 dargestellt, detektiert werden. Das Frequenzband der Rissausbreitung f_2 wird aufgrund seiner geringen Leistung bei dieser Schnittgeschwindigkeit verschluckt (vergleiche dazu Abbildung 6.17). Die unterschiedlichen Leistungen der Spektren erklären sich aus der wesentlich besseren Ankopplung beim Versuch.

Versuch: Bohrversuch, normaler Schnitt, stark verschlissener Bohrer Material: P556
Bohrer $\varnothing = 10$ mm, Form nach Abb. 6.14, $v_c = 36$ m/min, $f = 0,01$ mm/U, $\gamma = 0^\circ$

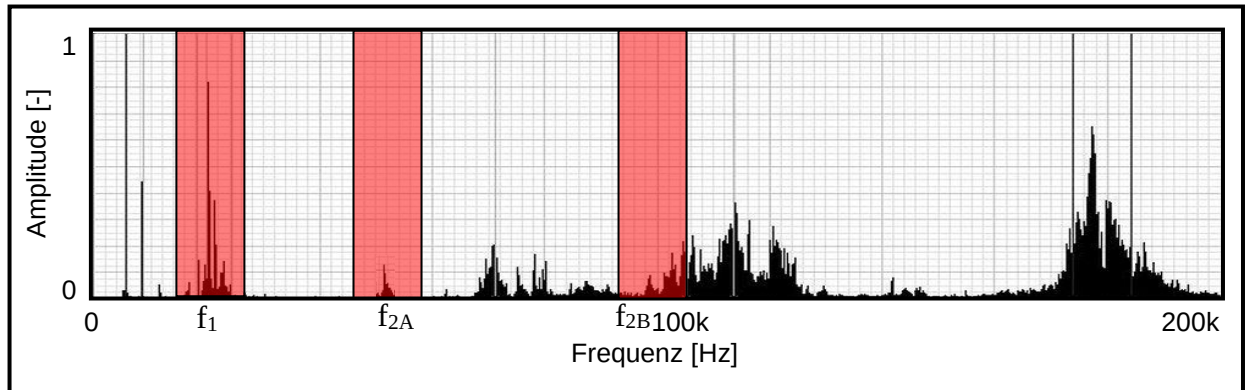
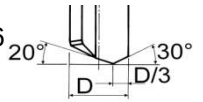


Abb. 7.14: Spektrum beim realen Einlippenbohrprozess (P556, $v_c = 36$ m/min)

Versuch: Bohrversuch, Bohrer 1 s zuvor 0,5 mm zurückgezogen
Bohrer $\varnothing = 10$ mm, Form nach Abb. 6.14, $v_c = 36$ m/min, $f = 0,01$ mm/U, $\gamma = 0^\circ$

Material: P556

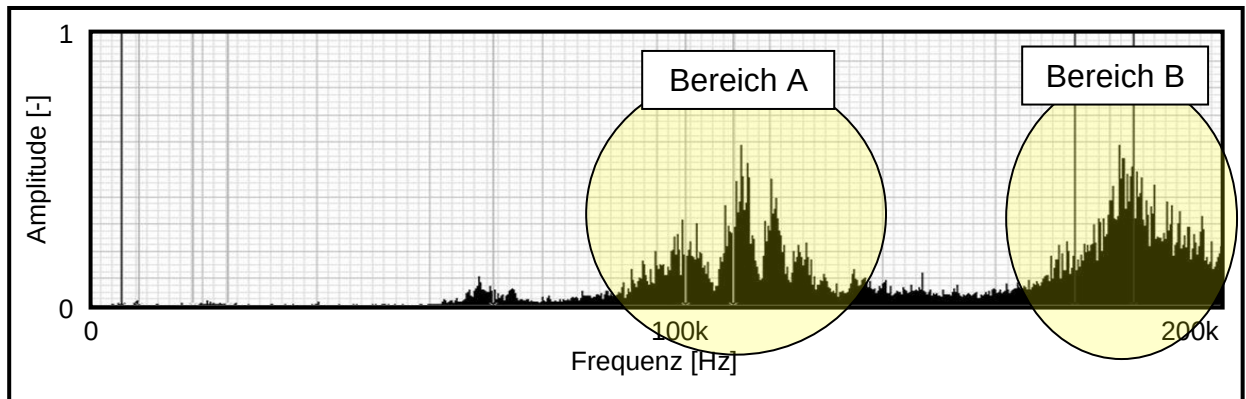
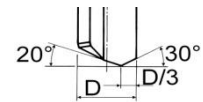


Abb. 7.15: Körperschallspektrum an einer Einlippenbohrbank mit Nenndrehzahl und Nennkühlschmiermittelfluss ohne Schneideneingriff

Die Messungen haben weitere Störsignale im hochfrequenten Bereich nachgewiesen, die sehr nahe am Schneidkeil entstehen. Wie in Abb. 7.15 ersichtlich, hat bereits ein drehender und mit Kühlschmiermittel beaufschlagter Bohrer, ohne Vorschub, eine erhebliche Schallemission mit zum Teil sehr ausgeprägten Frequenzbändern. Diese sind nur schwer zu beeinflussen.

Eine energetisch starke Störemission ist die Kavitation. Die Kavitation ist, der am stärksten ausgeprägten Effekte beim Tiefbohren und entsteht durch Hydrodynamik des Kühl-Schmier-Mittels am Bohrkopf. Da trotz der Bedeutung der Kavitation in bisherigen wissenschaftlichen Arbeiten im Zusammenhang mit der spanenden Fertigung nur im geringen Ausmaß eingegangen wurde, wird sie im Kapitel 7.7.2 näher betrachtet.

Eine weitere Emission wird durch die Scherspanentstehung hervorgerufen. In Abbildung 3.24 zeigt sich, dass diese beim Tiefbohren relativ ungleichmäßig auftritt. Diese ungleichmäßige Scherspanentstehung erfolgt durch den beim Einlippenbohren bedingten kleinen Vorschub h und der im Verhältnis dazu starken Schneidkantenverrundung. Bei austenitischen Materialien bewegt sich der Vorschub meist um $h = 0,01 \text{ mm/U}$, die Schneidkantenverrundung liegt in der gleichen Größenordnung. Dadurch entstehen stark negative Spanwinkel. Man spricht hier vom schabenden Schnitt, exemplarisch dargestellt in Abbildung 6.4.

Aufzeichnungen der Körperschallspektren mit einer anschließenden Spanuntersuchung haben es ermöglicht, signifikante, jedoch vorerst unzuordbare Frequenzbänder im Nachhinein zuzuordnen. Es hat sich gezeigt, dass die Schallemission hervorgerufen durch die Scherspanentstehung sehr breite Frequenzbänder unterschiedlichster Mittenfrequenzen hervorrufen kann. Diese können selbst bei einer Bohrung erheblichen Streuungen unterliegen. Diese Streuung wird darauf zurückgeführt, dass die für die Bohrversuche verwendeten Materialien geschmiedet und offensichtlich über die ganze Länge relativ inhomogen sind. Bohrversuche mit Materialien homogenerer Gefügestruktur, wie Aluminiumlegierungen (AlSi9Cu3) oder normalisierten C45 zeigen, dass die entstehenden Störemissionen während des Bohrens kaum einer Änderung unterworfen sind. Eine Detektion dieser Emissionen beim Auswertungsprozess ist möglich, jedoch fällt diese Störemission oft genau mit einer Nutzemission zusammen. In diesem Fall ist eine Beobachtung des Nutzsignals nicht möglich und muss vom Bewertungsprozess ausgeschlossen werden.

Ein weiterer zu berücksichtigender negativer Effekt ist, das schwer reproduzierbare Ankoppeln des Sensors an das Werkstück. Wie in Kapitel 7.4.3 beschrieben, wurde dies mit einem, dem Sensor zwischengeschalteten Pad, welches mit hoher Kraft an das Werkstück gepresst wird, gelöst. Die übertragenen Frequenzen und auch die Resonanzfrequenz des ganzen Ankopplungssystems können damit sehr reproduzierbar gemessen werden. Die Dämpfung des Systems ist jedoch Streuungen unterworfen. Dies zeigt sich dadurch, dass die gemessenen Amplituden ebenfalls streuen. Bei verschiedenen Ankopplungen ist somit ein direkter Vergleich der Amplituden nicht möglich. Um hier Vergleichsmöglichkeiten zu schaffen, werden nach einer Neuankopplung die ersten Messwerte mit den Letzten der vorigen Ankopplung verglichen und gleichgesetzt. Die nach einer neuen Ankopplung aufgezeichneten Daten werden also auf die Messdaten der vorhergehenden Messserie normiert. Diese Lösung ist hinreichend genau, um die Leistungsverfolgung der Messdaten über mehrere Ankopplungen zu gewährleisten.

In Summe bedeutet dies, dass die Aufbereitung der Körperschallsignale in der Art erfolgt, indem man erst signifikante Frequenzbänder anhand der in Kapitel 5.3 beschriebenen Versuche bestimmt. Dies sind in den häufigsten Fällen zwei bis drei deutlich voneinander getrennte Bänder, wie es in der Tabelle in Abbildung 5.13 oder in den dargestellten Spektren in den Abbildungen 6.18 bis 6.20 erkennbar ist. Nur in Ausnahmefällen, wie zum Beispiel bei Aluminiumlegierungen (AlSi9Cu3), konnte nur ein signifikantes Frequenzband erkannt werden. Dies könnte jedoch auch an der Maximalfrequenz oder der Sensibilität des Messsystems liegen. Zur Auswertung der

Messdaten wird der Effektivwert der einzelnen Frequenzbänder bestimmt und dessen Verlauf beobachtet. Fallen Nutzsignal-Frequenzbänder mit Störsignal-Frequenzbändern zusammen, heißt das nicht zwangsläufig, dass das Signal nicht trotzdem beobachtbar ist, solange das Nutz- zu Störsignal-Verhältnis entsprechend ist.

7.7.2 Kavitation

Ein energetisch besonders starker Schallemitter ist die Kavitation. Diese entsteht, indem in Bereichen hydrodynamischen Unterdrucks das Medium partiell verdampft und somit Dampfblasen bildet. Diese werden mit der Strömung transportiert und gelangen in Bereiche, in denen der Dampfdruck wieder überschritten wird. Die Folge ist eine schlagartige Implosion der Blasen und die Entstehung sogenannter Microjets, wie in den Abbildungen 7.16 und 7.17 dargestellt.

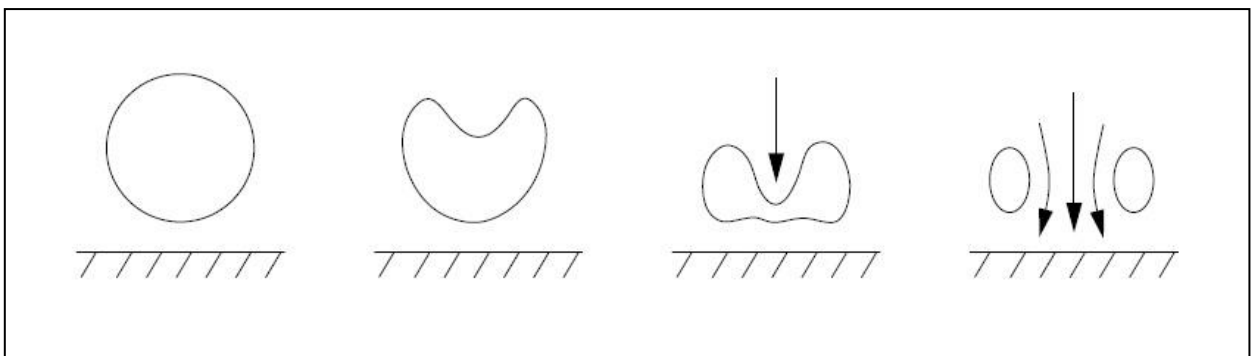


Abb. 7.16: Ausbildung des Microjets bei der Implosion einer Kavitationsblase in Wandnähe [91]

Abbildung 7.16 zeigt die Dynamik einer implodierenden Dampfblase in Wandnähe. Die Wand bewirkt, dass die Blase in asymmetrischer Weise implodiert. Eine anfängliche Einbuchtung der Blasenwand resultiert in einem gegen die Wand gerichteten Flüssigkeitsstrahl, dem Microjet. Die sehr hohen Blaseneinsturzgeschwindigkeiten führen zu Druckspitzen (Wasserschlägen), die 1000 bar und mehr erreichen [91]. Diese Anregung kommt ebenfalls einem Dirac'schen Stoß mit seiner sehr hochfrequenten, breitbandigen Erregung nahe (siehe Abbildung 5.18). In Abbildung 7.17 ist dieser Effekt in einer Folge von Hochgeschwindigkeitsaufnahmen dargestellt.

Gerade beim Tiefbohren sei auf diesen Kavitationseffekt am Bohrkopf hingewiesen. Wie in Abbildung 7.19 dargestellt, entstehen an den Kanten der einzelnen Schliffphasen des Bohrkopfes Kavitationsschleppen, welche sich an der Spanfläche vereinen und weit, die Spansicke entlang, transportiert werden. An der Spanfläche implodieren die Blasen und induzieren starke, hochfrequente und breitbandige Schallemissionen. Eine Zerstörung am Bohrkopf durch Kavitation, wie sie an Pumpen und Propellern auftreten kann, tritt aufgrund der geringen Wirkdauer und der hohen Härte der Bohrer Oberfläche nicht ein.

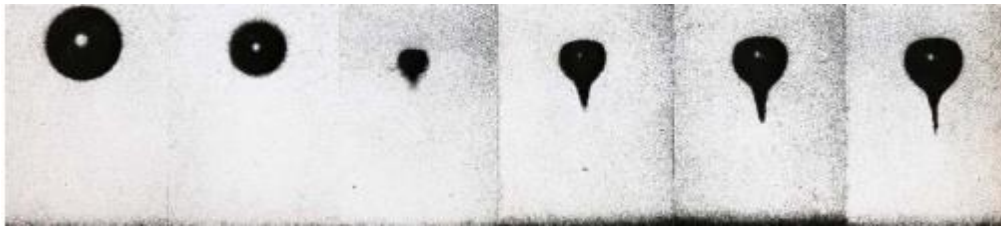
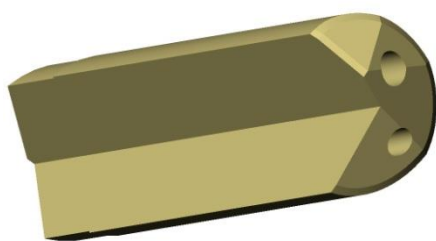


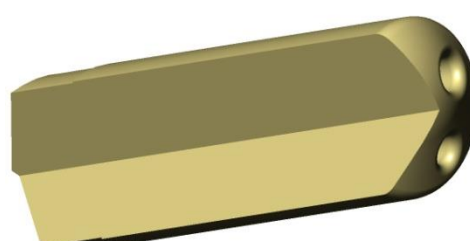
Abb. 7.17: Strahlbildung durch Kavitation in der Hochgeschwindigkeitsaufnahme [92]

Der Dirac'sche Stoß ist natürlich nur eine theoretische Betrachtung. In der Praxis bilden sich breitbandige Frequenzbänder mit glockenförmigen Hüllkurven aus. Dies ist deutlich in Abbildung 7.15 Bereich A erkennbar. Diese Bänder liegen im Allgemeinen bei sehr hohen Frequenzen und begrenzen durch ihre hohe Schallintensität die Messbarkeit der Nutzsignale.

Die Position und Breite der Frequenzbänder infolge Kavitation ist von der Kühlschmiermittelaustrittsöffnung sowie der Form des Bohrkopfes abhängig. Eine deutliche Verbesserung konnte durch eine geometrische Korrektur des Bohrkopfes erzielt werden. Dabei wurden die Kanten, welche infolge der ebenen Schlißflächen entstehen (siehe Abbildung 3.16, Flächen 2-5, und Abbildung 7.18 – stufiger Schliff), verrundet und eine stetige Fläche erzeugt. Eine Abrundung der Kühl-Schmiermittel-Austrittsöffnung brachte weitere Verbesserungen. Da die Schallemission infolge Kavitation nicht bei der Dampfblasenbildung, sondern erst bei deren Implosion auftritt.



stufiger Schliff (nach Abbildung 4.2)



runder Schliff

Abb. 7.18: Verrundung des ELB-Bohrkopfes

Es könnte eine deutliche Verbesserung erzielt werden, wenn das Kühlschmiermittel abgesaugt wird und somit im Bohrloch Unterdruck herrschen würde. Diese Maßnahme könnte zwar das Problem der Kavitation eliminieren, der Aufwand wäre jedoch unverhältnismäßig hoch. Eine Veränderung der Geometrie der Flächen 2-5 aus Abbildung 3.16 zu einer stetigen (strakenden) Fläche hin, ist mit modernen NC-

gesteuerten Boherschleifmaschinen kein Problem und bringt in der Praxis den größten Nutzen.

Versuch: Kavitationsschleppe am Bohrkopf

Stroboskopaufnahme in Acrylglas

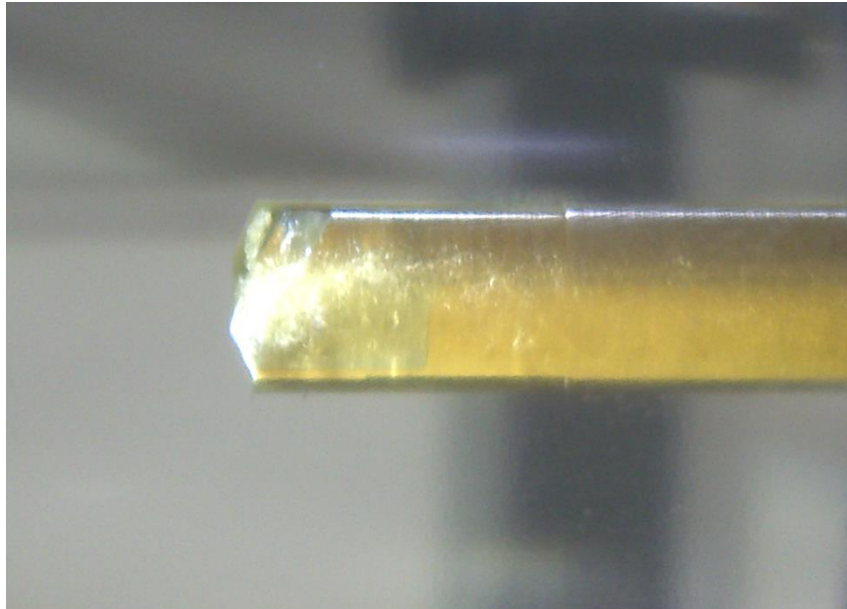


Abb. 7.19: Kavitationseffekte am Bohrkopf im Schnitt durch Acrylglas

Ein weiterer, mit der Kavitation zusammenhängender Effekt kann während des Schnittes erkannt werden. Unmittelbar vor dem Schnitt bildete sich das oben erwähnte Frequenzspektrum (Abbildung 7.15 Bereich A). Wenn der Schnitt einsetzt, bildet sich eine weitere Anregung, meist niederfrequenter, jedoch breiter und wesentlich veränderlicher aus (Abbildung 7.15 Bereich B). Beim Abstoppen des Vorschubs und kurzem Rückzug des Bohrers braucht das neue Frequenzspektrum einige Sekunden bis es verschwindet. Bei Spanstau bleibt es jedoch erhalten bis sich dieser auflöst. Dies lässt darauf schließen, dass auch die Späne Kavitationseffekte auslösen, solange sie sich in der Spansicke befinden.

Die ersten Nutzfrequenzen f_1 , f_2 treten für gewöhnlich unterhalb der von der Kavitation erzeugten Störfrequenzen auf. Jedoch wurden bei vielen Materialien zusätzlich höhere Nutzfrequenzen gemessen. Es ist nicht auszuschließen, dass diese bei weiterführenden Untersuchungen an Bedeutung gewinnen könnten. Das infolge der Spankavitation entstehende Frequenzspektrum kann herangezogen werden, um die Auflösung des Spanstaus nach erfolgtem Vorschubstopp zu detektieren und die Wiederaufnahme des Bohrprozesses einzuleiten.

In Abbildung 7.20 sei ein rein qualitativer Vergleich der Leistungen verschiedener körperschallmittiger Mechanismen mit diversen Störsignalen dargestellt. Als Referenz dient der Kavitationseffekt am Bohrkopf als besonders hochenergetischer

Schallemitter. Dies zeigt die Notwendigkeit, die Nutzsignale möglichst energiereich und rein zu detektieren. In der Detektion und Zuordnung der Signale liegt das größte Problem dieser Forschungsarbeit. Rein qualitativ stimmen die Verhältnisse der körperschallemittierenden Mechanismen mit den Versuchen von Yoo [80] überein.

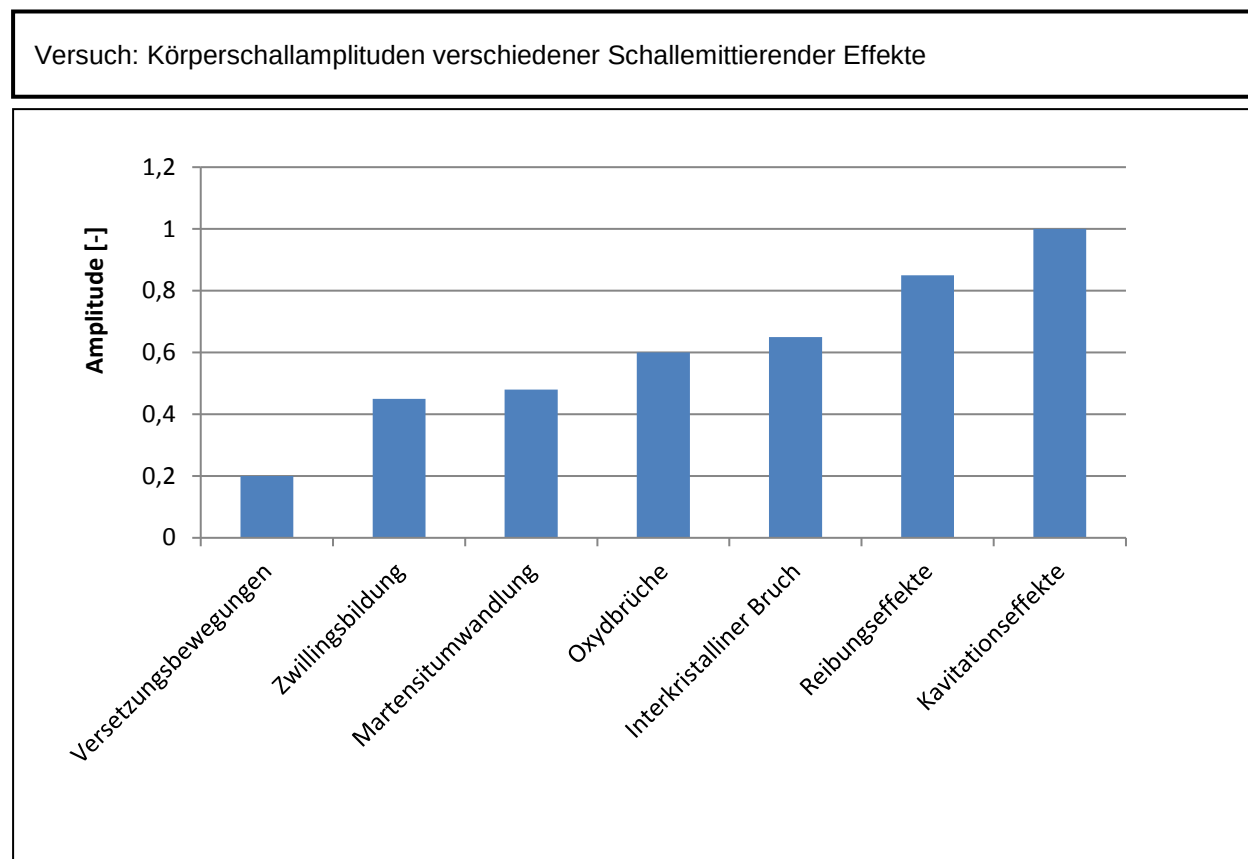


Abb. 7.20: Gegenüberstellung der Amplituden von Körperschall emittierenden Mechanismen während Materialdeformation und diverser Störsignale nach [80]

7.8 Kräfte und Momente am Tiefbohrwerkzeug

Der Werkstoff setzt dem Eindringen des Schneidkeils einen Widerstand entgegen, der durch Aufbringen der Zerspankraft F_z überwunden werden muss. Die Zerspankraft steht im Allgemeinen schräg zu den Hauptebenen im Raum (Abbildung 7.21, dargestellt in einem rechtwinkligen Koordinatensystem). Eine Achse verläuft in Schnittrichtung (Schnittkraft F_c), eine Achse in Vorschubrichtung (die Vorschubkraft F_f) und die Dritte normal darauf (Passivkraft F_p). Dadurch lassen sich die Kräfte unmittelbar den Bauteilen und Antrieben der Maschine zuordnen. Die Passivkraft trägt nicht zur Leistungsumsetzung bei, da in ihrer Richtung keine Bewegung zwischen Werkzeug und Werkstück stattfindet. Die Passivkraft würde sich theoretisch bei zweischneidigen Bohrern, wie dem Wendelbohrer, aufheben. Jedoch aus Symmetriefehlern des realen Bohrers bedingt, ist sie vorhanden und daher zu berücksichtigen. Bei asymmetrischen Bohrwerkzeugen, wie dem Einlippen- oder dem BTA-Bohren, muss die Passivkraft von den Führungsleisten aufgenommen werden.

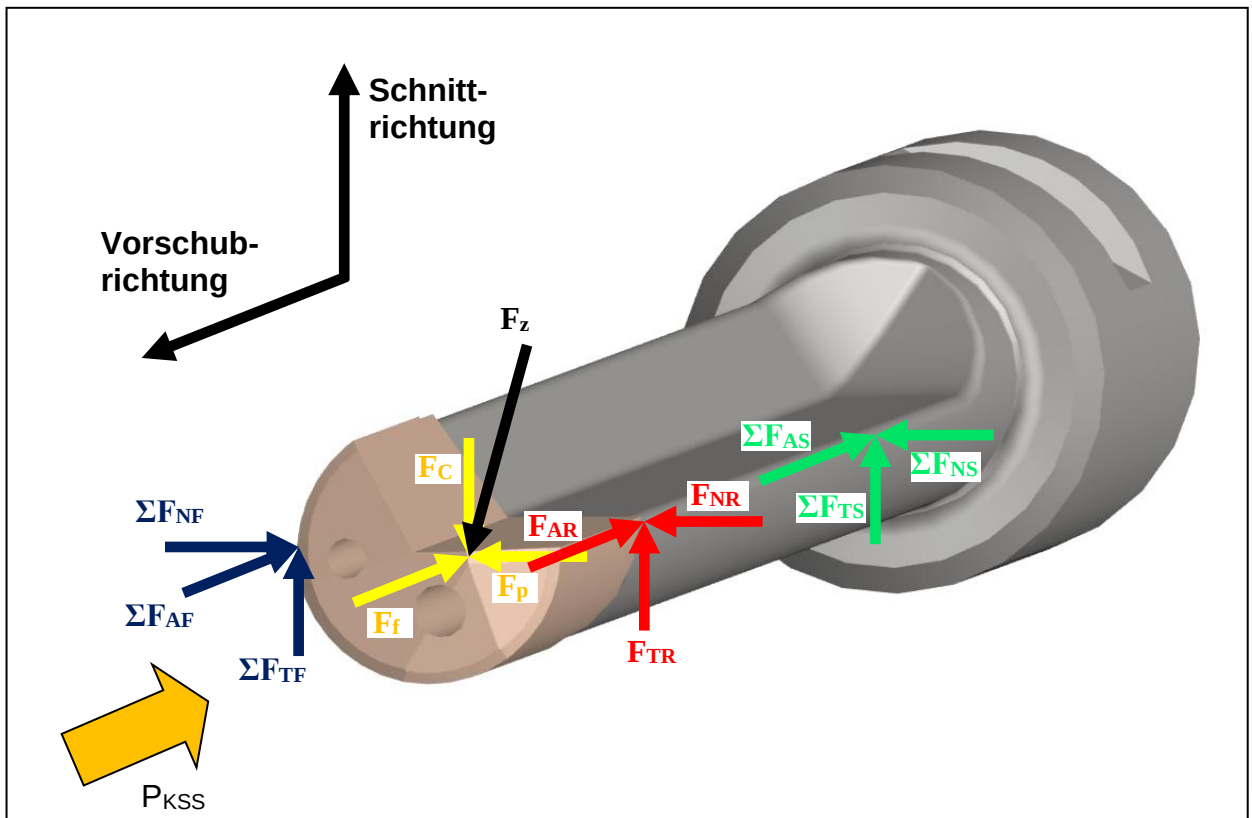


Abb. 7.21: Kräfte am Einlippenbohrer nach [24]

Grundsätzlich entstehen beim Bohren Kräfte und Momente als Folge von Scher- oder Umformvorgängen, von Reibung sowie von statischen und dynamischen Effekten des Kühlschmiermittels. Zum Zentrum des Bohrers fällt die Schnittgeschwindigkeit bis auf null. Diese Vorgänge sind eher mit einem Fließpressvorgang [74] als mit der freien Spanbildung beim Drehen vergleichbar. Die Spanbildung erfolgt hier unter hohem hydrostatischem Druck vor den Schneiden. Reibvorgänge treten, wie beim Drehen, auf den Span- und Freiflächen auf. Zusätzlich reiben die Rundschliffase sowie die Führungsleisten infolge der Passivkraft an der Bohrungswand und die von der Hauptschneide gebildeten Späne in der Spannut. Einen weiteren großen Anteil an Reibkräften hat der Schaft des Bohrers. Da dieser mit erheblichen Vorschubkräften sowie Antriebsmomenten belastet wird, bildet sich eine korkenzieherartige Verwindung des Schaftes aus, welcher am Bohrloch reibt.

Sowohl Vorschubkraft wie Antriebsmoment sind somit beim Bohren über die Bohrtiefe nicht konstant.

Die Schnittkräfte können nach dem in Kapitel 3.7.2 beschriebenen Verfahren mit den Formeln (3.9) bis (3.23) berechnet werden.

Der Kühlschmiermitteldruck hat beim Tiefbohren einen erheblichen Anteil an der Vorschubkraft. Bei kleinen Bohrdurchmessern ist eine statische Berechnung der Druckkraft F_{KSS} nach

$$F_{KSS} = k * \frac{d_n^2 * \pi}{4} * p_{KSS} \quad (7.1)$$

infolge der dynamischen Einflüsse am Bohrkopf nur eingeschränkt möglich. Wobei k die Flächenanpassung des Bohrkopfes aufgrund der Spannart ist. Beim Einlippenbohrer gilt: $k = 2/3$. Wobei d_h der Bohrernennendurchmesser und p_{KSS} der Kühl-Schmiermittel-Druck ist.

Abbildung 7.22 visualisiert die tatsächlichen Verhältnisse beim Einlippenbohrer aus den Daten von empirischen Versuchen. Es wurden dabei die Kräfte bei einem im Bohrloch drehenden, mit verschiedenen KSS-Drücken beaufschlagten Bohrer ohne Schnitt gemessen. Bei zunehmendem Bohrerdurchmesser liefert eine statische Berechnung nach (7.1) hinreichend gute Ergebnisse.

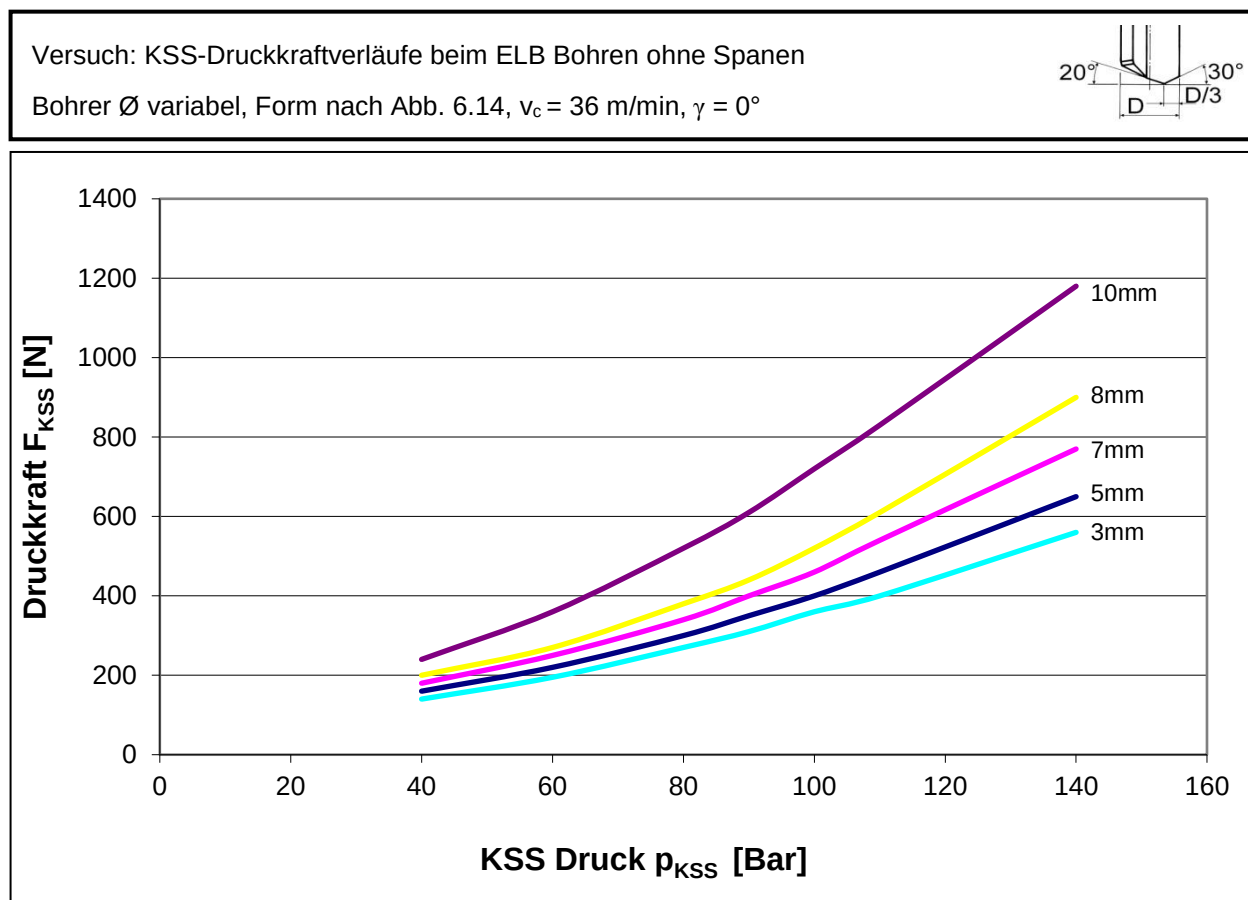


Abb. 7.22: Kühlschmiermitteldruckkraft beim Einlippenbohrer

Die realitätsgetreue Abbildung der Eigenschaften des tribologischen Systems „Zerspanung“ beinhalten unter anderem Reibung, Verschleiß und Schmierung gegeneinander bewegter Körper (Werkstück-Werkzeug). Dies hat für die Modellierung von Zerspanungsprozessen einen entscheidenden Einfluss. Der am häufigsten verwendete Ansatz für Reibung ist die Beschreibung nach Coulomb [75] für die Reibungsschubspannung Γ_R .

$$\Gamma_R = -\mu_C * \sigma_N * \frac{v}{\|v\|} \quad (7.2)$$

Abhängig vom Reibungskoeffizient μ_c , Druck-Normalspannung σ_N und der Umformgeschwindigkeit v . Dabei wirkt die Reibungskraft der Tangentialgeschwindigkeit / -verschiebung am Rand der Schneidkante entgegen. Jedoch ist dieser Ansatz bei großen Normalspannungen unzulässig, da das Material mit plastischen Fließeigenschaften die Schubfließspannung am Rand als Reibungsschubspannung aufbringen kann.

Bei dem von Usui [76] vorgeschlagene Reibungsfaktormodell wird das n -fache der Schubfließspannung σ_Y ($n \leq 1$) als Reibungsschubspannung gesetzt:

$$\Gamma_R = -n * \frac{\sigma_Y}{\sqrt{3}} * \frac{v}{\|v\|} \quad (7.3)$$

Dieser Ansatz führt jedoch bei kleinen Druckspannungen auf zu große Reibungsspannungen. Es wird daher meist ein aufgeteilter Ansatz nach Maekawa [77] verwendet.

$$\Gamma_R = \begin{cases} -\mu_c * \sigma_N * \frac{v}{\|v\|} & \text{für } \sigma_n < \frac{n * \sigma_Y}{\sqrt{3}} \\ -n * \frac{\sigma_Y}{\sqrt{3}} * \frac{v}{\|v\|} & \text{sonst} \end{cases} \quad (7.4a)$$

$$(7.4b)$$

Experimentelle Untersuchungen von Kleber [61] und Marusich [78] haben gezeigt, dass ein Reibungskoeffizient von $\mu_c = 0,23 - 0,27$ für die Gleitreibungsverhältnisse an der Schneide ein gutes Mittel darstellt. Untersuchungen, speziell auf die Führungsleisten an Tiefbohrwerkzeugen bezogen, haben vergleichbare Werte ergeben. Es kommt angesichts der Passivkräfte jedoch nur Ansatz (7.4a) zu tragen. Bei Beschichtungen der Führungsleisten liegt μ_c eher im unteren Bereich. Der Unterschied zu unbeschichteten Führungsleisten liegt also weniger an besseren Gleiteigenschaften, sondern an der geringeren Neigung zu Haft-Gleitreibungsschwingungen.

Einen großen Einfluss auf das Drehmoment hat die Schaftreibung an der Bohrlochwand. Die Schaftreibung ist abhängig von der Bohrtiefe, der Vorschubkraft, dem Verhältnis Bohrschaftdurchmesser zu Bohrungsdurchmesser und der Steifigkeit des Bohrschaftes. Das Verhältnis Bohrschaftdurchmesser zu Bohrungsdurchmesser sowie die Bohrschaftsteifigkeit bei den handelsüblichen Einlippenbohrern variiert nur gering. Daher muss bei einer empirischen Ermittlung der Drehmomentzunahme infolge Schaftreibung darauf keine Rücksicht genommen werden. Da die Vorschubkraft einen nahezu linearen Einfluss auf die Schaftreibung hat, kann die Drehmomentzunahme in Prozent abhängig von der Bohrtiefe und den Bohrdurchmessern empirisch ermittelt werden. Dazu wurden kurze Schnitte in verschiedenen Tiefen mit gleichen Schnittparametern durchgeführt. Versuche mit verschiedenen Schnittparametern haben gezeigt, dass die Drehmomentzunahme nur von der Vorschubkraft, der Bohrtiefe und dem Schaftdurchmesser abhängt. Da jedoch die Prozessfenster beim Tiefbohren für einen stabilen Schnitt relativ eng sind, variieren die Vorschubkräfte für Bohrer gleicher Durchmesser nur geringfügig. Es wurde daher die Drehmomentzunahme infolge der

Schaftreibung als Funktion des Drehmoments selbst dargestellt. Das Ergebnis dieses Versuchs ist in Abbildung 7.23 dargestellt. Bei einem ELB-Bohrer mit $\varnothing 7$ mm und einer Bohrtiefe von 3 m stammt zum Beispiel bereits 45% des gemessenen Drehmoments von der Schaftreibung. Nur 55% des gemessenen Drehmoments können der tatsächlichen Bearbeitung zugeschrieben werden.

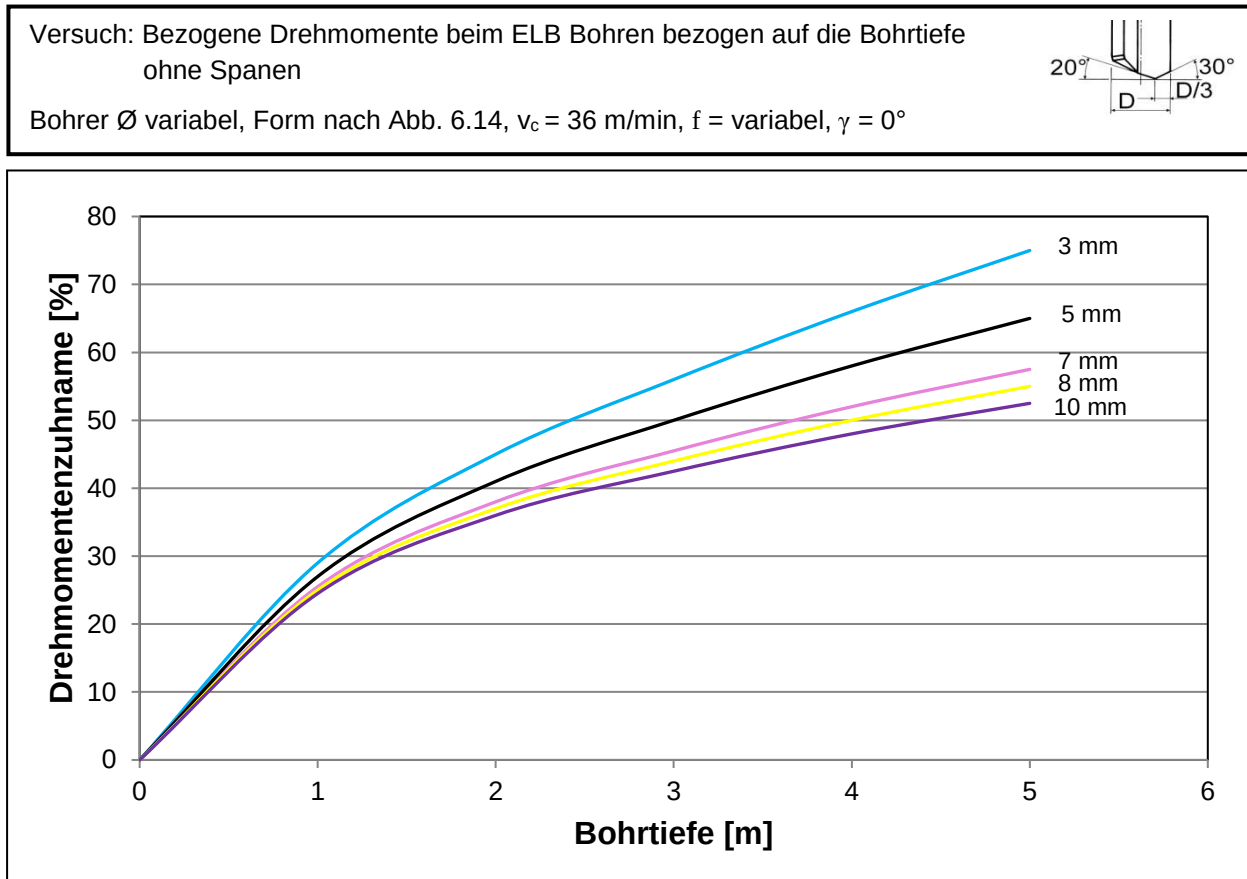


Abb. 7.23: Drehmomentzunahme bezogen auf das Anbohrmoment durch Schaftreibung beim Einlippenbohren

Umso dünner der Bohrer ist, desto höher ist der Einfluss der Schaftreibung auf die Drehmomentzunahme. Dies erklärt sich aus der geringeren Eigensteifigkeit des Bohrschaftes. Je dünner der Bohrschaft ist, desto stärker ist die helixförmige Verwindung infolge des übertragenen Vorschubes und des Drehmomentes. Dies führt zu einer potenziell höheren Andruckkraft des Schaftes an der Bohrwand. Bei Versuchsbohrungen in Plexiglas konnte dieser Effekt gut beobachtet werden. In Abbildung 8.15 ist dieser Versuchsaufbau zu sehen.

Zur Veranschaulichung der realen Zerspankräfte wurde unter Zugrundelegung ähnlicher Schneidkeilgeometrien und Schnittparameter in austenitischem Cr-Ni-Edelstahl (P556) Einlippenbohren, Drehen und die Berechnung nach Kienzle [52] verglichen:

Um vergleichbare Bedingungen zu schaffen, müssen erst die Messwerte beim Bohren um die Reibmomente des Schaftes und des Kopfes, sowie Vorschubkräfte um die Auswirkung des Druckes des Kühlschmierstoffes (KSS) korrigiert werden.

Ausgehend vom **Einlippenbohren**: $\varnothing$ 10 mm, mit den geometrischen Kenngrößen laut Abbildung 6.14 und den Schnittparametern: Schnittgeschwindigkeit $v_c = 36$ m/min, Vorschub $f = 0,01$ mm und Bohrlochtiefe 2000 mm ergibt sich beim Versuch:

Drehmoment: $M_c = 1,9$ Nm

Vorschubkraft: $F_f = 950$ N

Die Berichtigung der durch Kühlschmiermitteldruck bedingt höheren Vorschubkraft sowie des erhöhten Drehmoments infolge der Schaftreibung erfolgt nach den versuchstechnisch ermittelten Werten, dargestellt in Abbildung 7.22 und 7.23, mit

Drehmomentverminderung: $\Delta M_c = 0,6$ Nm

Vorschubkraftverminderung: $\Delta F_f = 420$ Nm

Die eigentlichen Werte ergeben somit:

Drehmoment: $M_c = 1,3$ Nm

Vorschubkraft: $F_f = 530$ N

Ein **Drehschnittversuch** mit einem ELB-Bohrkopf als Schneide und folgenden Parametern: Schnittgeschwindigkeit $v_c = 36$ m/min, Vorschub $f = 0,01$ mm und Schnitttiefe $a_p = 4$ mm ergeben folgende Werte:

Schnittkraft $F_c = 410$ N

Vorschubkraft: $F_f = 520$ N

Umgerechnet auf das Bohren ergibt das:

Drehmoment: $M_c = 1,5$ Nm

Vorschubkraft: $F_f = 520$ N

Die Berechnung nach Kienzle auf die Verhältnisse am Einlippenbohrer angewandt (Formel 3.9 bis 3.23) mit den Parametern für austenitischem Cr-Ni-Edelstahl (P556): $k_{c1.1} = 2240$ N/mm² und $m_c = 0,21$ sowie den gleichen Schnittparametern: Schnittgeschwindigkeit $v_c = 36$ m/min und Vorschub $f = 0,01$ mm wie beim Versuch ergibt sich ohne Reibungseinfluss:

Drehmoment: $M_c = 0,5$ Nm

Vorschubkraft: $F_f = 305$ N

Daraus ist zu erkennen, dass zwar Bohren und Drehen gut vergleichbar sind, jedoch die Berechnung nach Kienzle zu niedrige Ergebnisse liefert. Dieser Unterschied ist darauf zurückzuführen, dass insbesondere beim Einlippenbohren durch die geringen Vorschubwerte die Verrundung der Schneide einen maßgeblichen Einfluss hat. Durch die verschleißbedingte Schneidenverrundung wird der resultierende Spanwinkel γ , wie in Abbildung 7.24 dargestellt, immer negativer. Man spricht vom schabenden Schnitt, vergleiche dazu Abbildung 6.4 in Kapitel 6.1. Dies macht sich einerseits durch eine Erhöhung der Zerspankraft, insbesondere der Vorschubkraft, und andererseits durch eine erhöhte Schwingungsanfälligkeit des Werkzeuges bemerkbar.

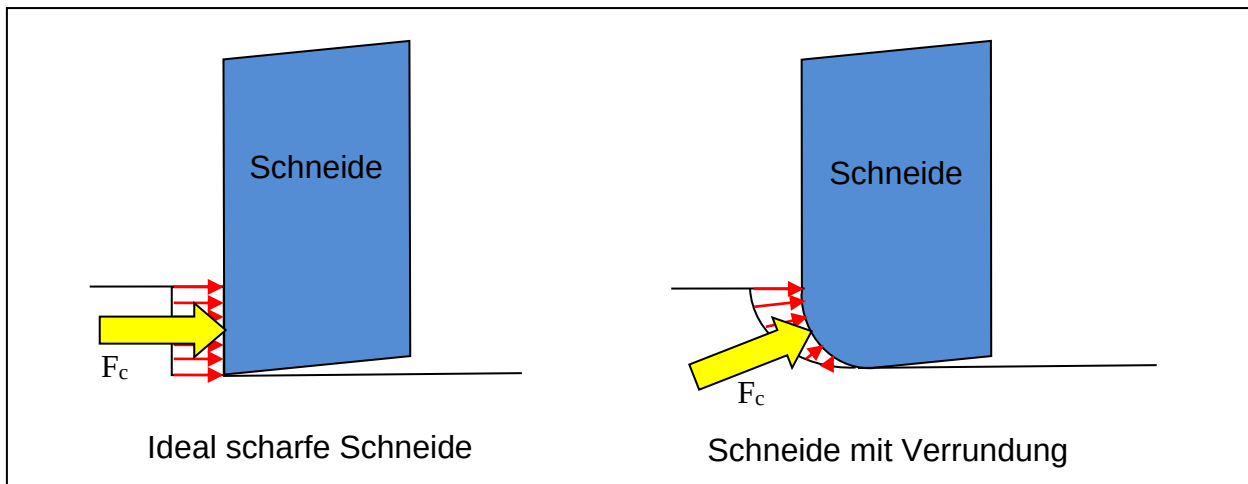


Abb. 7.24: Einfluss des Schneidenzustandes auf die Zerspankraft

Bei den meisten anderen Zerspanungsprozessen ist die Spandicke deutlich größer als die zulässige Schneidenverrundung. Beim Einlippenbohren ist die Spandicke von derselben Größenordnung wie jene der Schneidenverrundung einer neuen Schneide (siehe Abbildung 7.24). Daher reagiert die verschlissene Schneide beim Einlippenbohren mit einem Plattenbruch in Form von Abplatzungen. Diese lässt wieder eine relativ scharfe, jedoch unbestimmte Schneide mit einem negativen Spanwinkel γ entstehen. Durch diese Abplatzung sinkt jedoch die Neigung zur Bohrschwingung, welche durch neuerliches Bilden einer Schneidenverrundung wieder langsam ansteigt. Das Standzeitende des Bohrers ist erreicht, wenn durch die Abplatzungen der Spanwinkel so negativ geworden ist, dass selbst bei scharfer Kante die Bohrschwingung nicht mehr verhindert werden kann. Der Trend der Vorschubkraft ist kontinuierlich ansteigend bis zum endgültigen Standzeitende. In der Standardabweichung des Drehmomentverlaufs ist die Schwingungsanfälligkeit zu beobachten.

7.9 Messung der Schnittkräfte im Tiefbohrprozess

Drehmoment und Vorschubkraft beim Tiefbohren können auf unterschiedliche Art gemessen werden. Die indirekte Messung, die Messung der Wirkleistung aus der Steuerung heraus, ist die einfachste Methode. Diese liefert jedoch nur bei entsprechender Auslastung des Hauptantriebes ein gutes Nutz- / Störsignalverhältnis. Beim BTA-Bohren kann dies gewährleistet werden, jedoch beim Einlippenbohren liegt die Leistungsauslastung des Hauptantriebes bei nur wenigen Prozenten der möglichen Leistung. Es wurde daher beim Einlippenbohren eine spezielle Messwelle vorgesehen.

Aufgrund des Kostennutzenverhältnisses wurde eine Standardlösung der Firma ARTIS, (siehe Kapitel 6.1.1 direkte Schnittkraftmessung) eingesetzt. Diese hat den Vorteil, dass das DMS-basierende Messsystem auf beinahe jeden Drehkörper appliziert werden kann (Abbildung 6.4, bzw. Abbildung 8.13).

Die eingesetzte Messwelle, wie in Abbildung 7.25 dargestellt, verweist auf Vorschubkraftbereiche von 1 bis 5 kN, sowie Drehmomentbereiche von 10 bis 60 Nm. Die geringe Abtastrate von 100 Hz musste in Kauf genommen werden.

Torsionsschwingungen können daher auch so nur statistisch erfasst werden, da nach dem Abtasttheorem bei einer Abtastrate von 100 Hz maximal eine Schwingung von 50 Hz dargestellt werden kann. Versuchsweise wurde eine Drehmomentmesswelle, wie in Abbildung 7.4 dargestellt, mit 5 kHz Abtastrate in Serie geschaltet und mit der statistischen Auswertung der ARTIS Messwelle verglichen. Aufgrund der sehr langen Messperioden konnten für eine Abschätzung der vorhandenen Amplituden gute Übereinstimmungen erzielt werden.

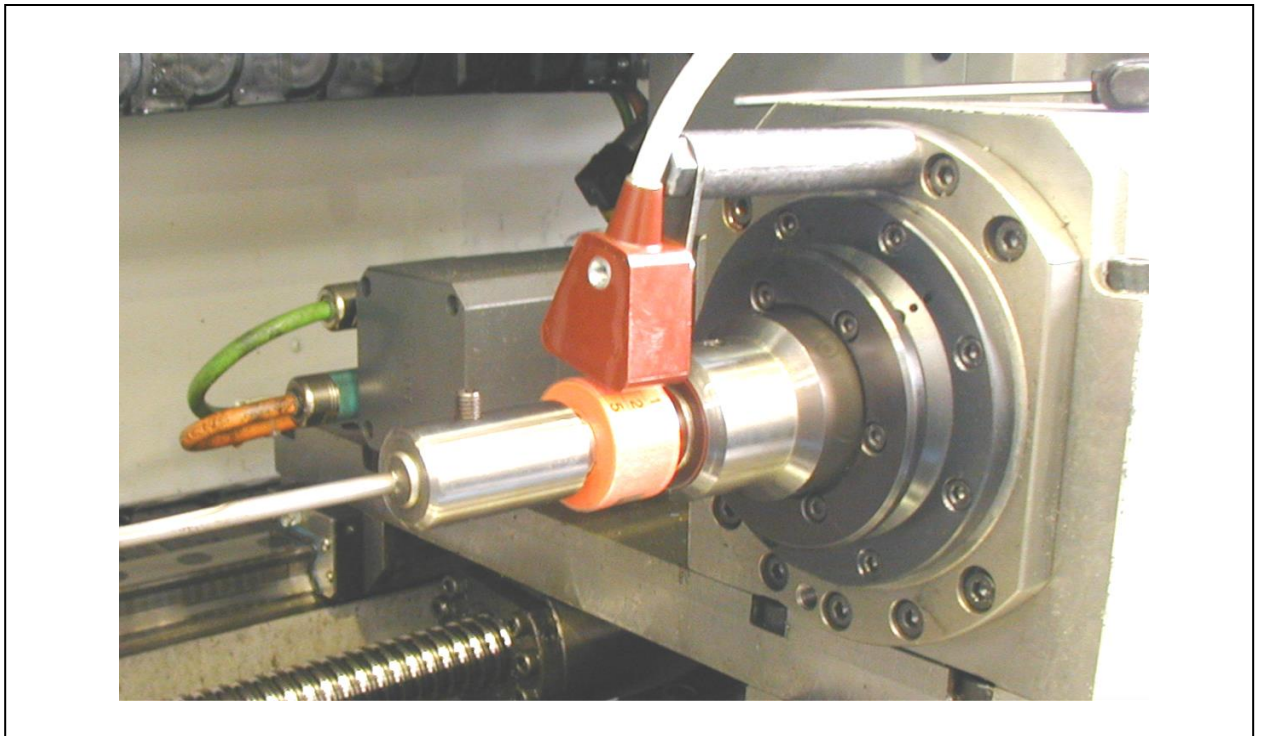


Abb. 7.25: Drehmoment- und Vorschubkraftmesswelle an einer Tiefbohrbank der Firma IXION

Um abweichende Schnittkräfte erkennen zu können, sind vor jeder Material- und Bohrergeometrieänderung die erforderlichen Referenzwerte zu bestimmen und festzulegen.

Daher wurden für jedes verwendete Material Kennwerte, wie die spezifische Schnittkraft $k_{c1.1}$, die spezifischen Vorschubkraft $k_{f1.1}$ und die spezifische Passivkraft $k_{p1.1}$ sowie deren Anstiegswerte bestimmt (wie in Abbildung 8.14 angegeben).

Bezeichnung	Zugfestigkeit Rm N/mm ²	Spezifische Kräfte sowie deren Anstiegswerte					
		$k_{c1.1}$ N/mm ²	$1-m_c$ -	$k_{f1.1}$ N/mm ²	$1-m_f$ -	$k_{p1.1}$ N/mm ²	$1-m_p$ -
P530	827	2098	0,70	618	0,30	1123	0,54
P580	1034	2279	0,55	1035	0,13	2713	0,38
Incoloy 925	1047	2511	0,53	1256	0,42	2498	0,54
CK45	765	1584	0,74	364	0,27	282	0,57
AlSi9Cu3	230	602	0,78	152	0,52	87	0,52
CuZn39Pb2	420	609	0,71	145	0,28	174	0,49

Abb. 7.14: Spezifische Schnittkräfte für unterschiedliche Materialien

Es hat sich in der Praxis gezeigt, dass diese Schnittkräfte für das Tiefbohren kaum anwendbar sind. Daher wurde entsprechend Abbildung 7.26. eine Messmethode für die Bestimmung der Schnittkräfte beim Tiefbohren entwickelt, welche direkt an der Maschine mit dem vorhandenen Equipment angewendet werden kann. Dazu wird eine Materialprobe, mit dem Durchmesser der Bohrung, in ein bereits mit dem entsprechenden Durchmesser gebohrtem Acrylglasrohr platziert und fixiert. Durch das Acrylglasrohr kann ein definiertes Reibmoment bestimmt werden. Anschließend wird die Probe leicht angebohrt bis der Bohrgrund komplett ausgebildet ist. Bei der eigentlichen Versuchsdurchführung werden, beginnend ohne Vorschub, der Vorschub und die Schnittgeschwindigkeit in vorher festgelegten Schritten und Abstufungen variiert. Die Messdaten werden aufgezeichnet und ausgewertet.

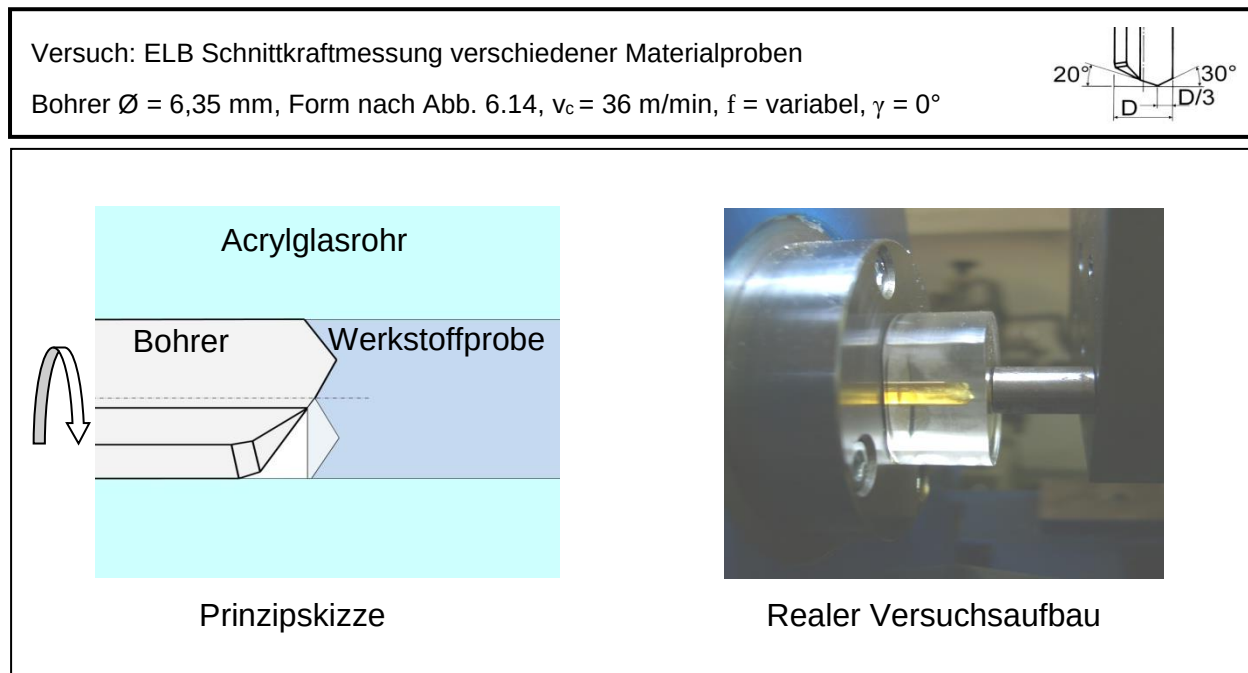


Abb. 7.26: Versuch zur Bestimmung der Schnittkräfte für verschiedene Materialien

Diese Messmethode wurde herangezogen, um schon frühzeitig das Spanverhalten beobachten zu können. Zu diesem Zweck wird die Spanentstehung und Abfuhr mit einem Stroboskop beobachtet und beurteilt. Dadurch können die Späne eindeutig zugeordnet werden. Eine Beurteilung nach den Spänen aus dem Spankasten ist nur grob aussagekräftig, da aufgrund des Spantransportes die Bohrersicke entlang der Span kaum zeitlich zugeordnet werden kann.

Da die aufgezeichneten Schnittkräfte aufgrund der hohen Veränderlichkeit der Randbedingungen nur ungenügend bewertet werden können, sind die Werte zur besseren Vergleichbarkeit zu normieren. Wie in Abbildung 7.22 dargestellt, ist die Vorschubkraft sehr stark vom Kühl-Schmiermittel-Druck abhängig. Daher wird die empirisch ermittelte Kraft, die durch den jeweiligen Kühl-Schmiermittel-Druck auf den Bohrkopf entsteht, abgezogen. Die Kühl-Schmiermittel-Druckkraft ist aber sowohl vom Bohrdurchmesser als auch von der Kühl-Schmiermittel-Viskosität abhängig. Durch die stark temperaturabhängige Viskosität ist es notwendig, auch die Temperaturmessung des Kühlschmiermittels mit einzubeziehen.

Beim Schnittmoment hat die Reibung des Bohrkopfes sowie des Schaftes einen sehr großen und vor allem bohrtiefenabhängigen Einfluss. Diese Reibkraft ist ebenfalls stark von der Viskosität des Kühlschmiermittels, jedoch weniger vom Werkstückmaterial abhängig. Dieser Wert ist bei der Bemessung des Schnittmoments zu berücksichtigen und zu vermindern (siehe auch Abbildung 5.16).

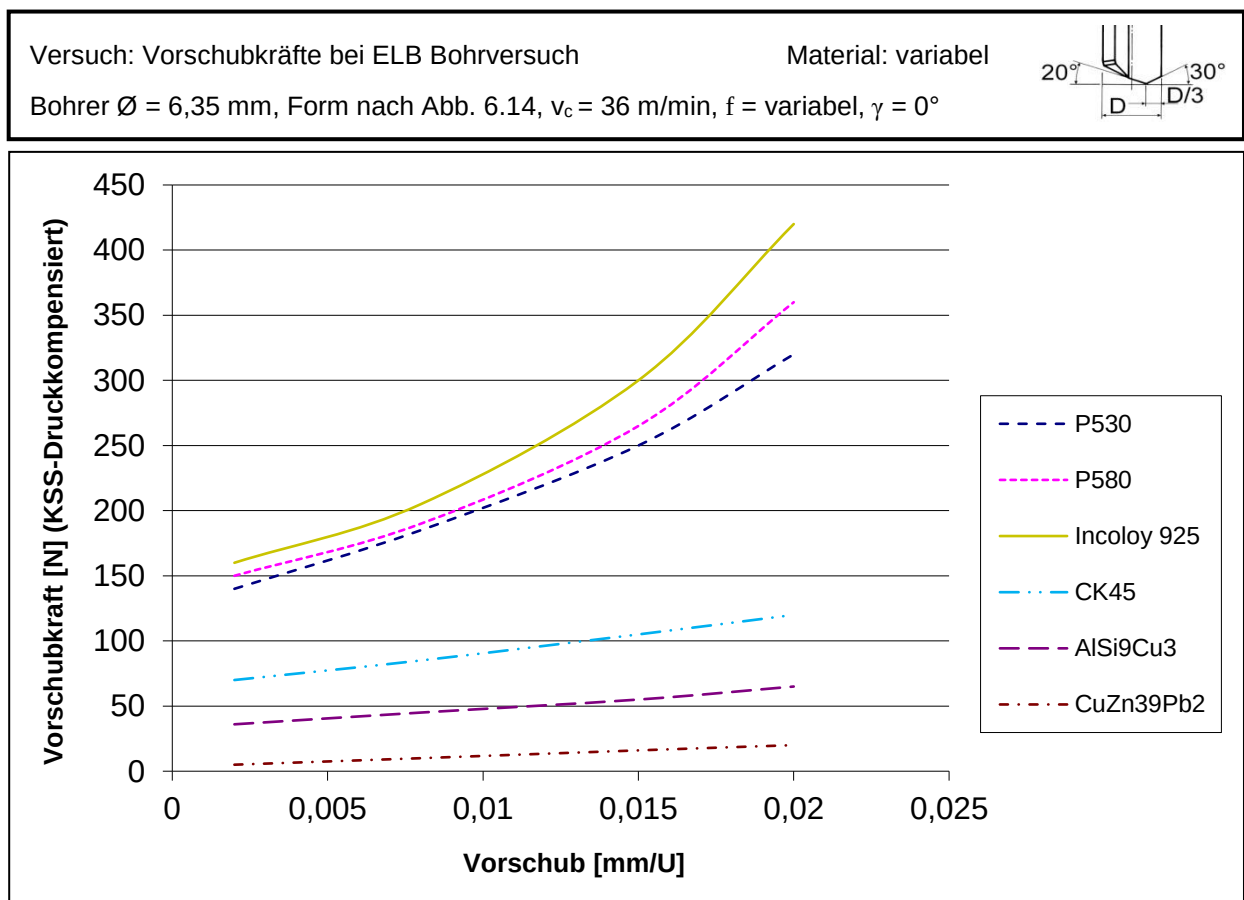


Abb. 7.27: Vorschubkräfte beim Einlippenbohren für verschiedene Materialien

Versuch: Schnittmomente bei ELB Bohrversuch

Material: variabel

Bohrer $\varnothing = 6,35$ mm, Form nach Abb. 6.14, $v_c = 36$ m/min, $f =$ variabel, $\gamma = 0^\circ$

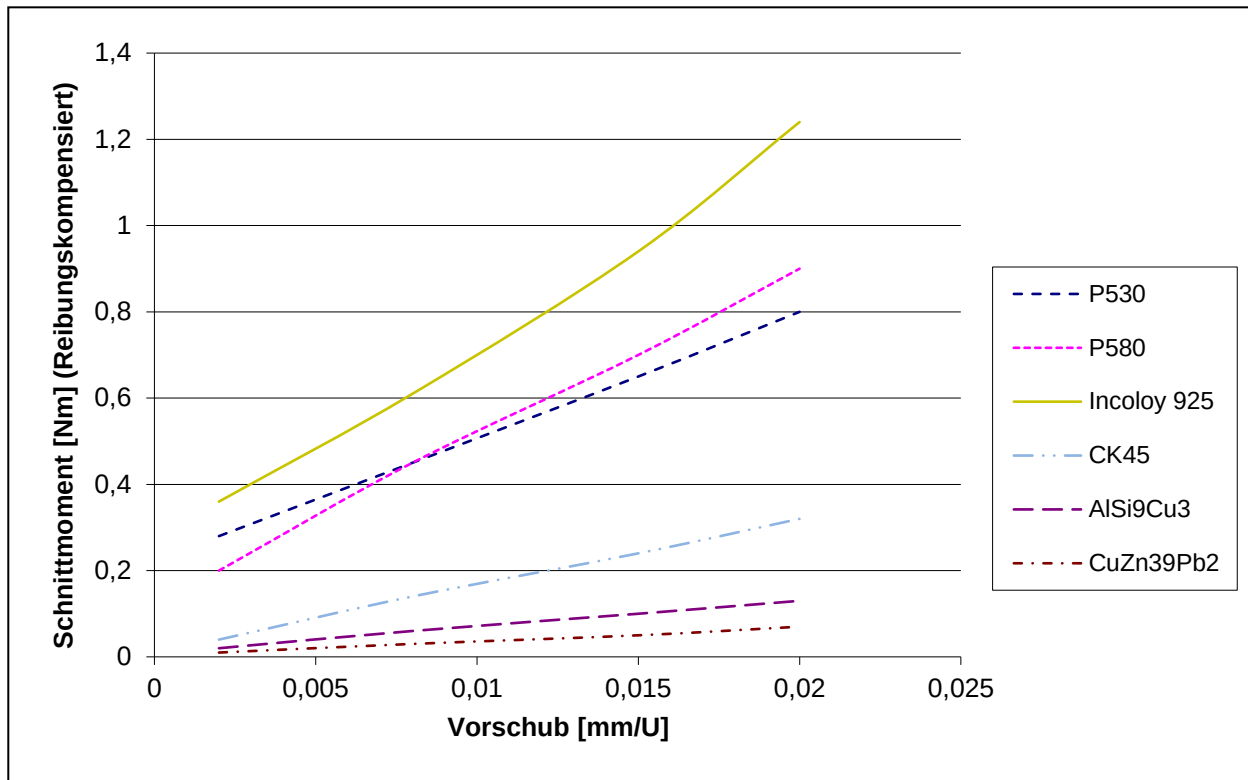
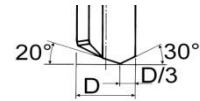


Abb. 7.28: Schnittmomente beim Einlippenbohren für verschiedene Materialien

In den Abbildungen 7.27 und 7.28 sind die kompensierten Schnittkräfte für verschiedene Materialien für eine Bohrergeometrie nach Abbildung 6.13 dargestellt. Obwohl einige der Versuchsmaterialien normalerweise mit anderen Schnittgeschwindigkeiten und Bohrergeometrien bearbeitet werden, wurden zur besseren Vergleichbarkeit idente Parametern herangezogen.

8 Automatische Verschleißdetektion

In den vorangegangenen Kapiteln wurde bereits auf die verschiedenen Nutz- und Störsignale und deren Entstehung im Bearbeitungsprozess eingegangen. Außer Acht gelassen wurde bisher aber deren Nutzen zur Bohrerzustandsüberwachung. Dazu ist zu zeigen, wie aus den aufgezeichneten Roh-Werten der Messsignale zum Beispiel mit einem in Abbildung 7.14 dargestellten System, dem Prozess entnommen und als Eingangsgrößen eines Bohrerzustandsmodells verwendet werden können, um anschließend die verschiedenen Schadensszenarien vorherzusagen.

Zu Beginn werden die vier Arten von Roh-Signalen:

- Kühlschmiermitteldruck
- Drehmoment
- Vorschubkraft
- Körperschall

entsprechend kompensiert, um Signale mit möglichst geringen gegenseitigen Abhängigkeiten zu erhalten. Es wird dazu die Vorschubkraft nach Abbildung 7.22 Kühl-Schmiermittel-Druck und das Drehmoment nach Abbildung 7.23 reibungskompensiert. Beim Körperschallsignal werden durch Bandpassfilter nur die zu überwachenden Bereiche f_1 bis f_n herausgeschnitten. In der Folge werden diese bearbeiteten Signale als Eingangssignale bezeichnet.

Der klassische Ansatz der Zustandsüberwachung ist es, für verschiedene Eingangssignale Grenzwerte zu definieren und beim Überschreiten der Werte den Prozess zu stoppen. Das klassische Ausfallkriterium ist eine festgelegte mechanische Maximalbelastung des Bohrers (Drehmoment, Vorschub). Dies erscheint als ausreichend, denn ein schnelles Abschalten genau beim Erreichen dieser Grenze würde einen Bohrerbruch verhindern. Es hat sich jedoch gezeigt, dass bei Annäherung an den Grenzwert die Messwerte sehr rasch ansteigen und daher die Reaktionszeiten oft zu lange sind. Um besonders rasch reagieren zu können, werden zwar diese Grenzwertüberschreitungen mit analogen, daher sehr schnellen Systemen überwacht. Trotzdem kann in den meisten Fällen ein Bohrerbruch nicht verhindert werden. Um den Bohrer nur mit einfachen Grenzüberschreitungskriterien vor dem Versagen zu schützen, müssten die Grenzwerte jedes einzelnen Messsignals so weit reduziert werden, dass ein praxisnaher Bohrprozess nicht mehr möglich wäre. Trotz dieser Nachteile wird diese Methode im Überwachungssystem zur Sicherheit implementiert. Bei einem Versagen aller anderen Abbruchkriterien kommen diese klassischen Kriterien zum Tragen. Als Grenzwert wird die versuchstechnisch ermittelte Maximalbelastung des Bohrers eingesetzt. Da ein exponentieller Anstieg der Eingangssignale, der eine Reaktionszeit des Systems überfordert, nicht immer eintritt, können so beim Versagen aller anderen Systeme etwa 50% der Bohrer vor einem Bruch bewahrt werden. Die zugrundeliegenden Kriterien für einen Abbruch werden hier primäre Ausfallkriterien genannt. Dazu zählt unter anderem die Überwachung des maximalen Kühlschmiermitteldrucks, welcher z.B. einen Spanstau diagnostiziert.

In Abbildung 8.1 sind die zeitlichen Verläufe der verschiedenen Eingangssignale eines repräsentativen Bohrverlaufs bis zum Bohrerbruch dargestellt. In der Abbildung 8.1 „Kraftsignal“ sind Drehmoment und Vorschub dargestellt. Unter „Körperschallsignal“ die Körperschall-Zeitsignale zum Zeitpunkt t_1 und t_2 . In den beiden Körperschall-Zeitsignalen sind die Frequenzbänder, welche in Kapitel 5.3 anhand der Biege- und Rissversuche ermittelt wurden, hinterlegt. Bei dem hier bearbeiteten austenitischen Cr-Mn-Stähle (P556) konnten in den Versuchen ein signifikantes Frequenzband für die Biegung f_1 und drei für den Riss f_{2a} , f_{2b} , f_{2c} ermittelt werden. Es ist zu erkennen, dass die Frequenzbänder f_{2b} und f_{2c} genau in Störsignalfrequenzbändern zu liegen kommen. Im Weiteren ist im Körperschall - Zeitsignal zum Zeitpunkt t_2 zu sehen, dass das Frequenzband f_{2a} auch hier kein auswertbares Signal liefert, jedoch f_{2b} und f_{2c} trotz der Störsignale verwertbar sind. Eine Beurteilung, ob ein brauchbares Signal vorliegt, kann jedoch erst im Nachhinein erfolgen. Daher ist es sinnvoll, immer alle zur Verfügung stehenden Frequenzbänder zu verfolgen.

Im Mittelteil der Abbildung 8.1 ist der Effektivwert des Frequenzbandes f_1 dargestellt. Die Zeitskala der oberen beiden Abbildungen kann zwischen Punkt A und Prozessende auch als Wegstrecke angesehen werden, da mit konstantem Vorschub gefahren wurde. Dabei wurde die Bohrung in 500 mm Tiefe mit einem neuen Bohrer begonnen. Bis zum Bohrerbruch konnten weitere 260 mm gebohrt werden.

Erfahrungsgemäß kommt es sehr häufig bereits zu den ersten Bohrerschädigungen beim Anbohren. Daher wurde bei den Versuchen hier besonders vorsichtig vorgegangen, bis sich der Bohrkopf vollständig in der Bohrung befunden hat. Erst dann wurde Nennvorschub und Nenndrehzahl gefahren (ab Punkt A).

Man erkennt, dass zwischen Punkt A und Punkt C der Vorschub leicht ansteigt, das Drehmoment dagegen kaum. Der Effektivwert des Körperschalls steigt erst stark an, um anschließend etwas abzuflachen und unstetiger zu werden. Zwischen den Punkten A und C erfolgt in erster Linie eine Schneidkantenverrundung. Bei den schwankenden Vorschubwerten vor Punkt B handelt es sich um einen unstetigen Schnitt. Dabei wird die Schnitttiefe kleiner, worauf sich die Vorschubkraft erhöht, bis der Schneidkeil wieder tiefer in das Material eindringt und die Schnittkraft sinkt. In diesem Bereich entstehen Späne unterschiedlicher Dicke. Ab Punkt B stellt sich ein Gleichgewicht ein, die Schnittkraft steigt kaum mehr, die Späne sind wieder homogen. Bis die Schneide großräumig abplatzt. Die Schneide ist zwar wieder scharf, jedoch mit negativem Spanwinkel. Die Ausprägung bestimmt das weitere Verhalten. Entweder sinkt die Vorschubkraft wieder und es tritt ein ähnliches Verhalten wie zwischen A und C auf. Oder, wie hier eingetreten, die Schneide bricht zusätzlich mikroskopisch aus und wird dadurch wieder etwas runder. Der Prozess verhält sich dementsprechend weiter analog der Beschreibung zwischen B und C. Diese Annahmen wurden durch wiederkehrende mikroskopische Untersuchungen von Bohrern, die ein derartiges Verhalten gezeigt haben, bestätigt.

Bei Punkt D steigt der Effektivwert des Körperschall-Signals stark an. Es tritt also eine Änderung in der Materialverformung ein. Da jedoch die Kraftsignale keine Reaktion zeigen, kann man in diesem Fall von Werkstoffmaterialinhomogenitäten ausgehen. Dieser Effekt kommt bei geschmiedeten Materialien häufig vor. Der Schnitt schreitet im

Wesentlichen analog dem Schnittverhalten zwischen B und C voran. Bis die diversen Ausbrüche und der immer negativer werdende Spanwinkel häufiger zu sehr kurzzeitigem Rattern und daraus folgend zu weiteren Ausbrüchen führen. Vor allem durch den negativen Spanwinkel kommt es zu stärkeren Umformungen, welche sich im kontinuierlich ansteigenden Körperschall-Effektivwert ausdrücken. Zu beachten ist die stark zunehmende Standardabweichung der Signale. Dies gilt auch für den Körperschall-Effektivwert. Erkennbar ist dieser Umstand in Abbildung 8.1 anhand der unstetiger werdenden Linie, vor allem zwischen den Punkten „t2“ und „Prozess Ende“.

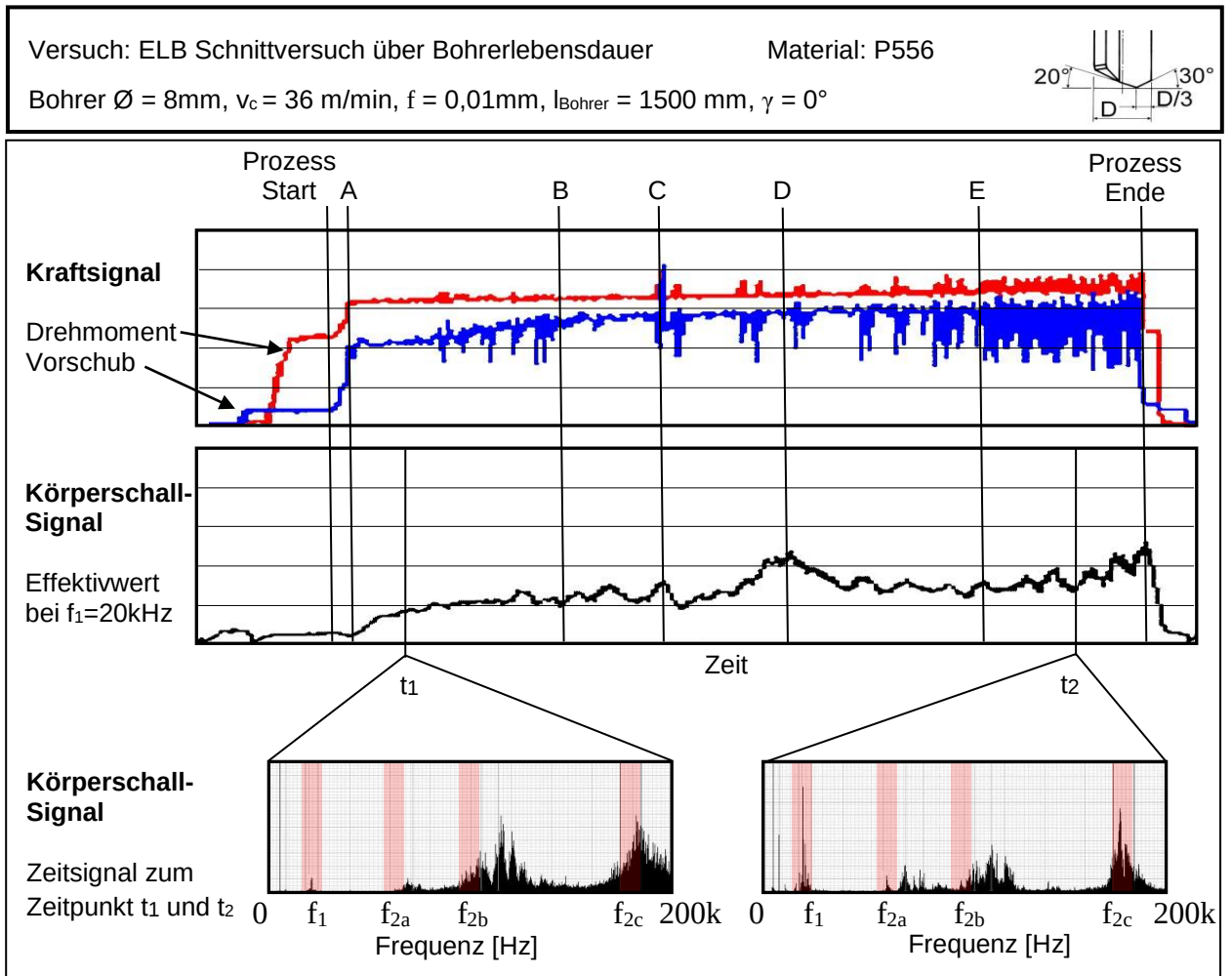


Abb. 8.1: Zusammenhang von Drehmoment, Vorschub und Körperschallsignal beim Bohren, Bohrstart in einer Tiefe von 500 mm

Es zeigt sich erwartungsgemäß, dass hier die Korrelation aller Kriterien beachtet werden muss. Jeder Messwert kann eine sehr hohe Grenze erreichen, ohne dass es zu einem Bohrerbruch kommt, sofern die anderen Messwerte im Normalbereich liegen.

Sind jedoch alle Werte erhöht, kann eine Erhöhung eines einzelnen Wertes zu einem Schwellwert ausreichen, um einen Bohrerbruch herbeizuführen.

Es muss daher eine Kenngröße gefunden werden, die von allen Messwerten beeinflusst wird und einen bewertbaren Aufschluss über den Zustand des Bohrprozesses gibt. Diese Kenngröße muss stetig verlaufen, denn aufgrund der kleinen Reaktionszeiten bei

sprunghaften Änderungen des Kennwertes ist es schwierig, rechtzeitig einen Bohrerbruch zu verhindern. Gezeigt hat sich, dass hinsichtlich der unterschiedlichen Versagensmöglichkeiten wie Spanstau, Bohrerschaftresonanz oder Materialinhomogenitäten eine Kenngröße nicht ausreichend ist. Es müssen auch immer mehrere Kriterien herangezogen und parallel überwacht werden. Diese Kriterien werden als sekundäre Kriterien bezeichnet.

Die sekundären Ausfallskriterien werden aus der Summe der erhöhten Messwerte bestimmt. Dazu wurde ein Bewertungsindex R eingeführt, welcher sich immer beim Überschreiten von Grenzwerten erhöhen sollte. Wird der Bewertungsindex über einen Grenzwert angehoben, erfolgt eine Warnung an den Bediener. Überschreitet der Bewertungsindex ein Maximum, wird der Prozess gestoppt. Die Anhebung kann durch Überschreiten eines Grenzwertes, des Messwertes selbst oder durch die seiner Standardabweichung erfolgen. Dadurch können auch spezielle Effekte wie Spanstau über Kühlschmiermitteldruck, Verschleiß über Moment und Vorschubkraft, sowie Rattern über das Moment detektiert werden. Da jedoch der Prozess auch nach einer gewissen Zeit gestoppt werden würde, wenn nur ein Kriterium kontinuierlich überschritten ist, wird der Bewertungsindex immer nur für die letzten n Messzyklen bestimmt. Probleme, die vor dieser Zeit auftraten, werden nicht berücksichtigt.

Das In-Prozess-Verschleißbestimmungssystem liest nach der Auswahl des Bohrers und des zu bohrenden Werkstoffes kontinuierlich über den Bus die Schnittdaten ein, den Vorschub sowie die Drehzahl. Auch Änderungen am Override der Steuerung werden so erkannt und einbezogen. Für einfache Systeme, wie der ELB-Versuchsbohrstand am IFT, werden diese Werte manuell dem System übergeben.

Nach dem Starten des Programms an der Maschinensteuerung wird der Prozess in Gang gesetzt. Die Spindel dreht sich und nach Erreichen des notwendigen Kühlschmiermitteldruckes wird der Vorschub gestartet. Das Verschleißbestimmungssystem erkennt automatisch am Drehmomentverlauf den Anschnitt und setzt sich in Betrieb. In den Abbildungen 8.2 bis 8.5 ist der Programmablauf der Messauswertung mit seinen einzelnen Komponenten dargestellt. Die Reaktionszeit des Systems beträgt im Normalfall 30 ms. Es wurde jedoch durch eine analoge Auswertungseinheit, welche nur die primären Grenzwerte überwacht, eine Zeit von 10 ms von Messwertaufnahme, z.B. im Fall eines Spanstaus, bis zum Trennen der Spindel durch die Notstoppvorrichtung erreicht. 10 ms entsprechen einer Drittelumdrehung bei 1800 U/min der Nenndrehzahl bei Bohrern mit einem Durchmesser von 6,35 mm. Dies liegt in einem Bereich, in dem der Bohrer keinen Schaden nimmt.

Grundsätzlich werden drei Zustände unterschieden:

- Prozess OK, keine Maßnahmen notwendig
- Prozess mit Vorbehalt OK, keine Maßnahmen notwendig, jedoch Bediener wird vorgewarnt
- Prozess-Stopp, Schnellstopp trennen, Vorschub und Drehzahl aus, Kühlschmiermittel bleibt zumindest 10 s eingeschaltet, Bediener wird benachrichtigt und mögliches Versagensszenario wird ausgegeben.

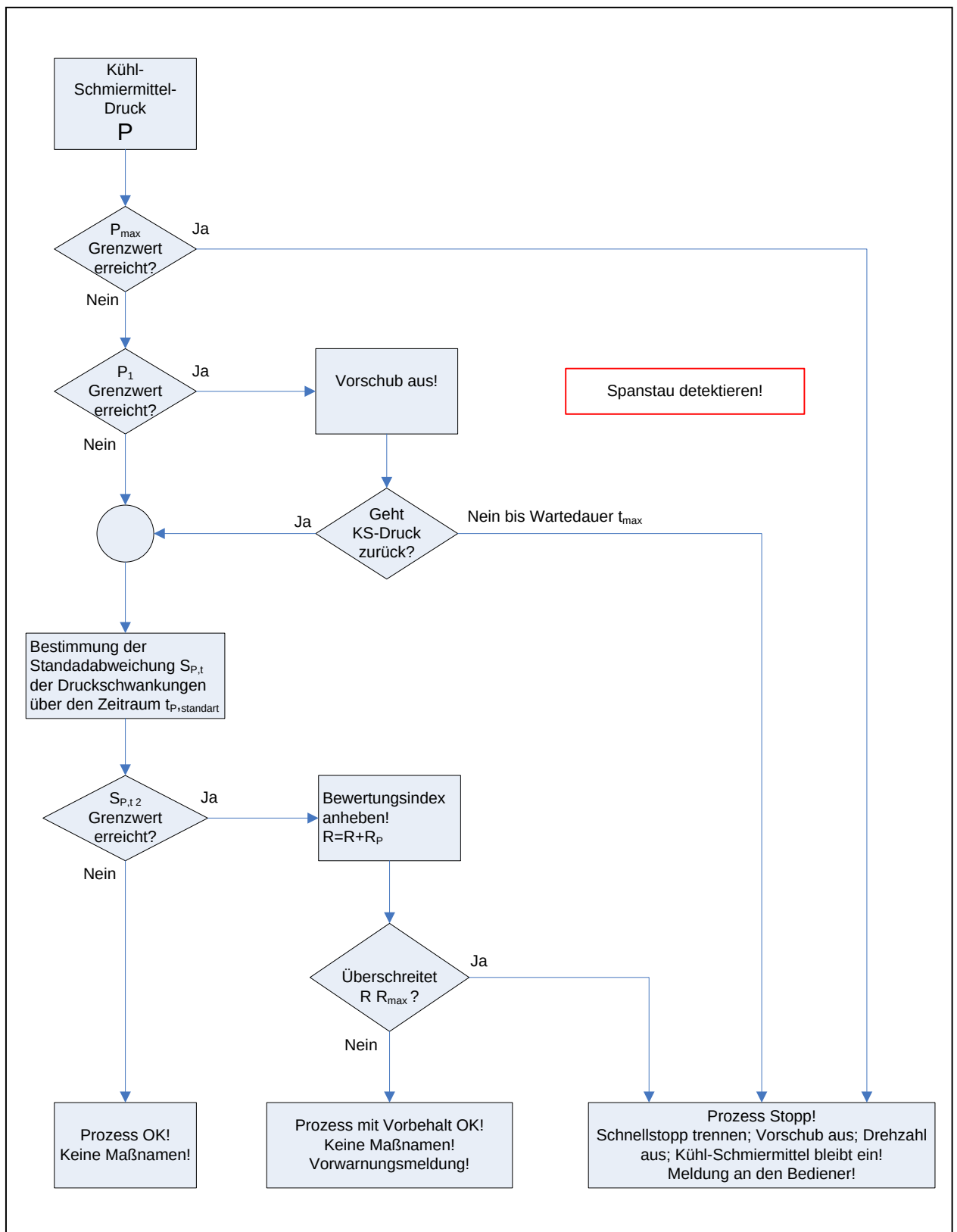


Abb. 8.2: Flussdiagramm für die Auswertung des Kühlschmiermitteldrucks P

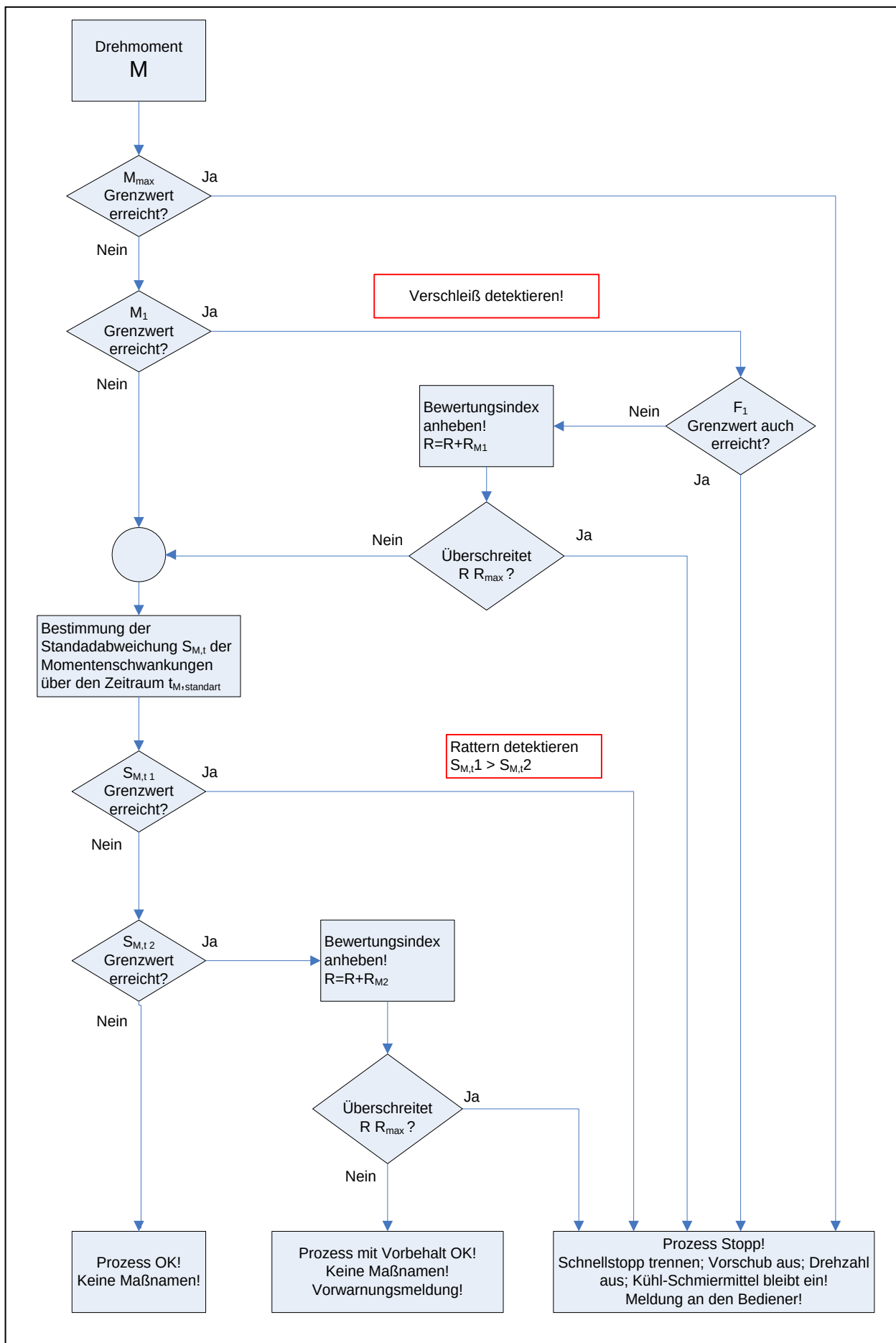


Abb. 8.3: Flussdiagramm für die Auswertung des Drehmomentes

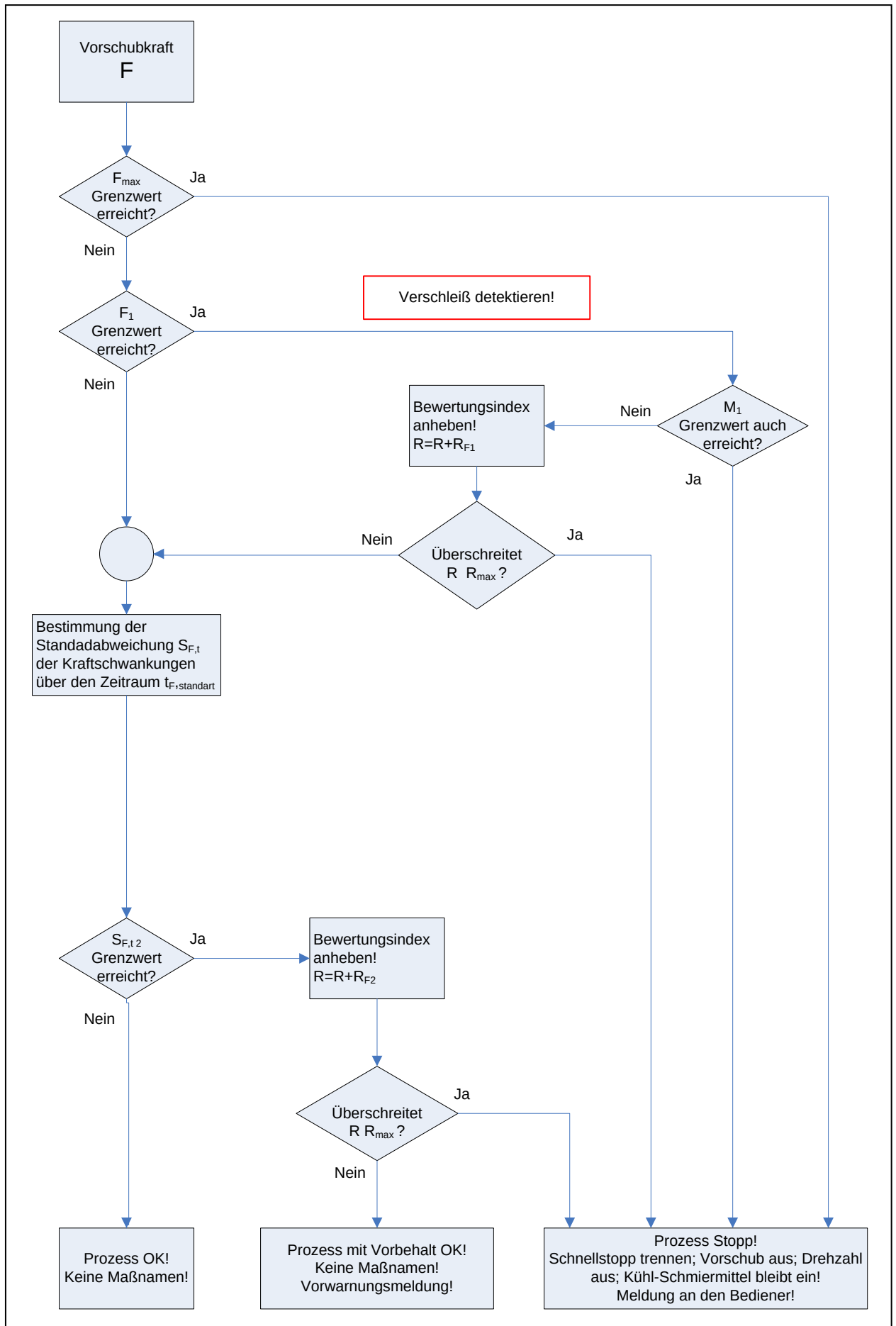


Abb. 8.4: Flussdiagramm für die Auswertung der Vorschubkraft

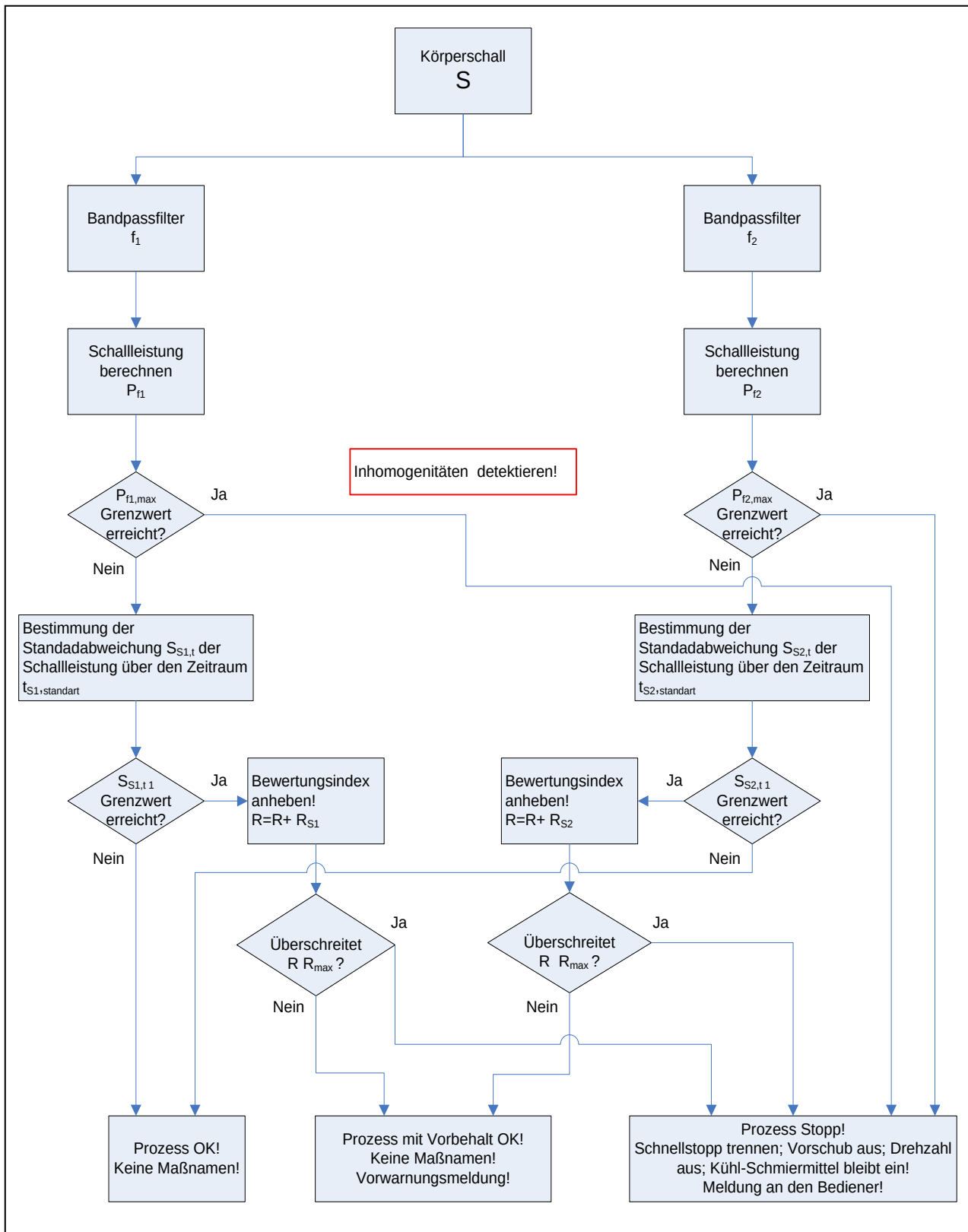


Abb. 8.5: Flussdiagramm für die Auswertung des Körperschalls

Die Abhandlung zeigt, dass eine Grenzwerttabelle, wie sie in Abbildung 8.6 dargestellt ist, für jedes Material und jeden Bohrertyp festgelegt werden muss. Dazu sind in der Tabelle die benötigten Faktoren aufgelistet. Die Praxis zeigt erwartungsgemäß einen

erheblichen Aufwand bei der Erstellung der Grenzwerttabellen auf. Allerdings hat die einmalige Festlegung dieser Grenzwerte den Vorteil, dass das System auch bei Einzelfertigung, wie es beim Tiefbohren meist der Fall ist, eingesetzt werden kann. Die Bedeutung der Grenzwerte visualisieren die Flussdiagramme der Abbildungen 8.2 bis 8.5.

Die meisten in der Industrie angewendeten Werkzeugüberwachungssysteme sind auf einen Lernzyklus aufgebaut. Daher sind diese Systeme bei Einzelfertigung nicht anwendbar.

	KSS- Druck P	Drehmoment M	Vorschubkraft F	Körperschall S	
				Bandpass f_1	Bandpass f_2
Primäre Kriterien	$P_{\max}$	$M_{\max}$	$F_{\max}$		
Sekundäre Kriterien	P_1	M_1	F_1	$P_{f1,\max}$	$P_{f2,\max}$
Sekundäre Kriterien		$S_{M,t1}$		$S_{S1,t1}$	$S_{S2,t1}$
Zeitraum der Standardabweichung		$t_{M,\text{standard}}$		$t_{S1,\text{standard}}$	$t_{S2,\text{standard}}$
Sekundäre Kriterien	$S_{P,t2}$	$S_{M,t2}$	$S_{F,t2}$		
Zeitraum der Standardabweichung	$t_{P,\text{standard}}$	$t_{M,\text{standard}}$	$t_{F,\text{standard}}$		
Bewertungsindex Anhebung	R_P	R_{M1}	R_{F1}	R_{S1}	R_{S2}
		R_{M2}	R_{F2}		
	$R_{\max}$				

Abb. 8.6: Grenzwerttabelle

Dabei sind als Grenzwerte:

$P_{\max}$ Der maximale Kühlschmiermitteldruck, welcher auf einen Spanstau hinweist und somit auf ein schlagartiges Verklemmen des Bohrers schließen lässt. Die Reaktionszeit bis zum vollständigen Abstoppen der Bohrerndrehung sollte maximal drei Umdrehungen des Bohrers betragen. Eigentlich ist mehr der Gradient des Druckverlaufes von Interesse. Dieser benötigt zur Berechnung jedoch mehrere Druckmessungen, welche bei der gewählten Messtechnik zu viel Zeit in Anspruch nehmen würden. Bei einer durchflussgeregelten Pumpe steigt der Druck bei Drosselung nahezu exponentiell bis zum Pumpenmaximaldruck an. Daher ist es einfacher, den Druck als den Gradienten des Druckes zu verfolgen.

Als Richtwert sei hier ca. $P_{\max} = 1,5 \times P_{\text{nenn}}$ zu nennen. Der Wert $P_{\max}$ ist abhängig von der Spanform.

Generell hat sich gezeigt, dass eine durch ein Drosselventil durchflussgeregelte Pumpe durch ihren Selbstregeleffekt wesentlich besser für den Tiefbohrprozess geeignet ist.

$M_{\max}, F_{\max}$

Stellen die mechanischen Maximalbelastungen des Bohrers durch Drehmoment und Vorschubkraft dar. Diese Kennwerte können sinnvoll nur gemeinsam bestimmt werden. Dazu wird einige Millimeter nach dem Anbohren der Vorschub so lange gesteigert, bis der Bohrer versagt. Dabei die Zerspankräfte aufgezeichnet werden. Da die Messung beim Anbohren erfolgt, muss das Drehmoment nicht kompensiert, die Vorschubkraft jedoch nach dem Schaubild in Abbildung 7.22 berichtigt werden. Es ist darauf zu achten, dass kein Rattern eintritt; dies verfälscht die Ergebnisse erheblich. Es hat sich gezeigt, dass es bei unterschiedlichen Werkstoffen zu sehr ähnlichen Ergebnissen für die Aktivkraft kommt, wobei nur der Winkel τ der Aktivkraft variiert. Die Aktivkraft F_a ist jene Kraft, welche sich aus Schnitt- und Vorschubkraft zusammensetzt. Diese Winkelvariation ist jedoch kein Problem, da bei dem beschriebenen Messsystem immer Drehmoment und Vorschubkraft gemeinsam gemessen und bewertet werden.

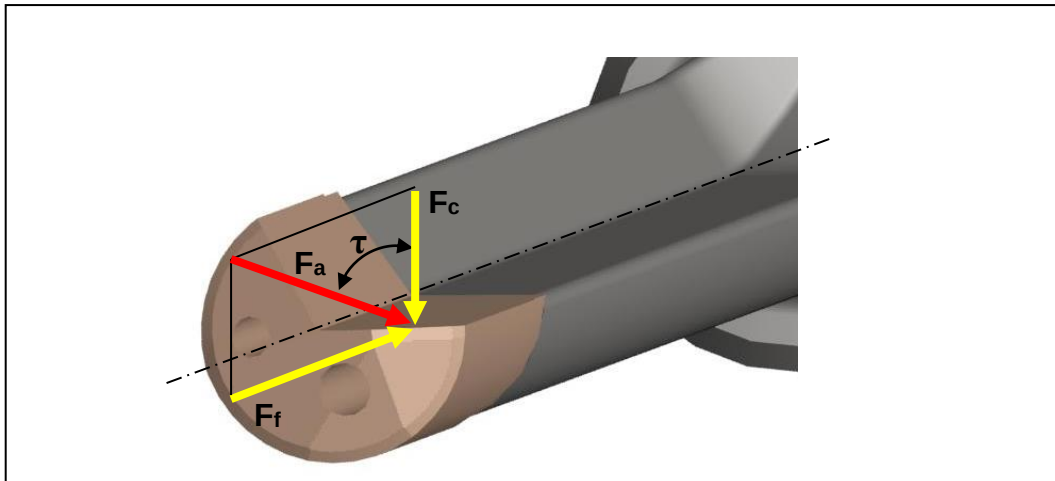


Abb. 8.7: Aktivkraft am Einlippenbohrer

Es hat sich gezeigt, dass beim realen Bohrprozess der Winkel τ bei gleichem Werkstoff nahezu konstant bleibt. Eine Vergrößerung dieses Winkels lässt stark auf Verschleiß und Ausbrüche an der Schneide schließen.

M_1, F_1

Die Verschleißgrenzen des Bohrers werden durch das Drehmoment und die Vorschubkraft detektiert. Im Gegensatz zu dem im oberen Absatz Beschriebenen wird zur Auswertung nicht der Winkel τ berechnet, sondern die Messwerte müssen beide die Grenzwerte M_1, F_1 überschreiten. Dies hat den Vorteil, dass Verfälschungen des Winkels τ durch Bohrerschaft- und Lünettenreibung weniger ins Gewicht fallen.

Als Richtwerte können hier für $M_1 = 0,8 \times M_{\max}$ und $F_1 = 0,8 \times F_{\max}$ angenommen werden.

P_1	Der Kühlschmiermitteldruck, welcher auf einen möglichen Spanstau hinweist, wobei das Verklemmen des Bohrers noch nicht unmittelbar bevorsteht. Durch das Stoppen der Spanproduktion und Freispülen kann meist ein Verklemmen des Bohrers verhindert werden. Erst bei weiterem Anstieg des Kühlschmiermitteldruckes bis $p_{\max}$ ist das Abschalten notwendig. Wenn trotz Spülen p_1 nicht wieder auf das normale Niveau zurückgeht, ist der Prozess zu stoppen und der Maschinenbediener muss durch Ausfahren des Bohrers den Spanstau beseitigen. Als Richtwert sei hier ca. $P_1 = 1,3 \times p_{\text{nenn}}$ zu nennen. Der Wert ist ebenfalls wie $P_{\max}$ abhängig von der Spanform.
$S_{M,t\ 1}$	Grenzwert der Standardabweichung der Momentanschwankung zur Detektion von Rattern. Da, wie in Kapitel 7.9 beschrieben, aus Kostengründen eine Momentenmesswelle mit einer Abtastrate von 100 Hz eingesetzt wurde, müssen Frequenzen über 50 Hz statistisch detektiert werden. Als Referenz $S_{M,t\ 1\ \text{ref}}$ dient die Standardabweichung eines neuen Bohrers ohne Rattern. Sie wird bei jedem neuen Bohrer in der ersten Schnittsekunde automatisch bestimmt. Beim Anbohren ist darauf zu achten, dass die vollständige Schneide im Eingriff ist. Als Richtwert sei hier ca. $S_{M,t\ 1} = 3,5 \times S_{M,t\ 1\ \text{ref}}$ genannt.
$t_{S1, \text{standard}}$ $t_{S2, \text{standard}}$	Jener Zeitraum für die Bestimmung der Standardabweichung ist frei wählbar, sollte jedoch nicht zu kurz sein, da sonst die Auflösung zu grob ist. Obwohl die Zyklusdauer 20 ms beträgt, werden die Messwerte der letzten Sekunde zur Berechnung herangezogen. Da alle durch Standardabweichung bestimmten Ausfallskriterien nicht sehr zeitkritisch sind, hat sich der Zeitraum von einer Sekunde bewährt.
$S_{P,t\ 2}, S_{M,t\ 2}$ $S_{F,t\ 2}, S_{S1,t\ 1}$ $S_{S2,t\ 1}$	Diese Grenzwerte der Standardabweichung beurteilen den Prozess allgemein auf Stabilität. Sie sind sehr materialabhängig, bei besonders schwierigen Bearbeitungen sollten diese zur Vorwarnung, jedoch eher nicht zum Stoppen des Prozesses führen. Als Referenz dient wie bei $S_{M,t\ 1\ \text{ref}}$ die Standardabweichung eines neuen Bohrers ohne Rattern. Sie wird bei jedem neuen Bohrer in der ersten Schnittsekunde automatisch bestimmt. Beim Anbohren ist darauf zu achten, dass die vollständige Schneide im Eingriff ist.
$f_1, f_{2a}, f_{2b}, f_{2c}$	Bandbassfrequenzbänder, nur in diesen Bereichen findet eine Körperschallauswertung statt. Diese Frequenzbänder werden, wie unter

Kapitel 8.1 beschrieben, durch Biege- und Rissversuche oder besser durch einen linearen Stoßprozess festgelegt. Sie sind werkstoffabhängig und müssen für jedes Material nur einmal durchgeführt werden. Für ausgesuchte Materialien sind diese in der Tabelle Abbildung 8.6 angegeben. Dabei gilt f_1 für Zwillingsbildung und f_2 für Rissbildung. Bei vielen Materialien konnte festgestellt werden, dass die Rissbildung mehrere Frequenzbänder anregen kann. Daher werden bis zu vier Bandbassfrequenzbänder überwacht.

$P_{f1,max}$
 $P_{f2,max}$ Die Grenzwerte der maximalen Schallleistung in den einzelnen Frequenzbändern. Durch diese Grenzwerte kann der Schnitt direkt bewertet werden. Sie spiegeln sowohl Verschleiß, als auch Inhomogenitäten im Material wieder. Als Richtwert kann etwa das Fünffache der Leistung eines guten Schnittes angenommen werden.

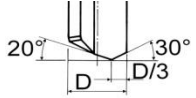
R_{index} Die Faktoren R_{index} sind zuständig für die Anhebung des jeweiligen Bewertungsindex. Sie können Werte zwischen Null und R_{max} einnehmen. Grundsätzlich sollten diese Anhebungsfaktoren immer 1 haben. Eine Abweichung bedeutet, dass ein anderer Grenzwert falsch gesetzt wurde. Dennoch hat es sich sehr bewährt, diese Anhebungsfaktoren zu benutzen, um in bestimmten Fällen ein Kriterium auf- oder abzuwerten.

R_{max} Grenzwert des Bewertungsindex R . Beim Überschreiten wird der Prozess allgemein als zu instabil betrachtet und gestoppt. R_{max} ist die Summe aller im System auftretenden Bewertungsindexanhebungen R . Diese sind laut der Grenzwerttabelle in Abbildung 5.13 sieben Werte. Idealerweise nimmt jeder dieser Werte den Zahlenwert 1 an.

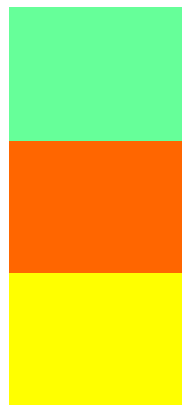
Der Bewertungsindex R wird nur aus der Summe, der in den letzten n Messzyklen aufgetretenen Anhebungen berechnet. Die Anzahl von 100 Messzyklen (entspricht einem Zeitrahmen von 2 Sekunden) hat sich dabei bewährt. Es sei darauf hingewiesen, dass nicht alle zwei Sekunden R bestimmt wird, sondern in jedem Zyklus (hier alle 20 ms) aus den letzten 100 Werten.

Der erforderliche Aufwand für die Bestimmung einer Grenzwerttabelle ist mit erheblichem Umfang in einigen Stunden zu realisieren. Die erhaltene Grenzwerttabelle gilt jedoch dann für alle Schnitte im gleichen Material und mit der gleichen Bohrerform.

Eine Anleitung für das Vorgehen zur Bestimmung der Grenzwerte am Beispiel eines Einlippenbohrprozesses im Material P580 gibt Abbildung 8.8:

Material: P580 Bohrer: $\varnothing = 6,35 \text{ mm}$, Umfangsform D nach Abb. 6.14, Hartmetallkopf, L = 2000 mm Schnittdaten: $v_c = 36 \text{ m/min}$ (entspricht: 1800 U/min), $h = 0,008 \text{ mm}$ (entspricht: $f = 14,4 \text{ mm/min}$) $P_{\text{nenn}} = 75 \text{ Bar}$				
				
Eingangssignale	Grenzw.	Berechnung	Anmerkung	Wert
KSS-Druck P	P_{max}	$P_{\text{max}} = 1,5 \times P_{\text{nenn}}$, $P_{\text{nenn}} = 75 \text{ Bar}$	P_{nenn} aus Schaubild 3.12 im vorhinein bestimmt	112,5 Bar
	P_1	$P_1 = 1,3 \times p_{\text{nenn}}$, $P_{\text{nenn}} = 75 \text{ Bar}$	P_{nenn} aus Schaubild 3.12 im vorhinein bestimmt	97,5 Bar
	$S_{p,t 2}$	$S_{p,t 2} = 2 \times S_{p,t 2 \text{ ref}}$	$S_{p,t 2 \text{ ref}}$ ist die Standardabweichung des KSS-Drucksignals eines neuen Bohrers ohne Rattern. Wird bei jedem neuen Bohrer in der ersten Schnittsekunde automatisch bestimmt. (# ₁)	
	$t_{p, \text{standard}}$	$t_{p, \text{standard}} = 1 \text{ sec}$		1 sec
	R_p			1
Drehmoment M	M_{max}	Aus empirischen Versuchen (Vorschub steigern bis Bruch eintritt) Schaftreibungskompensiert		1,1Nm
	M_1	$M_1 = 0,8 \times M_{\text{max}}$		0,8Nm
	$S_{M,t 1}$	$S_{M,t 1} = 3,5 \times S_{M,t 1 \text{ ref}}$	$S_{M,t 1 \text{ ref}}$ ist die Standardabweichung des Drehmomentsignals eines neuen Bohrers ohne Rattern. Sie wird bei jedem neuen Bohrer in der ersten Schnittsekunde automatisch bestimmt. (# ₁)	
	$S_{M,t 2}$	$S_{M,t 2} = 2 \times S_{M,t 2 \text{ ref}}$	$S_{M,t 2 \text{ ref}}$ ist die Standardabweichung des Drehmomentsignals eines neuen Bohrers ohne Rattern. Sie wird bei jedem neuen Bohrer in der ersten Schnittsekunde automatisch bestimmt. (# ₁)	
	$t_{M, \text{standard}}$	$t_{M, \text{standard}} = 1 \text{ sec}$		1 sec
	$R_{M 1}$			1
Vorschubkraft F	F_{max}	Aus empirischen Versuchen (Vorschub steigern bis Bruch eintritt) KSS-Druck kompensiert		460 N
	F_1	$F_1 = 0,8 \times F_{\text{max}}$		368N
		$S_{F,t 2} = 2 \times S_{F,t 2 \text{ ref}}$	$S_{F,t 2 \text{ ref}}$ ist die Standardabweichung des Drehmomentsignals eines neuen Bohrers ohne Rattern. Sie wird bei jedem neuen Bohrer in der ersten Schnittsekunde automatisch bestimmt. (# ₁)	
	$t_{F, \text{standard}}$	$t_{F, \text{standard}} = 1 \text{ sec}$		1 sec
	$R_{F 1}$			1
	$R_{F 2}$			1
Körperschall S	Bandpass f_1	Versuche nach Kapitel 5.3	Für ausgesuchte Materialien aus Tabelle in Abbildung 5.13 angegeben	20 kHz
	$P_{f1, \text{max}}$	$P_{f1, \text{max}} = 5 \times P_{f1, \text{max ref}}$	$P_{f1, \text{max ref}}$ ist die Schalleistung des Körperschallsignals im Bandpass f_1 eines neuen Bohrers ohne Rattern. Sie wird bei jedem neuen Bohrer in der ersten Schnittsekunde automatisch bestimmt. (# ₁)	

Eingangssignale	Grenzw.	Berechnung	Anmerkung	Wert
Körperschall S	$S_{S1,t1}$	$S_{S1,t1} = 2 * S_{S1,t1 \text{ ref}}$	$S_{S1,t1 \text{ ref}}$ ist die Standardabweichung des Körperschallsignals im Bandpass f_1 eines neuen Bohrers ohne Rattern. Sie wird bei jedem neuen Bohrer in der ersten Schnittsekunde automatisch bestimmt. (# ₁)	
	$t_{S1, \text{standard}}$	$t_{S1, \text{standard}} = 1 \text{ sec}$		1 sec
	R_{S1}			1
	Bandpass f_2	Versuche nach Kapitel 5.3	Für ausgesuchte Materialien aus Tabelle in Abbildung 5.13 angegeben	57 kHz
	$P_{f2, \text{max}}$	$P_{f2, \text{max}} = 5 * P_{f2, \text{max ref}}$	$P_{f2, \text{max ref}}$ ist die Schalleistung des Körperschallsignals im Bandpass f_2 eines neuen Bohrers ohne Rattern. Sie wird bei jedem neuen Bohrer in der ersten Schnittsekunde automatisch bestimmt. (# ₁)	
	$S_{S2,t1}$	$S_{S2,t1} = 2 * S_{S2,t1 \text{ ref}}$	$S_{S2,t1 \text{ ref}}$ ist die Standardabweichung des Körperschallsignals im Bandpass f_2 eines neuen Bohrers ohne Rattern. Sie wird bei jedem neuen Bohrer in der ersten Schnittsekunde automatisch bestimmt. (# ₁)	
	$t_{S2, \text{standard}}$	$t_{S2, \text{standard}} = 1 \text{ sec}$		1 sec
	R_{S2}			1
	R_{max}	$R_{\text{max}} = \sum R_n$	R_{max} ist Summe aller Bewertungsindexfaktoren im System, sieben Faktoren, alle mit Wert 1. R wird nur aus den letzten 100 Messzyklen gleitend bestimmt.	7



Diese Werte werden im Vorhinein laut den beschriebenen Methoden bestimmt, sie sind werkstückmaterial- und werkzeugabhängig. Einmal bestimmt, sind sie universell nutzbar. Die werkstückmaterialabhängigen Kennwerte wie f_1 und f_2 können auch für andere Bearbeitungsprozesse genutzt werden.

Die Referenzwerte zu diesen Werten werden in den ersten Schnittsekunden eines neuen Werkzeuges bestimmt, werden also vom System selbst generiert und benötigen somit keine Vorbereitung. Die Faktoren sind praktisch nur prozessabhängig und müssen nur in Ausnahmefällen angepasst werden.

Diese Werte sind vor allem mess- und maschinensystemabhängig. Sie brauchen nach einem anfänglichen Justieren nicht mehr verändert werden. Sie sind dem Maschinenbediener auch nicht zugänglich, werden jedoch zur Adaption eines neuen Systems oder für sehr schwierige Bearbeitungsverhältnisse benötigt.

#₁

Gilt nicht für das Anbohren! Hierbei ist darauf zu achten, dass bereits die ganze Schneide im Eingriff sein muss. Des Weiteren erfolgt das Anbohren mit verminderten Schnittwerten. Die Referenzdaten können erst in einer Tiefe von ca. 1,5 * Bohrerdurchmesser zuverlässig bestimmt werden. Bis zu dieser Bohrtiefe werden nur die primären Kennwerte überwacht.

Abb. 8.8: Grenzwerttabelle für Material: P580

8.1 Integration in Versuchsstand

Beim gegenständlich dargestellten Aufbau wird ein Versuchssystem beschrieben, welches in einer fertigungstauglichen Konzeptionierung ausgeführt ist. Die

Grenzwerttabelle, wie sie in Abbildung 8.8 dargestellt ist, wurde für verschiedene Materialien und Bohrerformen als Datenbank erstellt. Diese wird vom Maschinenbediener in das Auswertungssystem eingelesen. Zusätzlich sind Daten wie z.B. die Bohrerlänge einzugeben, da diese in der herkömmlichen Maschinensteuerung der Einlippenbohrbank nicht hinterlegt sind. Die Auswertung erfolgt daraufhin automatisch. Wie in Abbildung 8.9 ersichtlich, können die primären Messwerte und ihre Grenzen beobachtet werden. Durch diese überschaubare Oberfläche konnte das Verhalten der Werte bei den verschiedenen Schadensszenarien gut verfolgt und deren Zusammenhänge besser verstanden werden. Ziel ist es, das gesamte Werkzeugüberwachungssystem als Komponente in der Maschinensteuerung zu implementieren und nur absolut notwendige Daten direkt an der Maschinensteuerungsoberfläche auszugeben.

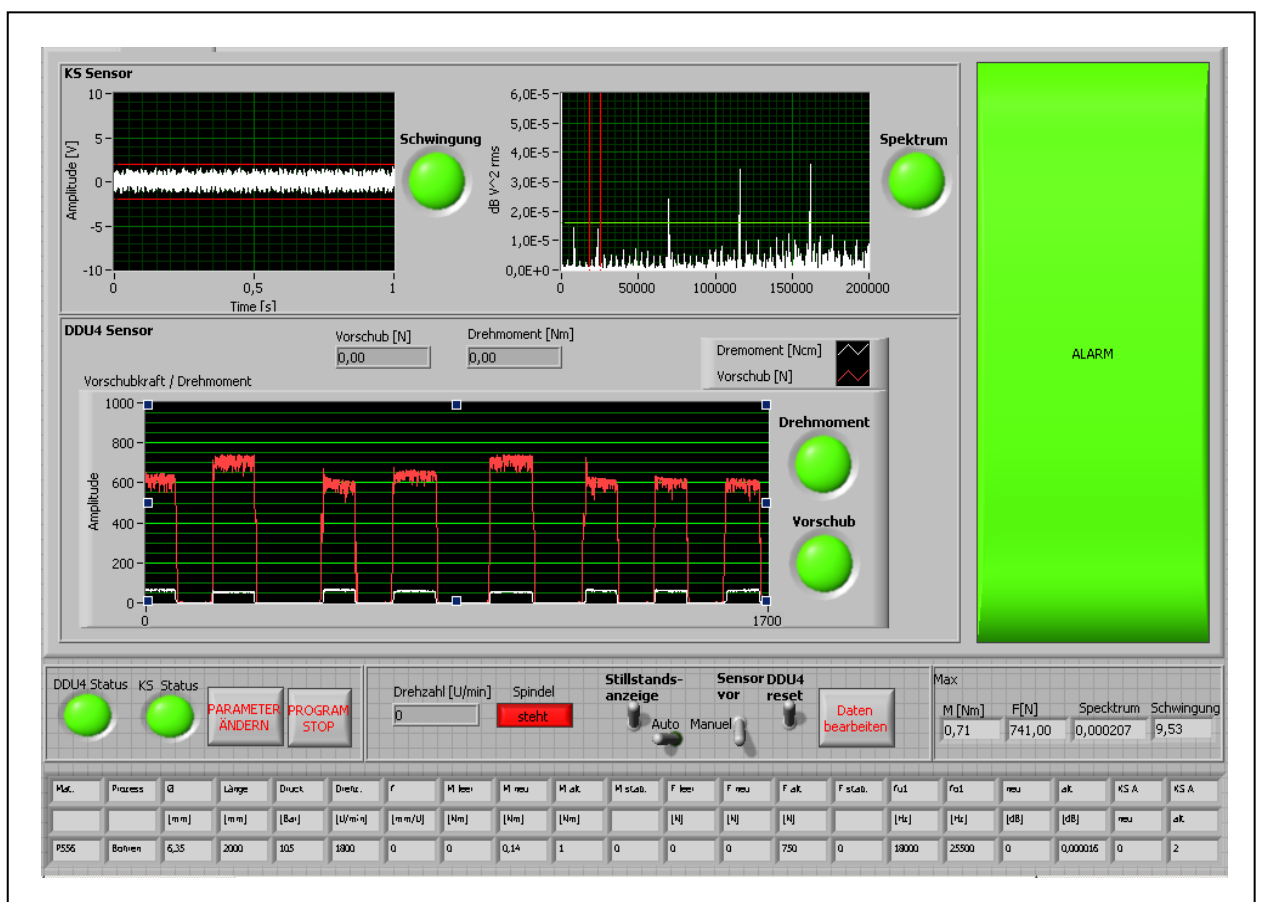


Abb 8.9: Softwareoberfläche

Durch diese direkte Implementierung in die Maschinensteuerung ist das Entwicklungsziel der zu optimierenden Werkzeugausnutzung umgesetzt worden. Schlüssel dazu ist die Einführung des Bewertungsindexes. Ob und wann ein Werkzeug verschlissen und auszuschneiden ist, kann nur mit der detaillierten Kenntnis über das Gesamtsystem - Maschine, Werkzeug, Werkstück, Schnittparameter - festgelegt werden.

Zur weiteren Veranschaulichung eines Parametereinflusses und der Gegensteuerung durch die Bewertungsindizes sei das Fertigungsverfahren des Drehens gegenübergestellt.

Beim Drehen tritt Verschleiß, wie in Abbildung 3.32 dargestellt, kontinuierlich oder stochastisch ein. Eine daraus folgende Veränderung der Schneidengeometrie hat eine Veränderung der Zustände an der Schneide zur Folge. Dadurch kann zum Beispiel die Passivkraft ansteigen. Ihr Anstieg selbst hätte eigentlich keine Auswirkung auf das Werkstück, vorausgesetzt die Maschinensteifigkeit ist unendlich hoch. In der Realität ist diese natürlich immer endlich, was zu einem Wegdrücken der Schneide und somit zu einem Maßfehler führt. Daher können die Steifigkeit der Maschine sowie die Toleranzanforderungen des Werkstückes als Parameter gesehen werden, ob es bei einem bestimmten Verschleißzustand des Werkzeuges zu Ausschuss kommt oder nicht. Eine weitere Folge der Veränderung der Schneidengeometrie ist die Kaltverfestigung der Werkstückoberfläche infolge starker Verformung bei der Bearbeitung, die wie in Abbildung 6.4 dargestellt. Hier sind weitere Parameter das zu bearbeitende Material und die Werkstückfunktion, die entscheidend sind, ob diese Oberfläche zulässig ist oder nicht.

Es folgt aber ebenfalls, dass eine Veränderung der Schneidengeometrie einen Einfluss auf die Position der Scherebene hat. Dies kann eine Änderung der Spanform und daraus folgend eine Verschlechterung der Oberfläche und des Spanflusses zur Folge haben.

Beim Tiefbohren tritt eine Änderung der Schneidengeometrie ebenfalls auf, nur mit dem Unterschied, dass die Maschine im Vergleich zum Bohrer sehr wenig Einfluss hat. Dies ist vor allem durch die verhältnismäßig hohe Weichheit des Bohrschaftes zu erklären. Als Folge tritt ein Aufschwingen des Bohrers ein, hervorgerufen durch einen schlechten, ungleichmäßigen Schnitt durch den zunehmenden Bohrerverschleiß. Erhöhte Reibung zwischen den Führungsleisten und dem Bohrschaft in der Bohrung, bedingt durch die Schaftverwindung, führen zu einer erhöhten Vorschubkraft. Darüber hinaus kann eine Änderung der Spanform zu erhöhter Spanstauneigung führen.

Diese Veränderungen des Tiefbohrprozesses infolge des Verschleißes äußern sich in einer höheren Instabilität. Diesem Instabilitätsgrad wird durch Einführung des Bewertungsindex Rechnung getragen. Bei einer richtigen Wahl der Grenzwerte leitet der Bewertungsindex einen Prozessstopp ein.

Wie in allen Bearbeitungsprozessen gibt es immer stochastische Effekte, welche letztendlich zum Versagen des Werkzeuges führen. Die Wahrscheinlichkeit für den Eintritt sinkt aber mit der Verminderung des Bewertungsindex. Dadurch kann der Bediener aktiv festlegen, welches Risiko eingegangen werden kann.

Eine statistische Prozessanalyse zeigt, dass auch bei einem neuen Werkzeug diese stochastischen Effekte in kritischer Stärke auftreten können. Diesem wird aber durch Maximalwerte in der Grenzwerttabelle entgegengewirkt. Tritt aus diesem Grund ein Prozessstopp ein, kann der Bediener durch den eingeführten Bewertungsindex B nach Abbildung 8.6 entscheiden, ob es Sinn macht, das Werkzeug noch einmal einzusetzen

oder zu tauschen. Durch diese Vorgehensweise wird die Werkzeugausnutzung wesentlich erhöht.

Bei der realisierten Bohrerzustandsüberwachung geht es vorrangig nicht nur darum, das Versagen des Werkzeugs bestmöglich vorherzusagen, sondern auch bereits im Vorfeld entsprechende Gegenmaßnahmen ergreifen zu können. So ist ein etwaiger Spanstau zu erkennen und ein rasches Abstoppen der Bohrerrotation und des Vorschubs auszulösen. Bei dem zur Verfügung stehenden ELB-Versuchsstand ist dies aufgrund der geringen Massenträgheitsmomente der Hauptspindel möglich. Ein Abstoppen der Spindel kann direkt durch den Motor gewährleistet werden. Jedoch hat sich auf großen ELB-Industriebohrbänken herausgestellt, dass trotz erfolgreicher Spanstaudetektion der Bohrerbruch durch das träge rotierende System nicht verhindert werden kann. Es musste daher als Zusatzeinrichtung eine Schnellstoppvorrichtung realisiert werden (siehe Abbildung 8.10). Bei dieser Entwicklung handelt es sich um eine elektromagnetische Kupplung, welche eine Ausrückzeit von unter einer Millisekunde aufweist. Die Vorrichtung muss so konstruiert sein, dass sowohl im eingerückten, als auch im ausgerückten Zustand der ungehinderte Durchfluss des Kühlschmiermittels gewährleistet wird. Dieses Bremssystem wird nach der Kraftmessdose und unmittelbar vor dem Bohrer platziert. Bei einem detektierten Spanstau muss neben dem Ausrücken der Kupplung auch der Vorschub auf null gesetzt und eine kurze Rückzugbewegung initiiert werden.

Beim BTA-Bohren kann ein solches System entfallen, da sich ein Spanstau wesentlich früher ankündigt. Es ist ausreichend den Antrieb und den Vorschub zu stoppen.

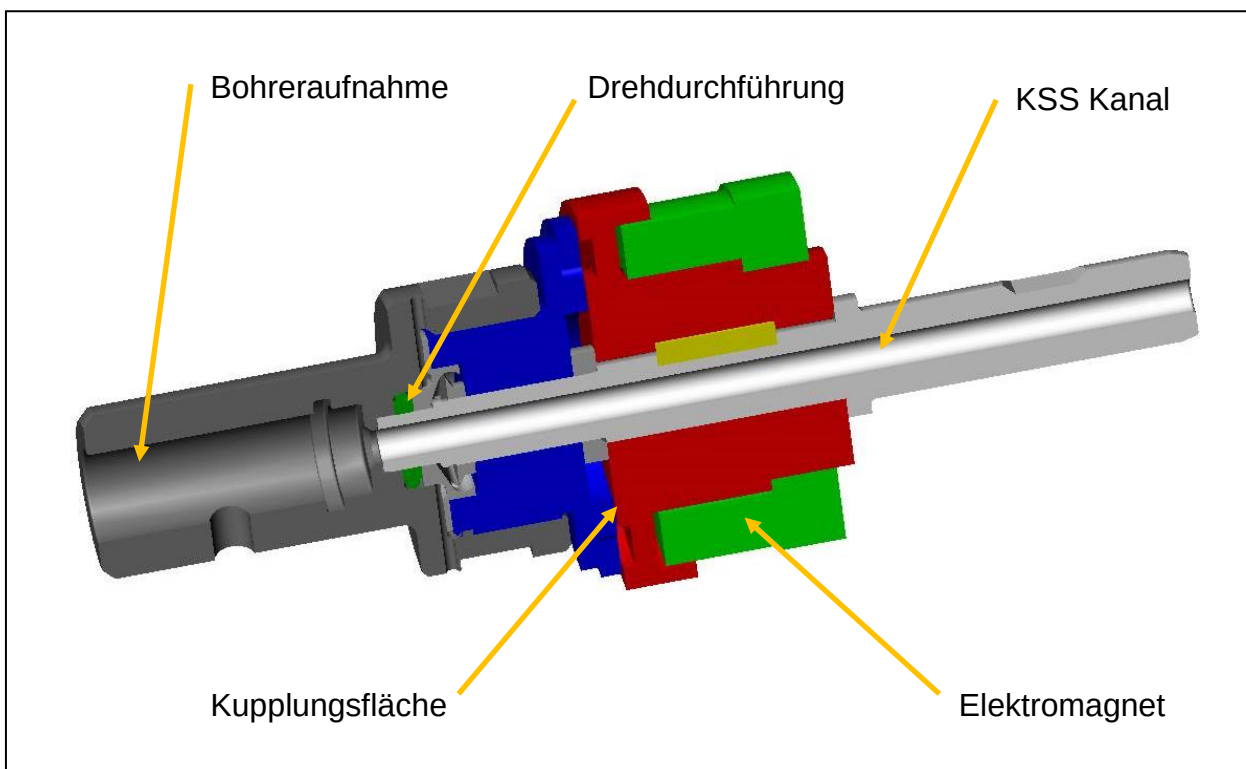


Abb. 8.10: Schnellstoppvorrichtung mit Kupplungssystem

9 Wirtschaftlichkeitsbetrachtung

Die klassischen Methoden der Kosten und Zeitaufwandsermittlung versagen in den beschriebenen Prozessen, da erstens viele stochastische Ereignisse eintreten können und zweitens sehr viel vom Maschinenbediener abhängt.

Veranschaulichen lässt sich dies durch ein Beispiel aus der Praxis. Beim Einlippenbohren mit einem Bohrerdurchmesser $\varnothing = 6,35$ mm in austenitischen Cr-Mn-Stählen und den gängigen Schnittparametern, Schnittgeschwindigkeit $v_c = 36$ m/min und Vorschub $f = 0,008$ mm/U, kann man theoretisch 800 mm pro Stunde bohren. Da der Maschinenbediener einen Werkzeugbruch möglichst zu verhindern versucht, wird der Bohrer meist nach ca. 200 mm – 300 mm Bohrtiefe gewechselt, egal in welchem Zustand er sich befindet. Meist entspricht diese Tiefe der halben Sollbohrtiefe. Weiters kann die Gefahr des Bohrerbruchs durch Zurücknehmen des Vorschubs deutlich gesenkt werden. Dies ist zwar nur bei sich auffällig verhaltenden Prozessen (z.B. bei Bohrerschwingungen, unregelmäßigem Spanfluss, ...) sinnvoll, jedoch wird insbesondere, wenn der Maschinenbediener Nebentätigkeiten auszuführen hat, mit verringertem Vorschub gebohrt. Dieses Verhalten ist jedoch nicht immer zielführend, da trotzdem ein Werkzeugversagen eintreten kann und ein werkzeugrettendes Eingreifen des Bedieners durch seine nicht unmittelbare Anwesenheit neben der Maschine zu spät kommt.

Das Diagramm in Abbildung 9.1 zeigt die Wahrscheinlichkeit eines Bohrerbruchs in Abhängigkeit von der Bohrtiefe und bezogen auf die Bohrerbruchwahrscheinlichkeit beim Anbohren. Es handelt sich um statistische Werte, aufgenommen über ca. ein Jahr. Eigentlich gilt das Schaubild für Bohrer mit dem $\varnothing 6,35$ mm, jedoch hat sich gezeigt, dass auch ELB-Bohrer anderer Durchmesser ein sehr ähnliches Verhalten aufweisen.

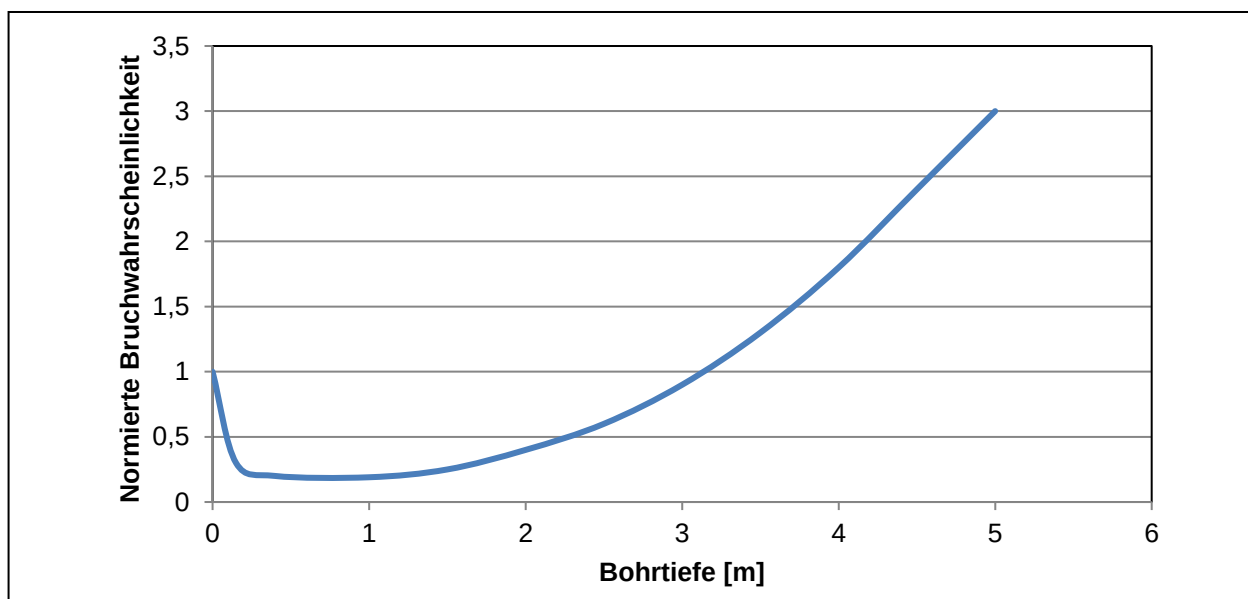


Abb. 9.1: Wahrscheinlichkeit eines Bohrerbruchs beim Einlippenbohren bezogen auf die Bohrerbruchwahrscheinlichkeit beim Anbohren, Bohrer $\varnothing 6,35$ mm

Das Anbohren und die ersten 0,1 m stellen den kritischen Teil des Prozesses dar. Da aufgrund der noch schwachen Dämpfung des Bohrerschaftes die Gefahr des Auftretens einer zerstörenden Torsionsschwingung sehr groß ist. Mit zunehmender Tiefe nimmt natürlich die Spanstaugefahr zu, jedoch ist das Zeitfenster zum Reagieren hier erheblich größer als beim Eintreten einer Torsionsschwingungsresonanz am Bohrer. Dennoch steigt die reale Wahrscheinlichkeit eines Bohrerbruchs bei größeren Tiefen erheblich an. Dies liegt in erster Linie daran, dass in der Regel der Maschinenbediener durch Nebentätigkeiten nicht unmittelbar am Bohrprozess teilnehmen kann.

Versuche haben gezeigt, dass ein Maschinenbediener, der kontinuierlich Vorschub und Drehzahl aufgrund seiner Beobachtung und Erfahrung nachregelt, die oben erwähnte theoretische Zerspanungsleistung problemlos erreichen kann und dabei ein Bohrerbruch so gut wie auszuschließen ist. Beobachtungen in der realen Fertigung zeigen jedoch, dass der Maschinenbediener durch diverse Ablenkungen kaum in der Lage ist, diesen hohen Konzentrationsgrad über längere Zeit aufrecht zu erhalten. Der Vergleich zwischen Ein- und Mehr-Maschinenbedienung hat gezeigt, dass die Produktivität des Bedieners praktisch gleich ist. Je mehr Maschinen ein Bediener im Verband bedient, umso mehr sinkt die Produktivität jeder Einzelmaschine.

Daraus folgt, dass automatische Überwachungssysteme bereits bei Einmaschinenbedienung einen Vorteil bringen. Bei Mehrmaschinenbedienung sind die Vorteile noch wesentlich ausgeprägter.

Das Diagramm in Abbildung 9.1 stellt die Bruchstatistik im normalen Fertigungsablauf dar. Dies beinhaltet auch die übliche Herabsetzung des Vorschubs. In der Tabelle in Abbildung 9.2 sind die Anzahl von Ausfällen sowie deren Behebungsdauer aus der gleichen Quelle wie die Daten aus Abbildung 9.1 statistisch erfasst.

	Häufigkeit [Anzahl / 100h]	Zeitlicher Aufwand [h]
Werkzeugbruch Kopf	4	1
Werkzeugbruch Schaft	1	bis zu 8
Bohrerwechsel	200	0,25
Durchschnittliche Dauer einer 5m Bohrung		14

Abb. 9.2: Problemoperationen beim ELB-Tiefbohren (einem Bohrerdurchmesser $\varnothing = 6,35$ mm in austenitischen Cr-Mn-Stahl)

Es ist erkennbar, dass die verschiedenen Arten des Bohrerbruchs eigentlich relativ selten auftreten. Auf eine einzige Bohrung bezogen ist die Auswirkung damit gering. Es fällt jedoch sofort die durchschnittliche Dauer einer Bohrung (Tabelle in Abbildung 9.2, letzte Zeile) auf, die erheblich von der Theorie abweicht. Demnach sollte eine Bohrung der Länge von 5 m etwa 6,25 Stunden benötigen. In der Realität wird ungefähr die doppelte Zeit benötigt. Dies ist in erster Linie durch die Herabsetzung des Vorschubs und der Drehzahl, sowie dem häufigen Bohrerwechsel herführbar.

Solange man zur Herstellung von tiefen Bohrungen die klassischen Tiefbohrprozesse einsetzt, wird Bohrerbruch mit allen seinen negativen Auswirkungen nie vollständig zu verhindern sein. Jedoch können durch ein entsprechendes Werkzeugüberwachungssystem die Bearbeitungszeiten und die Bohrerbruchgefahr erheblich verringert werden.

10 Erkenntnis und Ausblick

Seit einigen Jahren setzt die Automobilindustrie immer mehr auf „On Bord Diagnose Systeme“. Diese Systeme maßen und bewerteten anfänglich nur die Verbrennung. Heute werden so gut wie alle veränderlichen Daten bewertet und aufgezeichnet. Dadurch ist es möglich, nicht nur die Funktion des Antriebsstranges sondern auch dessen Verschleißzustand zu beurteilen. Derartige, heute praktisch in jedem Kraftfahrzeug eingesetzte Systeme finden in der Fertigungstechnik noch kaum Beachtung. Dies bezieht sich sowohl auf die Prozessüberwachung als auch auf den allgemeinen Maschinenzustand. Es werden Überwachungssysteme einzelner Maschinenkomponenten angeboten, jedoch nur um den Zustand der mechanischen Komponenten einer Maschine zu überwachen. Selbst in der modernen Fertigungstechnik vertraut man immer noch mehr auf die hohe Qualifikation der Maschinenbediener, um die Maschine vor Schaden zu bewahren. Durch wirtschaftliche Überlegungen, wie zum Beispiel Mehrmaschinenbedienung zur Kostenreduktion, könnte eine erhebliche Verbesserung durch ein In-Prozess-Werkzeugüberwachungssystem erreicht werden.

Obwohl die Sensorik bereits seit vielen Jahren in der Lage ist, ausreichend präzise und zuverlässige Signale zu liefern, scheiterten Systeme, wie das in dieser Arbeit Beschriebene, vor allem an den extrem hohen Kosten der Mess- und Auswertelektronik. Dies hat sich in den letzten Jahren aufgrund der Verfügbarkeit von leistungsstarken und günstigen Industrie-PCs drastisch geändert. Es ist möglich, Daten schnell zu verarbeiten, ohne auf die teure Analogauswertung mit ihrer geringen Flexibilität zurückgreifen zu müssen. PC-basierende Mess- bzw. Oszilloskopkarten sind bereits für unter 2.000,- € erhältlich. Diese haben eine Zuverlässigkeit erreicht, welche einen bedenkenlosen Einsatz in Produktionsprozessen ermöglicht. Der starke Preisverfall sowie die universellen, schnell anpassbaren Möglichkeiten der Maschinen- und Prozessdiagnosesysteme lassen auf eine bereits jetzt erkennbare, starke Zunahme solcher Systeme schließen. Grundsätzlich lassen sich hier zwei Hauptgruppen unterscheiden: die Maschinensystemüberwachung und die Prozessüberwachung. Maschinensystemüberwachung wird vor allem bei Großmaschinen in Kraftwerken oder bei Großschiffantrieben seit vielen Jahren erfolgreich eingesetzt. Dieser Typ der Überwachung kommt seit einigen Jahren auch bei teuren Komponenten der Werkzeugmaschinen, so zum Beispiel bei HSC-Spindeln, zum Einsatz. Die zweite Gruppe der Prozessüberwachung wird nur bei sehr einfach zuordenbaren Signalen eingesetzt. Als Beispiele seien hier die Kraftmessung bei Umformprozessen oder bei zerspanenden Bearbeitungsprozessen sowie die Bruchüberwachung bei Biege- oder Richtprozessen genannt. Eine gewichtete Bewertung mehrerer Signale und ein Hinterfragen der physikalischen Zusammenhänge der Signale selbst sind bisher nur sehr rudimentär behandelt worden. Obwohl ein Werkzeugüberwachungssystem, welches physikalische Messgrößen unmittelbar am Schneidkeil oder an den Verformungszonen der Spanbildung beobachtet, praktisch prozessunabhängig arbeiten könnte.

Zur Realisierung eines solchen Systems sind zwei Kriterien zu erfüllen:

- das Verständnis der Verhältnisse am Schneidkeil sowie das Bestimmen physikalischer Messgrößen, welche diese Verhältnisse möglichst gut beschreiben.
- die Zusammenhänge, die zu einem Werkzeugausfall beitragen.

Das erste Kriterium ist prozessunabhängig, soweit keine hinreichenden Gründe existieren, welche es erschweren oder unmöglich machen, bestimmte Messgrößen zu bestimmen. Das zweite Kriterium ist bedingt prozessabhängig, da bei unterschiedlichen Bearbeitungsprozessen zum Teil unterschiedliche Ausfallskriterien vorherrschen. Dies können Kräfte, Maßfehler, Vibrationen oder Bruch sein.

Um hier einen speziellen, in sich abgeschlossenen Prozess bewerten zu können, wurde der klassische Tiefbohrprozess als Beispielprozess herangezogen.

Ziel der Entwicklung war es, für Tiefbohrprozesse mit sehr großen Bohrtiefen eine Prozessüberwachung zu generieren, welche die Werkzeugausnutzung verbessert und den Bohrerbruch verhindert. Die Umsetzung zur Zielerreichung basiert auf der genauen Erfassung und Analyse der Verhältnisse am Schneidkeil, der Werkzeugverschleiß-erfassung und der getrennten Bewertung der Schnittkräfte als auch der Schallemissionen. Die obligatorische gemeinsame Betrachtung der Schnittkräfte und der Schallemissionen erfolgte im Kapitel 8.5 der Auswertung und der praktischen Realisierung. Diese Vorgehensweise wurde deshalb gewählt, da das Thema Schnittkräfte und deren Entstehung bereits aufgearbeitet wurden. Die Entstehung, Messung und Analyse der bei Bearbeitungsprozessen entstehenden Schallemission ist hier erstmals in diesem Zusammenhang untersucht worden.

Nach einer detaillierten Betrachtung der Verformungs- und Verschleißmechanismen konnten die entsprechenden Schallsignale und Kräfte beim Tiefbohrprozess zugeordnet werden. Davon ausgehend wurden die einzelnen Schall- und Kräfteemitter in Bezug auf die Nutzbarkeit für ein Werkzeugverschleißerfassungssystem untersucht.

Bei der Analyse der Kräfte und Momente am Tiefbohrwerkzeug wurde nicht nur nachgewiesen, dass die Schnittkräfte nur einen Bruchteil der an der Bohrspindel gemessenen Kräfte ausmachen, sondern es wurden die einzelnen Komponenten bestimmt und messtechnisch erfasst. Dadurch ist es möglich, die Vorschubkraft und das Drehmoment an der Bohrspindel, ausgehend von der Kienzle-Gleichung, für einige Werkstoffe zu bestimmen.

Bei der Untersuchung der Schallemitter wurden strukturiert alle vier Komponenten: die plastische Verformung, die Phasenumwandlung, die Rissbildung und die Reibungsvorgänge behandelt. Dabei wurde nachgewiesen, dass die Phasenumwandlung aufgrund der geringen Schnittgeschwindigkeiten beim Tiefbohren keine Bedeutung hat. Die Reibungsvorgänge am Bohrkopf und am Bohrschaft zählen eher zu den Störgeräuschen, müssen daher genau bekannt sein, um sie eindeutig zuordnen und ausschließen zu können. Die für eine Werkzeugverschleißerfassung zweckmäßigsten Signale werden von der plastischen Verformung, also Gleitvorgängen oder Zwillings- und Rissbildungen emittiert. Über entsprechende Versuche konnten

diese spezifischen Schallemissionen detektiert, zugeordnet und deren Verhalten bei den verschiedenen Versagensszenarien bestimmt werden. Nur durch diese Informationen ist eine sinnvolle Ausklammerung der Störsignale möglich. Auf Grund der breitbandigen Emissionen wurde die Kavitation am Bohrkopf als sehr ungünstige Störung separiert. Durch die erlangten detaillierten Kenntnisse der spezifischen Schallemissionen der verschleißabhängigen Signale konnte eine nutzsinalneutrale Filterung abgeleitet werden.

Die Realisierung einer industrietauglichen Werkzeugverschleißerkennung beinhaltet ein genaues Wissen über die eingesetzte Messtechnik und deren Grenzen. Als besonders schwierig stellte sich eine reproduzierbare Ankopplung des Körperschallsensors heraus. Dieses Problem wurde durch ein am Sensor montiertes, großflächiges Pad, welches trocken mit hoher Kraft an das Werkstück gepresst wird, gelöst.

Da es mehrere Szenarien gibt, welche zum Versagen des Bohrers führen können, erfolgt die Auswertung der Messsignale und die Entscheidung den Prozess zu stoppen, nach multiplen Kriterien. Das primäre Ausfallskriterium ist die mechanische Maximalbelastung des Bohrers. Diese wird zum Beispiel beim Verklemmen eines Spanes spontan und ohne Vorwarnung erreicht. Nur ein sofortiges Abstoppen der Rotation des Bohrers kann einen Bohrerbruch verhindern. Dieses primäre Ausfallskriterium wird bedingt durch die kurze Eingriffsmöglichkeit über eine analoge Auswerteeinheit überwacht. Es werden bei Bedarf entsprechende Gegenmaßnahmen eingeleitet. Das sekundäre Ausfallskriterium wird aus der Summe von relativ zu den Grenzwerten erhöhten Messwerten bestimmt. Dazu wurde ein Bewertungsindex eingeführt, der abhängig vom Messwert, dessen Gradient oder dessen Standardabweichung verändert wird. Die Auswertung dieser sekundären Kriterien erfolgt aufgrund der Möglichkeit einer längeren Reaktionszeit vorrangig über einen Industrie-PC.

Aus den entwickelten Grenzwerttabellen können die Werte sehr einfach aus Werkstoff, Werkzeug und Schnittparametertabellen entnommen werden. Diese Wertetabellen sind für jedes Material und jede Bohrergeometrie nur einmal aufzustellen. Dafür kann das darauf basierende Werkzeugverschleißerkennungssystem auch für jede Einzelfertigung eingesetzt werden. Ein vorhergehendes Anlernen des Systems ist nicht notwendig.

Das in dieser Entwicklung abgeleitete System geht den ersten Schritt in ein vom Bearbeitungsprozess unabhängiges Werkzeugverschleißerkennungssystem. Es ist damit möglich, auch universelle Bearbeitungszentren für die Einzelfertigung mit Verschleißkontrolle auszustatten. Dies ist für die parallele Bedienung mehrerer Maschinen oder bei gleichzeitiger Erfüllung anderer Arbeitsschritte, z.B. Programmieren der nächsten Bearbeitung an einem CAM-Arbeitsplatz, immer wichtiger.

Zukunftsorientiert ist die Implementierung von Werkstoff-, Werkzeug- und Schnittparametertabellen in der Maschinensteuerung bzw. gegebenenfalls die Werte durch einfache normierte Versuche zu ergänzen. Der Mehraufwand des Maschinenbedieners wäre nur die Eingabe des Werkstoffes in das Programm.

Die im Zuge dieser Arbeit ermittelten Erkenntnisse bestätigen die Notwendigkeit für eine bessere Werkzeugausnutzung, geringere Nacharbeiten, weniger Ausschuss sowie eine höhere Prozessstabilität. Vor allem durch den wirtschaftlichen Aspekt der leichter

realisierbaren Mehrmaschinenbedienung schaffen Werkzeugverschleißerkennungssysteme, wie jenes in der gegenständlichen Forschungsaufgabe erstellte System, einen klaren Wettbewerbsvorteil.

11 Literaturverzeichnis

- [1] Fandel, G.: Dyckhoff, H.; Reese, J.: Industrielle Produktionsentwicklung Springer Berlin Heidelberg, 1994, ISBN 3540578471
- [2] Brockhaus: Meyers Großes Taschenlexikon in 24 Bänden, 10 Auflage, Verlag: Bibliographisches Institut & F. A. Brockhaus AG, ISBN: 978-3-411-10640-0
- [3] Forner, R.: Reallexikon, Band 1, 1907
- [4] Hoops, J.: Beck, H.; Jankuhn, H.; Ranke, K.; Wenskus, R.: Reallexikon der Germanischen Altertumskunde, Zweite Auflage, Band 3, Verlag: de Gruyter, Göttingen, 2004, ISBN 3110065126
- [5] Müller, S.: Nordische Altertumskunde, Band 1, 1897
- [6] Rieth, A.: Zur Technik des Bohrens im alten Ägypten, Mitteilungen des Institutes für Orientforschung, 1958
- [7] Instituto Geografico De Agostani S. p. A.: Leonardo da Vinci, 7. Auflage, Emil Vollmer Verlag, Novara 1975
- [8] Weck M.; Brecher, C.: Werkzeugmaschinen - Maschinenarten und Anwendungsbereiche; Springer Berlin Heidelberg, 2005, ISBN 978-3-540-22504-1
- [9] Wüllner Adolph: Experimental Physik, Band II, Die Lehre von der Wärme, Versuche James Prescott Joule, Seite 365ff, B.G.Teubner Verlag, 1894, Leipzig
- [10] Roe, J.: English and American Tool Builders, Yale University Press, New Haven, 1916
- [11] RWTH Aachen: Innovation aus Tradition – Chronik zum 80jährigen Bestehen des Laboratoriums für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre der RWTH Aachen, 1986
- [12] Jantunen, E.: A summary of methods applied to tool condition monitoring in Drilling; International Journal of Machine Tools & Manufacture 42 (2002) 997–1010, 2002 Published by Elsevier Science Ltd. PII: S0890-6955(02)00040-8
- [13] VDW: Die Deutsche Werkzeugmaschinenindustrie im Jahre 2006, 04/2007
- [14] DIN 8580: Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung, Norm, 2003-09
- [15] Beratende Gesellschaft für Tiefbohr- und Zerspanungstechnik GmbH: 25.07.2005, Tiefbohrlexikon, <http://www.tiefbohr-lexikon.de>, <http://www.tiefbohren.info>, Zugriff: 16.08.2007
- [16] Weber, U.: Untersuchung der Reibungsverhältnisse an den Stützleisten von Tiefbohrwerkzeugen, HGF- Kurzbericht 80/12, 1980
- [17] Cronjäger, L.; Fuß, H.: Leistungsfähig – Entwicklungsstand und Zukunftsaussichten der Tiefbohrtechnik, Maschinenmarkt 96. (1990), Heft 4, S. 22-29
- [18] Dorn, J.E.; Mitchell, J.; Hauser, F.: Dislocation Dynamics. In: Exp. Mech. 5 (1965), S. 353–362

- [19] Ibrishimov, I.: Entwicklung eines Versuchsstandes für das gesteuerte Tiefbohren, TU-Wien 2007
- [20] Weinert, K.; Löbbe, H; Webber, O.: Einlippentiefbohren auf BAZ - Bohrungsqualität und Prozessüberwachung; Spanende Fertigung, S. 101-113, Hrsg. K. Weinert, Vulkan Verlag, Essen, 2001, ISBN 3-8027-2925-0
- [21] Weinert, K.; Peters, C; Mehnen, J.: Rechnerbasierte Prozess-Zustandserkennung beim Einlippen-Tiefbohren; VDI-Z 144 (2002) Nr. ½ Springer VDI-Verlag Düsseldorf
- [22] Weinert, K.; Peters, C.; Mehnen, J.: Analyse der Prozessdynamik beim Einlippentiefbohren; wt Werkstattstechnik, 91(8), S. 510-513, 2001
- [23] Weinert, K.; Löbbe, H.; Webber, O.: Spanüberwachung sichert Prozess - Tiefbohren mit Einlippenbohrern.; Technica Heft 24, 2000, Jg. 49, Technica Verlags AG, Ruppeswil, Schweiz, S. 16-21
- [24] Eichler, R.: Prozeßsicherheit beim Einlippenbohren mit kleinsten Durchmessern, Dissertation, Institut für Werkzeugmaschinen, Universität Stuttgart, 1996
- [25] VDI-Richtlinie 3208: Richtwerte für das Tiefbohren mit Einlippenbohrern, VDI-Verlag Düsseldorf, 1996
- [26] Warnecke, G.: Spanbildung bei metallischen Werkstoffen, Technischer Verlag Resch, München 1974
- [27] Vieregge, G.: Zerspanung der Eisenwerkstoffe, Verlag Stahleisen M.B.H./Düsseldorf, 1970
- [28] Bäker, M; Rösler, J.; Siemers, C.: A Finite Element Model of High Speed Metal Cutting with Adiabatic Shearing, Computers & Structures, 80, 2002, 495-513
- [29] Zener, C.; Hollomon, J.H.: Effect of Strain Rate upon Plastic Flow of Steel, J. Appl. Phys., 1944
- [30] Rogers, H.C.: Adiabatic Plastic Deformation, Ann. Rev. Mater. Sci., 1979
- [31] Rogers, H.C.; Mescal, J.; Weiss, V: Adiabatic Shearing-General Nature and Material Aspects, in Material Behavior under High Stress and Ultrahigh Loading Rates, Plenum Press, New York, 1983
- [32] Cowie, J.G.; Tuler, F.R.: Flow Localization Models - A Review, Mater. Sci. Eng., 1987
- [33] Timothy, S.P.: The Structure of Adiabatic Shear Bands in Metals: A Critical Review, Acta Metall., 1987
- [34] Recht, R.F.: Catastrophic Thermoplastic Shear, J. Appl. Mech., 1964
- [35] Needleman, A.: Dynamic Shear Band Development in Plane Strain, J. Appl. Mech., 1989
- [36] Clifton, R.J.; Duffy, J.; Hartley, K.A.; Shawki, T.G.: On Critical Conditions for Shear Band Formation at High Strain Rates“, Scripta Metall., 1984

- [37] Merchant, M. E.: Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip; Journal of Applied Physics, 16-5; 267-275, 1945
- [38] Spaans, C.: A Treatise on the Streamlines and the Stress, Strain, and Strain Rate Distributions, and on Stability in the Primary Shear Zone in Metal Cutting, J. Eng. Ind., 1972
- [39] Murarka, P.D.; Hinduja, S.; Barrow, G.: Influence of Strain, Strain-Rate and Temperature on the Flow Stress in the Primary Deformation Zone in Metal Cutting, Int. J. Mach. Tool Des. Res., 1981
- [40] Turley, D.M.; Doyle, E.D.; Ramalingam, S.: Calculation of Shear Strains in Chip Formation in Titanium“, Mater. Sci. Eng., 1982
- [41] Lee, M.; Flom, D.G.: Metallurgical Aspects of the Chip Formation Process at Very High Cutting Speed, in Proceedings of the 9th North American Manufacturing Research Conference, Society of Manufacturing Engineers, Dearborn, 1981
- [42] Schmidt, W.: Theoretisch-physikalischer Beitrag zur Hochgeschwindigkeitszerspanung mit definierter Schneide, Dissertation Universität Kassel 1990
- [43] Komanduri, R.: Some Clarifications on the Mechanics of Chip Formation when Machining Titanium Alloys, Wear, 1982
- [44] Winkler, H.: Spanformung durch hohe Schnittgeschwindigkeiten, VDI-Z, 125, Nr. 6, 1983
- [45] Schulz, H.; Moriwaki, T.: High-Speed Machining, Ann. CIRP, 41, 1992
- [46] Hoppe, S.: Experimental and Numerical Analysis of Chip Formation in Metal Cutting, Dissertation RWTH Aachen, 2003
- [47] Macherauch, E.: Die plastische Verformung von Vielkristallen. In: Z. Metallkunde 55 (1964), S. 60–82
- [48] Ernst, H. J.; Merchant, M. E. : Chip Formation, Friction and Finish; Transactions of the ASME, 1941
- [49] Stahl-Eisen-Prüfblatt 1178-79: Zerspanungsversuche – Spanbeurteilung, 2. Ausgabe, Verlag: VDEh, Düsseldorf 1979
- [50] Tönshoff, H.; Perters, J.; Inasaki, I.; Paul, T.: Modelling and Simulation of Grinding Processes, Annals of the CIRP 41, 1992
- [51] Taylor, F. W.: On the Art of Cutting Metals, Transactions ASME 28, Nr. 1119, 1907
- [52] Kienzle, O. ; Victor, H.: Spezifische Schnittkräfte bei der Metallbearbeitung. In: Werkstofftechnik und Maschinenbau 47 (1957)
- [53] Lutervelt, C.A.: Towards predictable Performance of Metal Cutting Operations - 50 Years of efforts by CIRP STC. Keynote Paper, General CIRP Assembly. 2001
- [54] Kronenberg, M.: Grundzüge der Zerspanungslehre. Bd. Band I, II und III. Springer Verlag, Berlin, Göttingen, Heidelberg, 1963

- [55] Colding, B.N.: A Three-Dimensional Tool Life Equation - Machining Economics. In: ASME, J.Eng. for Industry (1959)
- [56] Hastings, W.F.; Mathew P.; Oxley, P.L.B.; Taylor, J.: 20th Int. M.T.D.R. Conf. 1979
- [57] Oxley, P. L. B.: The Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability. Ellis Horwood Limited, Chichester, 1989
- [58] Oxley, P.L.B.: Allowing for strain rate effects in the analysis of metal working processes. In: Proc. of the Conf. on Mech. Prop. at High Rates of Strain. Oxford : The Conf. on Mech. Prop. at High Rates of Strain, 1974
- [59] Zienkiewicz, O. C.: Methode der finiten Elemente. 2. Carl Hanser Verlag, M^unchen, 1984
- [60] Bathe, K.-J.: Finite Elemente Procedures. 1. Prentice Hall, June 26 1995. – 1037 S. – ISBN 0133014584
- [61] Kleber, W.; Bausch, H.-J.; Bohm, J.: Einführung in die Kristallographie. Verlag Technik GmbH Berlin, 1990
- [62] Halle, T.: Zusammenhänge zwischen Spanvorgängen und dem mechanischen Werkstoffverhalten bei hohen Dehnungsgeschwindigkeiten, Dissertation, Fakultät für Maschinenbau, Chemnitz, 2005
- [63] Riehle, M. ;Simmchen, E.: Grundlagen der Werkstofftechnik, 2. Auflage, DVG Verlag, 2000
- [64] Tönshoff, H.; Denkena, B.: Spanen, Grundlagen, 2. Auflage 2004; Springer-Verlag; ISBN 3-540-00588-9
- [65] Klose, H.: Einfluss der Werkstofftechnologie auf die Zerspanbarkeit niedriglegierter Gusseisen; Dissertation, Universität Hannover, 1993
- [66] Enderle, K.: Reduzierung des Mittenverlaufs beim Einlippen-Tiefbohren durch Kühlmittelpulsationen, Dissertation, Institut für Werkzeugmaschinen, Universität Stuttgart, 1994
- [67] Buda, J.; Vasilko, K.; Stranava, J.: Neue Methoden der Spanwurzelerzeugung zur Untersuchung des Schneidvorganges, Industrie-Anzeiger 90 (1968) 5, S. 78-81
- [68] Klocke, F; Hoppe, S.: Anforderungen an Werkzeuge der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung; Hagener Symposium Pulvermetallurgie; 219-245; 2001
- [69] Warnecke, G.; Hummel, G.: Zerspanen metallischer Werkstoffe, DVD-Video, SW 24min, IWF Göttingen, Göttingen 2004
- [70] DIN 50320; Verschleiß – Begriffe, Systemanalyse von Verschleißvorgängen, Gliederungen des Verschleißgebiets (1979 - 2012 zurückgezogen)
- [71] Cerretti, E.; Filice, E.; Micari, F.: Basic Aspects and Modeling of Friction in Cutting. In: International Workshop on Friction and Flow Stress in Cutting and Forming, 1999
- [72] Uehara, K.; Kanda, Y.: On the Chipping Phenomenon of Carbide Cutting Tools, Annals of the CIRP 25, 1977

- [73] Fallböhrer, M.; Fallböhrer, P.; Altan, T.: Chemical Wear of PCBN Tools in High Speed Milling of Hardened Steel, The Ohio State University. (ERC/NSM D-96-10). – Forschungsbericht, 1996
- [74] Shaw, M.: Metal cutting principles, Clarendon Press, Oxford 1984
- [75] Beitz, W.; Küttner, K.-H.: Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau. 18. Springer Verlag, ISBN 3–540-57650–9, Berlin, 1995
- [76] Usui, E.; Shirakashi, T: Mechanics of Machining, From Descriptive to Predictive Theory, On the Art of Cutting Metals- 75 Years Later, ASME Publ. PED 7, 1982
- [77] Maekawa, K.; Ohata, H.; Kitagawa, T.; Childs, T.H.C.: Simulation Analysis of Machinability of Leads Cr-Mo and Mn-B Structural Steels, J. Mat. Proc. Techn 62, 1996
- [78] Marusich, T. D.; Ortiz, M.: Modelling and simulation of high-speed machining, International Journal for numerical methods in engineering 38, 1995
- [79] Buehler, M.J.; Abraham, F.F.; Gao, H.: Hyperelasticity governs dynamic fracture at a critical length scale, Nature, 2003
- [80] Yoo, M.H.: Slip, Twinning and Fracture in Hexagonal Close-Packed Metals. In: Mat. Trans. (1981), S. 409–418
- [81] Seeger, A.: The Temperature and Strain-Rate Dependence of the Flow Stress of Body-Centred Cubic Metals: A Theory Based on Kink-Kink Interactions, In: Z. Metallkunde 72 (1981), S. 369–381
- [82] Mason, W.P.: Phonon Viscosity and Its Effect on Acoustic Wave Attenuation and Dislocation Motion. In: Journ. Acoustical Soc. Amer. 32 (1960), S. 458-472
- [83] Burghan, F.: Einsinniges Verformungsverhalten und Mikrostruktur ausgewählter Stähle in Abhängigkeit von Temperatur und Verformungsgeschwindigkeit, Universität Karlsruhe (TH), Dissertation, Dezember 1991
- [84] El-Magd, E.: Mechanical properties at high strain rates. In: Journal de Physique IV (1994), S. 149–170
- [85] Becker, R.: Über die Plastizität amorpher und kristalliner fester Körper. In: Phys.;Z. 26 (1925), S. 919–925
- [86] Conrad, H.: Thermally Activated Deformation of Metals. In: J. of Metals 16 (1964), S. 582–588
- [87] Kocks, U.F.: Constitutive Behavior Based on Crystal Plasticity. In: Miller, A.K. (Hrsg.): Unified Constitutive Equations for Creep and Plasticity, Elsevier Applied Science, 1987, S. 1–88
- [88] Cavalloni, C.; Kirchheim, A.: New Acoustic Emission Sensors for In-Process Monitoring, 12th International Acoustic Emission Symposium Sapporo, Japan, Kistler Instrumente AG 20.171e 11.94, 1994
- [89] Söhner, J.: Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite-Element-Methode, Dissertation, Karlsruhe (TH), 2003

- [90] Risse, K.: Einflüsse von Werkzeugdurchmesser und Schneidkantenverrundung beim Bohren mit Wendelbohrern in Stahl, Dissertation TH Aachen, 2006
- [91] Gülich, J. F.: Kreispumpen; Springer-Verlag, 2.Ausgabe, Berlin 1999
- [92] Hammitt, F. G.: Cavitation and Multiphase Flow Phenomena; McGraw-Hill, London 1980

Lebenslauf

Christoph EINSPIELER



Geboren: 02. Mai 1971 in Wien

Familienstand: verheiratet

Staatsangehörigkeit: Österreich

Anschrift: A-1120 Wien, Pohlsgasse 25/34
Tel.: +43 (0)677 623 518 35
Email.: einspielerchr@aon.at

Eltern: Dkfm. Johann Andreas, geb.: 06. Sep. 1936, Prokurist
Ing. Marianne Johanna, (geb. BEER) geb.: 10. März 1947, Chemikerin

Schulbildung: 1977 - 1981 Öffentliche Volksschule, Wien 17, Kindermannngasse 1
1981 - 1985 Öffentliche Hauptschule, Wien 17, Geblergasse 20-31
1985 - 1992 HTBLA für Maschinenbau, Wien 1, Schellinggasse 13
06. 1992 Reifeprüfung
1992 - 2001 Studium TU – Wien / Maschinenbau
09. 2001 Diplomprüfung; Abschluss als Dipl.-Ing

Präsenzdienst: 07.1997 – 02.1998 als Kradmelder, Jäger. Reg. 2

Auslandsaufenthalt: 07.1996 – 02.1997 in Neuseeland
01.2003 – 04.2003 in Deutschland
03.2010 – 12.2016 Weltumsegelung

Berufslaufbahn: während der Schulzeit div. Ferialpraxen bei Siemens, Elin, ...
Diverse studienfinanzierende Tätigkeiten im Bereich Engineering.

Seit 1992 bei Fa. Irzl (Werft und Segelschule), erst freiberuflich dann fix tätig (im Bereich Konstruktion, Auslegung und Design im Schiffbau, sowie Lehrtätigkeit in Theorie und Praxis in allen Fahrtbereichen).

Seit 12.2001 freiberuflich und dann ab 06.2003 Fixanstellung als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Fertigungstechnik, TU-Wien

Projektleitung im Bereich Entwicklung, Konstruktion und in der Messtechnik unter anderem für Schoeller-Bleckmann-Oilfield-Equipment AG, Krause-Mausser, Prinz, Bundesamt für Eich- und Vermessung, Sartorius, Böhler-Uddeholm und Andere. Zum Teil mehrmonatige Aufenthalte im Ausland bei diversen Projektpartnern.

Ab Anfang 2005 **Leitung der Arbeitsgruppe** für Prozessentwicklung und Prototypenbau in der Produktionstechnik mit den Schwerpunkten Konstruktion und Messtechnik am Labor für Produktionstechnik, Institut für Fertigungstechnik.

Diverse Veröffentlichungen und Patentschriften zum Thema Fertigungstechnik sowie Messsystemtechnik.

März 2010 bis Dezember 2016 Weltumsegelung auf dem eigenen Segelschiff mit meiner Ehefrau. Während dieser Zeit diverse Projektierungen und Realisierungen von Entwicklungsprojekten im Südpazifik sowie Konstruktion und Projektierung in der Schifffahrtstechnik.

Seit Mai 2017 beschäftigt bei Krause-Mausser Werkzeugmaschinen in Oberndorf / Deutschland.