



Universität für Bodenkultur Wien

Analyse von Zerspanungsmethoden bei Vollholz

Dissertation
zur Erlangung des Doktorgrades
an der Universität für Bodenkultur Wien,

Department für Materialwissenschaften und Prozesstechnik

Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe

Vorstand: Univ. Prof. Dipl.-Ing. Dr. nat. techn. Wolfgang Gindl-Altmutter

Eingereicht von
Dipl.-Ing. Thomas Krenke

Betreuer/Betreuerin/Betreuerinnen:

Priv.-Doz. Dr. Ulrich Müller

CO-Betreuer:

Dr. Stephan Frybort

Wien, März 2017

Danksagung

Die präsentierte Forschungsarbeit zum Erlangen des Doktorgrades ist während meiner Anstellung als wissenschaftlicher Mitarbeiter der Kompetenzzentrum Holz GmbH (Wood K plus) am Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe des Departments für Materialwissenschaften und Prozesstechnik der Universität für Bodenkultur Wien entstanden. Die zugrundeliegenden Untersuchungen wurden mit Mitteln der Europäischen Union, des Europäischen Fonds für regionale Entwicklung (EFRE), und dem Land Niederösterreich, Abteilung Wirtschaft, Tourismus und Technologie gefördert.

Mein Dank geht an erster Stelle an die Mitarbeiter der Kompetenzzentrum Holz GmbH, sowie den Mitarbeitern des Institutes für Holzforschung für jegliche Unterstützung während der Entstehung der Arbeit. Besonders erwähnen möchte ich an dieser Stelle meinen Betreuer Priv.-Doz. Dr. Ulrich Müller, dem ich für seine allgemeine Unterstützung, sowie seinen wissenschaftlichen Beitrag und Anregungen herzlich danke. Ebenso möchte ich mich bei meinem Co-Betreuer Dr. nat. techn. Stephan Frybort bedanken, der einen wesentlichen Anteil am Gelingen dieser Arbeit hat. Ein großer Dank gilt meinen Arbeitskollegen und neu gewonnenen Freunden, die mich herzlich aufgenommen haben und somit fachlich und allgemein unterstützt, sowie mental gestärkt haben.

Ein ganz besonderer Dank gilt meiner Familie, insbesondere meinen Eltern für ihren Rückhalt, sowie ihrer unermüdlichen Unterstützung (auch finanziell) im Studium, sowie während der Dissertation. Abschließend möchte ich diese Gelegenheit nutzen, um mich bei meiner Familie für ihre Engelsgeduld und ihr Verständnis während der vielen in Arbeit vertieften Nächte, Urlaube und Wochenenden zu bedanken.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	7
1.1	Einordnung	7
1.2	Definitionen/Grundlagen	9
1.2.1	Geometrische Grundlagen	9
1.2.2	Geometrische Beschreibung des Werkzeuges nach DIN 6581 (1985)	11
1.2.3	Beschreibung des Werkstückes	16
1.2.4	Geometrische und kinematische Beschreibung des Wirkprozesses	17
1.2.5	Zerspankraft nach DIN 6584 (1982)	22
1.3	Stand der Technik (Schnittkraftberechnung)	24
1.3.1	Empirische Ansätze	24
1.3.2	Analytische Ansätze	26
1.3.3	Statistische Schnittkraftmodellansätze	30
1.3.4	Numerische Schnittkraftmodellansätze	31
1.3.5	Diskussion der verschiedenen Modellansätze	32
1.4	Stand der Technik (Schnitt-Kraftmessung)	36
1.4.1	Direkte Kraftmessung	36
1.4.2	Indirekte Kraftmessung	37
1.4.3	Anwendungen und Vorarbeiten	38
2	Zielsetzung und Abgrenzung der Fragestellung	39
3	Material und Methoden	43
3.1	Versuchsstand	43
3.2	Charakterisierung des Versuchsstandes	44
3.2.1	Signal Generation	45
3.2.2	Signalsimulation	47
3.2.3	Synchronisation generiertes und simuliertes Signal	48
3.2.4	Korrektur der Messergebnisse	49
3.3	Zerspanungsversuche	49
3.4	Material	50

3.5	Identifizierung alternativer Trenntechnologien zum material- bzw. ressourcenschonenden Trennen von Holz- und holzähnlichen Werkstoffen	50
4	Ergebnisse und Diskussion	52
4.1	Versuchstand	52
4.2	Charakterisierung des Messaufbaues	53
4.3	Schnittkraftanalyse	56
4.4	Identifizierung alternativer Trenntechnologien	61
5	Schlussfolgerung (deutsch)	65
6	Conclusion (englisch)	67
7	Literaturverzeichnis	69
8	Abbildungsverzeichnis	75
9	Publikationen	77
9.1	Publikation I - Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil I	77
9.2	Publikation II - Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil II	86
9.3	Publikation III - Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil III	97
9.4	Publikation IV - Applying system function for determining cutting force parameters	106
9.5	Publikation V - Cutting force analysis of a linear cutting process of spruce	123
9.6	Publikation VI - A high strength wood particle made by means of a novel chipless production process	138
9.7	Publikation VII - Review: Comparative analysis of CO2 laser and conventional sawing for cutting woodbased materials	142
9.8	Publikation VIII - Innovative mechanische Trenntechnologien von Holz	179
10	Persönliche Daten	186
10.1	Lebenslauf/CV	186
10.2	Publikationsliste	187

Kurzfassung

Das Trennen gehört zu den Schlüsselprozessen in der Be- und Verarbeitung von lignocellulosen Werkstoffen. Sie sind aufgrund ihres jahrzehntelangen Einsatzes immer wieder hinsichtlich der veränderten Prozessbedingungen mittels try and error optimiert und angepasst worden. Durch steigende Rohstoff- und Energiepreise besteht ein verstärkter Bedarf nach wissensbasierten Optimierungen dieser Prozesse. Grundlage dafür ist ein in der Praxis anwendbares Beschreibungsmodell. Anhand eines eigens entwickelten Versuchsaufbaus zur Untersuchung von niederdynamischen (7 m/s) nahezu orthogonalen Schnittprozessen wurde die Anwendbarkeit des neuen Ansatzes zur Schnittprozessbeschreibung überprüft. Die Charakterisierung des Versuchsaufbaus erfolgt mittels einer Systemfunktion, durch die die generierten Messwerte hinsichtlich der Beeinflussungen des Messaufbaus korrigieren werden. Entgegen bisheriger Untersuchungen konnten damit Messwerte weitgehend frei von Systemeinflüssen des Messaufbaus generiert werden. Im Vergleich zu bisherigen Untersuchungen zeigten eigene Messwerte eine unterschiedlich starke Abhängigkeit zwischen Schnittkraft und Schnittrichtung. Die eigenen Versuche zeigen vergleichbare Ergebnisse zu bisherigen Studien betreffend der Schnittkraft in Abhängigkeit von Holzfeuchte bzw. Werkstoffdichte.

Aufgrund der hohen Bedeutung von Zerspanungsprozessen in der Holzindustrie wurden bestehende Prozesse mit Hilfe einer Funktionsanalyse untersucht, um abstrahierte Suchbegriffe für eine Literatur und Patentrecherche zu generieren. Hierbei wurde eine hohe Anzahl an anwendbaren Verfahren gefunden, die durch kritische Analyse, Literaturrecherche und Expertengespräche auf ca 15 Grundprinzipien verdichtet. Die Analyse der spanenden Prozesse mittels Funktionsanalyse und Cross-Industry-Innovation Ansätzen lieferten einen hervorragenden Überblick über alternative Trenn- und Aufschlussprozesse, sowie die Limitierungen und den Optimierungsbedarf der bestehenden Verfahren.

Schlüsselwörter: dynamische Charakterisierung von Versuchsaufbauten, Materialeigenschaften Fichte, Schnittkraft, Schnittkraftanalyse bei Vollholz und Übertragungsfunktion

Abstract

Mechanical disintegration techniques are one of the key processes within the wood industry. Until today cutting processes were optimized by trial and error due to the modified process conditions. As costs for Energy and raw material are rising, the development of a knowledge-based optimization strategy is required. Basament for the optimization of cutting processes is an applicable description of the cutting process. A new developed test set up was focused on the investigation of low dynamic ($7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) and nearly orthogonal cutting processes. The dynamic characterization of the developed test setup was accomplished by the application of the so called system function approach, which allowed the correction and elimination of all influences induced by the test setup itself.

Own cutting examinations show in comparison to the literature, that the measured values show different influences of cutting force depending on the cutting direction.

Regarding the influences of the moisture content and the material density on the cutting force, measured values are comparable to literature.

Due to the high importance of disintegration processes and machining in the wood industry, established processes were investigated using function analyses. As a consequence, these functions enable the generation of abstracted search terms, usable for literature and patent research in the field of alternative cutting and disintegration processes. The application of the generated abstracted search terms in literature and patent research delivered a huge number of possible applicable processes. In a further step, the huge amount of information was reduced to 15 fundamental principles by expert interviews and an additional literature research. This approach of function analysis and the cross industry innovation process provided an excellent overview of alternative disintegration Processes of wood, as well as the necessity of optimization for already existing and established disintegration processes.

Keywords: cutting force, cutting force analysis of solid wood, dynamic characterization of cutting force test set ups, transfer function and material properties of spruce.

1 Einleitung

In der Be- und Verarbeitung von Holz und Holzwerkstoffen zählt das Zerspanen bzw. Trennen zu den wichtigsten Prozessschritten (Meier, 2001). So ist bekannt, dass von der Auswahl der Trenntechnologie bzw. den jeweiligen Maschinen, der Durchsatz, die Ausbeute und die Qualität der zu erzeugenden Halbzeuge und Produkte abhängen (Heisel und Tröger, 2001). Doch bislang waren geringe Ausbeuten und energetisch überdimensionierte Prozesse und Technologien aufgrund der niedrigen Rohstoffpreise für die Holz- und Holzwerkstoffbranche nicht relevant. Die stetig steigenden Energiepreise und die Verknappung der nachwachsenden Rohstoffe, aufgrund ihrer stofflichen und thermischen Nutzung, führen zu einem Umdenken. Damit die bestehenden Trenntechnologien optimiert bzw. neue Trenntechnologien entwickelt werden können, muss der Trennprozesses mit seinen Auswirkungen und Wechselwirkungen zwischen Werkzeug und Werkstück verstanden und anhand eines entsprechenden Modells beschrieben werden. Obwohl einige Forschungsgruppen seit Mitte des 20. Jahrhunderts intensiv diese Thematik erforschen, konnte bis heute noch kein in der Praxis anwendbares Modell entwickelt werden. Jedoch sind die bis heute entwickelten Berechnungs- bzw. Beschreibungsmodelle auf analytischer, empirischer, semi-empirischer und numerischer Basis, sowie auf verschiedenste Trennprozesse zurückzuführen. Um die bereits existierenden Modellansätze in ein in der Praxis anwendbares Modell zu überführen bzw. gegebenenfalls ein neues anwendbares Modell zu entwickeln, soll in der vorliegenden Arbeit eine systematische Aufarbeitung dieser Thematik erfolgen. Ausgehend von einer allgemeinen Definition des Trennens, hat eine Einordnung der Trennprozesse stattgefunden. Anschließend wurde mittels der Definition von den geometrischen und kinematischen Grundlagen, sowie der verfahrensbeschreibenden Größen und Parameter, die Basis für das Verständnis des Prozesses geschaffen. Anschließend sollen die relevanten Ansätze diskutiert werden.

1.1 Einordnung

Generell versteht man unter Trennen bzw. Trennprozessen alle Fertigungsverfahren, bei denen der Zusammenhalt eines Körpers im Ganzen oder nur teilweise aufgehoben oder vermindert wird, (DIN 8580; 2003).

Die in der Be- und Verarbeitung von Holz und Holzwerkstoffen am häufigsten verwendete Unterteilung der verwendeten Trennprozesse wird mittels DIN 8580 (2003) ff. vorgenommen. Aus diesem Grund wird in der vorliegenden Arbeit ausschließlich auf diese Unterteilung eingegangen.

Die in der Fertigungsverfahrenshauptgruppe: „Trennen“ enthaltenen Prozesse und Technologien können anhand ihres Wirkprozesses in die folgenden 6 Gruppen eingeteilt werden:

- Zerteilen
- Spanen mit geometrisch bestimmten Schneiden,
- Spanen mit geometrisch unbestimmten Schneiden,
- Abtragen,
- Zerlegen,
- Reinigen.

Nicht alle dieser 6 Gruppen bzw. der dazugehörigen Untergruppen haben für die Be- und Verarbeitung von Holz und Holzwerkstoff eine Bedeutung. So sind fast alle relevanten Trennverfahren (Bohren, Sägen, Fräsen, Hobeln und Drechseln) der Holzbranche in der Gruppe des Spanens mit geometrisch bestimmten Schneiden einzuordnen. Im Gegensatz dazu wird das in der Holzbearbeitung oft verwendete „Schleifen“ in die Gruppe des Spanens mit geometrisch unbestimmten Schneiden eingeordnet. Das Wasserstrahl- und Laserschneiden bzw. Laserstrahlbearbeitung (gravieren) sind der Gruppe des Abtragens zugeordnet. Da jedoch in der nachfolgenden Arbeit die Analyse von Zerspanungsmethoden mit geometrisch bestimmten Schneiden bei Vollholz im Fokus stand, wurde die Analyse ausschließlich auf Zerspanungsversuche mit geometrisch bestimmten Schneiden und den dazu gehörigen Schnittkraftmodellen beschränkt.

Beim Spanen mit geometrisch bestimmten Schneiden wird das Werkstück mechanisch unter Spanbildung an zwei oder mehreren Stellen aufgetrennt (DIN 8589, 2003). Hierbei sind die Anzahl und Geometrie der Schneiden bekannt und definiert. Speziell bei den für die Holz und Holzwerkstoff wichtigen Verfahren, dem Drehen/Drechseln, Bohren, Fräsen und Hobeln wird die für die Trennung benötigte Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück erzielt, indem eine Rotationsbewegung mit einer linearen Bewegung überlagert wird. Das Sägen sei hier separat erwähnt, da es hierbei nicht nur die bereits beschriebene Überlagerung der Rotations- und linearen Bewegung, sondern auch die Überlagerung zweier linearer Bewegungen in der Wirkstelle gibt. Das bedeutet, dass die Vorschub- und Schnittbewegung zur gleichen Zeit durchgeführt werden und somit eine sogenannte Wirkfläche mit dem Schnitt- und Vorschubvektor aufgespannt wird (DIN 8589, 2003). Durch die Überlagerung der Vorschub- und Schnittbewegungen zur Wirkbewegung wird die Zerspanung des Werkstückes mittels einzelner Spanabnahmen realisiert. Der Spanablösevorgang wird als Wirkprozess und seine örtlich Lage mittels Wirkstelle bezeichnet. Die Wirkstelle kann während des ganzen Zerspanungsprozesses sowohl räumlich fixiert (Vorschubbewegung durch das Werkstück realisiert) als auch beweglich (Vorschubbewegung durch das Werkzeug realisiert) sein. Für die Analyse des Wirkprozesses wird jedoch oftmals ein

linearer Trennprozess mit einem keilförmigen Werkzeug verwendet. Da es sich jedoch hierbei strenggenommen um die Fertigung eines dünnen flächenbestimmten Werkstücks und somit um eine spanlose Fertigung handelt, müssten diese Analysen der Gruppe des Zerteilens bzw. der Untergruppe des Messerschneidens zugeordnet werden.

Beim Zerteilen wird das Gefüge des zu bearbeitenden Körpers (Werkstücks) mechanisch ohne eine Spanbildung an zwei oder mehreren Stellen aufgetrennt (DIN 8588, 2013). Speziell beim Messerschneiden wird die für die Trennung benötigte Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück erzielt, indem einer der beiden Komponenten während des eigentlichen Trennprozesses starr ist. Das bedeutet, dass es beim Wirkprozess keine Vorschubbewegung gibt, wodurch die Wirkbewegung und die Schnittbewegung betragsmäßig und überwiegend vektoriell identisch sind (DIN 8588, 2013). Wenn bei Holz und Holzwerkstoffen der Schneidvorgang unmittelbar an einer Seite/Außenfläche des Werkstückes durchgeführt wird, kommt es zu einem Ausweichen des dünnen flächenbestimmten Werkstücks. Dieses besondere Verhalten des Materials entspricht dem Grundprozess des Spanens mit geometrisch bestimmten Schneiden. Aus diesem Grund sind die Analyse, sowie die Beschreibung diesen Trennverfahren (spanen mit geometrisch bestimmter Schneide und Messerkeilschneiden identisch und können gemeinsam erarbeitet werden. Da hierbei die Trennenergie bzw. Trennkraft mittels eines so genannten Schneidkeils eingebracht wird, wird dieser Wirkprozess in der Literatur (z.B. Maier, 2001, sowie Ettelt und Gittel, 2004) teilweise auch als Keilschneiden beschrieben. Beim sogenannten „Keilschneiden“ wird für den Trennprozess ein keilförmiges Werkzeug in das Werkstück eingetrieben, um so den Zusammenhalt des Gefüges aufzubrechen bzw. die lokalen Festigkeiten zu überwinden. Da in der vorliegenden Arbeit jedoch der Fokus ausschließlich auf die Analyse und Beschreibung des Wirkprozesses gelegt wurde, wird auf die Besonderheiten der Verfahrenstypen, sowie der jeweiligen Maschinen nicht weiter eingegangen.

1.2 Definitionen/Grundlagen

Um die Trennprozesse eindeutig beschreiben und verstehen zu können, ist aufgrund der Vielzahl an verschiedenen Definitionen der Fachausdrücke, eine Erklärung der geometrischen, kinematischen und prozesstechnischen Begriffe notwendig.

1.2.1 Geometrische Grundlagen

Die Bezugssysteme, die Ebenen und die Begriffe bzw. Bezeichnungen zur eindeutigen Beschreibung der Geometrie, der Bewegungsrichtung und der Lage des Schneidkeils sind in der Norm DIN 6581 (1985) definiert. Zur Beschreibung der Geometrie des Werkzeuges werden grundsätzlich die folgenden zwei Bezugssysteme verwendet.

Werkzeugbezug-System nach DIN 6581 (1985)

Das Werkzeugbezug-System wird für die Herstellung, Instandhaltung und Prüfung des Werkzeuges verwendet. Dieses Bezugssystem berücksichtigt lediglich das Werkzeug und nicht die Lage zum Werkstück.

Wirkbezug-System nach DIN 6581 (1985)

Das Wirkbezug-System berücksichtigt die räumliche Anordnung des Werkzeuges zum Werkstück.

Arbeitsebene nach DIN 6581 (1985)

Die Arbeitsebene wird durch die Vorschub- und Schnittrichtung aufgespannt (*Risse*, 2012). Ettelt und Gittel (2004) definierten die Arbeitsebene als eine gedachte Ebene, die die Vorschub- und Schnittrichtung enthält. In dieser Ebene kann die Bewegungsrichtung des entstehenden Spanes beschrieben werden. Im Fall der Fertigungsverfahren der Gruppe Messerschneiden sind Keilmessebene und Arbeitsebene identisch (Abbildung 1).

Schneidenebene nach DIN 6581 (1985)

Als Schneidenebene wird die Ebene bezeichnet, die die Schneidkante beinhaltet und im Wirkbezugssystem in die Wirkrichtung bzw. im Werkzeugbezugssystem in der gedachten Schnittrichtung aufgespannt wird (Abbildung 1).

Wirk- und Werkzeugbezugsebene nach DIN 6581 (1985)

Als Wirk-Bezugsebene (Abbildung 1) wird die Ebene bezeichnet, die senkrecht zur Schneiden- und Arbeitsebene steht und durch die betrachtete Schneidkante verläuft. Als Werkzeugbezugsebene wird die Ebene bezeichnet, die durch die Schneidkante läuft und senkrecht zur angenommenen Schnittrichtung verläuft (Abbildung 2).

Keilmessebene nach DIN 6581 (1985)

Die Keilmessebene ist eine Ebene, die senkrecht zur Schneidenebene und zur Wirk- bzw. Werkzeug-Bezugsebene verläuft. In dieser Ebene werden die Winkel des Schneidkeils gemessen (Abbildung 3).

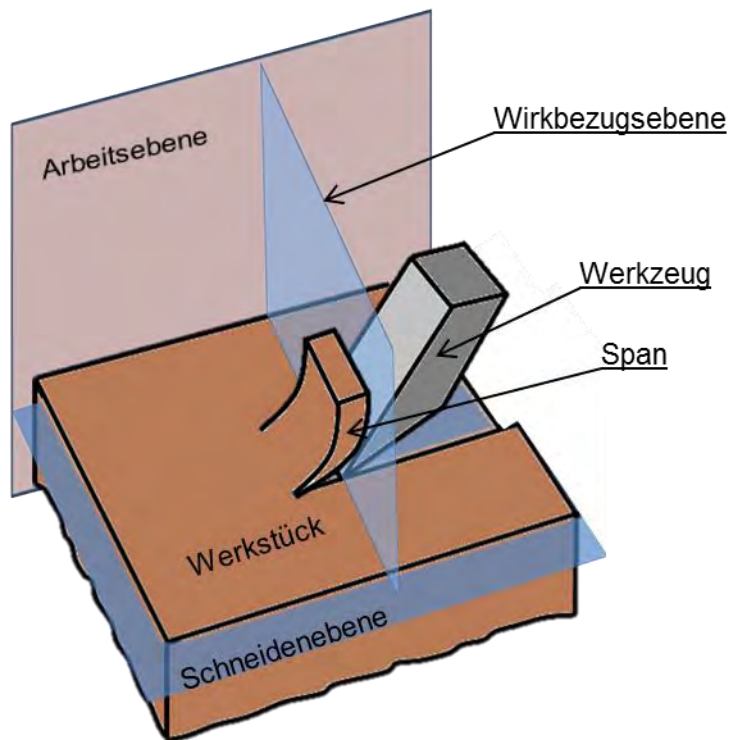


Abbildung 1: Werkstück mit Werkzeug und den Bezugsebenen beim Schnitvorgang (Krenke, 2014).

1.2.2 Geometrische Beschreibung des Werkzeuges nach DIN 6581 (1985)

Als Werkzeug wird ein für einen bestimmten Zweck geformter Gegenstand bezeichnet, mit dessen Hilfe etwas bearbeitet oder hergestellt wird (Duden 2016). Somit werden als Werkzeuge in den Trennprozessen Gegenstände bezeichnet, mit deren Funktion der Wirkprozess des Trennens ermöglicht und durchgeführt wird. Die Begriffe zur generellen Beschreibung des Zerspanungswerkzeuges sind in der Norm DIN 6581 (1985) erläutert. Die Werkzeuge sind aus einem sogenannten Grundkörper und dem Schneidkeil aufgebaut (nach DIN 6582, 1988).

Als Körper bzw. umgangssprachlich Grundkörper wird der Teil des Werkzeuges bezeichnet, in dem die Schneidteile¹ mit Ihren Schneidkeilen eingeformt sind, bzw. der die Wendeschneidplatten bzw. Schneidplatten trägt. Je nach Werkzeugart kann er auch noch Spantaschen bzw. Aufnahmen für weitere Funktionen (wie Beispielsweise: zusätzliche Räumungs- und Spanbrecherwerkzeuge) enthalten. Zusätzlich enthält der Körper auch noch die Werkzeugbohrung² bzw. den Werkzeugschaft³ wodurch die Aufnahme und Orientierung

¹ Als Schneidteil wird der wirksame Teil des Werkzeuges bezeichnet, an dem die Schneidkeile befestigt sind (DIN 6581, 1985)

² Als Werkzeugbohrung wird die Bohrung bezeichnet, mit der es ermöglicht wird, das Werkzeug zentriert auf eine Spindel oder einen Dorn aufzuschieben (DIN 6582, 1988).

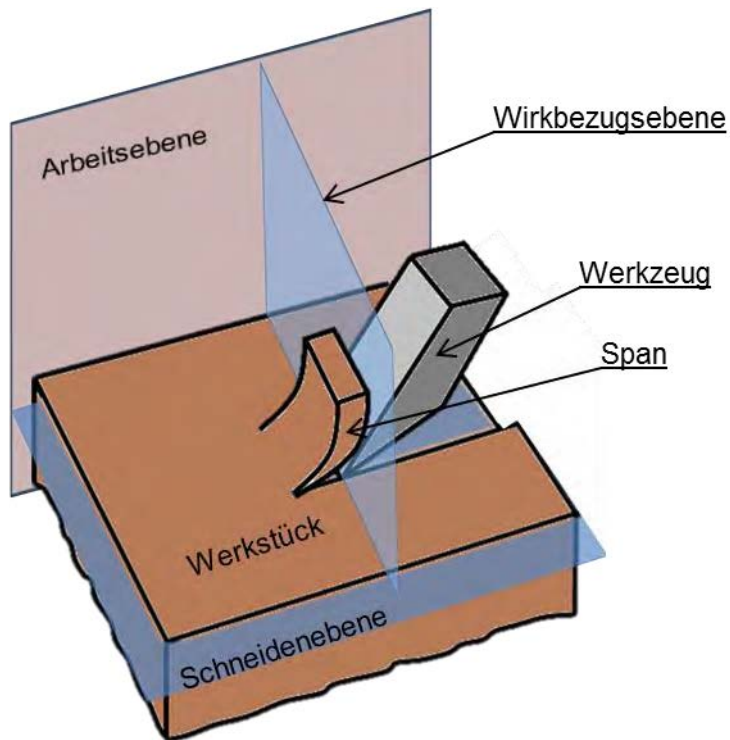


Abbildung 1: Werkstück mit Werkzeug und den Bezugsebenen beim Schnitvorgang (Krenke, 2014).

1.2.2 Geometrische Beschreibung des Werkzeuges nach DIN 6581 (1985)

Als Werkzeug wird ein für einen bestimmten Zweck geformter Gegenstand bezeichnet, mit dessen Hilfe etwas bearbeitet oder hergestellt wird (Duden 2016). Somit werden als Werkzeuge in den Trennprozessen Gegenstände bezeichnet, mit deren Funktion der Wirkprozess des Trennens ermöglicht und durchgeführt wird. Die Begriffe zur generellen Beschreibung des Zerspanungswerkzeuges sind in der Norm DIN 6581 (1985) erläutert. Die Werkzeuge sind aus einem sogenannten Grundkörper und dem Schneidkeil aufgebaut (nach DIN 6582, 1988).

Als Körper bzw. umgangssprachlich Grundkörper wird der Teil des Werkzeuges bezeichnet, in dem die Schneidteile¹ mit Ihren Schneidkeilen eingeformt sind, bzw. der die Wendeschneidplatten bzw. Schneidplatten trägt. Je nach Werkzeugart kann er auch noch Spantaschen bzw. Aufnahmen für weitere Funktionen (wie Beispielsweise: zusätzliche Räumungs- und Spanbrecherwerkzeuge) enthalten. Zusätzlich enthält der Körper auch noch die Werkzeugbohrung² bzw. den Werkzeugschaft³ wodurch die Aufnahme und Orientierung

¹ Als Schneidteil wird der wirksame Teil des Werkzeuges bezeichnet, an dem die Schneidkeile befestigt sind (DIN 6581, 1985)

² Als Werkzeugbohrung wird die Bohrung bezeichnet, mit der es ermöglicht wird, das Werkzeug zentriert auf eine Spindel oder einen Dorn aufzuschieben (DIN 6582, 1988).

des Werkzeuges ermöglicht wird. „Der Schneidkeil ist ein durch Span- und Freifläche gebildeter Keil am Schneidteil“ (DIN 6581, 1985) und wird durch den Freiwinkel α , Keilwinkel β und Spanwinkel γ definiert (Abbildung 2).

Spanfläche nach DIN 6581 (1985)

Als Spanfläche wird die Fläche des Schneidkeils bezeichnet auf der der Span auftritt und umgeleitet wird (Abbildung 2).

Freifläche nach DIN 6581 (1985)

Als Freifläche wird die Fläche des Schneidkeils bezeichnet, die der entstehenden Schnittfläche zu gekehrt ist (Abbildung 2).

Schneide/Hauptschneide S nach DIN 6581 (1985)

Als Schneide bzw. Hauptschneide oder auch umgangssprachlich Schneidkante wird die Kante bezeichnet, die durch die Span- und Freifläche gebildet wird und bei einer Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück die Trennkraft induziert (Abbildung 2).

Nebenschneide S' nach DIN 6581 (1985)

An die Hauptschneide angrenzende Schneide, die jedoch ohne Zerspanleistung ist (Gottlöber, 2014).

Schneidenecke nach DIN 6581 (1985)

Als Schneidenecke wird der Teil der Schneide bezeichnet, in dem die Haupt- und Nebenschneide zusammentreffen (DIN 6581, 1985) (Abbildung 2).

Schneidenzahl z

Mit der Schneidenzahl z wird die Anzahl der wirksamen Hauptschneiden an einem Werkzeug angegeben.

Ausgewählter Schneidenpunkt nach (DIN 6581, 1985)

Als ausgewählter Schneidenpunkt bzw. umgangssprachlich Schneidenpunkt wird der für die Bestimmung der Flächen und Winkel ausgewählte Betrachtungspunkt beschrieben. Dieser kann sowohl auf der Haupt- als auch Nebenschneide liegen. Liegt er jedoch auf der

³ Als Werkzeugschaft wird der längliche Teil des Grundkörpers bezeichnet, der zentriert und senkrecht zum restlichen Grundkörper angeordnet ist. Der Werkzeugschaft ermöglicht somit die Aufnahme des Werkzeuges durch Spaneinrichtungen (DIN 6582, 1988).

Nebenschneide werden die im Schneidenpunkt betrachteten Parameter mit einem Apostroph (') versehen (Abbildung 2).

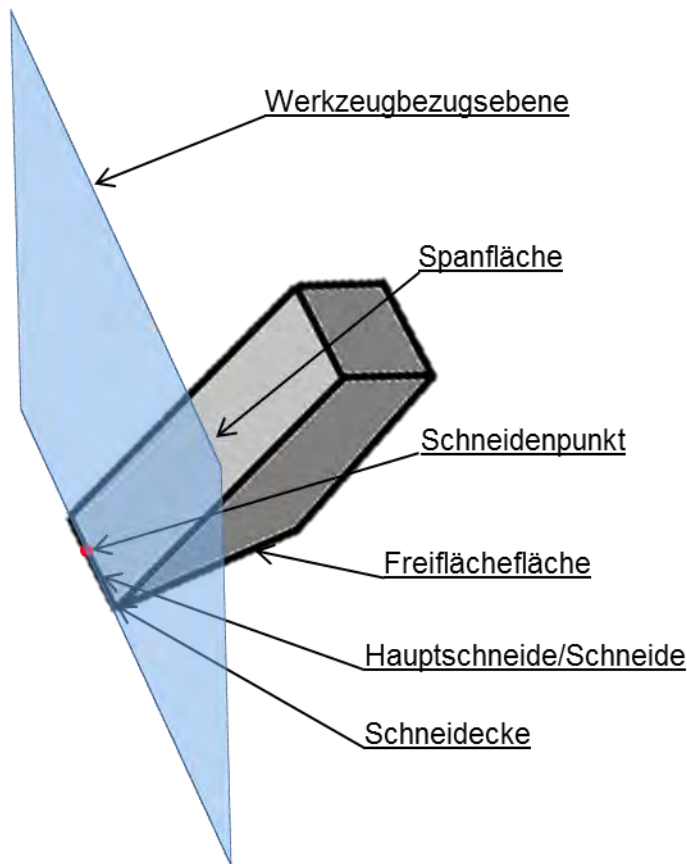


Abbildung 2: Werkzeug mit eingezeichneter Span- und Freifläche, sowie der Werkzeugbezugsebene, der Hauptschneide, dem Schneidenpunkt und der Schneidecke.

Freiwinkel α nach (DIN 6581, 1985)

Der Freiwinkel α bezeichnet den Winkel zwischen Schneidenebene und der Freifläche und wird in der Keilmessebene gemessen (Abbildung 3).

Keilwinkel β nach (DIN 6581, 1985)

Der Keilwinkel β bezeichnet den Winkel zwischen der Freifläche und der Spanfläche und wird in der Keilmessebene gemessen (Abbildung 3).

Spanwinkel γ nach (DIN 6581, 1985)

Der Spanwinkel γ bezeichnet den Winkel zwischen der Wirk- bzw. Werkzeugbezugsebene und der Spanfläche und wird in der Keilmessebene gemessen (Abbildung 3).

Schnittwinkel δ (in den Analytischen Modellansätzen θ) nach (DIN 6581, 1985)

Der Schnittwinkel oder auch Spannungswinkel (δ) ist die Summe aus Keilwinkel (β) und Freiwinkel (α). Dieser Winkel beschreibt die räumliche Lage der Spanfläche bezogen auf die

Werkstoffoberfläche und beschreibt somit unter welchem Winkel der Span erzeugt wird (Abbildung 3).

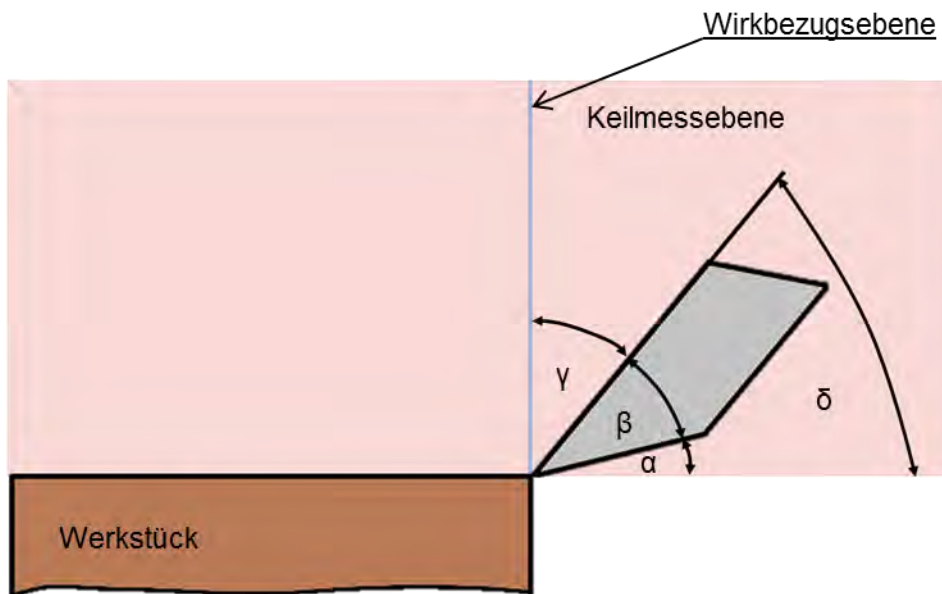


Abbildung 3: Werkstück mit Schneidkeil inklusive eingezeichneter Keilmessebene, Wirkbezugsebene, sowie dem Frei- (α), Keil- (β), Span- (γ) und Schnittwinkel (δ).

Einstellwinkel κ (nach DIN 6581, 1985)

Der Einstellwinkel κ ist der Winkel zwischen Schneiden- und Arbeitsebene und wird in der Wirk- oder Werkzeugbezugsebene gemessen (siehe Abbildung 4) (DIN 6581, 1985).

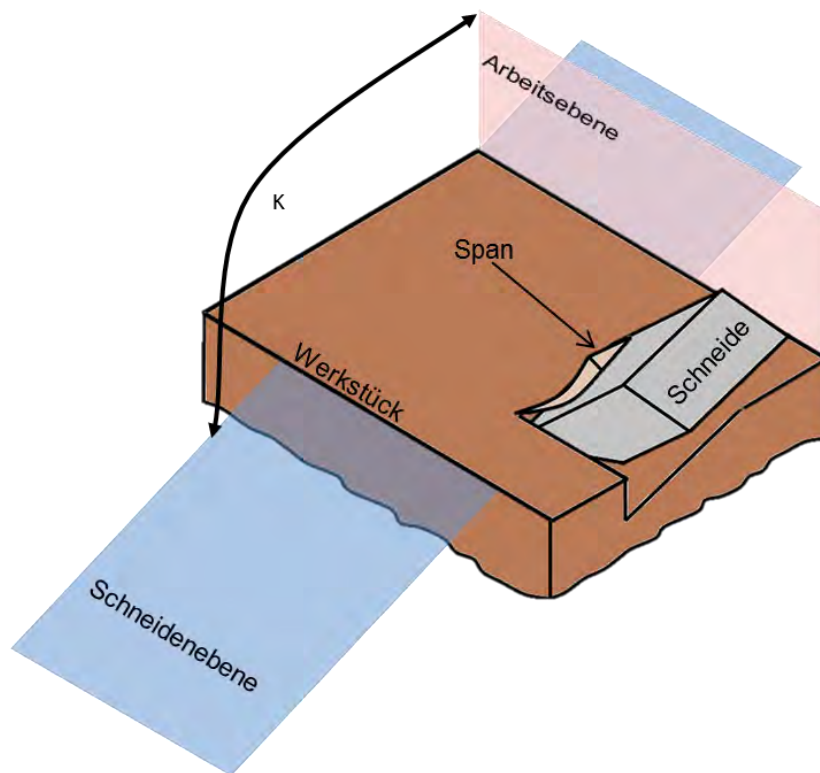


Abbildung 4: Graphische Darstellung des Einstellwinkels und des Schneidkeils (Winkel zwischen Arbeits- und Schneidenebene) (Krenke et al., 2014).

Neigungswinkel λ (nach DIN 6581, 1985)

Als Neigungswinkel bzw. Achsenwinkel (Ettelt und Gittel, 2004) wird der Winkel in der Schneidenebene zwischen der Schneide und der Wirk- oder Werkzeugbezugsebene bezeichnet (siehe Abbildung 5).

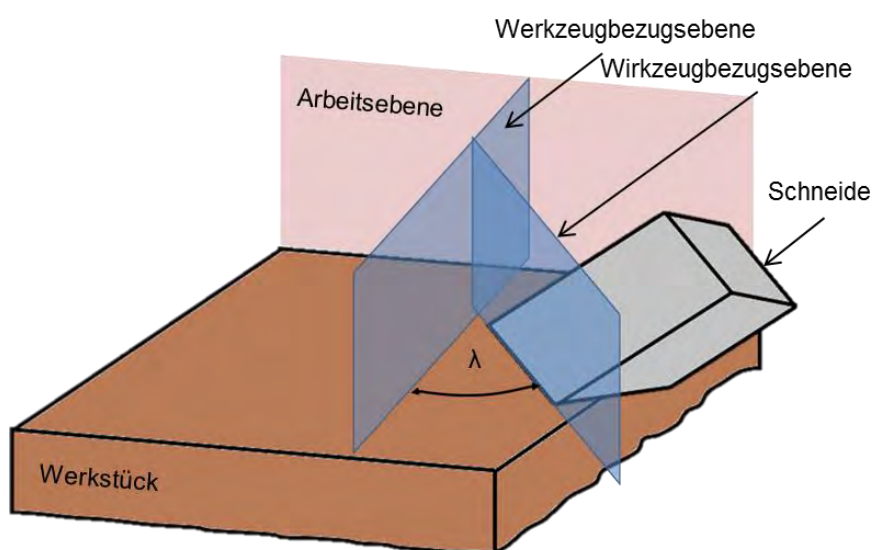


Abbildung 5: Graphische Darstellung des Neigungswinkels des Schneidkeils (Winkel zwischen Wirkbezugsebene und Werkzeugbezugsebene) (Krenke et al., 2014).

1.2.3 Beschreibung des Werkstückes

Der zu bearbeitende Körper wird als Werkstück bezeichnet und weist während der spanenden Bearbeitung die Ausgangs-, Schnitt- und gefertigte Flächen auf. Hierbei wird die nicht bzw. noch nicht bearbeitete Werkstückoberfläche als Ausgangsfläche und die durch den Zerspanprozess bereits hergestellte Fläche als gefertigte Fläche bezeichnet. Als Schnittfläche wird die Verbindungsfläche zwischen der Ausgangsfläche und bereits gefertigten Fläche bezeichnet. Während diese Beschreibung des Werkstückes bei der Analyse von Trennprozessen von homogenen, isotropen Materialien ausreicht, muss jedoch der Beschreibung des Werkstückes für die Analyse der Trennprozesse von inhomogenen und anisotropen Materialien wesentlich mehr Aufmerksamkeit gewidmet werden. So weist Holz bzw. Vollholz oder Massivholz durch seine inhomogene Struktur und den daraus resultierenden anisotropen Eigenschaften ein signifikant unterschiedliches Trennverhalten in den jeweiligen Hauptrichtungen auf. Dieser Effekt wird durch inhomogene Rohdichteverteilungen, sowie wechselnde Zellstrukturen oder durch wuchsbedingte Veränderungen der Holzsubstanz (beispielsweise Zug- und Druckholz) verstärkt (Gottlöber, 2014). Diese Tatsache spiegelt sich sowohl in der Spanbildung als auch in der benötigten Trennenergie für die verschiedenen Hauptrichtungen wieder. Es muss somit bei der Beschreibung des hölzernen Werkstückes die Lage des orthogonalen Zylinderkoordinatensystem des nativen Holzes für die Bearbeitung berücksichtigt werden. Die bekanntesten Beschreibungen sind die Hauptschnitttrichtung A, B und C nach Kivimaa (1950), als auch die 90 – 90, 0 – 90 und 90 – 0 von McKenzie (1961) (siehe Abbildung 6).

Der sogenannte Hirnschnitt, bei dem senkrecht zur Faserrichtung geschnitten wird, entspricht der von McKenzie verwendeten Bezeichnung 90 – 90 und wird von Kivimaa als Schnitttrichtung A bezeichnet. Der sogenannte Längsschnitt, bei dem die Schnitt- und Faserrichtung gleich verlaufen, entspricht der von McKenzie verwendeten Bezeichnung 0 – 90 und wird von Kivimaa als Hauptschnitttrichtung B bezeichnet. Kivimaas Hauptschnitttrichtung C entspricht McKenzies Beschreibung 90 – 0 und ist der sogenannte Querschnitt. Bei der Beschreibung von McKenzie entspricht die erste Zahl seiner Angabe (**90** – 90) dem Winkel zwischen Schneidenlage und Faserrichtung und die zweite Zahl seiner Angabe (90 – **90**) dem Winkel zwischen dem Schnittbewegungsvektor und der Faserrichtung (Gottlöber, 2014). Da jedoch bei den meisten Trennprozessen die Lage der gewachsenen Hauptrichtungen nicht mit der Orientierung der entstehenden Schnittflächen übereinstimmt, untersuchte und beschrieb Kivimaa (1950, 1952a und 1952b) auch die Zwischenrichtungen. In der hier vorgelegten Arbeit wird für die Beschriftung der Schnitttrichtung die von Kivimaa vorgeschlagenen Bezeichnungen verwendet.

Neben den Einflüssen der Hauptschnitttrichtungen wurden von Kivimaa (1950) auch die Effekte von Materialfeuchtigkeit und Dichte, bzw. inhomogene Dichteverteilung des

Werkstückes auf den Zerspanungsprozess beschrieben. Die hier vorgestellten Untersuchungen behandeln ebenfalls auch diese Beeinflussungsfaktoren des Schnittprozesses.

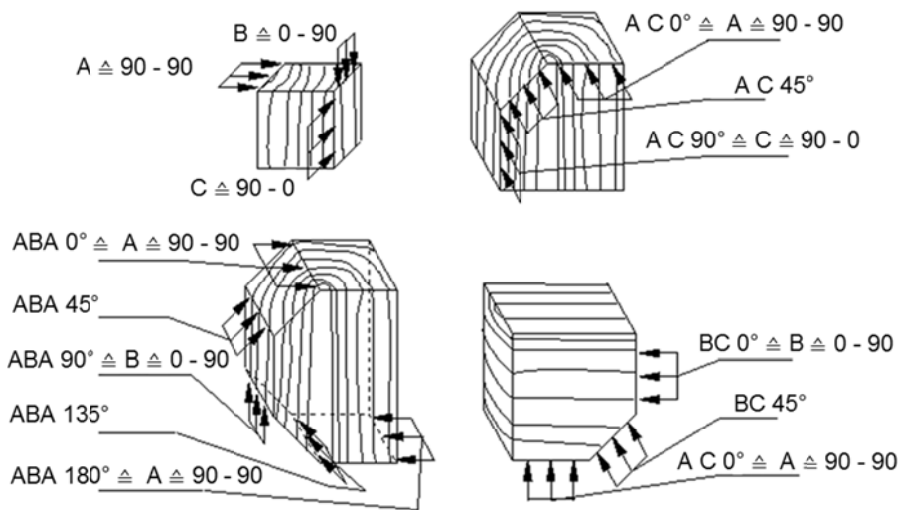


Abbildung 6: Schnittrichtungen nach Kivimaa (1950, 1952) (Hauptschnitt-richtung A, B, C und Zwischenrichtungen), sowie nach McKenzie (1961) (90 – 90, 0 – 90, 90 – 0 und Zwischen-richtungen).

1.2.4 Geometrische und kinematische Beschreibung des Wirkprozesses

Neben der Kenntnis der Begriffe vom Werkzeug und des Werkstückes ist es für eine Analyse des Zerspanungsprozesses notwendig, die Bewegungen, sowie die Parameter und geometrischen Bedingungen der zu analysierenden Trennprozesse zu erläutern (Gottlöber, 2014). Die folgenden Bewegungen, Parameter und Winkel zur Beschreibung des Wirkprozesses sind in der Norm DIN 6580 (1985) enthalten und erläutert. Es wird hier noch einmal darauf hingewiesen, dass in der vorliegenden Arbeit ausschließlich die kinematischen und geometrischen Größen erläutert werden, die für die Analyse der Wirkprozesse benötigt werden. Grundsätzlich sind die Bewegungen bei den Trennprozessen als Relativbewegungen zwischen Werkzeugschneide und Werkstück zu verstehen. Die Relativbewegungen können als gerade/lineare (z.B. Gatter- oder Bandsägen), kreisförmige (z.B. Hobeln oder Fräsen) oder beliebige (z.B. schraubenförmige beim Bohren) Bewegungen bzw. Bewegungsbahnen beschrieben werden. Die verschiedenen Bewegungen, Richtungen und Geschwindigkeiten sind in Abbildung 7. dargestellt. Die Spanungsgrößen in der Arbeitsebene sind in Abbildung 8 dargestellt.

Schnittbewegung nach DIN 6580 (1985)

Als Schnittbewegung wird die Relativbewegung zwischen Schneide und Werkstück bezeichnet, die ohne eine Vorschubbewegung zu einer einmaligen Spanabnahme führt. Sie

wird durch die Schnittrichtung und Schnittgeschwindigkeit v_c während des Wirkprozesses beschrieben (Abbildung 7).

Schnittrichtung nach DIN 6580 (1985)

Als Schnittrichtung wird die momentane Richtung der Schnittbewegung im ausgewählten Schneidenpunkt bezeichnet (Abbildung 7).

Schnittgeschwindigkeit v_c nach DIN 6580 (1985)

Als Schnittgeschwindigkeit v_c wird die momentane Geschwindigkeit der Schnittbewegung im ausgewählten Schneidenpunkt definiert.

Vorschubbewegung nach DIN 6580 (1985)

Als Vorschubbewegung wird die Relativbewegung zwischen der Werkzeugschneide und dem Werkstück bezeichnet, die zusammen mit der Schnittbewegung eine stetige bzw. mehrmalige Spanabnahme ermöglicht. Die Vorschubbewegung kann stetig oder schrittweise erfolgen und wird durch die Vorschubrichtung und Vorschubgeschwindigkeit v_f während des Wirkprozesses beschrieben. Die Vorschubrichtung und Vorschubgeschwindigkeit v_f sind analog zu der Schnittrichtung und der Schnittbewegung definiert (Abbildung 7).

Wirkbewegung nach DIN 6580 (1985)

Die aus der Schnitt- und Vorschubbewegung resultierende Bewegung wird als Wirkbewegung bezeichnet und ermöglicht erst den Zerspanungsprozess (Abbildung 7). Sie kann analog zu den andern beiden Bewegungen mittels der entsprechenden Richtung und der entsprechenden Geschwindigkeit beschrieben werden.

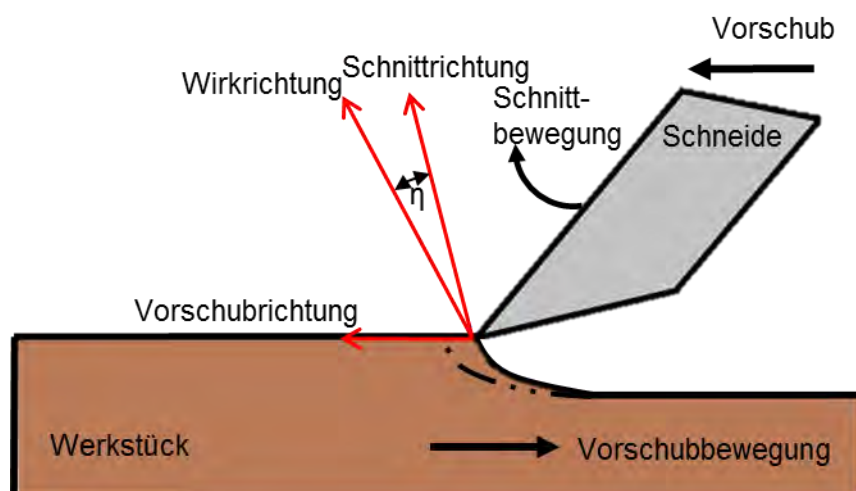


Abbildung 7: Werkstück mit Schneide, der eingezeichneten Schnitt- und Vorschubbewegung, sowie der entsprechenden Schnitt-, Vorschub- und Wirkrichtung inklusive dem Wirkrichtungswinkel (η).

Vorschub f nach DIN 6580 (1985)

Als Vorschub f wird die vom Werkzeug in der Arbeitsebene zurückgelegte Strecke innerhalb einer Umdrehung bzw. Hubes bezeichnet und ist das Verhältnis zwischen Vorschubgeschwindigkeit v_f und Werkzeugdrehzahl n bzw. Werkzeugschwingzahl n_s (Formel 1). Während der Vorschub f die Strecke beschreibt die während einer Werkzeugumdrehung zurückgelegt wird, wird mit der Vorschubbewegung der gesamte Vorschub innerhalb des Wirkprozesses beschrieben (Abbildung 7).

$$f = \frac{v_f}{n} = \frac{v_f}{n_s} \quad (1)$$

Zahnvorschub f_z nach DIN 6580 (1985)

Der Zahnvorschub f_z ist der in der Arbeitsebene zurückgelegte Weg je Zahn bzw. Schneidkeil, (Abbildung 9). Hierbei entspricht er dem Abstand zweier hintereinander entstehender Schnittflächen in der Vorschubrichtung. Der Zahnvorschub ist das Verhältnis zwischen Vorschubgeschwindigkeit und dem Produkt aus der Drehzahl n und der Schneidenzahl (Anzahl der Schneidkeile) z (Formel 2). Der Zahnvorschub wird bei den Trennverfahren, bei denen der Wirkprozess als linear beschrieben wird, mit dem Verhältnis zwischen Vorschub- und Schnittgeschwindigkeit unter Berücksichtigung des Abstandes zweier nachfolgender Schneiden (Zahnteilung t_z) berechnet (Formel 3).

$$f_z = \frac{v_f}{n \times z} \quad (2)$$

$$f_z = \frac{v_f \times t_z}{v_c} \quad (3)$$

Wirkrichtungswinkel η nach DIN 6580 (1985)

Der Wirkrichtungswinkel η ist der Winkel zwischen Wirkrichtung und Schnittrichtung, sowie den Schnitt- und Wirkgeschwindigkeiten (Abbildung 7).

Schnitttiefe/Schnittbreite a_p nach DIN 6580 (1985)

Als Schnitttiefe/Schnittbreite a_p wird die Tiefe bzw. die Breite des Eingriffes vom Werkzeug ins Werkstück (gemessen senkrecht zur Arbeitsebene) bezeichnet (Abbildung 8).

Arbeitseingriff a_e nach DIN 6580 (1985)

Der Arbeitseingriff a_e ist der Eingriff des Werkzeuges ins Werkstück und wird in der Arbeitsebene senkrecht zur Vorschubrichtung gemessen (Abbildung 8).

Spanungsbreite b nach DIN 6580 (1985)

Die Spannungsbreite b ist die Breite des Spanungsquerschnittes und entspricht bei vereinfachten Betrachtungen der Breite der sich im Eingriff befindende Hauptschneide (Abbildung 8).

$$b = a_p \times \sin \kappa \quad (4)$$

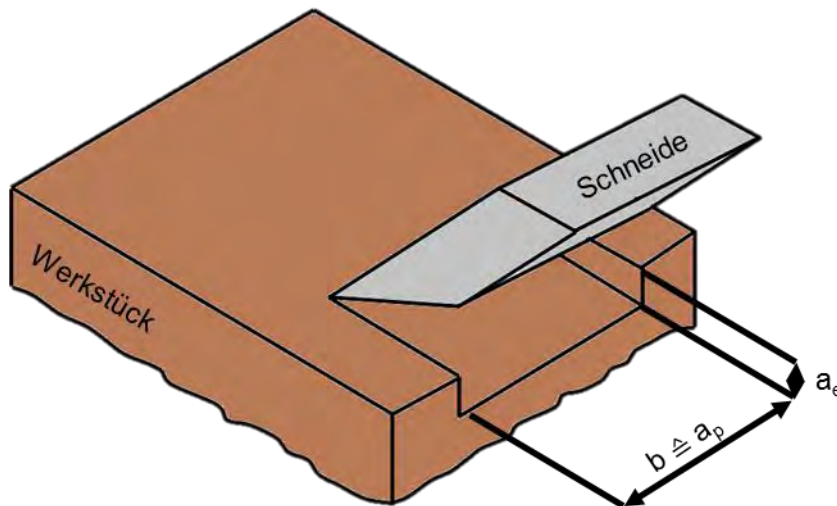


Abbildung 8: Werkstück mit Schneide und eingezeichneter Spannungsbreite (b), sowie der Schnittbreite (a_p) und dem Arbeitseingriff (a_e).

Überstand $\ddot{u}$ nach DIN 6580 (1985)

Als Überstand $\ddot{u}$ bezeichnet man die Distanz zwischen dem höchsten Punkt des Kreissägeblattes und der Oberseite des Werkstückes, wenn das Werkzeug in der Arbeitsebene über das Werkstück hinaussteht.

Eingriffswinkel φ_e nach DIN 6580 (1985)

Der Eingriffswinkel φ_e beschreibt den Winkel des Kreissegmentes in dem die Schneide im Werkstück im Eingriff ist. Wenn das Werkzeug keinen Überstand im Zerspanungsprozess aufweist, wird der Eingriffswinkel entsprechen der Formel 5 berechnet. Sollte das Werkzeug einen Überstand im Zerspanungsprozess haben, wird der Eingriffswinkel mit der Formel 6 berechnet (Abbildung 9).

$$\varphi_e = \arccos\left(\frac{\frac{d}{2} - a_e}{\frac{d}{2}}\right) = \arccos\left(\frac{d - 2a_e}{d}\right) \quad (5)$$

$$\varphi_e = \arccos\left(1 - \frac{2 \times (\ddot{u} + a_e)}{d}\right) - \arccos\left(1 - \frac{2 \times \ddot{u}}{d}\right) \quad (6)$$

Überstandswinkel $\varphi_{\ddot{u}}$ nach DIN 6580 (1985)

Als Überstandswinkel $\varphi_{\ddot{u}}$ wird der Winkel des Kreissegmentes, dass den Austritt der Schneide aus der Oberseite des Werkstückes bis zum maximalen Überstand beschreibt, bezeichnet.

$$\varphi_{\ddot{u}} = \arccos\left(\frac{\frac{d}{2} - \ddot{u}}{\frac{d}{2}}\right) = \arccos\left(\frac{d - 2\ddot{u}}{d}\right) \quad (7)$$

Spanbogenlänge S_b nach DIN 6580 (1985)

Als Spanbogenlänge S_b wird die von der Schneide im Werkstück zurückgelegte Strecke (gemessen in der Arbeitsebene) während eines Eingriffes bezeichnet und entspricht somit der Länge des Spanes.

$$S_b = \pi \times d \times \frac{\varphi_e}{360^\circ} \quad (8)$$

Spanungsquerschnitt A nach DIN 6580 (1985)

Der Spanungsquerschnitt A wird senkrecht zur Schnitt- bzw. Wirkrichtung gemessen und ist die Querschnittsfläche des abzunehmenden Spans.

Spanungsdicke h nach DIN 6580 (1985)

Als Spanungsdicke h wird die Dicke des Spanungsquerschnittes bezeichnet und entspricht bei vereinfachten Betrachtung der Spandicke (Formel 9). Bei den spannenden Verfahren mit Überlagerung einer rotierenden und linearen Bewegung entsteht ein sogenannter Kommaspan, wodurch keine konstante Spandicke gegeben ist. In diesem Fall wird die mittlere Spandicke h_m angegeben und mittels Formel 10 berechnet (Abbildung 9).

$$h = f_z \times \sin(\varphi) \sin(\kappa) = f_c \times \sin(\kappa) = \frac{A}{b} \quad (9)$$

$$h_m = \frac{f_z \times a_e}{S_b} = \frac{\frac{V_f}{n \times z} \times a_e \times 360^\circ}{\pi \times d \times \varphi_e} = \frac{V_f \times a_e \times 360^\circ}{n \times z \times d \times \pi \times \varphi_e} \quad (10)$$

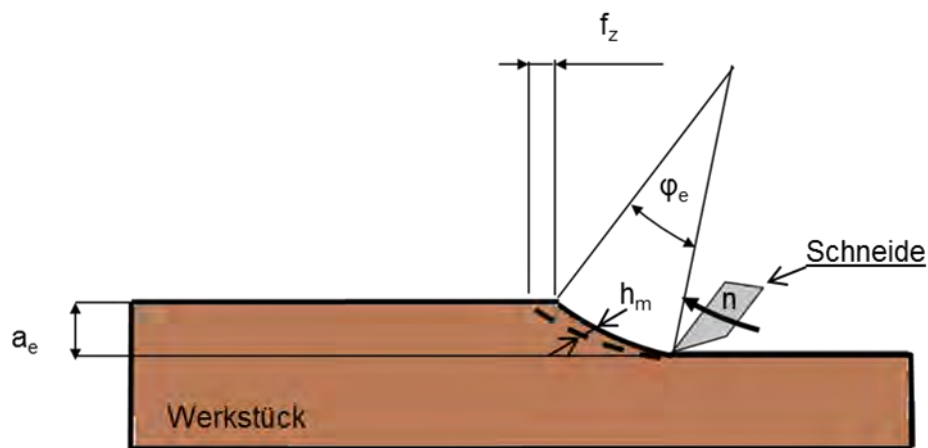


Abbildung 9: Werkstück, Werkzeug, sowie der Eingriffswinkel φ_e , der Zahnvorschub f_z , der Arbeitseingriff a_e und die mittlere Spanungsdicke h_m (nach Ettelt und Gittelt, 2004).

1.2.5 Zerspankraft nach DIN 6584 (1982)

Die Zerspankraft F ist die resultierende Gesamtkraft aller an der Schneide auftretenden Kräfte während des Zerspanungsprozesses. Bezogen auf die Arbeitsebene kann die Zerspankraft in die Aktivkraft F_a und die Passivkraft F_p , die gleichzeitig die beiden wichtigsten Kraftkomponenten darstellen, zerlegt werden. Die Zerlegung der Zerspankraft in Aktivkraft und Passivkraft ist in Abbildung 10 dargestellt.

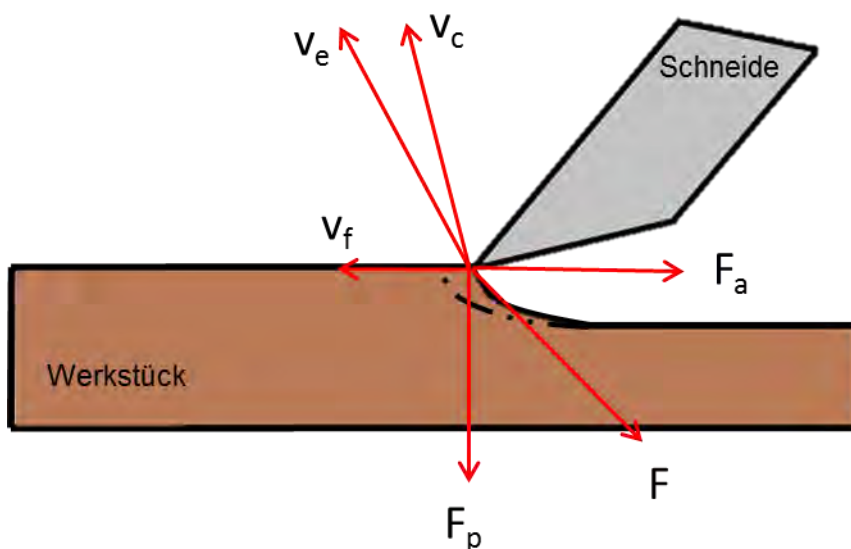


Abbildung 10: Vektorielle Darstellung der Zerspan- (F), Aktiv- (F_a), und Passivkraft (F_p), sowie der Wirk- (v_e), Vorschub- (v_f) und Schnittgeschwindigkeit (v_c); (nach DIN 6584).

Aktivkraft F_a nach DIN 6584 (1982)

Die Aktivkraft F_a liegt in der Arbeitsebene und bestimmt unter anderem den Leistungsaufwand für das Zerspanen. Die Aktivkraft F_a ist in der oben stehenden **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.** dargestellt und kann sowohl bezogen auf die Schnittrichtung, Wirkrichtung, und Vorschubrichtung zerlegt werden. Die bei der vektoriellen Zerlegung der Aktivkraft in Wirkrichtung entstehenden Komponenten werden als Wirkkraft F_e und Wirk-Normalkraft F_{eN} bezeichnet. Die Wirkkraft F_e zeigt in Wirkrichtung und die Wirk-Normalkraft F_{eN} steht senkrecht zur dieser in der Arbeitsebene. In diesen Ausführungen werden die beschriebenen Komponenten nicht weiter betrachtet. Wird die Aktivkraft hingegen in Schnittrichtung betrachtet und zerlegt, so erhält man die Schnittkraft F_c und senkrecht zur Schnittrichtung in der Arbeitsebene die Schnitt-Normalkraft F_{cN} (Abbildung 11).

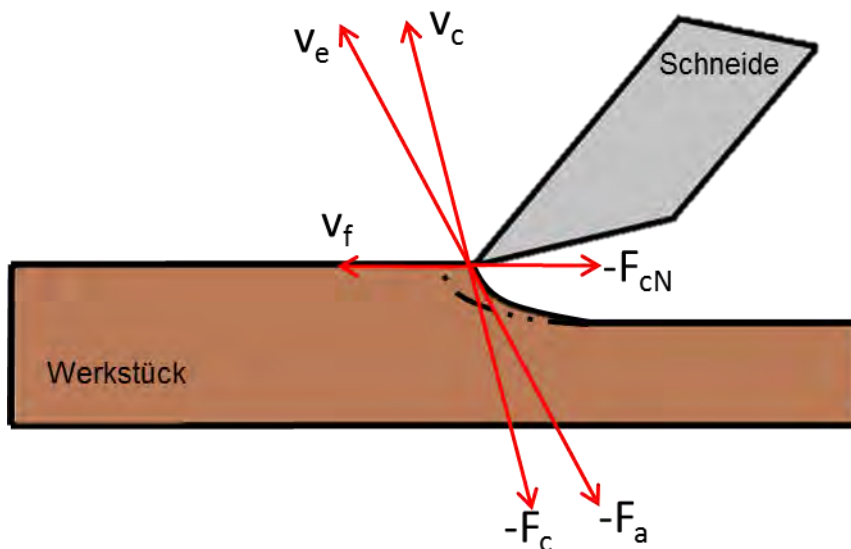


Abbildung 11: Zerlegung der Aktivkraft (F_a) in Schnittrichtung und Darstellung der vektoriellen Aktiv- (F_a), Schnitt- (F_c) und Schnittnormalkraft (F_{cN}), sowie der vektoriellen Wirk- (v_e), Vorschub- (v_f), und Schnittgeschwindigkeit (v_c); (nach DIN 6584).

Die Vorschubkraft F_f und die Vorschub-Normalkraft F_{fN} erhält man bei der vektoriellen Aufspaltung der Aktivkraft in Vorschubrichtung (Abbildung 12). Diese Komponenten können bei der direkten Kraftmessung am einfachsten gemessen werden und für die weiteren Betrachtungen in die Schnittkraft transformiert werden.

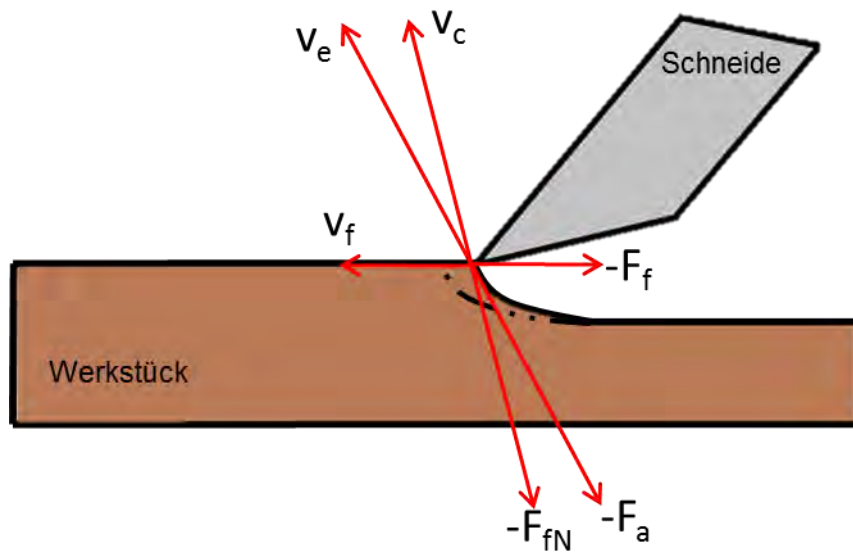


Abbildung 12: Zerlegung der Aktivkraft in Vorschubrichtung, mit vektorieller Darstellung der Aktiv- (F_a), Vorschub- (F_f) und Vorschubnormalkraft (F_{fN}), sowie der vektoriellen Wirk- (v_e), Vorschub- (v_f), und Schnittgeschwindigkeit (v_c); (DIN 6584).

Passivkraft F_p nach DIN 6584 (1982)

Die Passivkraft F_p steht senkrecht zu der Aktivkraft und somit zur Arbeitsebene und hat keinen Einfluss auf die Leistungsberechnung. Diese ist nur relevant für Werkzeuge mit einem $\lambda > 0^\circ$ und ist in der **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.** dargestellt.

1.3 Stand der Technik (Schnittkraftberechnung)

Für das Zerspanen mit geometrisch bestimmter Schneide wird seit Mitte des 20. Jahrhunderts eine mathematisch, physikalisch determinierte Beschreibung des Wirkprozesses angestrebt. Diese Beschreibung wurde in der Vergangenheit sowohl mittels analytischer als auch empirischer Ansätze angestrebt. Die numerischen und statistischen Modellansätze wurden erst mit der Revolutionierung der Computertechnik für die Beschreibung der Zerspanungsprozesse interessant und verwendet (Mattes, 2008).

1.3.1 Empirische Ansätze

Die in Europa wichtigsten empirischen Modellansätze der Holzbranche wurden von Kronenberg (1927) bzw. Sachsenberg (1936) aus der Metallbranche (Taylor, 1907) für die Verwendung in der Holzbranche überführt. Dieses Modell bestimmte die Schnittkraft in Abhängigkeit des Zerspanungsvolumens. Dieses Modell ist das Produkt aus Spanungsbreite b , Spandicke h/h_m und dem Schneidenvorschub f_z , nach Taylor (1907), Viktor (1917) und Kienzel (1952) und der von Kronenberg (1927) festgestellten spezifischen Schnittkraft.

Hierbei wurde die von Kronenberg (1927) festgestellte spezifische Schnittkraft k_c mittels einer linearen Gleichung beschrieben. Nach der Übertragung der damaligen Schnittkraftformel auf die Holzspannung wurden die Schnittgeschwindigkeit, der Gleich- und Gegenlauf, sowie der Faserwinkel auf ihre Einflüsse auf die Schnittkraft untersucht (Pause, 1943; Baumann, 1951; Kivimaa, 1952 und Hipp und Schönborn 1955). Allerdings wurden die identifizierten Einflüsse nicht in die Schnittkraftformel als Korrekturfaktoren implementiert, sondern ausschließlich als Bezeichnungsindizes berücksichtigt. Weitere Untersuchungen zur Identifizierung und Beschreibung der Einflussfaktoren des Werkstücks Holz und der Zerspanungs- und Prozessparameter auf die Ausprägung der Schnittkraft auf makroskopischer Ebene wurden von Kivimaa (1953) Pahlitzsch (1962, 1966) sowie Pahlitzsch und Jostmeier (1964 a, b, 1965) durchgeführt. Auf diese Weise entstand das zweiparametrische Schnittkraftmodell F_c , (Formel 11). Hierbei sind K und w_0 Konstanten, die den Kurvenverlauf beschreiben und empirisch ermittelt werden müssen.

$$F_c = k_c * A_m = k_c * h_m * b = \left(w_0 + \frac{K}{h_m} \right) * h_m * b \quad (11)$$

Die Notwendigkeit einer empirischen Ermittlung der Konstanten dieser Funktion (K und w_0) liegt in der großen Schwankungsbreite dieser Konstanten für unterschiedliche Zerspanungsvorgänge, die wiederum auf die Inhomogenität des Holzes und die unterschiedlichen Zerspanungsbedingungen zurück zu führen sind. Die sehr unterschiedlichen Zerspanungsbedingungen in Abhängigkeit des Trennvorganges, aber vor allem in Abhängigkeit der unterschiedlichen Zerspanungsbedingungen bedingt durch die Inhomogenität des Werkstoffs Holz erschweren bei diesem Ansatz die mathematische Beschreibung und limitieren vor allem die Vergleichbarkeit und Reproduzierbarkeit von unterschiedlichen Zerspanungsvorgängen.

Basierend auf dem modifizierten zweiparametrischen Schnittkraftmodell von Kivimaa und Pahlitzsch (Formel 12) wurde durch *Ettelt* und *Gittel* (2004) nachgewiesen, dass die spezifische Schnittkraft bei $n = 0,5$ annäherungsweise konstant ist. Diese Annahme ermöglichte Ihnen das zweiparametrische in ein einparametrisches Schnittkraftmodell zu überführen. Jedoch stellte Martynenko *et al.* (2006) in seinem Vergleich des zweiparametrischen Schnittkraftmodells von Kivimaa und Pahlitzsch mit dem einparametrischen Schnittkraftmodell von *Ettelt* und *Gittel* fest, dass diese Vereinfachung nur eine überschlagmäßige Abschätzung der auftretenden Schnittkräfte erlaubt. Martynenko *et al.* (2006) wies jedoch gleichzeitig darauf hin, dass diese Genauigkeit zur eine Maschinenauslegung ausreichen würde.

$$F_c = k_{cn} * b * h^n \quad (12)$$

Parallel zu Kivimaa und Pahlitzsch wurde durch die Autoren Afanasev (1961), Amalitskij und Lûbcenko (1977), Bersadskij (1967), Desevoj (1939) und Orlicz (1982) das in der Formel 13 dargestellte Schnittkraftmodell (F_c) entwickelt werden. Hierbei werden Schnittdicke a_p ,

Schnittbreite w_c , spezifische Schnittwiderstand K und die Korrekturkoeffizienten für Holzart C_R , Schnittwinkel C_δ , Schneidenverschleiß C_ρ , Spandicke C_{AP} , Schnittgeschwindigkeit C_{vc} , Holzfeuchtigkeit C_{mc} und Holztemperatur C_T berücksichtigt. Die Berücksichtigung dieser weiteren Parameter beschreibt den untersuchten Trennungsprozess besser, jedoch müssen auch diese Parameter für jeden Trennungsprozess bzw. einzelne Trennungsbedingungen mittels Zerspanungsexperimenten neu bestimmt werden.

$$F_c = a_p * w_c * K * C_R * C_\delta * C_\rho * C_{AP} * C_{vc} * C_{mc} * C_T \quad (13)$$

1.3.2 Analytische Ansätze

Im Gegensatz zu den empirischen Ansätzen sind die analytischen Ansätze zur Beschreibung der Schnittkraft nicht auf ein Modell zurück zu führen und werden nicht anhand einer Vielzahl von Untersuchungen abgeleitet. Grundlegend wird bei den analytischen Ansätzen der Prozess mittels der mechanischen Grundlagen, so wie den physikalischen Gesetzmäßigkeiten beschrieben. Die drei bekanntesten analytischen Modelle sind die von *Fischer* (1978), *Sitkei* (1983) und *Atkins* (2009). Während *Fischer* (1978) bei seinem Modell die d'Alembertschen Bewegungsgleichung für die Beschreibung des Wirkprozesses verwendet, wird von *Sitkei* (1983) ein Spannungsverteilungsansatz (Druck und Biegung) und von *Atkins* (2009) die Schubverformung zu Grunde gelegt. Des Weiteren beschreibt Fischer mit seinem Modell als einziger den gesamten Trennprozess vom Auftreffen der Schneide auf das Werkstück, über den sogenannten Anschnitt und das Ablösen des Spanes bis zum Abtransport des Spanes in der Spantasche des Werkzeuges. Alle anderen Ansätze beschreiben ausschließlich das Ablösen des Spanes. Eine ausführliche Aufarbeitung und ein Vergleich der 3 Ansätze wurden von *Krenke et al* (2015 a) durchgeführt. An dieser Stelle sollen die Modelle kurz vorgestellt und hinsichtlich ihrer Limitierungen und Stärken diskutiert werden.

Schnittkraftmodell nach Fischer (1978)

Das Schnittkraftmodell nach Fischer ist in vier Stufen unterteilt. In der ersten Stufe beschreibt Fischer den Teilprozess, in dem die Schneide auf die Oberfläche trifft und diese solange verdichtet, bis die Festigkeit überschritten wird. Erst in der zweiten von Fischer beschriebenen Stufe kommt es zum Versagen des Materials (Rissinitiierung). Jedoch kann es zum Abbruch des Schnittvorganges kommen, wenn nach dem sogenannten Anschnitt der initiierte Riss zu schnell vor der Schneide sich ausbreitet. Bei diesem Phänomen muss das Werkzeug nur noch das bereits gelöste Material umlenken, wodurch es zu einem signifikanten Abfall der Schnittkraft kommt. Sollte dieses Phänomen der Vorspaltung nicht auftreten wird mit der dritten Stufe der Prozess zum Abheben des Spanes beschrieben. In dieser Stufe setzt sich die Schnittkraft durch die notwendigen elastischen und plastischen

Verformungskräfte, sowie dem Umlenken des Spanes zusammen. Zusätzlich wird Sie jedoch durch die Faserorientierung des Holzes und der zu überwindenden Reibung unterhalb und oberhalb der Schneide signifikant beeinflusst. Beispielhaft ist in der Abbildung 13 die von Fischer (1978) angenommene Spanbildung für die Hauptschnitttrichtung C dargestellt.

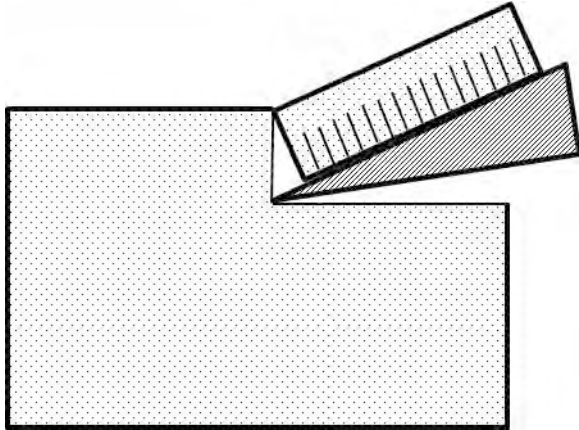


Abbildung 13: Fischers (1978) gewählte Darstellung des eigentlichen Schnittprozesses (Stufe 3) für die Hauptschnitttrichtung C.

In der vierten und letzten Stufe wird die Bewegung des Spanes beschrieben, nachdem er von der Schneide gelöst wurde und sich in der Spantasche befindet. Somit setzt sich die Schnittkraft nach Fischers Modell aus der Kraftkomponente des Verformens des Holzes (Stufe I), der Kraftkomponente des Anschnittes (Stufe II), der Kraftkomponente zum Ablösen des Spanes (Stufe III, in Abhängigkeit des Rissverhaltens) und der Kraftkomponente zum Beschleunigen und Umlenken des abgelösten Spanes zusammen. Die Unterteilung des Zerspanungsprozesses in vier Stufen erleichtert die Beschreibung der einzelnen Einflüsse, führt allerdings zu einem mathematisch sehr komplexen Beschreibungsmodell und ist für eine Maschinenauslegung nur schwer anwendbar. Ein weiteres Problem ist dass die Anwendung von Fischers analytischen Beschreibungsmodells aufgrund der fehlenden plastoelastischen Glieder zum Beschreiben der elastischen und plastischen Vorgänge Fehler aufweist. Für eine genaue Beschreibung des Prozesses müssten die von Fischer für den Modellansatz angenommenen plastoelastischen Glieder in der Lage sein, neben einer Verschiebung auch eine Verdrehung zu berücksichtigen, *Krenke et al* (2015 a).

Schnittkraftmodell nach Sitkei (1983)

Im Vergleich zu Fischers Modell, beginnt *Sitkeis* Modell (1983) erst nach dem Anschnitt, also in Fischers dritter Stufe. Für dieses mechanisch determinierte Beschreibungsmodell wird angenommen, dass der entstehende Span auf der Spanfläche um den Radius R umgelenkt wird. Die Umlenkung des Spanes erzeugt im Span eine Biegebeanspruchung, deren Spannungsverteilung in tangentialer Richtung des Werkzeugs zur Prozessvorschubrichtung verläuft. Jedoch ist diese Spannungsverteilung aufgrund der Anisotropie des Holzes, dessen

Zugfestigkeit in Faserrichtung doppelt so groß ist wie die Druckfestigkeit, asymmetrisch. Hierbei verschiebt sich die neutrale Linie in Richtung der Zugbeanspruchung. Aufgrund der durch die Vorschubkraft induzierten Druckspannungen wird die asymmetrische Ausprägung der Spannungsverteilung weiter verstärkt. Die Reibung zwischen Span und Werkzeug sowie die durch die Umlenkung bedingte Biegebeanspruchung in Schnittrichtung, mit dem Abstand l von der Kontaktfläche, verursacht eine Spannungsverteilung in radialer Richtung des Werkzeuges zwischen Spanfläche und Span. Übersteigt die auftretende radiale Zugspannung die Zugfestigkeit des Werkstoffes, führt dies zum sogenannten Vorspalten. Werden die entsprechenden resultierenden horizontalen und vertikalen Kraftkomponenten sowie der Reibungskraft unter Berücksichtigung der trigonometrischen Rechenvorschriften addiert, ergibt sich als resultierende Gesamtkraft die Schnittkraft F . In der Abbildung 14 ist eine schematische Abbildung der Kräfte und Spannungsverteilungen nach Sitkeis Modell dargestellt.

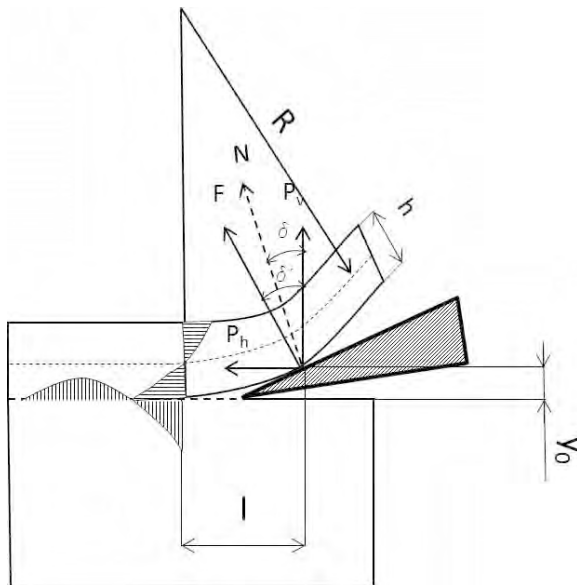


Abbildung 14: Kräfte und Spannungsverteilungen beim Spanen (Sitkei, 1983), mit der Spanndicke h , der horizontalen Schnittkraft P_h , der vertikalen Schnittkraft P_v , der resultierenden Kraft F , der Normalkraft N , dem Wirkwinkel δ' , dem Schnittwinkel δ , Deformationen

Das von Sitkei (1983) entwickelte Modell beschreibt einen linearen Schnittprozess mittels keilförmiger Schneide, ohne Neigungs- und Anstellwinkel. Hierbei wird jedoch ausschließlich der Spanabhebungsprozess betrachtet, wodurch die resultierenden Kräfte beim sogenannten Anschnitt (elastische und plastische Verformung, inklusive der Rissindizierung) vernachlässigt werden. Des Weiteren setzt dieser Ansatz voraus, dass der Deformationsradius des Spanes bzw. der Abstand der radialen Deformation zur Kontaktfläche des Spanes und der Spanfläche bekannt ist Krenke *et al.* (2015a) weisen jedoch drauf hin, dass diese Variablen, aufgrund der nahezu unmöglichen Lokalisierung der

tatsächlich induzierten Spannungen im Rissgrund, nicht bestimmt werden können. Aus diesem Grund werden mittels einer physikalisch determinierten Beschreibung der Spandeformation sowohl für nicht fließfähige, als auch fließfähige Materialien Lösungsansätze diskutiert. Hierbei wird für fließfähige Materialien das Verhältnis von Schnittdicke zum Deformationsradius hergeleitet. Für nicht fließfähige Materialien wird, das Verhältnis vom horizontalen Abstand der auftretenden Spannungen zur Schneidkante als Deformationsradius bestimmt. Ein von *Csanády* und *Magoss* (2013) hergestellter Vergleich zwischen ihren Messwerten und den theoretisch ermittelten Werten zeigt signifikante Abweichungen, die von Ihnen jedoch nicht berücksichtigt wird. Zusätzlich werden auch die Auswirkungen der von *Sitkei* (1983) gewählten Vereinfachungen auf das theoretische Ergebnis nicht weiter von *Csanády* und *Magoss* (2013) diskutiert.

Schnittkraftmodell nach Atkins (2003)

Im Gegensatz zu den bislang vorgestellten analytischen Schnittkraftmodellen entwickelte *Atkins* (2003) sein Beschreibungsmodell zunächst in der Metallindustrie und somit für einen isotropen und homogenen Werkstoff. Anschließend wurde die Anwendung dieses Modellansatzes vom Autor auf anisotrope Werkstoffe erweitert (*Atkins* 2009). Dabei blieb die ursprüngliche Grundidee des Beschreibungsmodells bei der Übertragung auf anisotrope Werkstoffe erhalten. Für die Entwicklung des mechanischen Beschreibungsmodells von Trennvorgängen legt *Atkins* dem Ablöseprozess ein mechanisches Einzelgrenzflächenschermodell (single shear plane model) mit Coulombscher Reibung zu Grunde (Abbildung 15).

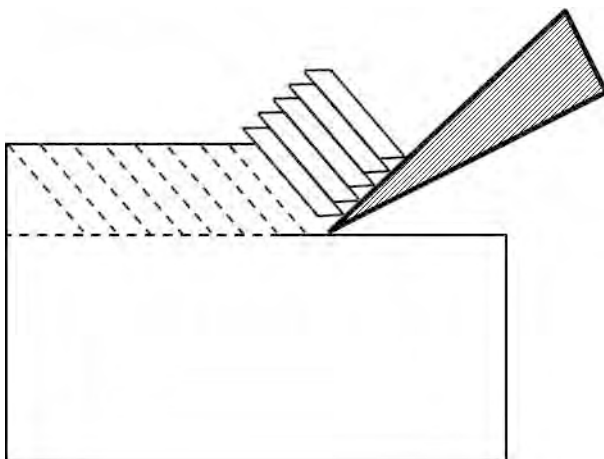


Abbildung 15: Piispanens „deck of Cards“ Modell, welches von *Atkins* (2009) als mechanisches Einzelgrenzflächenschermodell bezeichnet wurde.

Dieses Modell wurde ursprünglich von *Piispanen* (1937) entwickelt und unter anderem von *Cook et al.* (1954) und *Mallock* (1981) vervollständigt. Im Schnittkraftmodell von *Atkins* wird außerdem angenommen, dass für die Überwindung der konstanten Deformation eine signifikante Oberflächenarbeit geleistet werden muss. Diese Oberflächenarbeit setzt sich aus

der plastischen Verformungsarbeit entlang der Scherebene, der Kraft zum Überwinden der Reibung zwischen Werkzeug und Span, sowie der Brucharbeit zusammen. Das hier vorgestellte Modell setzt eine einheitliche Spanbildung für alle Schnittrichtungen voraus. Dies ist jedoch bei anisotropen, inhomogenen Materialien nicht der Fall, weshalb das Modell nur näherungsweise für die Beschreibung der Schnittkraft in Abhängigkeit der Schnittrichtung verwendet werden kann. Das dem Modell zugrunde liegende Einzelgrenzflächenschermodell ist bei der Beschreibung des Trennprozesses für Vollholz ohne Einschränkung lediglich bei einem Hirnschnitt (Schnittrichtung A II, nach *Kivimaa* 1950) anwendbar. Zusätzlich kann das zugrunde gelegte Modell den Schnittprozess mit Einschränkungen bei Bearbeitungen in der Zwischenrichtung ABA nach *Kivimaa* (1950) angewandt werden. Jedoch kann die Spanentstehung nahe der Schnittrichtung B (nach *Kivimaa* 1950) nicht mehr durch ein Einzelgrenzflächenschermodell beschrieben werden. *Atkins* (2003) weist bereits darauf hin, dass neben seinem gewählten Ansatz geeignetere Schermodelle, wie beispielsweise ein Spanflussmodell mit berücksichtigter Reibung zwischen Werkzeug und Span, zur Beschreibung von Trennprozessen zur Verfügung standen. Ein weiteres Problem bei der Anwendung dieses Schnittkraftmodells ergibt sich aus den bisher nur unzureichend bereitgestellten Kennwerten für die spezifische Brucharbeit bei anisotropen Werkstoffen. Aus materialwissenschaftlicher Sicht unterliegt zusätzlich die Beschreibung von inhomogenen viskoelastischen Materialien wie Holz gewissen Limitierungen bei der Ermittlung der spezifischen Brucharbeit.

1.3.3 Statistische Schnittkraftmodellansätze

Bei den statistischen Schnittkraftmodellen soll der funktionale Zusammenhang zwischen den signifikanten Einflussgrößen und der Schnittkraft mittels statistischer Modelle beschrieben werden. Hierfür muss der Zerspanungsprozess mit den verschiedensten Prozess- und Materialbedingungen simuliert werden. Im Anschluss an die Versuche werden mittels statistischer Analyseverfahren die signifikanten Einflussgrößen identifiziert, sowie der funktionale Zusammenhang zwischen der Schnittkraft und der signifikanten Parameter ermittelt. Hierbei hängen die mathematischen Zusammenhänge bzw. die Komplexität des funktionalen Zusammenhangs, von dem gewählten statistischen Modellierungsansatz ab. Zusätzlich wird versucht über sogenannte Modellanpassungen den Prozess mit so wenig signifikanten Einflussparametern wie möglich bei minimalen Residuen abzubilden. Aufgrund der fehlenden Validierung dieser Modelle in der Literatur, kann keine Aussage bezüglich der Güte des jeweiligen Modells getroffen werden. Trotz der zumeist hohen Anzahl an verwendeten signifikanten Einflüssen, inklusive deren Wechselwirkungen, ist es möglich, dass diese Modelle nicht für die Vorhersage von Schnittkräften bei Veränderungen der Versuchsbedingungen, wie beispielsweise veränderliche Holzfeuchten, Messerschärfe oder

Holzart geeignet sind. Daraus ergibt sich, dass, wie auch bei den empirischen Modellen für die Entwicklung eines allgemein gültigen statistischen Modells, eine Vielzahl von Untersuchungen mit einer zusätzlichen Kreuzvalidierung erforderlich ist. Mit statistischen Modellen können die Auswirkungen des Prozesses auf das Werkstück sowie auf das Werkzeug weder abgeleitet noch untersucht werden und ermöglichen daher kein besseres Verständnis vom Trennprozess. Das bedeutet, dass man mit statistischen Modellen weder den Prozess, noch das Werkzeug hinsichtlich Energieeffizienz (z.B. Reibungsminimierung), oder hinsichtlich Werkstoffqualität (z.B. mechanical weak boundary layer) optimieren kann.

1.3.4 Numerische Schnittkraftmodellansätze

Als numerische Schnittkraftmodelle werden Berechnungsansätze bezeichnet, die das Werkstoffverhalten, die Belastungen und/oder den Prozess unter Verwendung von approximativen Berechnungsverfahren simulativ untersuchen. Hierfür müssen jedoch die zu untersuchenden Objekte zunächst geometrisch sowie physikalisch beschrieben, und die Belastungs- und Randbedingungen definiert werden.

Finite-Element-Methode (FEM)

Die am häufigsten verwendete Methode ist die Finite-Element-Methode (FEM), die Belastungsfälle sowie Randbedingungen als Vektoren, und das zu untersuchende Objekt mittels Steifigkeitsmatrix beschreibt. Vereinfacht kann man sich vorstellen, dass das zu untersuchende Werkstück und/oder Werkzeug mit einem sehr feinmaschigen Netz überzogen wird. Jeder Knotenpunkt dieses Netzes ist über die zuvor festgelegten Verknüpfungsbedingungen (z.B. Elastizitätsmodul, etc.) definiert und überträgt an alle verbundenen Segmente die gleichen Verschiebungen und Verdrehungen. Die in dem simulierten Prozess auftretende Gesamtverformung des Objektes und die resultierenden Spannungen ergeben sich durch die einzelnen Knotenverschiebungen. Für die Berechnungen müssen zunächst für alle finiten Elemente des Objektes die Steifigkeitsmatrizen definiert werden. Anschließend wird aus den Einzelsteifigkeitsmatrizen eine Gesamtsteifigkeitsmatrix berechnet. Aus dieser Matrix und den Vektoren für Belastungen und Randbedingungen wird ein Gleichungssystem gebildet. Die Lösung des Gleichungssystems ergibt die Verschiebungen und Verdrehungen der Knotenpunkte aus denen die Spannungen und Dehnungen berechnet werden können (*Fröhlich*, 1995). Bei der Simulation des beim Zerspanungsprozesses ablaufenden Spanentstehungsprozess müssen die folgenden Modelle berücksichtigt werden: Im „**ersten** Teilmodell“ werden die Materialeigenschaften des Objektes beschrieben. Um die plastizitätsmechanischen Vorgänge bei der Spanentstehung simulieren zu können, müssen das elastische, das plastische, sowie das viskoelastische Materialverhalten definiert werden. Zudem müssen

beispielsweise bei den FEM-Simulationsprogrammen in der Kunststoff und Metallindustrie die Fließbedingungen, die Fließregeln und die Verfestigungsgesetze bestimmt werden (Gerloff, 1998). Um diese Werkstoffgesetze auf Holz anwendbar zu machen, müsste man sich mittels der oben genannten Parameter dem tatsächlichen Bruchverhalten iterativ annähern. Das bedeutet, dass die Materialeigenschaften in Abhängigkeit von Dehnung, Dehnrate und Temperatur beschrieben werden müssen. Das „**zweite Teilmodell**“ definiert, in Abhängigkeit der mechanischen und/oder geometrischen Kriterien, bei welchem Grenzwert sich der Körper in Werkstückgrundkörper und Span teilt. Mit dem „**dritten Teilmodell**“ werden die thermischen Einflüsse des Zerspanungsprozesses auf die Festigkeit des Werkstoffes beschrieben. Im „**vierten Teilmodell**“ werden die zwischen Schneide (Spanfläche) und Span auftretenden Reibung und die dadurch hervorgerufenen Spannungen modelliert.

Numerisches Modell nach Fischer (1989 a und b)

Ausgehend von Fischers (1978) analytischen Betrachtungen zur Schnittkraft, zur Reibung (Fischer, 1979), zur Deformation (Fischer, Knüpfner und Regensburger 1980), zur Abstumpfung der Schneide (Fischer, 1983), sowie zu den Spannungen und Verformungen am Werkstück während des Zerspanungsprozesses (Fischer 1986), entwickelte Fischer (1989 a und b) ein rechnergestütztes Simulationsprogramm, zur Betrachtung der Schneidenverrundung. Dieses Programm beinhaltet somit die mathematischen Zusammenhänge, die Randbedingungen (Holzart, Schnittweg, etc.), die vom Anwender numerisch eingegeben werden. Als Ergebnis erhält man schließlich den Radius der Schneidkante und den Versatz bezogen auf die ideale Schneidkante. Während die Finite-Element-Methode aufgrund ihres Ansatzes für die verschiedensten Fragestellung beim Trennprozess verwendet werden können, ist der Ansatz von Fischer ausschließlich zur Simulation des Schneidenverschleißes geeignet.

1.3.5 Diskussion der verschiedenen Modellansätze

Aufgrund der Berücksichtigung der Einflüsse auf die Schnittkraft als einfache konstante numerische Korrekturfaktoren, sind empirische Modelle aus mathematischer Sicht sehr einfach und leicht zu verstehen. Zusätzlich ermöglicht die Berücksichtigung der Einflüsse auf die Schnittkraft als Korrekturfaktoren eine spätere Ergänzung bzw. Anpassung des Modells an neue Schnittbedingungen (wie beispielsweise die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit oder die Veränderung der Geometrie der Schneide. Da jedoch die Modelle auf Basis bereits durchgeführter Schnittkraftversuche entwickelt werden, sind diese Modelltypen in der Entwicklung bzw. in der Anpassung an neue Bedingungen, sehr Zeit- und Personalintensiv. Des Weiteren ist zwar das Grundmodell für die Beschreibung aller Trenntechnologien

anwendbar, jedoch müssen die einzelnen Korrekturfaktoren bzw. Berechnungsvorschriften für jede Trenntechnologie und jede Bedingung angepasst und mittels neuer Versuchsreihen bestimmt werden. Ein weiterer Nachteil ist bei den bekannteren Modellen von *Ettelt* und *Gittel* (2004), Kivimaa (1953), sowie Pahlitzsch (1962, 1966), dass alle Material- und Prozesseinflüsse auf die Schnittkraft nur als Indizes und nicht als Korrekturfaktoren berücksichtigt werden. Das empirische Modell von Afanasev (1961), Amalitskij und Lûbcenko (1977), Bersadskij (1967), Desevoj (1939) und Orlicz (1982) beinhaltet im Vergleich zu dem Modell von *Ettelt* und *Gittel* (2004), Kivimaa (1953), sowie Pahlitzsch (1962, 1966) wesentlich mehr Korrekturfaktoren. Jedoch wird von verschiedenen Autoren, wie beispielsweise Axelsson *et al* (1993), oder Porankiewicz *et al* (2011), immer wieder auf eine schlechte Übereinstimmung zwischen den mit dem Modell berechneten und den tatsächlich gemessenen Schnittkräften hingewiesen. Im Vergleich dazu sind die vorgestellten analytischen Beschreibungsmodelle mathematisch wesentlich komplexer, da sie auf Basis von Bewegungsgleichungen, sowie Spannungsverteilungen und Festigkeitsanalysen beschrieben sind. Beispielhaft hierfür soll das Modell von Fischer (1989) angeführt werden, welches grundlegend auf Basis der d'Álembertschen Bewegungsgleichung beschrieben ist und die einzelnen enthaltenden Glieder wiederum Funktionen von mehreren Veränderlichen sind (Krenke *et al.*, 2015a). Diese Modelle enthalten somit im Vergleich zu den bekannteren empirischen Modellen, sämtliche Einflüsse des Werkzeuges (Verschleiß, Geometrie) und des Werkstückes (Rohdichte, Faserwinkel) auf die Schnittkraft. Jedoch sind die analytischen Modelle nur für eine oder alle drei Hauptschnittrichtungen anwendbar (Krenke *et al*, 2015a). Hierdurch ergibt sich das Problem, dass mit den Modellen die nur für eine Hauptschnittrichtung entwickelt worden sind, dass Bearbeitungen in die anderen Hauptschnittrichtungen nicht beschrieben werden können. Für die analytischen Beschreibungsmodelle die für alle drei Hauptschnittrichtungen entwickelt wurden, ist das Problem, dass diese zwar theoretisch für die Beschreibung der Bearbeitungen zwischen den Schnittrichtungen verwendet werden können, jedoch ist die Rechenvorschrift für die Addition der einzelnen Schnittkraftkomponenten aus den einzelnen Schnittrichtungen nicht definiert. Hierdurch muss der Anwender sich selbst überlegen, ob er die Komponenten nur vereinfacht anteilig oder vektoriell addiert (Krenke *et al.*, 2015b). Zusätzlich sind die analytischen Modelle aufgrund der teilweise fehlenden Parameter in Gegensatz zu den empirischen Modellen in der Praxis nicht bzw. nur sehr eingeschränkt anwendbar. Des Weiteren sinkt die Genauigkeit der theoretischen Ergebnisse aufgrund der zwangsläufig getroffenen Vereinfachungen bei der Anwendung der analytischen Modelle, wodurch aus praktischer Sichtweise oftmals die empirischen Modelle bevorzugt zur Auslegung von Maschinen und Werkzeugen verwendet werden. Aus technologischer Sicht muss jedoch die Bestrebungen bestehen, ein Beschreibungsmodell zu entwickeln, welches ähnlich der analytischen

Modellansätze alle Werkstoff- und Werkzeugspezifischen Einflüsse auf die Schnittkraft beinhaltet. Jedoch muss hierbei gewährleistet sein, dass im Gegensatz zu den empirischen Modellansätzen keine neun Versuche für jede Veränderung der Schnittbedingung benötigt werden. Aus diesem Grund werden in neuerer Zeit die statistischen Modellansätze, wie von Axelsson *et al.* (1993) oder Proankiewicz *et al.* (2011), sowie numerischen Modellansätze (Fischer, 1989, sowie Arbesmeier *et al.* 2007) bzw. Kombinationen aus den verschiedenen Modellansätzen, den sogenannten semi-empirischen Modellansätze, wie von Gottlöber (2003a und 2003b), verwendet. Die statistischen Modellansätze werden ähnlich den empirischen Ansätzen auf Basis bereits durchgeführter Messungen entwickelt. Anschließend wird die Schnittkraft in Abhängigkeit der Einflussfaktoren, sowie den signifikanten Wechselwirkungen zwischen den Einflussfaktoren beschrieben. Dies ermöglicht im Gegensatz zu den empirischen Modellen eine bessere Anpassung an die neun Schnittbedingungen, jedoch muss hierfür das Modell durch eine Validierung hinsichtlich seiner Qualität überprüft werden. Weiterhin können die statistischen Modelle, als auch die empirischen Modelle nur in ihrem Gültigkeitsbereich (der durch die definierten Schnittbedingungen in der Versuchsplanung definiert wurde) verwendet werden. Während die empirischen Modelle nachträglich erweiterbar sind, jedoch keine Wechselwirkungen zwischen den Einflüssen berücksichtigen, sind die analytischen und statistischen Modellansätze nicht nachträglich erweiterbar, beinhalten jedoch die Wechselwirkungen zwischen den Einflüssen. Da die jeweiligen Ansätze das Problem alleine nicht hinreichend genug beschreiben oder für die jeweilige Beschreibung des Prozesses nicht anwendbar sind, soll über die Kombination der einzelnen Beschreibungsansätze ein anwendbarer Lösungsansatz entwickelt werden. Diese werden als semi-empirische oder semi-analytische Schnittkraftmodelle bezeichnet. Unter Berücksichtigung des semi-empirischen Beschreibungsansatzes entwickelte Gottlöber (2003a und 2003b) ein Optimierungsmodell für Zerspanungsprozesse von Holz und Holzwerkstoffen, in Abhängigkeit von Verschleiß, Qualität, Energie, Staub und Lärm. Hierbei werden der Verschleiß mittels Standschnittweg, die Qualität mittels Messerschlagweite, die Energie mittels spezifischer Schnittkraft, der Staub mittels prozentualen Staubanteil und der Lärm mittels Lärmpegel dargestellt. Die einzelnen Parameter werden jeweils durch Modelle der unterschiedlichen Ansätze (statistisch und analytisch), sowie durch Kombination der Ansätze definiert. Die von Gottlöber (2003a und 2003b) vorgestellte Berechnungsvorschrift für die spezifische Schnittkraft auf Basis der empirischen und statistischen Modellansätze wurde in den jeweiligen Publikationen ohne Angabe bzw. Definition der benötigten statistischen Koeffizienten gemacht. Zusätzlich wurden in den besagten Publikationen (Gottlöber, 2003 a und Gottlöber, 2003b) weder Validierungen der Berechnungsvorschriften durchgeführt, noch der Gültigkeitsbereich des Modells angegeben. Jedoch soll hier erwähnt sein, dass die

Regressionskoeffizienten und der Gültigkeitsbereich in der Dissertation (Gottlöber, 2003 c) angegeben sind. Um die Tauglichkeit des empirischen und statistischen Modellansatzes für die Beschreibung des Zerspanungsprozesses beurteilen zu können, sind aber noch Forschungsarbeiten ausständig. Dabei müsste einerseits anhand von ausgewählten Zerspanungsbedingungen die Modellbeschreibung mit exakten Messwerten aus einem Schnittkraftmessstand validiert werden. Andererseits ergäbe sich aus einer Messreihe mit unterschiedlichen Zerspanungsbedingungen die Möglichkeit, die Gültigkeitsbereiche des gewählten Modellansatzes festzusetzen. Ein weiterer Ansatz zur Beschreibung der spezifischen Schnittkraft wurde von *Fischer* und *Gottlöber* (2005) basierend auf einer Kombination aus analytischen und empirischen Beschreibungsansätzen publiziert. Im Gegensatz zu den semi-empirischen Vorschriften basierend auf der Kombination der statistischen und empirischen Modelle, ist die Berechnungsvorschrift auf analytischer und empirischer Basis durch die Verwendung der allgemein gültigen mechanischen Eigenschaften prinzipiell uneingeschränkt nutzbar. Jedoch müssen für die Verwendung dieser Berechnungsvorschrift viele spezielle mechanische Kennwerte von Holz, wie z.B. Federkonstante oder Bieigungs-, Druck- und Torsionsfestigkeiten, vorhanden sein. Für statische Belastungsfälle sind diese Größen teilweise vorhanden, können aber aufgrund der viskoeleastischen Eigenschaften nicht auf hoch dynamische Belastungsfälle übertragen werden. Damit sind diese dynamischen Messgrößen mehrheitlich nicht vorhanden bzw. nur mit großem Aufwand bestimmbar.

Im Gegensatz zu den bisher diskutierten Modellansätzen wird mit den numerischen Ansätzen das Werkstück und Werkzeug aber nicht der Prozess selber mathematisch, physikalisch beschrieben (Fröhlich, 1995). Der Prozess, das Werkstoffverhalten, sowie die Belastungen auf die einzelnen Komponenten (Werkstück oder Werkzeug) werden approximativ mittels rechnerischen Simulationen bestimmt (Arbesmeier, 2007). Ein Vorteil dieser simulativen Untersuchung ist, dass keine zeit- und kostenintensiven Zerspanungsversuche durchgeführt werden müssen (Krenke *et al.*, 2015b). Zusätzlich können beanspruchungsintensive Bereiche schon während der Konstruktion identifiziert und dem Verschleiß durch Veränderung der Geometrie entgegengewirkt werden (Fröhlich, 1995). Da es sich jedoch um mathematische Näherungsverfahren handelt, die aufgrund der hohen Eigenschaftsstreuung des natürlich gewachsenen Rohstoffes Holzes derzeit überwiegend auf vereinfachte und idealisierte Modellbeschreibungen beruhen, weichen die berechneten von den tatsächlichen Ergebnissen und Belastungen ab. Zusätzlich muss bei einem Vergleich zu den analytischen, empirischen und statistischen Modellen berücksichtigt werden, dass zwar die mathematisch physikalischen Beschreibungen des Werkstückes und Werkzeuges für alle Schnittbedingungen im selben Prozess gleich bleiben, jedoch für neue Werkstückmaterialien und/oder Werkzeuge neu definiert werden müssen. Des Weiteren

muss für jede zu untersuchende Prozessbedingung das Ergebnis simulativ neu bestimmt werden, die Geschwindigkeit hängt jedoch von der Rechenleistung bei der Simulation ab. Eine weitere Besonderheit bei der Simulation des Zerspanungsprozesses mit dem FEM-Ansatz ist, dass bei der Simulation der Spanabhebung das FEM-Netz des Werkstückes aufgetrennt werden muss. Diese Bedingung lässt sich jedoch nicht mehr trivial in den Simulationsprogrammen umsetzen (Mattes, 2008).

1.4 Stand der Technik (Schnitt-Kraftmessung)

Die Messmethoden zur Bestimmung der Kräfte, die aus der Interaktion zwischen Schneide und Werkstück im Wirkprozess resultieren, können in die zwei Hauptgruppen (direkte und indirekte Kraftmessung) unterteilt werden.

1.4.1 Direkte Kraftmessung

Als direkte Kraftmessung werden Versuchsanordnungen bezeichnet, die unmittelbar die Kraft messen. Zu Beginn der Schnittkraftmessungen wurden diese mechanisch basierend auf einem Federsystem durchgeführt. Hierbei ist die gemessene Kraft proportional zum Veränderungsweg der Feder und wird in Newton angegeben (Meier, 2000). Im Laufe der Zeit haben sich neben den Federsystemen magnetische und elektronische Messprinzipien entwickelt und etabliert. Während die mechanischen Messsysteme rückläufig sind und die magnetischen Sensoren eher für Spezialanwendungen geeignet sind, haben sich die elektronischen Kraftmesssensoren aufgrund ihrer hohen Auflösung als Hauptprodukt für die Kraftmessungen etabliert. Als elektronische Messsensoren werden Signalgeber bezeichnet, die beim Anlegen einer Kraft ihren Innenwiderstand ändern bzw. eine Oberflächenspannung durch Ausrichten der Ionen im Kristallgitter erzeugen. Als Beispiel für den veränderbaren Innenwiderstand ist der Dehnungsmessstreifen zu nennen. Für Sensoren, die unter Krafteinwirkung die Oberflächenspannung verändern, ist der Piezosensor am bekanntesten.

Dehnungsmessstreifen

Der Dehnungsmessstreifen ist ein Messsensor, der bei kleinsten dehrenden Verformungen seinen Innenwiderstand verändert. Der Messstreifen ist aus einer Folie und einem Metall als elektrischer Innenwiderstand aufgebaut. Dieser verändert seinen elektrischen Innenwiderstand bei minimalsten Verformungen und wird entsprechend dem ohmschen Gesetz gemessen. Durch die Anordnung und das Fixieren mit Spezialkleber an der Messplattform, können so die von der Schneide auf das Werkstück und von da aus auf die Messeinrichtung übertragenden Kräfte dreidimensional gemessen werden. Die benötigte Software zum Dokumentieren wird zumeist vom Dehnungsmessstreifenhersteller mitgeliefert.

Piezoelement

Der Piezosensor ist eine Messeinheit, die aus mehreren gegeneinander verdrehten Piezokristallen aufgebaut ist. Durch Anlegen einer Frequenz oder eines Druckes richten sich die Ionen im Kristallgitter aus. So entsteht auf den gegenüberliegenden Seiten eine Oberflächenladung, die proportional zu der einwirkenden Kraft ist. Diese Ladung wird durch das Messsystem verstärkt und digitalisiert.

1.4.2 Indirekte Kraftmessung

Als indirekte Kraftmessung werden Versuchsanordnungen bezeichnet, die primär einen anderen Parameter messen und anschließend diesen über die mathematischen Zusammenhänge in die Kraft umrechnen.

Leistungsmessung

Bei der Leistungsmessung werden Wirkleistungsmesssysteme verwendet. Diese arbeiten nach der Time-Divisions-Modulation. Dabei wird im Messgerät die gemessene Spannung mittels einer Pulsbreite und der Strom mittels einer Pulshöhe moduliert. Diese werden über einen Tiefpass demoduliert, damit der Wechselanteil mit der Modulationsfrequenz gefiltert wird. So entsteht aus dem phasen- und frequenzabhängigen Wechselsignal ein phasen- und frequenzunabhängiges Gleichsignal. Abschließend werden die jetzt beständigen Messgrößen multipliziert und das Ergebnis ausgegeben. Die so ermittelte Wirkleistung ist die Summe aller nachgeschalteten Verbraucher und beinhaltet außerdem noch die Wirkleistung im Leerlauf. Aus diesem Grund ist drauf zu achten, dass möglichst nur der benötigte Verbraucher dem Wirkleistungsmessgerät zugeordnet ist. Unter Berücksichtigung des gemessenen Leerlaufanteils entsteht für die mittlere Kraft die folgende Formel:

$$F_{c,m} = \frac{(P_{gem.} - P_{leer}) \times T}{v_c \times z \times t_e} \quad (14)$$

Hierbei bedeutet:

$F_{c,m}$	mittlere Schnittkraft
$P_{gem.}$	gemessene Leistung
P_{leer}	Leerlaufleistung
v_c	Schnittgeschwindigkeit
T	Periodendauer
t_e	Eingriffszeit

1.4.3 Anwendungen und Vorarbeiten

Die wissenschaftlichen Aktivitäten zur Analyse von Trennprozessen und deren Auswirkungen auf das Werkstück waren seit Mitte des 20. Jahrhunderts sehr stark, wodurch eine Vielzahl an verschiedenen Versuchsaufbauten mit den unterschiedlichsten Messtechnologien für die Analyse der Schnittkräfte existiert. So untersuchte Pause (1943) mittels Leistungsmessung bereits den spezifischen Schnittdruck beim rotierenden Schnitt (Kreissägen). Kivimaa (1950) untersuchte hingegen die Schnittkraft beim rotierenden Schnitt (eine Art Tischfräse) mittels direkter Kraftmessung anhand eines Dynamometers. Bereits Franz (1958) verwendete bei seinen Untersuchungen einen 2-Komponenten-Dynamometer auf Basis von Dehnungsmessstreifen, um die an der Schneide resultierenden Kräfte direkt zu bestimmen. Im Gegensatz dazu verwendeten Phalitzsch und Schulz (1957) die Dehnungsmessstreifen, um die Torsion der Welle beim Zerspanen zu bestimmen. Auf Basis piezoelektrischer Kraftmessung entwickelte das Institut für Physik und Materialwissenschaften an der Universität für Bodenkultur einen Messaufbau für die Schnittkraftanalyse bei quasi statischen Bedingungen, sowie einen Versuchstand zur Analyse der Schnittkräfte beim Drehen (Mayer, 2005). Krenke (2011) entwickelte und charakterisierte einen Versuchstand zur Analyse von Schnittkräften im dynamischen Bereich für rotierende Schnitte. Hierbei wurden die resultierenden Hauptkräfte (x-, y- und z-Achse) im Werkstück gemessen und der Versuchsaufbau in einer CNC-Anlage implementiert. Die resultierenden Schnittkräfte wurden nachträglich mittels Eingriffswinkel berechnet. Zur Untersuchung von linearen, orthogonalen Zerspanungsprozessen auf Basis der Arbeit von Eyma *et al.* (2005) wurde am Institut für Holztechnologie und nachwachsende Rohstoffe ein Versuchsaufbau mittels instrumentierten Schlagpendels der Firma Zwick/Roll realisiert. Bei diesem Versuchsaufbau fand der Zerspanungsprozess senkrecht zur Rotationsrichtung des Pendels im unteren Totpunkt statt. Hierfür wurde von Steindl (2012) ein Versuchsaufbau entwickelt, bei dem auf beiden Seiten der Finne des Pendels der Zerspanungsprozess simuliert wird, da es sonst zu einer Zerstörung des Pendellagers aufgrund einer seitlich Auslenkung gekommen wäre. Hierfür wurde von Steindl (2012) eine Probenhalterung aus Messing an die Finne angepasst und mittels zusätzlichen Federelementen an die Finne gespannt. Die Schneideeinheiten wurden am Widerlager befestigt (Steindl, 2012).

2 Zielsetzung und Abgrenzung der Fragestellung

Durch die hohe Bedeutung der Trennprozesse in der Be- und Verarbeitung von Holz und Holzwerkstoffen ist es nicht verwunderlich, dass bereits seit Jahren diese Prozesse mittels Schnittkraftmessungen analysiert werden, um so die Grundlage für eine Entwicklung eines physikalisch determinierte Beschreibung des Prozesses zu schaffen. Erst dieses Modell ermöglicht eine optimale Ausschöpfung des fertigungstechnischen Potenzials bei den Be- und Verarbeitungsprozessen von erneuerbaren Rohstoffen. Wie aus den vorigen Kapiteln deutlich wird, konnte der Prozess der Zerspanung mit geometrisch bestimmten Schneiden auf Grund der Vielzahl an Einflüssen noch nicht physikalisch vollständig determiniert beschrieben werden. Im Zuge des Projektes: „Physikalische Aufschlussverfahren von Nachwachsenden Rohstoffen“ sollten die verschiedenen Zerspanungsmethoden von Vollholz, sowie Auswirkungen und Wechselwirkungen zwischen Schneidkeil und Werkstück analysiert werden. Das Ziel war eine anforderungsgerechte Entwicklung eines geeigneten Beschreibungsmodells, mit dem die Optimierung der Werkzeuge, Maschinentechologien und Prozesse ermöglicht wird. Die kritische Diskussion der bisherigen Publikationen zum Thema Schnittkraftmessungen zeigt, dass zwar nahezu alle Einflussparameter identifiziert wurden, aber diese, aufgrund von fehlenden Angaben zur Datenverarbeitung (Abtastfrequenz, sowie Filterung), nicht verwendet werden können. Aus diesem Grund sollte die Bestimmung der Einflussparameter auf die Schnittkraft beim Spannen von Holz und Holzwerkstoffen erneut ermittelt werden. Hierbei sollte einem Versuchsstandes der im Rahmen einer Masterarbeit (Steindl, 2012) zurückgegriffen werden. Jedoch stellte sich bei der Charakterisierung dieses Versuchstandes heraus, dass auf Grund der nicht bekannten Abtastfrequenz und der Kurvenglättung mittels gleitenden Mittelwert, sowie den starken Schwingungen ein neuer Versuchsstand entwickelt werden musste (**Teilziel 1**). Um die Messwerte des eigenen Messaufbaues auf ihre Richtigkeit zu Überprüfen sollte der Messaufbau charakterisiert werden (**Teilziel 2**). Hierfür wurde eine Methode aus der Signalverarbeitung, mit der die Beeinflussung des Signals durch das Übertragungssystem bestimmt wird, für die Charakterisierung von Kraftmesssystemen adaptiert. Nach dem ein Versuchsaufbau entwickelt wurde, mit dem die Analyse des linearen Zerspanungsprozesses bei Vollholz mit geometrisch bestimmter Schneide im niederdynamischen Bereich untersucht werden kann und dessen Beeinflussung auf die Messergebnisse bekannt sind, sollen erneut die Haupteinflussfaktoren auf die Schnittkraft an der Fichte bestimmt werden (**Teilziel 3**). Diese Vorgehensweise ermöglicht es im Gegensatz zu den bisherigen Forschungsarbeiten, dass die Bestimmung der Einflussfaktoren unabhängig vom Versuchsaufbau bestimmt werden können, wodurch allgemeingültige Korrekturfaktoren bestimmt werden können.

Aufgrund der limitierten Ausbeute des Rohstoffes bei der Rundholzzerteilung basierend auf der hohen Anisotropie und gegebenen Geometrie des Rohstoffs (Hagauer *et al.*, 2007) wurden in weiteren Forschungsprojekten bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH nach alternativen Zerspanungsprozessen gesucht. Hierbei wurde in einem Projekt mit der Firma DOKA ein spanloses Verfahren zur Herstellung von lang gesteckten Holzpartikeln entwickelt (Joscak, 2006, Graeter *et al.*, 2012a, Graeter *et al.*, 2012b). Ein Vorteil gegenüber der klassischen Holzzerteilung ist, dass die Bereiche, die hohe mechanischen Festigkeiten aufweisen, für die Bildung neuer Holzwerkstoffe verwendet werden (Frybort *et al.*, 2015). Da dieses alternative Trennverfahren jedoch zu der Verfahrensgruppe Zerteilen gehört, wurde die Optimierung dieses Prozesses mit übernommen. Jedoch sind die Ergebnisse aus Gründen der Geheimhaltung aus der vorliegenden Dissertation ausgeschlossen. Auch in zusätzlichen bilaterale Firmenprojekten, wie beispielsweise „Neue Dünnschnitttechnologien“ wurde mit der Firma Wintersteiger mit verschiedenen Innovationstools (Triz, Risiko-Analyse, Brainstorming, etc.) nach alternative Trenn- bzw. Zerteilungsverfahren für die Reduzierung der Schnittfuge bei der Herstellung von dünnen geometrisch definierten Werkstück gesucht. Hierbei stellte sich heraus, dass keine radikalen innovativen Ansätze zu den bestehenden Technologien identifiziert werden konnten. Jedoch wurde eine Vielzahl potenzieller Optimierungsansätze identifiziert. In einer parallel laufenden Forschungsarbeiten (Bridgeprojekt B1: Alternative Holzzerteilung mit der FFG-Projektnummer 836536) wurde sich aufgrund der geringen Ausbeute des Werkstoffes bei den bestehenden Trennprozessen mit der Identifizierung alternative Trenntechnologien zum Material- bzw. ressourcenschonenden Trennen von Holz- und holzähnlichen Werkstoffen beschäftigt. Diese Forschungsprojekt grenzt sich zu den beiden zuvor genannten Arbeiten dadurch ab, dass nicht nach einem Lösungsansatzes für ein spezielles Problem gesucht wurde, sondern alle Arten der Trennverfahren (Zerteilen, Spanen mit geometrisch bestimmten Schneiden, Spanen mit geometrisch unbestimmten Schneiden, Abtragen, Zerlegen und Reinigen) und ihre Kombinationen als mögliche Lösungsansätze erlaubt waren. Ein weiterer Besonderheit dieser Forschungsarbeit, war, dass die Suchbegriffe abstrahiert wurden, um so eine größere Anzahl an möglichen Lösungsansätzen zu identifizieren. Die identifizierten Lösungsansätze wurden aufgrund von Experteninterviews und Fach Workshops auf zehn grundlegende Verfahrensprinzipien verdichtet. Diese wurden durch die Doktorratsinitiative Holz- mit dem Titel „Grundlagen für einen neuen mechanischen Holzaufschluss als Basis für verbesserte bzw. neue Holz-werkstoffe und Engineered Wood-Products“ mit der Projektnummer DokIn´Holz H3) hinsichtlich ihrer Umsetzbarkeit in der Holz- und Holzwerkstoffbranche überprüft. Bei dieser vertiefenden Betrachtung der einzelnen Trenntechnologien soll eine Grundlage geschaffen werden um mit den Firmen eine mögliche Umsetzbarkeit abschätzen zu können.

1. Teilziel: Entwicklung eines neuen Versuchsaufbaues zur Analyse von Schnittkräften

Durch die Schwingungen des Pendels, sowie der Probeneinheit auf der Finne und der relativ geringe Eigenfrequenz des Dehnmessstreifens kommt es zu einer Überlagerung der Kraftmesskurve mit den sogenannten Störschwingungen. Bei dem existierenden Messaufbau führt diese Überlagerung jedoch bereits zu einer irreversiblen, nicht reproduzierbaren Veränderung der Messkurve. Dies wurde durch die Ungenauigkeit der beiden Spandicken verstärkt. Eine weitere Anforderung an den Versuchsaufbau war, dass das Verhältnis der Störschwingungen zur Abtastfrequenz maximal $1/10$ beträgt. Zusätzlich wurde für den neuen Versuchsaufbau gefordert, dass dieser den linearen orthogonalen Schnitt im niederen dynamischen Schnittgeschwindigkeitenbereich abbildet. Zusätzlich sollte die Wirkstelle örtlich fixiert sein, um eine visuelle Analyse mittels high-speed-Kamera zu ermöglichen. Die Anforderungen an die Messsoftware beinhalteten, dass die Abtastrate mindestens bekannt, besser jedoch einstellbar sein muss, sowie keine Filterung und/oder Glättung der Messkurve durchgeführt und die Messdaten speichern und grafisch dargestellt werden. Unter Berücksichtigung der Anforderungen wurde der im Abschnitt 3.1 beschriebene Versuchsaufbau entwickelt, diese Beschreibung entspricht jedoch ausschließlich der finalen Version.

2. Teilziel: Entwicklung einer neuen dynamischen Charakterisierungsmethode

Aufgrund der Beeinflussung des Messsignals durch den Versuchsaufbau, sowie die Datenverarbeitung, als auch durch die Geschwindigkeitsabhängigkeit einzelner Einflüsse, muss der Versuchsaufbau dynamisch charakterisiert werden. Da es jedoch noch keine dynamische Charakterisierungsmethode gab, wurde branchen übergreifend nach Möglichkeiten gesucht. Hierbei konnte aus der Informationstechnik die sogenannte Systemtheorie als geeignete Charakterisierungsmethode identifiziert werden, da sie die Veränderungen des Signals durch das zuvor definierte System mit der System- bzw. Transfer-Funktion beschreibt. Hierfür müssen jedoch in einem ersten Schritt die geeigneten Systemgrenzen bei einem neuen Versuchsaufbau festgelegt werden. In weiterer Folge muss ein bekanntes Eingangssignal generiert und in das System eingeleitet werden, um durch eine Gegenüberstellung vom Ausgangs- und Eingangssignal die Veränderungen des Signals durch das System mathematisch beschreiben zu können.

3. Teilziel: Analyse des linearen orthogonalen Zerspanungsprozess mit geometrisch bestimmter Schneide

Anschließend soll mit dem neu entwickelten und charakterisierten Versuchsaufbau (Teilziel 1 & 2) der lineare orthogonale Zerspanungsprozess an Fichte analysiert werden. Hierbei sollen im ersten Schritt die bereits bekannten Einflussfaktoren (Holzfeuchtigkeit, Schnittwinkel und die Rohdichte) analysiert werden.

4. Teilziel: Identifizierung der alternativen Trenntechnologien zum material- bzw. ressourcenschonenden Trennen von Holz- und holzähnlichen Werkstoffen

Während die Teilziele 1 bis 3 zur Erreichung des Hauptzieles beitragen ist das 4. Teilziel eher als eigentliches Nebenziel zu verstehen. Ausgehend von der Situation, dass die vorhandenen Trennprozesse eine schlechte Ausbeute haben (Materialverluste durch die Schnittfugen, Gefügeschädigungen außerhalb der Trennzone, etc.) soll Branchenübergreifend nach neuen Trenntechnologien für die Holzbranche gesucht werden. Hierfür sollen von den bereits etablierten Zerspanungsprozessen Funktionsanalysen durchgeführt werden, um so die Schwachstellen zu identifizieren und gleichzeitig Suchbegriffe für eine branchenübergreifende Technologierecherche zu etablieren.

3 Material und Methoden

Die präsentierte Methode zur dynamischen Charakterisierung des Versuchstandes wurde entwickelt (**Publikation IV**) und in weiterer Folge zur Beschreibung des Versuchsaufbaues, sowie für die Korrektur der vorgestellten Messergebnisse (**Publikation V**) verwendet.

3.1 Versuchsstand

Für die Untersuchung des nahezu linearen Schnittes (orthogonaler Schnitt) mit einer Schnittgeschwindigkeit von 7,09 m/s wurde ein Schlagpendel in massiver Ausführung (Wolpert, Vienna, Austria) mit einem Pendelarm vom 1 m Länge ausgewählt (Abbildung 16) auf der linken Seite).

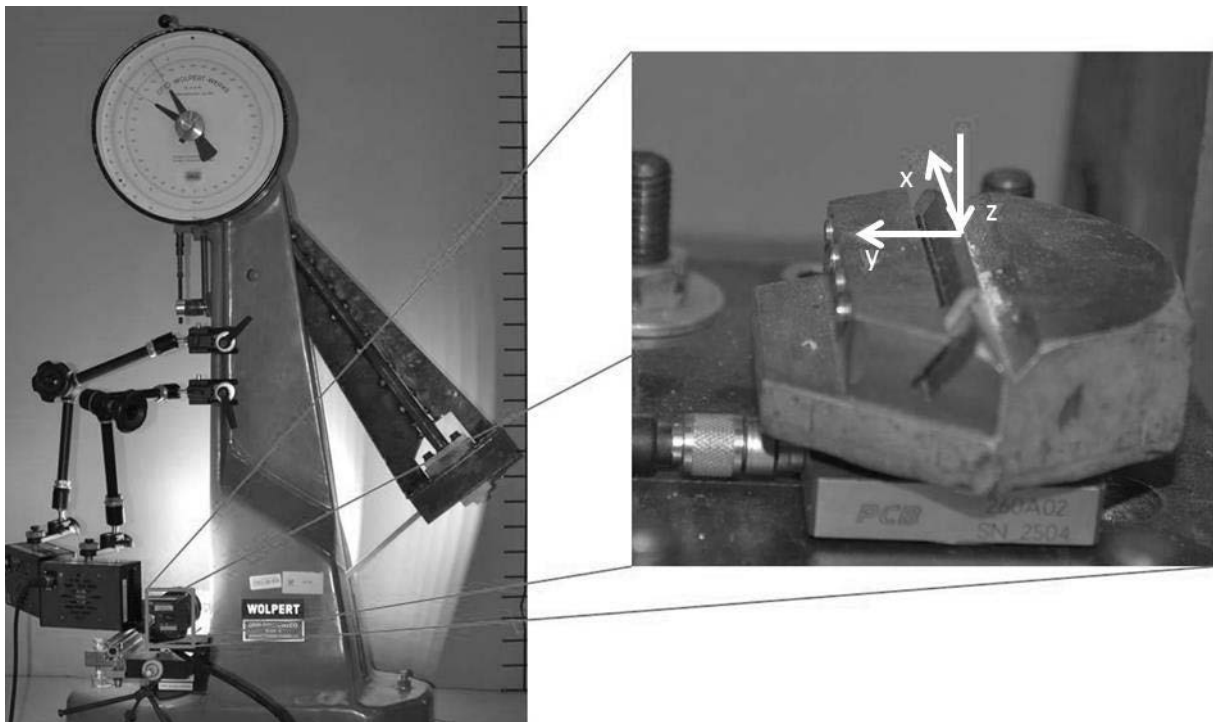


Abbildung 16: Versuchsaufbau für die Untersuchungen des nahezu linearen Schnittprozesses mit einer Schnittgeschwindigkeit von 7,09 m/s, basierend auf dem modifizierten Pendel. Die Detailansicht auf der rechten Seite zeigt die vorgespannte Baugruppe des 3D-Piezokraftsensors und des Werkzeughalters mit dem eingezeichneten Koordinatensystem.

Durch die massive Ausführung des Schlagpendels aus Grauguss werden Störschwingungen, die durch den Versuch bzw. durch das Maschinenumfeld des Versuchstandes entstehen, minimiert. Zur Minimierung weiterer störender Vibrationen im Pendelarm, wurde dieser mit zusätzlichen Verstrebenen ausgestreift. Für die Zerspanungsversuche mussten die sogenannte Finne (Hammer) und das Probenlager modifiziert werden. Besonderes Augenmerk lag hierbei auf der Vermeidung von unnötigen Hebelarmen sowie auf

Komponenten, die ein Schwingen des Messaufbaues begünstigen könnten. Um den orthogonalen Schnitt mit einer möglichst langen Prüfschnittlänge zu gewährleisten, wurden die jeweiligen Holzproben auf dem Pendelarm und das Werkzeug im unteren Totpunkt befestigt. Die vergleichsweise hohe Masse des neuen Hammers (6000 g) ermöglicht eine annähernd konstante Schnittgeschwindigkeit während des Schneidprozesses. Anstelle des eigentlichen Probenlagers im unteren Totpunkt des Pendels, wurde ein massiv ausgeführter Maschinentisch (IEF Werner, Furtwangen, Germany) montiert, der durch seine hohe Masse eine gute Dämpfung für die auftretenden Störschwingungen im unteren Messaufbau besitzt. Auf dem Maschinentisch wurde mittels einer Befestigungsplatte die Werkzeughalterung und der 3D-Piezokraftsensor 260A02 (PCB Piezotronics, New York, USA) montiert (Abbildung 16, Detailansicht auf der rechten Seite). Aufgrund der Höhenverstellung (in 1 μm Schritten) des Maschinentisches wurde die Untersuchung von verschiedenen Schnittdicken ermöglicht. Die Abtastrate des Kraftsensors wird im Bereich von 0,01 Hz bis 90 kHz mit einer Empfindlichkeit von 0,56 mV / N für die z-Achse und 1,12 mV / N für die x- und y-Achse. Durch den gewählten Testaufbau wurde gewährleistet, dass die Koordinatensysteme des Kraftsensors mit dem Schnittkraftkoordinatensystem ident sind. Dadurch ergibt sich, dass die Hauptschnittkraft F_c der y-Achse, die Schnittnormalkraft F_{cn} der z-Achse und die passive Kraft F_p der x-Achse entspricht. Als Schneidwerkzeug wurde ein im Handel erhältliches Stahlwendeplattenmesser (HW: 30 x 12 x 1,5; WP 12/30; Leitz, Österreich) verwendet. Das Messsignal des Kraftsensors wird durch ein externen Signalverstärker 482C16 (PCB Piezotronics, New York, USA) verstärkt und über ein 4-Kanal-Analog-PC-Eingangsmodul NI 9215 (National Instruments, Austin, USA) mit einer gleichzeitigen 16-Bit Auflösung digitalisiert. Durch die selbst entwickelte Messsoftware (programmiert in Labview 2013 National Instrument Austin, USA) werden die Rohdaten und die berechneten Schnittkräfte, ohne Filterung oder Glättung der Daten, gespeichert und die Kraftzeitkurven dargestellt.

Für die Kontrolle der Schnittgeschwindigkeit sowie als Kontrollinstrument der gewählten Vereinfachungen, wurde die Hochgeschwindigkeitskamera NX 7 (IDT, Tallahassee, USA) verwendet. Um die notwendigen Belichtungszeiten von 1 μs zu erreichen, wurden zwei 800 W Kaltlichtquellen (Optronis, Kehl, Deutschland) am Pendel befestigt.

3.2 Charakterisierung des Versuchsstandes

Das dynamische Verhalten des Versuchsstandes wurde mittels der Systemtheorie bestimmt und mittels Systemfunktion bzw. Transferfunktion beschrieben (**Publikation IV**).

Um den Versuchsaufbau bzw. Versuchsstand und die Messkette mit Hilfe der Systemtheorie zu charakterisieren, müssen die zu berücksichtigenden Komponenten gedanklich in einer so genannten "Black Box" bzw. einem System zusammengefasst werden. Hierbei müssen

jedoch die Grenzen bzw. Systemgrenzen so gewählt werden, dass der zu analysierende Vorgang auf der Systemeingangsseite lokalisiert ist und die aufgezeichneten Messwerte das Ausgangssignal darstellen. Das System bzw. die Black Box wird durch die Übertragungsfunktion (G_s) beschrieben und ist die mathematische Beziehung zwischen Eingangs- und Ausgangssignal (Gleichung 15). Für den charakterisierten Versuchsaufbau (**Publikation IV**) bedeutet dies, dass die Systemgrenze auf der Eingangsseite an der Schneidkante des Werkzeuges und auf der Ausgangsseite nach der Datenspeicherung ist. Das System bzw. die Black Box umfasst somit das Werkzeug, den Werkzeughalter, den Kraftsensor, sowie die Messkette und die Einstellungen der Abtastrate und Datenaufbereitung. Zur Bestimmung der Übertragungsfunktion (G_s) muss die "Black Box" (der Versuchsaufbau) mit einem bekannten Eingangssignal angeregt und mit dem gemessenen Ausgangssignal ins Verhältnis gesetzt werden. Für die Interpretation des Zerspanungsprozesses (**Publikation V**) bedeutet dies, dass das Ausgangssignal bzw. die Messwerte sämtliche Einflüsse enthalten, die durch den Versuchsaufbau selbst und durch die Datenverarbeitung verursacht werden. Folglich ist das Eingangssignal das Signal, dass durch das Zusammenwirken des Werkzeuges (Schneide) mit einem Werkstück entsteht.

$$G_s = \frac{\text{output signal}}{\text{input signal}} \quad (15)$$

Da es jedoch nicht möglich war zur gleichen Zeit die Eingangssignale mechanisch zu generieren und für die Berechnung der Übertragungsfunktion zu digitalisieren, wurden die Signale zunächst mechanisch generiert und in das Messsystem eingeleitet. Hierbei wurde zeitgleich das Ausgangssignal aufgezeichnet. Für die Berechnung der Übertragungsfunktion wurde anschließend das jeweilige Eingangssignal mit Simulink R2013 (MathWorks, Ismaning Germany) simuliert.

3.2.1 Signal Generation

In der Mess- und Automatisierungstechnik als auch in der Signalverarbeitung wird zur Erzeugung eines bekannten Eingangssignals üblicherweise ein Step-, Impuls- oder Rampensignal verwendet (Meyer, 2011). In der Abbildung 17 sind die schematischen und idealen Signalverläufe dargestellt. Da Step- und Impulssignale jedoch am einfachsten manuell zu erzeugen sind, wurden diese Stimulationsarten für die Charakterisierung des Testaufbaus verwendet. Notwendigerweise wurden das Eingangssignal und das Ausgangssignal für die Bestimmung der Übertragungsfunktion synchronisiert. Exemplarisch wird der Charakterisierungsprozess für die z- Achse (vertikale Richtung) näher beschrieben.

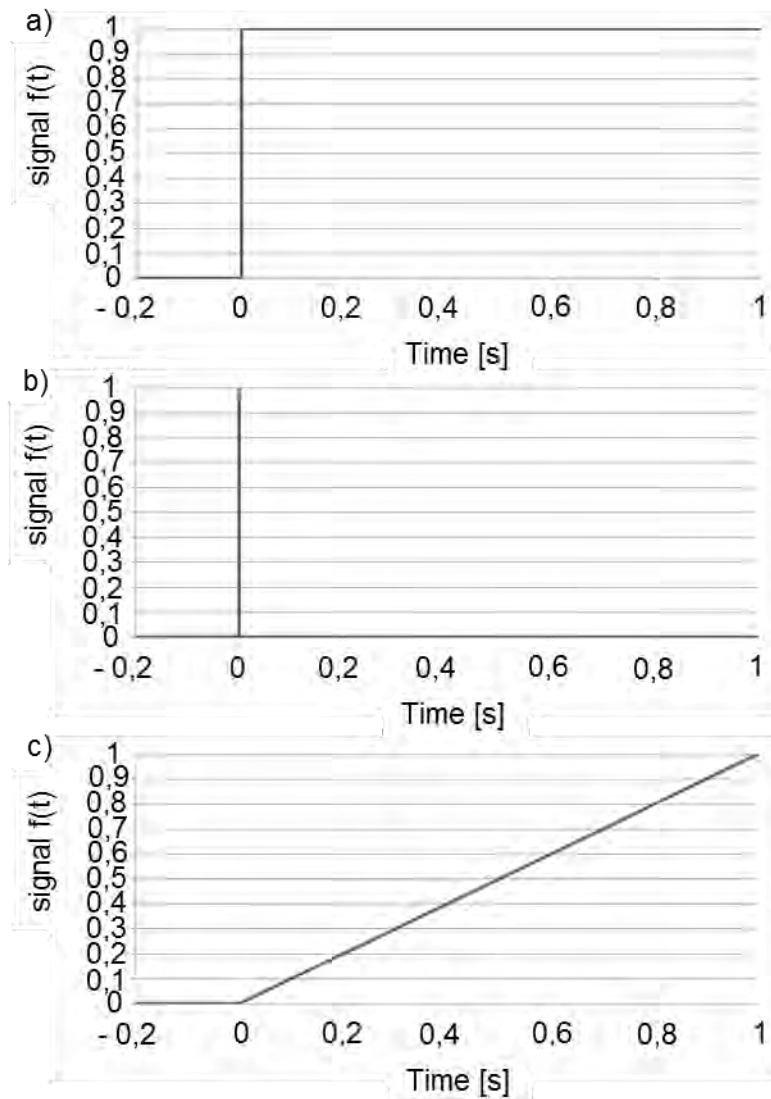


Abbildung 17: schematische Darstellung der idealen Signalverläufe. a) Sprungsignal; b) Pulssignal und c) Rampensignal.

Stepsignal

Für die Einleitung des Stepsignals in die z- Achsen-Richtung (F_{CN} Schnitt-Normalkraft) wurde der Werkzeughalter mit einem Gewicht von 1016 g schnell und stoßfrei belastet. Es ist jedoch wichtig, hierbei ein unkontrolliertes Pendeln des Gewichtes zu vermeiden, da es sonst zu einer unkontrollierbaren Anregung durch ungewollte Be- und Entladung des Versuchsaufbaus mit dem Prüfgewicht kommen kann. Neben der mathematischen Beschreibung des Versuchsaufbaus können zusätzlich Parameter wie Totzeit, Verzögerungszeit und Dämpfung grafisch aus dem aufgezeichneten Ausgangssignal des Stepsignals bestimmt werden.

Pulssignal

Zur Erzeugung des Pulssignals wurde eine Stahlkugel mit einer Masse von 6,89 g und einem Durchmesser von 11,90 mm aus definierten Höhen auf den Testaufbau fallen gelassen, um so verschieden definierte Impulse in den Testaufbau zu induzieren. Es wurde jedoch drauf geachtet, dass die Anregung exakt in Schnittrichtung auf der Schneidkante des Werkzeuges eingeleitet wurde. Durch unerwünschte bzw. undefinierte seitliche Kontakte zwischen Stahlkugel und Schneidkante, mit daraus folgenden Ausbrüchen aus der Schneide und somit undefinierten Schwingungsanregungen wurde das Messer aus der Black Box bzw. dem System entfernt. Für die Bestimmung der Übertragungsfunktion wurde somit die Stahlkugel unmittelbar auf die Werkzeugaufnahme in den jeweiligen Achsen-Richtungen fallen gelassen, um den Impuls zu induzieren. Hierbei wurde realisiert, dass die Einleitung des Pulssignals exakt in der Richtung der Koordinatenachsen des Kraftsensors lag. Zur Erzeugung des Pulssignals in die x und y- Richtung wurde die Kugel am Ende einer Schnur, die als Pendel diente, befestigt (die Masse der Schnur kann als vernachlässigbar angenommen werden). Die Stahlkugel fiel somit auf einer Kreisbahn und initiierte somit exakt in horizontaler Ausrichtung der x -Achse und y - Richtung den Impuls in den Werkzeughalter. Für die Einleitung des Pulssignals in z-Achsenrichtung wurde die Stahlkugel im freien Fall auf den Werkzeughalter fallen gelassen. Da es hierbei allerdings immer wieder zu Abweichungen in der Flugbahn kam, wurde die Kugel durch ein Rohr fallen gelassen. Hierbei wurde sichergestellt, dass die Kugel nicht in einem dauerhaften Kontakt mit den Innenflächen des Rohres ist. Die Fallhöhe (Abstand zwischen der Unterseite der Stahlkugel und dem Werkzeughalter) betrug 300 mm. Mittels des aufgezeichneten Ausgangssignals der Impulsanregung kann das Schwingungsverhalten als auch die Ausschwingzeit des Versuchsaufbaues grafisch bestimmt werden.

3.2.2 Signalsimulation

Für die mathematisch erzeugte ideale Sprungfunktion musste ausschließlich im Signalgenerator von Simulink R2013 (MathWorks, Ismaning Deutschland) die Stufenhöhe (Laststufe) definiert werden. Hierfür wurde die Gewichtskraftbelastung von der Generation des Stepsignals (9,966 N) verwendet.

Der vorgegebene ideale Impuls des Signalgenerators konnte nicht zur Erzeugung der simulierten Impulssignale verwendet werden, da dieser Impuls innerhalb einer Zeiteinheit von Null ins unendliche und zurück laufen würde und dies nicht der Belastung bzw. dem bei der Signalgeneration erzeugten Impulssignal entsprach. Aus diesem Grund wurde ein sogenannter „Finite-Impulse“ verwendet, da dieser durch eine Pulsdauer und Pulshöhe definiert ist. Dabei kann der Pulshöhe die Stärke der Belastung des Versuchsaufbaus zugeordnet werden. Die Pulsdauer entspricht der Zeitspanne der Belastung des

Versuchsaufbaus. Um diese Parameter zu bestimmen, wurde die Impulsgenerierung aus physikalischer Sicht analysiert und vereinfacht als elastischer Stoß beschrieben, bei dem zwei Impulse auftreten. Der erste Impuls (Bremsimpuls) entsteht, wenn die Kugel aus der Geschwindigkeit des freien Falls auf Null abgebremst wird. Der zweite Impuls entsteht durch das „Wiederbeschleunigen“ der Stahlkugel von der Oberfläche und der daraus resultierenden Bewegung entgegen der Fallrichtung. Die Bedeutung für den Messaufbau ist eine Anregung durch zwei Impulse innerhalb einer sehr kurzen Zeitspanne. Ein vereinfachter Lösungsansatz besteht darin, dass es zu keiner Überlagerung der beiden Impulse innerhalb der Messanordnung kommt, wodurch der Bremsimpuls vernachlässigt werden kann. Jedoch zeigen Untersuchungen, dass der Stoß nicht als ideal elastisch vereinfacht werden kann, da es durch Reibungsverluste aufgrund der elastischen Verformung, sowie akustischen Anzeichen des Aufschlages der Kugel zu Energieverlusten kommt. Aus diesem Grund muss der Beschleunigungsimpuls ($p_{\text{Beschleunigung}}$) mit der, mittels Highspeed-Kamera gemessenen Geschwindigkeit (v_{gemessen}) der wegspringenden Stahlkugel, berechnet werden (Gleichung 16).

$$p_{\text{Beschleunigung}} = m * v_{\text{gemessen}} \quad (16)$$

Die Impulsdauer wurde mittels der Analyse der High-Speed-Aufnahmen (35,000 fps) berechnet. Die Zeit der Stahlkugel auf dem Testaufbau (Impulsdauer) betrug 11 μs und beinhaltete die Zeit für den Brems- und Beschleunigungsimpuls. Zur Vereinfachung wurde für die weiteren Berechnungen die Impulsdauer auf ein Zeitintervall von der Abtastfrequenz des Kraftsensors festgelegt.

3.2.3 Synchronisation generiertes und simuliertes Signal

Zur Charakterisierung des Versuchsaufbaues wurde ein vereinfachtes Synchronisationsverfahren angewandt. Inhalt der Vereinfachung war, dass die Last innerhalb eines Zeitintervalls der Abtastrate vollständig aufgebracht wurde. Für die Synchronisation des Stepsignals wurde angenommen, dass die Last gleichzeitig und vollständig mit dem Start der Messung aufgebracht wurde. Im Gegensatz dazu wurde für die Synchronisation des Pulssignals die Messung mit dem fallen lassen der Stahlkugel begonnen. Durch die Vernachlässigung des Luftwiderstandes konnte, unter Verwendung von Gleichung 17, die Zeit (t_{fall}) berechnet werden. Dabei beschreibt die Fallzeit die Zeit, die die Kugel braucht, um auf die Oberfläche des Messsystems zu gelangen). Dabei werden mit h die Fallhöhe, mit $v_{\text{Stahlkugel}}$ die Geschwindigkeit der Stahlkugel beim Erreichen der Oberfläche des Werkzeughalters und mit g die Erdbeschleunigung beschrieben.

$$t_{\text{fall}} = \frac{h}{v_{\text{Stahlkugel}}} = \frac{h}{\sqrt{2 * g * h}} \quad (17)$$

Das aufgezeichnete Impulssignal wurde manuell durch Subtraktion dieser Zeitspanne korrigiert.

3.2.4 Korrektur der Messergebnisse

Nach der Erzeugung bzw. Anregung mittels des entsprechenden Eingangssignals und dessen mathematischen Simulation wurde die spezifische Übertragungsfunktion (Gleichung 15) bestimmt. Aus Sicht der Signalverarbeitung wird angenommen, dass sich das Messsystem unabhängig von den durchgeführten Untersuchungen bei unveränderten Aufbau gleich verhält (Meyer, 2011). Aus diesem Grund kann die zu vor bestimmte Übertragungsfunktion als Korrekturfaktor für die gemessenen Ausgangssignale verwendet werden, um mittels der Gleichung 18 die tatsächlichen Eingangswerte (Schnittkräfte) zu berechnet werden.

$$\text{Eingangssignal} = \text{Messwerte} * G_s \quad (18)$$

3.3 Zerspanungsversuche

Für die Schnittkraftanalyse der Schnittrichtung (B, ABA 67,5 °, ABA 45 °, ABA 22,5°) nach Kivimaa (1950) wurden 7 Prüfkörper mit insgesamt 7 orthogonalen Schnittversuchen ($\lambda = 0$) untersucht. Die Schnittdicke bzw. der Arbeitseingriff (a_e) wurde für alle Schnittversuche konstant auf 0,1 mm gehalten. Zusätzlich wurde vor jedem Zerspanungsversuch ein Nivellierungsschnitt mit 0,02 mm Dicke durchgeführt. Wenn eine Probe bei den Schnittversuchen ungewollt beschädigt wurde, wurden die Datensätze gestrichen und mittels neuer Proben ausgetauscht. Somit sind pro Schneidrichtung insgesamt 42 Datensätze analysiert worden. Um ein scharfes Werkzeug während der gesamten Prüfung zu gewährleisten, wurde das Messer nach spätestens 10 Schnittversuchen gewechselt, wodurch eine maximale Anzahl von 70 Schnitten mit der Gesamtschnittlänge von 1,4 m gewährleistet werden konnte. Der Schnittwinkel δ ($\alpha + \beta$) wurde auf 25° konstant gehalten.

Obwohl die Untersuchungen bei Raumklima durchgeführt werden mussten, wurden die Proben bis zur Prüfung in den jeweiligen klimatischen Bedingungen konditioniert. Da bei der Charakterisierung des Messaufbaues ein Überspringen des Messsignals identifiziert wurde, welches auf den Anschnittprozess bzw. den Aufschlag des Werkstückes auf das Werkzeug und dem damit induzierten Impuls zurück zu führen ist, musste der erste Teil der aufgezeichneten Schnittkurve aus der Auswertung ausgeschlossen werden. Da es jedoch nicht möglich war eine vereinheitlichte Auswertungsmethodik zu entwickeln, wurde visuell durch das Untersuchen der Schnittkraftkurven der vier unterschiedlichen Schnittrichtungen (B, ABA 67,5 °, ABA 45 °, ABA 22,5°) identifiziert. Hierbei wurde der Zeitraum von 1598 μ s ausgehend vom letzten Maximum für die Auswertung festgelegt. Es wurde das letzte Maximum als Startpunkt zur Bestimmung des Auswertungsbereiches ausgewählt, da

vereinfacht angenommen werden konnte, dass an diesem Punkt das Messer das Werkstück verlässt.

3.4 Material

Zur Identifizierung des Einflusses unterschiedlicher Holzeigenschaften auf die Schnittkräfte, wurden Prüfkörper mit einer Breite und einer Versuchsschnittlänge von 20 mm aus Fichte (*Picea abies* Karst.) und Buche (*Fagus sylvatica*) hergestellt. Zur Verdeutlichung der Prüfkörpergeometrie ist diese schematisch in Abbildung 18: dargestellt.

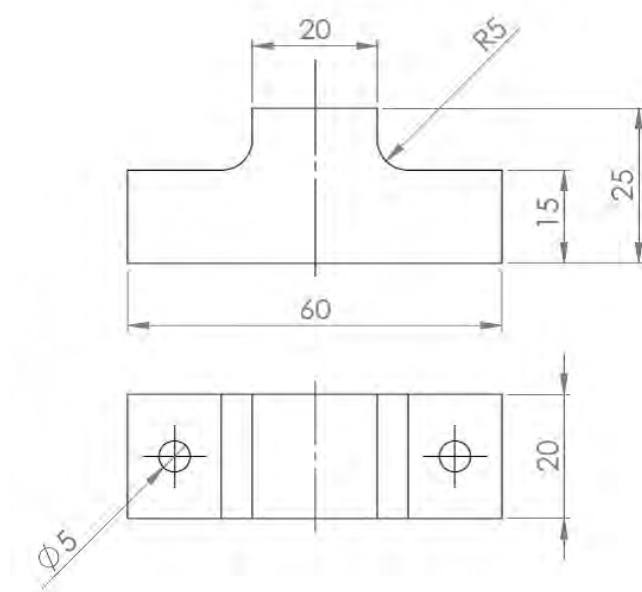


Abbildung 18: Schematische Abbildung der Prüfkörper inklusive den wichtigsten Maße zur Herstellung

Die Proben wiesen keine Vorschädigungen, sowie die Faserorientierungswinkel von 0°, 22,5°, 45° und 67,5° auf. Aufgrund der gewählten Faserverlaufswinkel wurde in den Zerspanungsversuchen die Schnittrichtungen ausgehend von B zu ABA 22,5° (in Anlehnung an die Beschriftung von Kivimaa 1950) untersucht. Um den Einfluss der Holzfeuchtigkeit zu bestimmen, wurden die Prüfkörper für die verschiedenen Versuchsreihen auf 6 %, 12 % und 18 % konditioniert. Bei 12 % Holzfeuchtigkeit wiesen die Prüfkörper der Fichte (*Picea abies* Karst.) eine Dichte zwischen 380 und 480 kg/m³ auf.

3.5 Identifizierung alternativer Trenntechnologien zum material- bzw. ressourcenschonenden Trennen von Holz- und holzähnlichen Werkstoffen

Für die Identifizierung der alternativen Trenntechnologien wurde ein systematischer, radikaler Innovationsansatz auf Basis von Triz und dem Cross Innovation Prozess verwendet. Hierfür wurden in einer ersten Phase ausgewählte Zerspanungsmethoden/-

prozesse mit Hilfe der Funktionsanalyse nach Triz beschrieben und hinsichtlich ihres Potentials und ihrer Limitierungen analysiert. In der Funktionsanalyse wird der ausgewählte Zerspanungsprozess als ein System mit sogenannten Systemoberkomponenten beschrieben. Diese Systemoberkomponenten bestehen wiederum aus Subsystemen, als auch aus Funktionsträgern, sowie Systemkomponenten, oder Komponenten Hentschel *et al.* (2008). Im Anschluss werden diese Funktionen hinsichtlich ihrer Eigenschaften sowie ihrer Erfüllung bewertet. Auf diese Weise können besonders schädliche Komponenten, sowie Komponenten, die eine Anhäufung an schlecht erfüllten Funktionen haben, identifiziert werden Hentschel *et al.* (2008). Durch die Anwendung verschiedener Lösungsansätze könnten so die entsprechenden Komponenten mit den schlecht erfüllten Funktionen verbessert werden. Zusätzlich ermöglicht diese Funktionsanalyse aber auch die Abstrahierung des Prozesses bzw. des Problems aus der Fachsprache der Branche in eine allgemeingültige Beschreibung, mit der Branchenübergreifend nach Lösungen für die Erfüllung der einzelnen Funktionen gesucht werden kann Koltze und Souchkov (2001). Dies wird im Cross Industry Innovation Prozess als Abstraktionsphase bezeichnet. In der zweiten Phase der Analogiefindungsphase werden analoge Technologien, Konzepte, sowie Lösungsansätze aus fremden Branchen bzw. fremden Wissens- und Industriezweigen identifiziert und auf die eigene Problemstellung übertragen. Die möglichen Ergebnisse werden in einem nachfolgenden Bewertungsprozess, hinsichtlich ihrer Umsetzbarkeit und der physikalischen Machbarkeit bewertet. Die positiv bewerteten Methoden, Technologien und Lösungsansätze werden dann in der sogenannten Adaptionsphase (Phase 3 des Cross Industry Innovation Prozesses) mittels weiterer Versuchen, Recherchen und Konstruktionen für die eigene Problemlösung adaptiert. Gassmann und Zeschky (2008) fassen diese prinzipielle Vorgehensweise in Abbildung 19 zusammen.

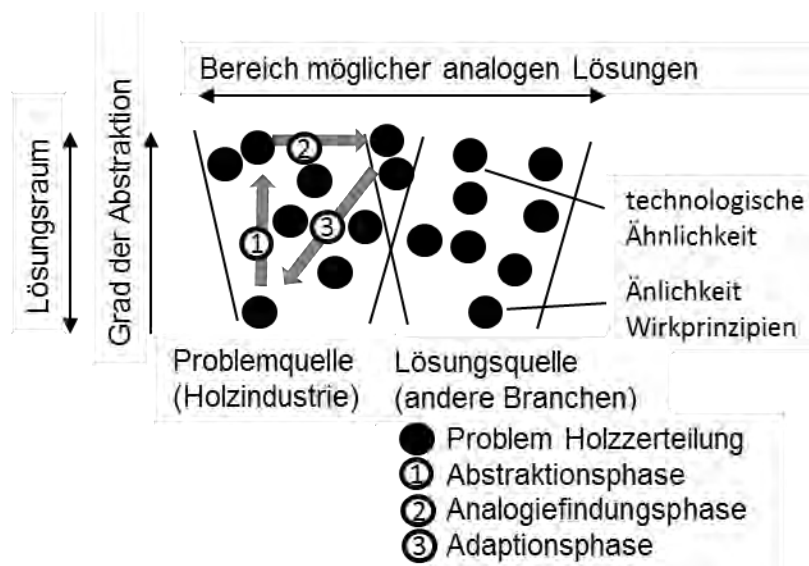


Abbildung 19: Cross Industry Innovation Process nach Gassmann und Zeschky (2008) mit den drei Hauptphasen (Abstraktion, Analogiefindung und Adaption).

4 Ergebnisse und Diskussion

4.1 Versuchstand

Ausgehend vom alten Versuchstand mit seinen Limitierungen und den Anforderungen an den neuen Versuchsaufbau wurde der unter Abschnitt 3.1 beschriebene Versuchstand entwickelt und hinsichtlich der Minimierung von Störschwingungen optimiert. Hierfür soll neben den im Abschnitt 3.1 beschriebenen Optimierungen der Tausch bzw. die Neukonstruktion des Werkzeughalters besprochen werden. Aus dem früheren Versuchsaufbau wurde zu Beginn ein zweigeteilter Schneidenhalter verwendet (Abbildung 20). Dieser Schneidenhalter sollte die Untersuchung von unterschiedlichen Schnittwinkeln ermöglichen. Erste Versuche zeigten jedoch, dass es zu starken Störschwingungen, sowie zu einem anfänglichen Kraftausschlag entgegengesetzt zum Kraftverlauf während des Prozesses kam. Dieser anfänglich entgegengesetzte Ausschlag der Kraftkurve war auf den nicht ausreichenden Kraftschluss zwischen der inneren Welle und dem äußeren Gehäuse zurückzuführen. Hierdurch wurde die innere Welle beim Auftreffen des Holzes auf die Schneide minimal verdreht und an die entgegengesetzte Seite des Gehäuses, bezogen auf die Vorschubrichtung, gepresst. Der entgegengesetzte Ausschlag der Kraftkurve konnte reduziert werden, nachdem dem ein besserer Kraftschluss durch eine durchgängige Verschraubung durch das Gehäuse erfolgte (Abbildung 20).

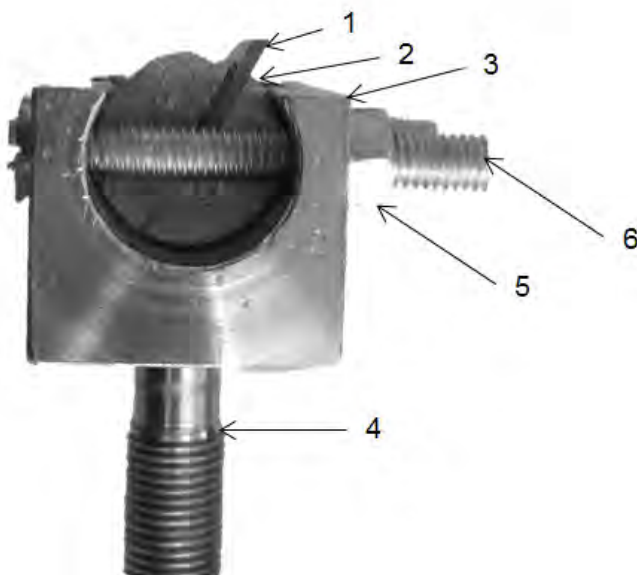


Abbildung 20: Ursprünglicher Schneidenhalter, bestehend aus der Schneide (1), einer inneren Welle (2) und dem äußeren Gehäuse (3), sowie dem Befestigungsbolzen (4), den Schrauben (5) und Muttern (6) zum Erhöhen des Kraftschlusses.

Die Störschwingungen konnten auf die vielen Komponenten (z.B. Befestigungsschraube, innere Welle, äußeres Gehäuse) und die Verbindungen untereinander zurückgeführt werden. Aus diesem Gründen wurde ein neuer Schneidenhalter entwickelt. Hierbei wurde jedoch Wert drauf gelegt, dass der Schneidenhalter aus einem Stück gefertigt wurde, auch wenn dies eine Fixierung des Schnittwinkels zur Folge hatte. Zusätzlich wurde drauf geachtet, dass der eigentliche Trennprozess exakt oberhalb der Mitte stattfand, um einen möglichen Hebelarm und die daraus resultierende Biege- bzw. Kippmomentenbelastung zu reduzieren. Ein weiterer Vorteil des gewählten Prüfaufbaues war, dass, aufgrund der fixierten Schneide im unteren Totpunkt des Pendels, auch der Wirkprozess räumlich fixiert war. Durch diese Besonderheit wurde eine visuelle Analyse des Wirkprozesses mittels Highspeed Kamera ermöglicht. Die visuelle Analyse des Wirkprozesses konnte für die Beobachtung der Spanentstehung, als auch für die Untersuchung der Verformungen während des Schnittprozesses verwendet werden.

4.2 Charakterisierung des Messaufbaues

Mit dem interdisziplinären Lösungsansatz, den Versuchsaufbau mittels Systemtheorie zu beschreiben (**Publikation IV**), konnte eine Methode entwickelt werden, die es ermöglicht den Einfluss des Messaufbaues auf das Messsignal zu identifizieren. Durch die Identifizierung dieses Einflusses wurden einerseits die Beschreibung eines daraus entstehenden systematischen Messfehlers und andererseits auch die nachträgliche Korrektur der Messwerte ermöglicht. Die Korrektur des systematischen Messfehlers ermöglicht zusätzlich, Messwerte unabhängig vom Versuchsaufbau vergleichbar zu machen. Zudem wird es durch die dynamische Charakterisierung des Versuchsaufbaues mittels Übertragungsfunktion möglich, den Kraftkurvenverlauf zu interpretieren, da die dynamische Charakterisierung Informationen bezüglich der Reaktionszeit, der Verzögerungs-, sowie der Übertragungs- und der Schwingungseigenschaften zur Verfügung stellt.

Der entwickelte Testaufbau wies ein proportionales Übertragungsverhalten mit einer Verzögerung der 2. Ordnung auf, das als PT2 Verhalten bezeichnet wird. Das Übertragungsverhalten des Messsystems im sogenannten Zeitbereich wird daher durch die mathematische Beziehung zwischen dem Eingangssignal ($u(t)$) und das Ausgangssignal ($y(t)$) (Gleichung 19) beschrieben. Hierbei wird die Verzögerung des Systems mit der Konstanten T und der dimensionslose Dämpfungsfaktor mit der Konstanten d beschrieben. Die Zeitkonstante T ist als die Zeit definiert, in der die Signalintensität eines Prozesses exponentiell auf 63,2% der Eingangsintensität steigt (Meyer, 2011). Der dimensionslose Dämpfungsfaktor beschreibt die Reaktion des schwingfähigen Systems nach der einmaligen Anregung (Meyer, 2011). Die Variation der Signalintensität wird durch die

Übertragungskonstante K beschrieben und wird als Verstärkungsfaktor bei ($K > 1$), bzw. als Dämpfungsfaktor bei ($K < 1$) bezeichnet (Meyer, 2011).

$$T^2 \ddot{y}(t) + 2dT\dot{y}(t) + y(t) = Ku(t) \quad (19)$$

In der Automatisierungstechnik wird für die Lösung der Differentialgleichung (Gleichung 19), das Messsystem auf eine bestehende Totzeit (T_t) analysiert und anschließend die Laplace-Transformation angewendet (Czichos, 1989). Zur Überprüfung einer relevanten Totzeit im Übertragungsverhalten des Systems, wurde das aufgezeichnete Ausgangssignal des sogenannten Kugelfalltests hinsichtlich einer Verzögerung analysiert. Hierbei muss überprüft werden, ob es eine zeitgleiche Änderung des Ausgangssignales bei Änderung des Eingangssignals gibt (Meyer, 2011). Eine zeitverzögerte Reaktion des Systems ist daran zu erkennen, dass das Ausgangssignal nach Anregung des Systems noch eine Zeit im Ruhezustand verharrt bevor es auf die Änderung des Eingangssignals reagiert. Die Zeit von der Anregung des Systems bis zum Verlassen des Ruhezustandes wird als Totzeit bezeichnet. Die Gefahr bei einem System mit einer Totzeit wäre, dass dieses System bei einer zu schnellen Änderung des Eingangssignales nicht reagieren würde, da diese Änderung im Ausgangssignal nicht angezeigt werden würde. Die Analyse des während des Kugelfalltest aufgezeichneten Ausgangssignals wies eine sofortige Reaktion des Versuchsaufbaues auf, wodurch die Totzeit kleiner als ein Zeitintervall der Abtastfrequenz ist und somit als nicht messbar bzw. nach Girod (2007) als nicht vorhanden angenommen wird. Zur Verdeutlichung ist in Abbildung 21 das während des Kugelfalltest aufgezeichnete Ausgangssignal, die Zeitspanne vom fallen lassen der Kugel bis zum Aufschlagen auf den Versuchstand, als auch der Brems- und der Beschleunigungsimpuls der Kugel, dargestellt.

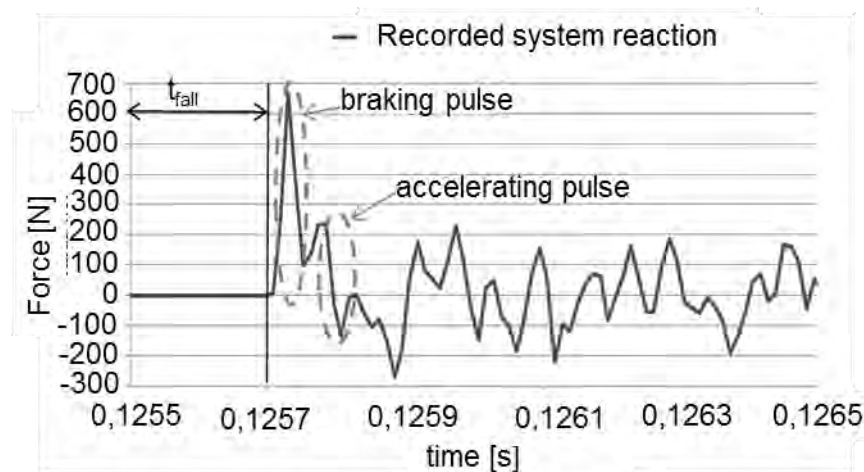


Abbildung 21: Aufgezeichnetes Ausgangssignal des Kugelfalltest mit eingezeichneter Fallzeit der Kugel und des entsprechenden Brems- und Beschleunigungs-impulses.

Es ist zu erkennen, dass der Testaufbau sofort auf die Anregung reagiert, wodurch keine Totzeit berücksichtigt werden muss und die Übertragungsfunktion (Gleichung 19) mittels der Laplace-Transformation in die Gleichung (20) überführt werden kann.

$$G(s) = \frac{K}{1+2dT_s+T^2s^2} \quad (20)$$

Der Übertragungsfaktor K kann aus der Systemantwort graphisch bestimmt werden, wenn der Versuchsaufbau durch die Einleitung eines Sprungsignals angeregt wird und ist das Verhältnis zwischen dem Pegel des Ausgangssignals und des Eingangssignals (Meyer, 2011). Um den Übertragungsfaktor des Versuchstandes zu bestimmen wurde dieser mit dem Sprungsignal belastet und das aufgezeichnete Ausgangssignal mittels „gleitender Mittelwert“ geglättet, um so das sogenannte Rauschen zu eliminieren. In der Abbildung 22 sind das Eingangssignal, sowie das aufgezeichnete Ausgangssignal, als auch das geglättete Ausgangssignal für die z-Achse dargestellt.

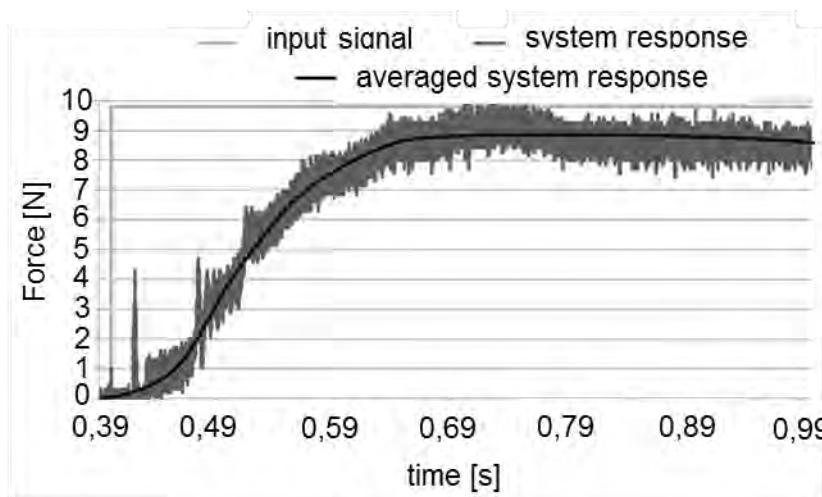


Abbildung 22: Eingeleitetes Sprungsignal, sowie das aufgezeichnete Ausgangssignal und das geglättete Ausgangssignals.

Wie in der Abbildung 22 zu erkennen ist, wurde der Versuchsaufbau mit 9,81 N belastet, zeigt jedoch nur eine Belastung von 8,5 N an. Daraus ergibt sich somit ein Übertragungsfaktor (bzw. Dämpfungsfaktor) von $K = 0,866$. Diese entsprechende Verringerung ist auf die verschiedenen verbauten Materialien und den Verbindungen zwischen den einzelnen Messkomponenten des Versuchsaufbaues zurück zu führen. Für den untersuchten Versuchsaufbau wurde für die beiden anderen Achsen (x und y) ein Übertragungsfaktor von $K = 1$ bestimmt.

Die Zeitkonstante T (Abklingzeit) kann durch Anlegen einer Tangente im ersten Anstieg des aufgezeichneten Ausgangssignals der Sprungantwort bestimmt werden (Czichos, 1989). Im Gegensatz zu der Totzeit, beschreibt die Abklingzeit die Trägheit des Messaufbaus. Das bedeutet, dass die Signalübertragung langsamer als tatsächlich ist. Die Verzögerungszeit

des Messaufbaus wurde graphisch als eine Zeiteinheit der Abtastrate ($T = 22 \mu\text{s}$) bestimmt. Änderungen des Eingangssignals zum Beispiel aufgrund einer Dichteschwankung innerhalb des Werkstücks beim Schneidprozess, die innerhalb von $22 \mu\text{s}$ auftreten, würden innerhalb dieser Zeit zu einer Überlagerung des Ausgangssignals führen. Daraus resultiert, dass Variationen innerhalb einer Zeitspanne von $22 \mu\text{s}$ nicht aufgelöst werden konnten.

Bei der Bestimmung der Übertragungsfunktion anhand des Impulssignals wurde für den Versuchsaufbau die dimensionslose Dämpfung (d in Gleichung 20) mit $d = 0,945$ mittels der Software Simulink R2013 (MathWorks, Ismaning Deutschland), berechnet. Das bedeutet, dass der Testaufbau schwach gedämpft wird und somit zum Überschwingen der Ausgangswerte führt. Dadurch oszilliert der Messwert um den endgültigen Wert des Ausgangssignals. Wie schnell diese Schwingungen ausschwingt, hängt von der dimensionslosen Dämpfung ab (Meyer, 2011). Je kleiner der dimensionslose Dämpfung, desto länger schwingt das System (Czichos, 1989). Für die Schnittkraftanalyse auf dem spezifischen Versuchsaufbau bedeutet das, dass nur die Werte am Ende des Ausgangssignals verwendet werden können.

Basierend auf Gleichung (20) und den ermittelten Konstanten kann die Übertragungsfunktion für die spezifische Laplace-Domäne, wie in Gleichung 21 dargestellt, bestimmt werden.

$$G(s) = \frac{0,866}{1 + (4,158 \cdot 10^{-5})s + (4,84 \cdot 10^{-10})s^2} \quad (21)$$

Nach der Laplace-Rücktransformation der Gleichung 21 bekommt man die in der Gleichung 22 dargestellte Lösung der ursprünglichen Differentialgleichung.

$$y(t) = 0,866 - 2,6477 * e^{-851,35t} * \sin[2973,366t + \tan^{-1}(0,3461)] \quad (22)$$

4.3 Schnittkraftanalyse

Ausgehend von einer umfangreichen Literaturstudie (**Publikation I-III**), mittels der die bereits existierenden Schnittkraftmodellansätze für Holz und Holzwerkstoffe identifiziert und hinsichtlich ihrer Limitierungen analysiert wurden, wurde die Grundlage für die Analyse der eignen Trennprozesse geschaffen. Hierbei wurde mit der Definition der grundlegenden geometrischen und kinematischen Bedingungen begonnen, um so eine einheitliche Verständigung zu gewährleisten. Anschließend wurden die verschiedenen Beschreibungsansätze anhand der wichtigsten Modelle vorgestellt, die Modelle erklärt und hinsichtlich ihrer Limitierungen bezüglich ihrer Anwendbarkeit im generellen bzw. in der Industrie diskutiert. Es stelle sich jedoch dabei heraus, dass jedoch oftmals wichtige Informationen bezüglich der Datenverarbeitung (wie beispielsweise Art und Grad der Filterung und/oder Abtastfrequenz) fehlten. Dies hat zur Folge, dass ein Vergleich der Ergebnisse mit den verschiedenen Literaturquellen nahezu unmöglich wird bzw. ausschließlich Tendenzen verglichen werden dürfen. Aufgrund der bei der Charakterisierung

festgestellten Dämpfung wurden die eigenen Messwerte zur Auswertung mittels der Systemfunktion um 20% ihres Niveaus angehoben. Zusätzlich wurde der erste Teil der Messkurve aufgrund der festgestellten Überschwungung des Messaufbaues bei der Auswertung nicht berücksichtigt. Diese Entscheidung, den Anschnittprozess in der Auswertung nicht zur Berücksichtigen, ist auch durch bisherige Berechnungsmodelle anderer Studien (Sitkei, 1983; Atkins, 2003, etc.), in denen der Anschnittprozess ebenfalls nicht berücksichtigt wird, begründet. Für die Untersuchung der Schnittkraft in Abhängigkeit der Schnittrichtung (B zu A) wurde ein Mittelwert für den verbleibenden Schnittkraftverlauf gebildet und mit den Arbeiten von Cristóvão et al. (2012), Goli et al. (2005), Gottlöber (2014), oder Kivimaa (1950, 1952, 1953) verglichen. Dies Vorgehen ermöglicht die Qualität der eignen Messwerte einzuschätzen. Zusätzlich wird so die Grundlage für die mathematische Beschreibung des Zusammenhanges zwischen Schnittkraftverlauf und Schnittrichtung ermöglicht, da sich zwar Cristóvão et al. (2012), Goli (2004), Gottlöber (2014), oder Kivimaa (1950, 1952, 1953) mit der Untersuchung des Einfluss beschäftigt jedoch keinen mathematischen Zusammenhang verfasst haben, Eigene Messergebnisse weisen den gleichen tendenziellen Anstieg der Schnittkraft in Abhängigkeit der Schnittrichtung von B zu A (Kivimaa 1950), wie in der Literatur bei Kivimaa (1950, 1952), Goli (2004), Cristóvão et al. (2012) und Gottlöber (2014) beschrieben, auf. Im Gegensatz zur Literatur jedoch zeigen die eigenen Messwerte nur einen vernachlässigbar geringen Anstieg zwischen ABA 67.5° und ABA 45° (Abbildung 23).

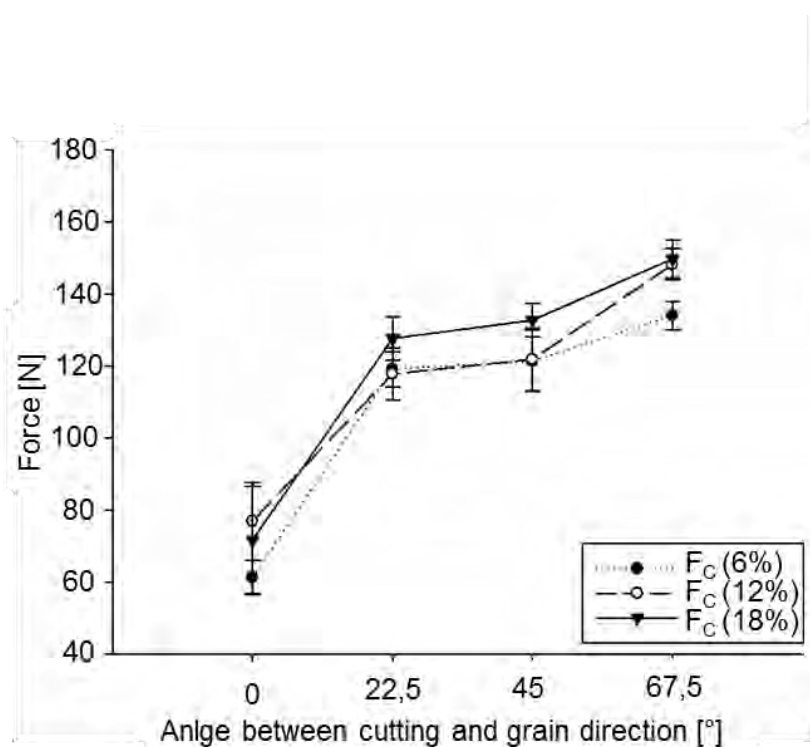


Abbildung 23: Die gemessene Schnittkraft in Abhängigkeit des Winkels zwischen der Schnittrichtung und der Faserorientierung für die untersuchten Holzfeuchten 6 %, 12 % und 18 %

Mit dem analytischen Modell von Fischer (1978) lässt sich die niedrige mittlere Schnittkraft in der Hauptschneidrichtung B erklären. Entsprechend diesem Modell muss für die Schnittkraft in dieser Schnittrichtung ausschließlich das relativ niedrige Niveau der Querkzugfestigkeit des Holzes überwunden werden. Nach dem Modell von Sitkei (1983) wird die Schnittkraft in Schnittrichtung B sogar zusätzlich, aufgrund einer induzierten Biegebeanspruchung im Rissgrund verringert. Diese Biegebeanspruchung resultiert aus der Umlenkung des Spanes und wird aufgrund der unterschiedlichen Zug- und Druckeigenschaften des Holzes begünstigt. Aufgrund des relativ geringen Niveaus der Querkzugfestigkeit kann es jedoch schon zu einem Versagen des Gefüges in relativ großer Distanz vor dem Werkzeug kommen. Diese Rissöffnung vor der Schneidkante wird als sogenanntes Vorspalten bezeichnet. Eine Voraufspaltung wurde auch in eigenen Experimenten mit Hilfe der Hochgeschwindigkeitskamera beobachtet.

Gottlöber (2014) geht basierend auf den Untersuchungen von Kivimaa (1950) davon aus, dass die Schnittkraft kontinuierlich mit dem Wechsel der Schnittrichtung von B nach A zunimmt. Er begründete dies, mit dem zunehmenden Anteil an Material, der quer zur Faserrichtung geschnitten werden muss. Kivimaa (1950) erklärt die zunehmenden Schnittkräfte von B nach A durch die Kombination von Materialtrennung senkrecht und parallel zu Faser. Basierend auf dieser Annahme fittete Kivimaa (1950) eine entsprechende Kurve zu seinen gemessenen Datenpunkten, die eine kontinuierliche Erhöhung der Schneidkraft beschreibt. Eine Betrachtung der Originaldaten seiner Messungen zeigt jedoch, dass dieser kontinuierliche Anstieg der gewählten Kurve nur bedingt durch die gemessenen Datenpunkte gestützt werden kann. Analog zu den eigenen Messungen zeigt sich bei einer näheren Analyse der Ergebnisse von Kivimaa (1950), dass seine Daten ebenfalls eine ausschließlich schwach ausgeprägte Erhöhung der Schnittkraft zwischen ABA 67.5° und ABA 45° aufweisen. Wie bereits erwähnt, wird dieser geringe Anstieg durch die gewählte Kurvenanpassung weitgehend ausgeglichen.

Bei der Schnittrichtungsänderung von B nach ABA 67.5° wurde ein signifikanter Anstieg der Schnittkraft beobachtet. Wyeth et al. (2009) und Naylor und Hackeney (2013) erklären dies durch den theoretischen Ansatz, dass zur Schaffung der neuen Oberfläche neben der Zugfestigkeit zusätzlich auch die Scherfestigkeit überwunden werden muss. Obwohl eine Vorspaltung noch auftritt und somit theoretisch zu einer Verringerung der Schnittkräfte führen müsste, trägt dieses Vorspalten nicht zur Erzeugung der neuen Oberfläche bei, da diese in den Span gerichtet ist. Für den Schnittprozess bedeutet dies, dass oberhalb von B (ABA 89° bis A) die Schnittkräfte zum großen Teil durch die Scherfestigkeit des Materials innerhalb der spezifischen Belastungsrichtung beeinflusst wird. Die Anteile der beiden Komponenten (Scherfestigkeit senkrecht zur Faser und Scherfestigkeit quer zur Faser) sind je nach Schnittrichtung unterschiedlich und können nach der Formel von Niemz (1993) zur

Berechnung der Scherfestigkeit in Abhängigkeit des Faserwinkels berechnet werden. Die nur leichte Zunahme der Schnittkraft zwischen Schneidrichtung ABA 67.5° bis ABA 45° lässt sich somit mit dem Fortschreiten der Scherfestigkeit vom Holz im Bereich des Faserwinkels von 0 bis 90° erklären. Der Scherkraftverlauf von Faserwinkel 0° (Schnittrichtung B) zu Faserwinkel 90° (Schnittrichtung A) zeigt ein progressives Verhalten (Eberhardsteiner, 2002 und Kretschmar, 2008). Das Ergebnis ist eine vernachlässigbare Zunahme der Schnittkräfte von ABA 67.5° auf ABA 45°. Basierend auf der Beobachtung einer relativ geringen Zunahme der Schnittkraft zwischen der Schnittrichtung ABA 67.5° und ABA 45° wird angenommen, dass die Materialtrennung eine Kombination des Ansatzes von Wyeth et al. (2009) und Naylor und Hackeney (2013) und dem Modell von Sitkei (1983) ist.

Die Zunahme der Schnittkräfte zwischen ABA 45° und ABA 22.5° entspricht wieder den Ergebnissen in der Literatur (Kivimaa 1950, Gottlöber 2014). Entsprechend dem Modellansatz von Wyeth et al. (2009) und Naylor und Hackeney (2013) wird ein zunehmender Materialanteil beim Scheren vom Gefüge beansprucht, was zu einer Zunahme der Schnittkraft führt. Daher führt die plötzliche Erhöhung der Scherfestigkeit ab etwa ABA 50° auch zu einer signifikanten Zunahme der Schnittkräfte zwischen ABA 45° und ABA 22.5° (Kretschmar, 2008 und Eberhardsteiner, 2002).

In der Literatur haben Dichte und Schnittkraft eine nahezu lineare Beziehung (Scholz 1971) mit einem leicht degressiven Verhalten (Kivimaa 1950). Die Auswertung der eigenen Messergebnisse zeigen ebenfalls einen lineare Zunahme der Schnittkraft mit zunehmender Dichte. Jedoch ist diese Abhängigkeit der Schnittkraft von der Materialdichte von dem Einfluss der Schnittrichtung überlagert. Zusätzlich war aufgrund der hohen Streuung der Messergebnisse für Fichte die Bestimmung eines Korrekturwertes für Schnittkräfte auf Basis der Dichte nicht möglich. Darüber hinaus wies die hohe Streuung darauf hin, dass die Schnittkraft nicht nur von der Dichte, sondern auch von einigen noch nicht identifizierten zusätzlichen Wechselwirkungen abhängt. Für die Ermittlung eines Korrekturwertes für die Dichte müssen diese Wechselwirkungen zunächst identifiziert und beschrieben werden. Aus diesem Grund bedarf dieses Phänomen weiterer Untersuchungen.

Wie in Abbildung 23 der zusehen ist, nimmt die Schneidkraft mit zunehmender Holzfeuchte von 6% bis 18% zu. Während dies dem Verlauf Ettelt und Gittel (2004), sowie Pahlitzsch und Schulz (1957) entspricht, zeigt Kivimaa (1950) ein Maximum der Schnittkraft bei 12%. Aber im Gegensatz zu Ettelt und Gittel (2004), sowie Pahlitzsch und Schulz (1957) zeigen die eigenen Messergebnisse bei 12% Materialfeuchtigkeit nicht den gleichen Kurvenverlauf. Eine mögliche Erklärung könnte die sogenannte minimale Schnittkraft sein, durch die die untersuchten Parameter in der Schnittkraftkurve überlagert werden. Dieser Effekt der minimalen Schnittkraft wurde bereits von Kivimaa (1950) und Ettelt und Gittel (2004) beobachtet, jedoch nicht im Detail beschrieben. Die minimale Schnittkraft wird von Gottlöber

(2014) als Kraft zur Überwindung der Reibung zwischen Werkstück und Schnittkante, die auch schon bei einer Spandicke von 0 mm erforderlich ist, beschrieben. Bei zunehmender Schnittdicke ($h > 0$ mm) ergeben sich durch den eigentlichen Trennprozess des Werkstoffs und der Spanumlenkung zusätzliche Kräfte, die zu einer zusätzlichen Reibung zwischen Span und Schneidwerkzeug führen. Aufgrund der viskoelastischen Eigenschaften von Holz hängt das Verhältnis an elastischer und plastischer Verformung zusätzlich von der Schnittgeschwindigkeit ab. Daher ist für die Beschreibung von Trennprozessen eine umfassende Untersuchung der viskoelastischen Eigenschaften in den verschiedenen anatomischen Richtungen in Abhängigkeit von unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten erforderlich.

Eine andere mögliche Erklärung für unterschiedliche Einflüsse des Feuchtigkeitsgehalts auf die Schnittkraft könnte sein, dass die Schnittkraft sowohl von einzelnen Parametern (Feuchtigkeitsgehalt und Schneidrichtung) als auch von der Wechselwirkung dieser Parameter abhängt. Obwohl ein ähnlicher kombinierter Einfluss der Materialfeuchtigkeit und der Schnittrichtung auf die Schnittkraft in Fig. 17 von Kivimaas (1950) präsentierten Messdaten ersichtlich ist, wurde dieser in seiner Arbeit nicht weiter diskutiert. Das von Goli *et al.* (2005) diskutierte höhere Niveau der Schnittkraft im Vergleich zu den eigenen Messwerten, lässt sich wiederum durch die verwendete höhere mittlere Schnittdicke erklären.

Durch die in 4.2 identifizierte und beschriebene Dämpfung der Messwerte durch den Versuchsaufbau mussten die Messergebnisse um 20% korrigiert werden. Die Schnittkraftkurve in Richtung B (Abbildung 24a) zeigt eine mittlere Schnittkraft F_c von etwa 80 N mit einer Schwingung von etwa 40 N. Mit der Anwendung des Modells von Fischer (1978) und Sitkei (1983), bedeutet der signifikante Kraftabfall, dass die Querkzugfestigkeit des Gefüges vor der Werkzeugspitze aufgrund der induzierten Biegespannung überschritten wird und es somit zu einem Vorspalten kommt. Dies kann mittels der durchgeführten visuellen Analyse des Schnittprozesses anhand der Highspeedkameraaufnahmen bestätigt werden.

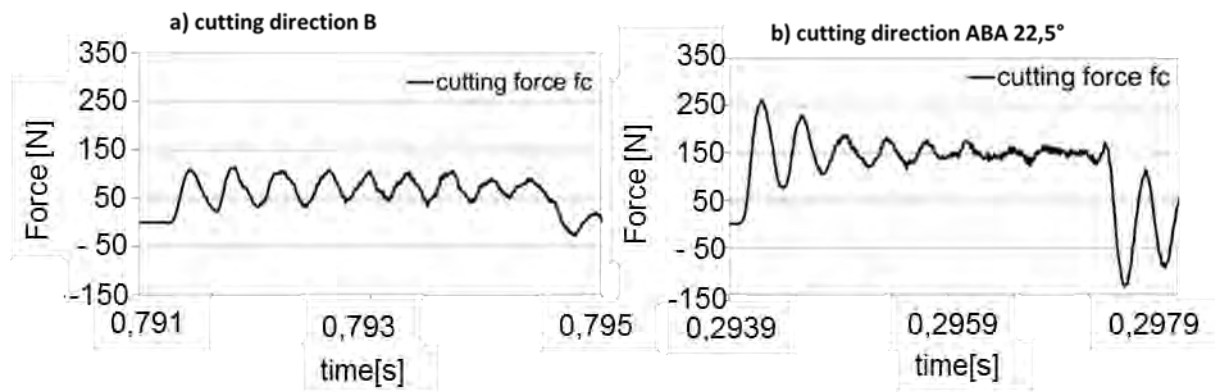


Abbildung 24: Schnittkraftverläufe für verschiedene Schnittrichtungen, a) Schnittrichtung B und b) Schnittrichtung ABA 22,5°. Die Beschriftung der Schnittrichtung ist nach Kivimaa (1950).

Der Schnittkraftverlauf in Schnittrichtung ABA 22,5° zeigte ein mittleres Schneidkraftniveau von etwa 150 N, sowie eine deutlich geringere Schwingung von etwa 5 N. Im Vergleich zur Schneidrichtung B war die mittlere Schnittkraft etwa 70 N höher. Zusätzlich war die Höhe der Oszillation der Schnittkraftkurve in Schnittrichtung ABA 22,5° signifikant niedriger und die Frequenz der Kurve signifikant höher als die Kurve der Schneidkraft in B-Richtung.

Die abnehmende Vorspaltung (von B nach ABA 22,5) und das gleichzeitige Abscheren vieler kleiner Spanteilchen führt zu einem viel kleineren Oszillieren und einem mehr oder weniger periodischen Vibrieren. Es laufen somit die vier Stufen des Modells von Fisher (1978) während des Trennprozesses kontinuierlich nebeneinander wiederholt ab. Hierbei muss berücksichtigt werden, dass die Stufen gleichzeitig entlang der Schneidkante auftreten. Für eine weitere Veranschaulichung des Prozesses kann angenommen werden, dass sich ein Teil des Werkzeugs beim Aufschlagen auf die Oberfläche des Werkstückes befindet, während ein anderer Teil des Werkzeugs bereits im Spanabhebungsprozess befindet. Dies macht deutlich, dass ein Vorspalten bei einem der kleinen Spanteilchen weniger signifikant bei der Schnittkraft Berechnung ist, als bei der Vorspaltung über die komplette Schnittbreite (Schnittrichtung B) ist. Diese unterschiedlichen, gleichzeitig auftretenden Vorgänge führten zu einer geringeren Amplitude der in Abbildung 24b gezeigten Schwingungen. Jedoch war eine Validierung dieser Annahmen bisher nicht möglich.

4.4 Identifizierung alternativer Trenntechnologien

Ausgehend vom Defizit, dass die mechanisch hochwertigeren Bereiche des Holzes aufgrund ihrer Dauerhaftigkeit und der geometrischen Vorgabe entfernt und zerstört werden, beschäftigen sich die Kompetenzzentrum Holz GmbH in zwei verschiedenen Projekten mit der Entwicklung alternative Aufschlussverfahren. Zielsetzung beim Projekt mit dem Kooperationspartner DOKA ist es, langgestreckte Partikel (Makrofasern) aus der

Stammantelfläche herauszulösen, ohne dabei die natürlich optimierten Holzstrukturen zu zerstören (Müller *et al.*, 2015). Der Ausgangspunkt dieser Forschungsarbeit war eine ausgedehnte Patentrecherche, die jedoch auf einer sehr spezifischen Fragestellung beruhte (Müller *et al.* 2015). Diese Forschungsarbeit mündete bereits in mehreren Patentanmeldungen, sowie Publikationen, als auch in einer Pilotanlage mit einem Investitionsvolumen von mehr als 0,5 Millionen Euro. (Müller *et al.*, 2015). Auf die Realisierung, Optimierung und Analysen dieser alternativen Trennmethode von Vollholz soll an dieser Stelle aufgrund der Geheimhaltung nicht näher eingegangen werden. Die Eigenschaften der durch den Prozess hergestellten sogenannten Makrofasern ist in der Dissertation von Joscak (2006) dargestellt. Joscak (2006) folgert, dass aufgrund der fehlenden Durchtrennung der Holzfaser beim Herstellungsprozess, mit höheren Festigkeiten der Makrofasern zu erwarten ist. Ein Vergleich zwischen den Makrofaser und OSB-Strands (**Publikation VI**) zeigt eine signifikant höhere Zugfestigkeit bei den Makrofasern. Hierbei werden die besseren mechanischen Eigenschaften auf die intakte Gefügestruktur der Makrofasern zurückgeführt (Frybort *et al.*, 2015).

Die Zielsetzung in dem zweiten Projekt, dem Bridge-Projekt: „Alternative Holzzerteilung“ (FFG-NR. 836536) war es auf Basis einer branchenübergreifenden Literatur- und Patentrecherche, alternative Trennverfahren für die Holzbe- und Verarbeitung zu identifizieren. Um jedoch in anderen Branchen fündig zu werden, mussten die branchenspezifischen Schlüsselwörter in allgemein gültige Schlüsselwörter überführt werden. Hierfür wurden die bestehenden Maschinentechnologien der Rundholzbearbeitung mittels Funktionsanalyse abstrahiert betrachtet und beschrieben (Vay *et al.*, 2014). Auf Basis dieser allgemeinen bzw. abstrahierten Suchbegriffe konnten ca. 18.000 Patente aus unterschiedlichen Industriezweigen als möglicher Lösungsansatz identifiziert werden (Müller *et al.*, 2015). Auf Basis verschiedener Kriterien, wie beispielsweise Vorschubgeschwindigkeit, Verschleiß und Einsatzgebiet, konnte eine erste Reduzierung der Patente auf 250 Stück durchgeführt werden. Eine weitere spezifiziertere Analyse und Bewertung der verbliebenen Patente ergab 40 potentielle neue Trennmethode für die die Be- und Verarbeitung von Holz. Anhand von Expertenbefragungen konnten mit den Firmenpartnern 6 Technologien als mögliche Lösungen der Ausgangsproblematik identifiziert (Martinez-Conde Lopez. 2016b). Diese 6 Technologien werden im Zuge der österreichischen Dokratsinitiative „DokIn Holz“, hinsichtlich ihrer Implementierbarkeit in die bestehenden Holzbe- und Verarbeitungsmethoden, untersucht. Diese Technologien können prinzipiell in zwei Bereiche unterteilt werden. Die erste Gruppe sind Technologien/Verfahren zur Herstellung von definierten rechteckigen Körpern. Die zweite Gruppe umfasst die Verfahren zum Aufschluss von lignocellulosen Werkstoffen, bei denen die Endpartikelform nicht definiert ist. Im Zuge der Bearbeitung der ersten Gruppe wurde unter anderem das

Laserschneiden, sowie das laserunterstützte Keilschneiden mit dem traditionellen Sägen, sowie der CNC-Fräsbearbeitung verglichen (**Publikation VII**). Hierbei musste festgestellt werden, dass die traditionellen Holzerteilungsmethoden am besten geeignet sind, um bei den Bedingungen (geringe Standzeiten, hohe Prozessgeschwindigkeiten und minimale Nachbearbeitungsprozesse form Fügen und Beschichten) den hohen Durchsatz zu schaffen (Martinez-Conde Lopez, 2016a). Das laserunterstützte Keilschneiden wurde von Experten aufgrund des hohen Verschleißes basierend auf der schlechten Rauchabführung im Schnittprozess als nicht wirtschaftlich für Holz bewertet. Jedoch hat das Laserschneiden bei Prozessen mit engen und minimalen Größen der Konturen ganz klar die beste Performance (Martinez-Conde Lopez, 2016a). Der Vergleich zeigte, dass keine Alternative zu den bereits etablierten Methoden gefunden werden konnte, um bei gleicher wirtschaftlicher Leistung den Verschleiß und Schnittverluste zu minimieren. Jedoch wurde auch deutlich, dass die Frage, ob es alternative Trennverfahren gibt nur in Abhängigkeit der Prozessbedingungen beantwortet werden kann. Auf die Ergebnisse der zweiten Gruppe (Verfahren zum Aufschluss von lignocellulosen Werkstoffen, bei denen die Endpartikelform nicht definiert) soll an dieser Stelle auf Grund der Bearbeitung im Zuge der österreichischen Doktoratsinitiative „DokIn Holz“ nicht weiter drauf eingegangen werden.

Die Bearbeitung der vielen verschiedenen Forschungsprojekte ermöglichte zusätzlich einen Vergleich der Anzahl an möglichen Ergebnissen in der Literatur- und Patentrecherche (Öffnung des Lösungsraumes) basierend auf dem Grad der fachspezifischen Suchausdrücke (**Publikation VIII**). So ist die Anzahl an möglichen Lösungen für die Recherche mittels eines spezifischen technischen Problems eher überschaubar und steigt mit zunehmenden Abstrahierungsgrad des Problems (Abbildung 25).

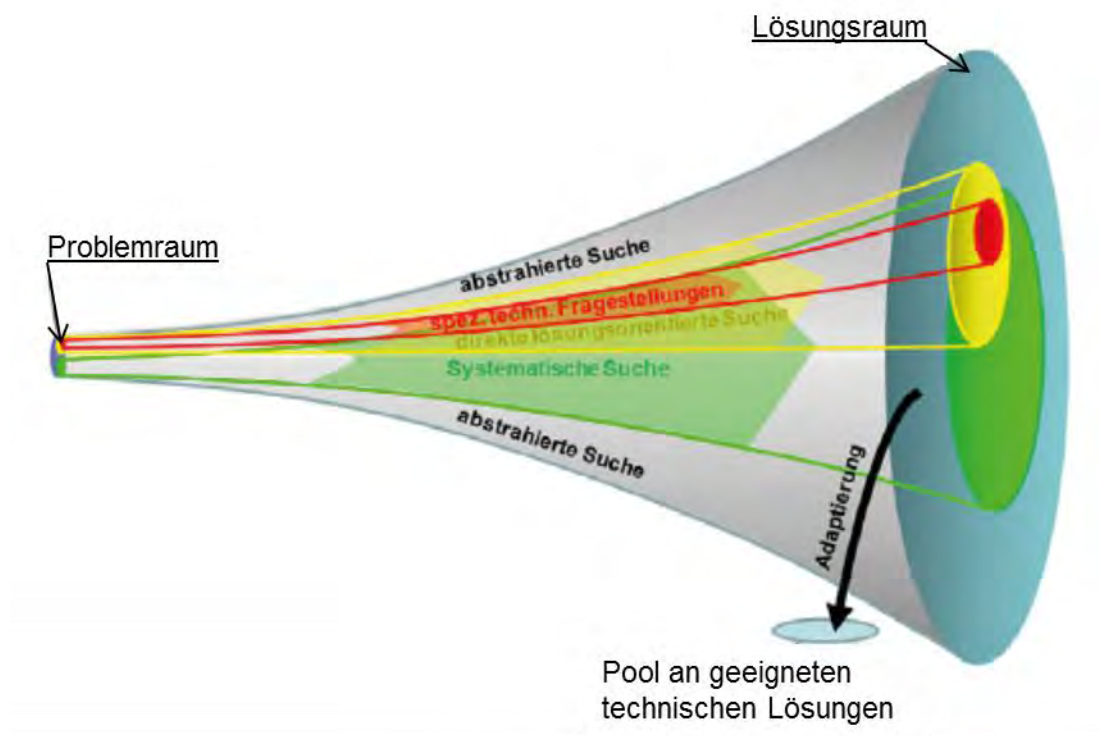


Abbildung 25: Unterschiedliche Öffnungen des Lösungsraumes in Cross-Industry-Prozessen. Der Abstrahierungsgrad der Suchanfragen konnte mittels Funktionsanalyse erhöht werden (Müller et al., 2015).

Basierend auf der Funktionsanalyse und dem Cross-Industry-Prozess konnten neue mögliche Trennverfahren in den verschiedenen Forschungsprojekten identifiziert werden. Somit ist die Funktionsanalyse und der Cross-Industry-Prozess eine Möglichkeit den Entwicklungsprozess aufgrund der Identifizierung von verfügbaren technischen Lösungsprinzipien in anderen Branchen zu verkürzen. Hierbei zeigte sich, dass der Lösungsraum und somit die besten Ergebnisse mit einer vollständigen Abstrahierung der technischen Problems mittels Funktionsanalyse erzielt wurden. (Müller *et al.*, 2015). Zusätzlich bietet die Funktionsanalyse auch noch die Möglichkeit, Optimierungsbedarf an einzelnen Komponenten der bestehenden Verfahren zu identifizieren.

5 Schlussfolgerung (deutsch)

Mit steigenden Energie- und Rohstoffpreisen wird eine physikalisch determinierte Beschreibung des Trennprozesses immer wichtiger. Hierfür müssen jedoch die verschiedenen Prozesse aufgrund der Vielzahl an verschiedenen Prozessbedingungen analysiert werden. Für den nieder dynamischen Bereich (7 m/s) konnte ein Versuchsaufbau realisiert werden, mit dem ein quasi orthogonaler Schnittprozess untersucht werden kann. Aufgrund des Versuchsaufbaus ist es möglich, den Wirkprozess sowohl visuell, mittels High-speed-Kamera, als auch kräftemäßig zu analysieren und zu beschreiben.

Mit der Übertragungsfunktion wird ermöglicht den Einfluss des Versuchsaufbaues zu identifizieren. Dadurch können die Messwerte in einem Auswertungsschritt um diesen Einfluss korrigiert werden. Aufgrund dessen werden die eigenen Messwerte mit Messwerten anderer Versuchsaufbauten vergleichbar. Mit dieser Charakterisierungs- und Korrekturmethode konnte somit ein weiterer signifikanter Fortschritt in Richtung der Entwicklung des in der Praxis anwendbaren physikalisch determinierten Beschreibungsmodelles erreicht werden.

Mit der Analyse der Schnittkraft unter Berücksichtigung der Schnittrichtung konnte im Gegensatz zum in der Literatur beschriebenen Verlauf, ein vernachlässigbar kleiner Anstieg der Schnittkraft zwischen der Schnittrichtung ABA 67,5 und ABA 45 identifiziert werden. Die in der Literatur beschriebene Abhängigkeit der Schnittkraft von der Holzfeuchtigkeit, und der Materialrohddichte, wurden ebenfalls bei den eigenen Messergebnissen nachgewiesen. Zusätzlich konnte jedoch noch ein unterschiedliches Schwingverhalten in Frequenz und Auslenkung der Schnittkraftkurve in Abhängigkeit der Schnittrichtung identifiziert werden. Es braucht jedoch weitere Untersuchungen, um die einzelnen Korrekturparameter zu bestimmen bzw. das Schwingungsverhalten in Abhängigkeit der Schnittrichtung zu beschreiben.

Mit der Funktionsanalyse kann sowohl der Optimierungsbedarf an den bereits etablierten Verfahren identifiziert werden, als auch das technische Problem soweit abstrahiert werden, dass mögliche Lösungsprinzipien aus anderen Branchen identifiziert werden können. Jedoch muss in einer weiteren Untersuchung überprüft werden, ob diese Lösungsansätze für die Lösung des jeweiligen technischen Problems umsetzbar sind. Es konnten auf diese Weise ein Lösungsansatz identifiziert werden, bei dem ein Verfahren zum Aufschluss von Durchforstungsholz gesucht wurde, um so langgestreckte Partikel mit hoher Zugfestigkeit aus der Mantelfläche herzustellen („Forschungsprojekt mit der Kooperationspartner DOKA“). Es konnten zwar

Lösungsansätze für die Aufteilprozesse zum Herstellen der definierten rechteckigen Körper in den anderen Branchen identifiziert werden, dennoch zeigte eine genauere Untersuchung hinsichtlich der Umsetzbarkeit in der Holzbranche, dass es keine wirtschaftlichen Alternativen zu den bereits etablierten Trennmethoden bzw. –verfahren gibt. Mit den identifizierten Ergebnissen alternativer Trenntechnologien konnte mittels der österreichischen Doktoratsinitiative „DokIn Holz“ eine weitere Dissertation initiiert werden, die sich mit der Untersuchung zur Umsetzbarkeit in der Holzbranche beschäftigt.

6 Conclusion (englisch)

Mechanical disintegration techniques are one of the key processes within the wood industry. Due to a large number of different process conditions, exact values of cutting forces can't be estimated by existing models and equations. As costs for energy and raw material are rising, it is necessary to develop and establish an applicable and complete physical determined description of the cutting process.

For the description of low dynamic area ($7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) and a nearly orthogonal cutting process, a new experimental setup and the evaluation of the corresponding data was performed. Additionally, this new set up also enables the visual analysis of the cutting process using a high speed camera. An interdisciplinary approach enables the implementation of system functions, which are suitable for dynamic characterization of cutting force set ups. For the correction and elimination of all influences induced by the test setup itself on the generated data, these system or transfer functions were used as well. This method enables the comparison of measurement values of different test set ups. The development of this characterization and correction method provides a significant advance for the description of the cutting process.

Own cutting examinations from cutting direction B to A (Kivimaa 1950) show increasing cutting forces and are in good agreement with results reported by Kivimaa (1950, 1952), Goli (2004), Cristóvão *et al.* (2012) and Gottlöber (2014). However, in contrast to the literature, the measured values show a negligibly small increase between ABA 67.5 and ABA 45.

Cutting force increases between 6% to 18% moisture content, which is in accordance to Ettelt and Gittel (2004), Pahlitzsch and Schulz (1957) whereas Kivimaa (1950) showed a maximum of cutting forces at 12%. But, in contrast to literature, the results from 12% moisture content do not show the same curve progression as expected from Ettelt and Gittel (2004), Pahlitzsch and Schulz (1957). Further, the dependence of the amplitude of curve progression on cutting direction was identified. However, further investigations need to be performed to determine correction parameters for cutting force models.

As second approach, considering rising energy and raw material costs, the identification of alternative disintegration processes was performed. The establishment was imbedded in a function analysis and the cross industry process. This approach shows on the hand the necessity of optimization for already existing and established disintegration processes. On the other hand, this investigation provided a maximum value of solution principles in foreign industry sectors. However, the identified solution principles need to be confirmed for feasibility in wood industry. In this way, the

identification of an alternative disintegration process was achieved in cooperation with DOKA. This new process squeezed particles out of the log, preserving the naturally grown fiber orientation. This performance provides high strength particles with a very high slenderness ratio.

The initialization of an additional dissertation, which is engaged in the practicability in the wood industry sector, funded by the Austrian dissertation initiative “DokIn Holz”, was achieved.

7 Literaturverzeichnis

- Afanasev P S (1961) Derevoobrabatyvaûsie Stanki (Woodworking Machinery), Moskova
- Amalitskij V V, Lûbecenko V (1977) Stanki i Instrumenty Derevoobrabatyvaûsih Predpariâtij (Machinery and tool of woodworking factories), Moskova
- Arbesmeier B, Griesbach B, Petzold B (2007) Durchlaufzeit- und Kostenreduzierung im Werkzeugbau durch digitale Technologien. 3D-Erfahrungsforum Innovation im Werkzeug und Formenbau, München 30, 1-9
- Atkins A G (2003) Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: quantitative explanations for some longstanding problems. International Journal of Mechanical Science 45: 373-396.
- Atkins T (2009) The Science and Engineering of Cutting: Butterworth-Heinemann, Amsterdam.
- Axelsson B, Lundberg S, Grönlund A (1993) Studies of the main cutting force at and near a cutting edge, Holz als Roh und Werkstoff 52: 43-48
- Baumann W (1951) Kreissägeblätter und ihre Kräfteeinwirkungen auf das Holz. Holz als Roh- und Werkstoff 9: 427-431.
- Bersadshij A L (1967) Rezcet Rezcet Rezimov Rezaniâ Drevesiny (Resolution of modes of wood machining), Moskva
- Cristóvão L, Broman O, Grönlund A, Ekevad M, Siteo R, (2012) Main cutting force models for two species of tropical wood, Wood Material Science and Engineering,
- Csanády E, Magoss E (2013) Mechanics of Wood Machining.2. Auflage: Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.
- Cook NH, Finnie I, Shaw Mc (1954) Discontinuous chip formation. Transactions of the ASME 76: 53-62
- DIN 6580 (1985) Begriffe der Zerspantechnik; Bewegungen und Geometrie des Zerspanungsvorganges.
- DIN 6581 (1985) Begriffe der Zerspantechnik; Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeuges
- DIN 6582 (1988) Begriffe der Zerspantechnik, Ergänzende Begriffe am Werkzeug, am Schneidkeil und an der Schneide
- DIN 6584 (1982) Begriffe der Zerspantechnik; Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen.
- DIN 8580 (2003) Fertigungsverfahren; Begriffe, Einteilung.
- DIN 8588 (2013) Fertigungsverfahren Zerteilen-Einordnung, Unterteilung, Begriffe

- DIN 8589 (2003) Fertigungsverfahren Spanen; Teil 0: Allgemeines, Einordnung, Unterteilung, Begriffe
- Desevoj M A (1939) *Mechaniceskaâ Technologâ Dereva* (Mechanical technology of wood), TLA.
- Eberhardsteiner J (2002) *mechanisches Verhalten von Fichtenholz*, 1. Auflage, Springer-Verlag, Wien
- Ettelt B, Gittel H-J (2004) *Sägen, Fräsen, Hobeln, Bohren; Die Spanung von Holz und ihre Werkzeuge*. 3. Auflage: DRW-Verlag, Leinfelden-Echterdingen.
- Eyma F, Méausoone P-J, Larricq P, Marchal R (2005) Utilization of dynamometric pendulum to estimate cutting forces involved during routing. Comparison with actual calculated values, *EDP sciences and available* 62: 441-447
- Fischer R (1978) Ein Beitrag zur Mechanik des Spanungsvorganges nicht fließfähiger Werkstoffe am Beispiel von Holz. *Holztechnologie* 19: 75-80.
- Fischer R (1979) Orientierende Versuche zur Reibung beim Schneiden von Holz. *Holztechnologie* 20: 111-115.
- Fischer R (1983) Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz und ein Beitrag zur Modellierung der Abstumpfung von Holzbearbeitungswerkzeugen. *Holztechnologie* 24: 70-72.
- Fischer R (1986) Modell zur Beschreibung der Spannungen und Verformungen im Werkstück während des Schnittes. *Holztechnologie* 27: 187-191
- Fischer R (1989a) Die rechnergestützte Simulation von Vorgängen der mechanischen Bearbeitung von Holzwerkstoffen - Teil 1: Konzept für ein physikalisch determiniertes Modell. *Holztechnologie* 30: 89-92.
- Fischer R (1989b) Die rechnergestützte Simulation von Vorgängen der mechanischen Bearbeitung von Holzwerkstoffen - Teil 2: Erste Fassung eines Rechnerprogrammes zum maschinenlosen Experimentieren an der Wirkpaarung Schneide/Werkstoff. *Holztechnologie* 30: 281-282.
- Fischer R, Gottlöber C (2005) Grundlagen der Optimierung von Spanungsprozessen an Holz und Holzwerkstoffen. – In: *Holztechnologie*, 46: 44-51
- Fischer R, Knüpfner W, Regensburger K (1980) Orientierende Versuche zur Deformation beim Schneiden von Holz. *Holztechnologie* 21: 49-54.
- Fröhlich P (1995) *FEM-Leitfaden: Einführung und praktischer Einsatz von Finite-Element-Programmen*, Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg
- Frybort S; Krenke T, Müller U, Mauritz R (2015) A novel wood composite Material in *Proceeding of InWood2015: Innovations in wood materials and processes*, Brno

- Gassmann O, Zeschky M. (2008) Opening up the Solution Space: The Role of Analogical Thinking for Breakthrough Product Innovation. *Creativity and Innovation Management* 17 (2): 97-106
- Gerloff S (1998) Analyse des Drehens duktiler Werkstoffe mit der Finite-Elemente-Methode, Dissertation Technische Universität Berlin
- Girod B (2007) Einführung in die Systemtheorie. 4. Auflage: Teubner-Verlag, Wiesbaden.
- Goli G, Fioravanti M, Sodini N, Jiangang Z, Uzielli L (2005) Wood Processing: a contribute to the interpretation of surface origin according to grain orientation. 17th International Wood Machining Seminar, Rosenheim, Germany.
- Gottlöber C (2003 a) Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung – Teil 1: Motivation und Prozessanalyse. *HOB Die Holzbearbeitung* 50: 55-57
- Gottlöber C (2003 b) Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung – Teil 2: Darstellung des Optimierungssystems. *HOB Die Holzbearbeitung*, 50: 66-70
- Gottlöber C (2003 c) in Weg zur Optimierung von Spanungsprozessen am Beispiel des Umfangsfräsens von Holz und Holzwerkstoffe, Dissertation Technische Universität Dresden
- Gottlöber C (2014) Zerspanung von Holz und Holzwerkstoffen. 1. Auflage: Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, München.
- Hagauer D B, Lang E (2007). Woodflow Austria 2005. Vienna, Austrian Energy Agency.
- Heisel U, Tröger J (2001) Aktueller Handlungsbedarf zur Bestimmung der Kräfte am Schneidkeil (2). *HOB Die Holzbearbeitung* 47: 72 - 76.
- Hentschel C, Gundlach C, Nähler HT (2010) TRIZ Innovation mit System. Im Hanser Verlag, München
- Hipp K, Schönborn H-H (1955) Trägheitsfreie Schnittkraftmessung beim Holzfräsen. *Holz als Roh- und Werkstoff* 13: 21-23.
- Kienzel O (1952) Bestimmung von Kräften an Werkzeugmaschinen. *Z-VDI* 94: 299-305.
- Kivimaa E (1950) Cutting force in woodworking. *Valtion Teknillinen Tutkimuslaitoksen Julkaisuja* 18: 102.
- Kivimaa E (1952a) Die Schnittkraft in der Holzbearbeitung. *Holz als Roh- und Werkstoff* 10: 94-108.
- Kivimaa E (1952b) Was ist die Abstumpfung der Holzbearbeitungswerkzeuge? *Holz als Roh- und Werkstoff* 10: 425-428.
- Kivimaa E, Kovanen M (1953) Microsharpening of veneer lathe knives. Translation, Commonwealth of Australia CSIRO (1985), No. 3907, (Transl, from Valtion teknillinen tutkimuslaitos. Tiedoitus No. 126: pp 21).

- Koltze K, Souchkov V (2001) Systematische Innovation – TRIZ Anwendung in der Produkt- und Prozessentwicklung. Im Hanser Verlag, München
- Krenke T, Frybort S, Müller U (2014) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil I. Holztechnologie 55 (4): 38-45.
- Krenke T, Frybort S, Martinez-Conde Lopez A, Müller U (2015 a) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil II, Holztechnologie 55,6: 38-47
- Krenke T, Frybort S, Martinez-Conde Lopez A, Müller U (2015 b) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil III, Holztechnologie 56,2: 43-50
- Krenke T, Frybort S, Müller U, (2016) Applying system function for determining cutting force parameters. Machining Science and Technology
- Kretschmar D E (2008) The influence of juvenile wood content on shear parallel, compression, and tension perpendicular to grain strength and mode I fracture toughness of loblolly pine at various ring orientation, Forest Products Journal 58, 7/8: 89-96
- Kronenberg M (1927) Grundzüge der Zerspanung: Verlag von Julius Springer, Berlin.
- Maier G (2001) Was ist eigentlich ...? -Schnittleistung beim Spanen (3). HOB Die Holzbearbeitung 47: 73 - 75.
- Martinez-Conde Lopez A, Krenke T, Frybort S, Müller U (2016 a) Review: Comparative analysis of CO2 laser and conventional sawing for cutting wood based materials, submitted by wood Science and Technology
- Martinez-Conde Lopez A, Krenke T, Frybort S, Müller U (2016 b) Converting wood into Timber and particles – New Approaches, in Proceedings of world conference on Timber Engineering, Vienna
- Martyenko S, Scholz F, Tröger J (2006) Modellierung der Kräfte am Schneidkeil. Holztechnologie 47: 32-38.
- McKenzie W M (1961) Fundamental analysis of the wood cutting process. Dept. of Wood Technology, School of Natural Resources, university of Michigan, Ann Arbor.
- Meyer M (2011) Signalverarbeitung - Analoge und digitale Signale, Systeme und Filter. 6. Auflage: Vieweg und Teubner Verlag, Wiesbaden.
- Müller U Vay O, Martinez-Conde Lopez A, Frybort S, Krenke T, Konnerth J, Teischinger A, (2015) Innovative mechanische Trenntechnologien von Holz, Holztechnologie 56 (1): 29-34
- Naylor A, Hackney P (2013) A Review of Wood Machining Literature with a Special Focus on Sawing. Bioresources 8(2), 3122-3135

- Niemz P (1993) Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe, 1Auflage: DRW-Verlag Weinbrenner GmbH & Co., Leinfelden-Echterdingen
- Orlicz T (1982) Obróbka Drewna Narzedziami Tanacymi. (Machining of wood with use of cutting tools), study book SGGW-AR, Warsaw
- Pahlitzsch G (1962) Internationaler Stand der Forschung auf dem Gebiet des Sägens. Holz als Roh- und Werkstoff 20: 381-392.
- Pahlitzsch G (1966) Internationaler Stand der Forschung auf dem Gebiet des Hobelns und des Fräsens von Holz und Holzwerkstoffen. Holz als Roh- und Werkstoff 24: 579-593.
- Pahlitzsch G, Johstmeier H (1964a) Beobachtung über das Abstumpfungsverhalten beim Fräsen von Spanplatten. Holz als Roh- und Werkstoff 22: 139-146.
- Pahlitzsch G, Johstmeier H (1964b) Weitere Beobachtungen über das Abstumpfungsverhalten und den Einfluß der Schnittgeschwindigkeit beim Fräsen von Spanplatten. Holz als Roh- und Werkstoff 22: 424-429.
- Pahlitzsch G, Johstmeier H (1965) Beobachtung über das Abstumpfungsverhalten beim Fräsen von Schichtstoff-Verbundplatten. Holz als Roh- und Werkstoff 23: 121-124.
- Pause H (1943) Die Antriebsleistung der Holzhobelmaschine. Holz als Roh- und Werkstoff 6: 54-60.
- Piispanen V (1937) Eripaines Teknilliseslä Aikakauslehdeslä 27.übersetzt in Journal of Applied Physics (1948)
- Porankiewicz B, Axelsson B, Grönlund A, Marklund B (2011) Main and normal cutting forces by machining wood of PINUS SYLVESTERIS. Bioresources 6: 3687-3713
- Risse A (2012) Fertigungsverfahren der Mechatronik, Feinwerk- und Präzisionsgerätetechnik, Kapitel 4: Trennen, Vieweg und Teubner Verlag, Wiesbaden.
- Sachsenberg (1936) Arbeitsgenauigkeit der Werkzeugmaschinen unter Berücksichtigung auftretender Schnittkräfte. Die Werkzeugmaschine.
- Sitkei G (1983) Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz. Holztechnologie 24: 67-72.
- Steindl Erwin (2012) Entwicklung eines Schnittkraftmessgerätes für die Holz- und Holzwerkstoffbearbeitung, Masterarbeit am Institut für Holzforschung, Department für Materialwissenschaften und Prozesstechnik, Universität für Bodenkultur, Wien
- Taylor F W (1907) On the Art of Cutting Metals. Transactions ASME 28: 31- 350.
- Vay O, Konnerth J, Frybort S, Krenke T, Teischinger A, Müller U (2014) Cross Industry Innovation Process to identify „new“ technologies for mechanical wood disintegration, I Proceedings of the 57th International Convention of Society of Wood Science and Technology, Zvolen
- Viktor H (1917) Beitrag zur Kenntnis der Schnittkräfte. T.H. Hannover.

Wyeth D J, Goli G, Atkins G (2009) Fracture toughness, chip types and the mechanics of cutting wood. A review. *Holzforschung* 63, 168-180

8 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Werkstück mit Werkzeug und den Bezugsebenen beim Schnittvorgang (Krenke, 2014).	11
Abbildung 2: Werkzeug mit eingezeichneter Span- und Freifläche, sowie der Werkzeugbezugsebe, der Hauptschneide, dem Schneidenpunkt und der Schneidenecke.....	13
Abbildung 3: Werkstück mit Schneidkeil inklusive eingezeichneter Keilmessebene, Wirkbezugsebene, sowie dem Frei- (α), Keil- (β), Span- (γ) und Schnittwinkel (δ).....	14
Abbildung 4: Graphische Darstellung des Einstellwinkels und des Schneidkeils (Winkel zwischen Arbeits- und Schneidenebene) (Krenke et al., 2014).....	15
Abbildung 5: Graphische Darstellung des Neigungswinkels des Schneidkeils (Winkel zwischen Wirkbezugsebene und Werkzeugbezugsebene) (Krenke et al., 2014).	15
Abbildung 6: Schnittrichtungen nach Kivimaa (1950, 1952) (Hauptschnitt-richtung A, B, C und Zwischenrichtungen), sowie nach McKenzie (1961) (90 – 90, 0 – 90, 90 – 0 und Zwischen-richtungen).	17
Abbildung 7: Werkstück mit Schneide, der eingezeichneten Schnitt- und Vorschubbewegung, sowie der entsprechenden Schnitt-, Vorschub- und Wirkrichtung inklusive dem Wirkrichtungswinkel (η).	18
Abbildung 8: Werkstück mit Schneide und eingezeichneter Spanungsbreite (b), sowie der Schnittbreite (a_p) und dem Arbeitseingriff (a_e).	20
Abbildung 9: Werkstück, Werkzeug, sowie der Eingriffswinkel ϕ_e , der Zahnvorschub f_z , der Arbeitseingriff a_e und die mittlere Spannungsdicke h_m (nach Ettelt und Gittelt, 2004).	22
Abbildung 10: Vektorielle Darstellung der Zerspan- (F), Aktiv- (F_a), und Passivkraft (F_p), sowie der Wirk- (v_e), Vorschub- (v_f) und Schnittgeschwindigkeit (v_c); (nach DIN 6584).	22
Abbildung 11: Zerlegung der Aktivkraft (F_a) in Schnittrichtung und Darstellung der vektoriellen Aktiv- (F_a), Schnitt- (F_c) und Schnittnormalkraft (F_{cN}), sowie der vektoriellen Wirk- (v_e), Vorschub- (v_f), und Schnittgeschwindigkeit (v_c); (nach DIN 6584).	23
Abbildung 12: Zerlegung der Aktivkraft in Vorschubrichtung, mit vektorieller Darstellung der Aktiv- (F_a), Vorschub- (F_f) und Vorschubnormalkraft (F_{fN}), sowie der vektoriellen Wirk- (v_e), Vorschub- (v_f), und Schnittgeschwindigkeit (v_c); (DIN 6584).	24
Abbildung 13: Fischers (1978) gewählte Darstellung des eigentlichen Schnittprozesses (Stufe 3) für die Hauptschnittrichtung C.....	27

Abbildung 14: Kräfte und Spanungsverteilungen beim Spanen (Sitkei, 1983), mit der Spanungsdicke h , der horizontalen Schnittkraft Ph , der vertikalen Schnittkraft Pv , der resultierenden Kraft F , der Normalkraft N , dem Wirkwinkel δ' , dem Schnittwinkel δ , Deformations.....	28
Abbildung 15: Piispanens „deck of Cards“ Modell, welches von Atkins (2009) als mechanisches Einzelgrenzflächenschermodell bezeichnet wurde.....	29
Abbildung 16: Versuchsaufbau für die Untersuchungen des nahezu linearen Schnittprozesses mit einer Schnittgeschwindigkeit von 7,09 m/s, basierend auf dem modifizierten Pendel. Die Detailansicht auf der rechten Seite zeigt die vorgespannte Baugruppe des 3D-Piezokraftsensors und des Werkzeughalters mit dem eingezeichneten Koordinatensystem.....	43
Abbildung 17: schematische Darstellung der idealen Signal-verläufe. a) Sprungsignal; b) Pulssignal und c) Rampensignal.	46
Abbildung 18: Schematische Abbildung der Prüfkörper inklusive den wichtigsten Maße zur Herstellung.....	50
Abbildung 19: Cross Industry Innovation Process nach Gassmann und Zeschky (2008) mit den drei Haupt-phasen (Abstraktion, Analogie-findung und Adaption).....	51
Abbildung 20: Ursprünglicher Schneidenhalter, bestehend aus der Schneide (1), einer inneren Welle (2) und dem äußeren Gehäuse (3), sowie dem Befestigungsbolzen (4), den Schrauben (5) und Muttern (6) zum erhöhen des Kraftschlusses.	52
Abbildung 21: Aufgezeichnetes Ausgangssignal des Kugelfalltest mit eingezeichneter Fallzeit der Kugel und des entsprechenden Brems- und Beschleunigungs-impulses.....	54
Abbildung 22: Eingeleitetes Sprungsignal, sowie das aufgezeichnete Ausgangs-signal und das geglättete Ausgangssignals.	55
Abbildung 23: Die gemessene Schnittkraft in Abhängigkeit des Winkels zwischen der Schnittrichtung und der Faserorientierung für die untersuchten Holzfeuchten 6 %, 12 % und 18 %.....	57
Abbildung 24: Schnittkraftverläufe für verschiedene Schnittrichtungen, a) Schnittrichtung B und b) Schnittrichtung ABA 22,5°. Die Beschriftung der Schnittrichtung ist nach Kivimaa (1950).....	61
Abbildung 25: Unterschiedliche Öffnungen des Lösungsraumes in Cross-Industry-Prozessen. Der Abstrahierungsgrad der Suchanfragen konnte mittels Funktionsanalyse erhöht werden (Müller et al., 2015).....	64

9 Publikationen

9.1 Publikation I - Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil I

Krenke, T.; Frybort, S.; Müller, U. (2014) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil I. Holztechnologie 55 (4): 38-45.

Review:

Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz

Teil 1

Thomas Krenke, Stephan Frybort, Ulrich Müller

Seit Mitte des 20. Jahrhunderts wird eine mathematisch, physikalisch determinierte Beschreibung des Wirkprozesses für die spanende Holzbearbeitung angestrebt. Dies wurde sowohl anhand empirischer als auch analytischer Ansätze verfolgt. Trotz umfangreicher Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der Schnittkraftuntersuchung konnte bis heute keine in der Praxis anwendbare und vollständige Beschreibung des Wirkprozesses entwickelt werden. Aus diesem Grund wird versucht, die unterschiedlichen Ansätze zusammen zu führen, um daraus, ähnlich wie in der Metallindustrie, ein möglichst genaues und dennoch anwendungsfreundliches Schnittkraftmodell entwickeln zu können. Grundvoraussetzung dafür ist jedoch eine Vereinheitlichung der verwendeten Begriffe und Definitionen. In diesem Teil der Arbeit werden deshalb die geometrischen Grundlagen im Schnittprozess dargestellt. Zum besseren Verständnis der bisher entwickelten Modelle werden im ersten Teil des Reviews vor allem die empirischen Modelle vorgestellt. Zusätzlich dazu werden die Vor- und Nachteile der analytischen Modelle diskutiert.

Schlüsselwörter: Schnittkraftmodell, empirisch, analytisch, Holz

Einleitung

Das Trennen gehört in der Be- und Verarbeitung von Holz und Holzwerkstoffen zu den wichtigsten Prozessschritten (Maier, 2001; Heisel und Tröger, 2001). Von der Auswahl der Trenntechnologie und den jeweiligen Maschinen hängen der Durchsatz, die Ausbeute und die Qualität (Oberflächentopografie, Weiterverarbeitbarkeit) der zu erzeugenden Halbzeuge und Produkte ab.

Um allerdings die bestehenden Trennverfahren zu optimieren oder aber neue Trenntechnologien zu entwickeln bzw. in der Branche implementieren zu können, ist es von großer Bedeutung, den Wirkprozess und die Wechselwirkungen zwischen dem Werkzeug und dem Werkstück auf makroskopischer und mikroskopischer Ebene mathematisch beschreiben zu können. Fast alle wichtigen Trennverfahren in der Holzbranche werden nach DIN 8580 (1963) ff. in das Zerspanen mit geometrisch bestimmter Schneide eingeordnet. Für diese Fertigungsverfahren existieren bereits unterschiedliche Modelle zur Beschreibung des physikalischen Wirkprozesses. Diese Grundmodelle sind auf empirischer, semi-empirischer,

analytischer und numerischer Basis erstellt worden. In der Holzbranche sind die ersten und bis heute wichtigsten Ansätze auf das empirische Modell von Kronenberg (1927) bzw. Sachsenberg (1936) zurückzuführen, deren Grundlagen aus der Metallbranche stammen (Taylor, 1907).

Weitere Untersuchungen zur Identifizierung und Beschreibung der Einflussfaktoren des Werkstücks Holz und der Zerspanungs- und Prozessparameter auf die Ausprägung der Schnittkraft auf makroskopischer Ebene wurden von Kivimaa (1950, 1952a und b) und Pahlitzsch (1966) sowie Pahlitzsch und Jostmeier (1964a und b, 1965) durchgeführt. Die identifizierten Einflussfaktoren wurden allerdings nicht in die empirischen Modelansätze integriert. Aus diesem Grund wurde von Fischer (1978, 1979, 1983) und Fischer et al. (1980) ein analytischer Modellansatz entwickelt, um diese zusätzlichen Einflussfaktoren berücksichtigen zu können. Die analytischen Modelle bilden wiederum die Grundlage für erste numerische Schnittkraftmodelle (Fischer, 1989a und b).

Ein direkter Vergleich bzw. ein Zusammenführen von Mess-

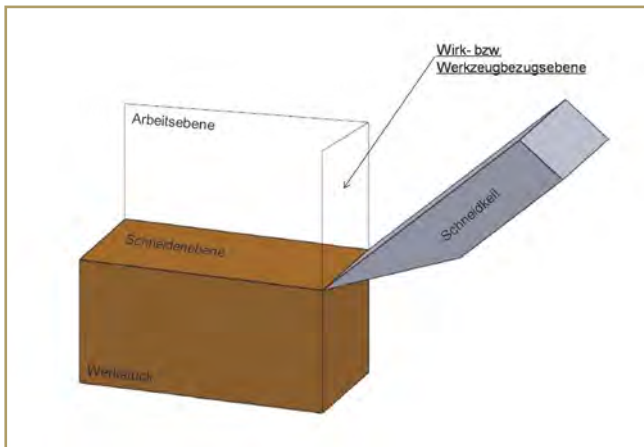


Abb. 1: Bezugsebenen beim Schnittvorgang

Fig. 1: Reference planes during the cutting process

werten aus unterschiedlichen Untersuchungen ist aufgrund fehlender Angaben zur Versuchsdurchführung nicht möglich. Unter anderem fehlen bei Untersuchungen Angaben zur Messgenauigkeit sowie Angaben über die Art der Messdatenprotokollierung und Weiterverarbeitung, wie Abtastfrequenz, Digitalisierung, Filterungsart und -ordnung (Medic und Fajdiga, 1996; Heisel und Tröger, 2001). Diese Parameter beeinflussen jedoch wesentlich die darzustellende Messkurve und die daraus abgeleiteten Ergebnisse. So besagt zum Beispiel das Nyquist-Kriterium, dass die Reproduzierbarkeit eines Messsignals, in einem zu erwartenden Frequenzbereich, nur dann gegeben ist, wenn dieses mit mindestens der doppelten Abtastfrequenz ermittelt wird (Meyer, 2011). Außerdem fehlen in vielen Untersuchungen Angaben zur verwendeten Schneidengeometrie sowie zum Schnittwinkel (Goli et al., 2005; Ekevad et al., 2012). Jedoch haben bereits Pahlitzsch und Dziobek (1968) einen Zusammenhang zwischen der Schneidengeometrie, im speziellen Fall deren räumliche Lage bezogen auf das Werkstück, und der Schnittkraft festgestellt. Ebenso fehlen bei vielen Untersuchungen nähere Spezifikationen zum zu untersuchenden Werkstück, wie zum Beispiel Faserwinkel und Dichte (Heisel und Tröger, 2001; Palmqvist

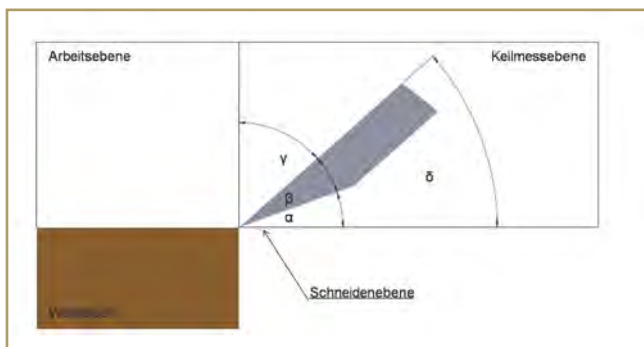


Abb. 2: Bezugsebenen beim Schnittvorgang sowie Winkel am Schneidkeil

Fig. 2: Reference planes during the cutting process and angles of the cutting tool

et al., 2005; Pfriem und Buchelt, 2011), obwohl bereits in der Untersuchung von Kivimaa (1950) der Einfluss des Faserwinkels und der Rohdichte auf die Schnittkraft nachgewiesen wurde.

Um aus den bestehenden Modellen in weiterer Folge ein semi-empirisches Modell, wie es in der Metall- und Kunststoffbranche üblich ist, entwickeln zu können, werden im ersten Teil des Reviews die nötigen Definitionen und die Limitierungen der bestehenden Modellansätze betrachtet. Im zweiten Teil werden die analytischen Modelle näher vorgestellt und deren unterschiedliche Merkmale, Stärken und Schwächen sowie Chancen und Risiken diskutiert. Im dritten Teil wird mittels eines interdisziplinären Ansatzes versucht, die bestehenden Modellansätze zusammenzuführen und daraus ein für Holz gültiges, semi-empirisches Schnittkraftmodell zu entwickeln.

Definitionen

Schnittkraft F_c

Als Schnittkraft F_c wird die zum Abtrennen und Deformieren des Spanes aufzubringende Kraft bezeichnet, die als Aktivkraftkomponente in Schnittrichtung in der Arbeitsebene liegt (Autorenkollektiv, 1988; DIN 6584, 1982; ISO 3002, 1992). Die Trennkraft ist die benötigte Kraft, um die Kohäsionskräfte im Werkstückgefüge zu überwinden. Mit der Verformungskraft wird die Kraft bezeichnet, die aus der elastischen und plastischen Verformung des Werkstück- und Spangefüges entsteht. In Autorenkollektiv (1990) wird zu den Komponenten Trenn- und Verformungskraft noch die Reibkraft hinzugefügt. Als Reibkraftkomponente wird die resultierende Kraft bezeichnet, die aufgrund des Gleitens der Werkzeugschneide auf den Flächen des Werkstückes und des Spanes entsteht. In ISO 3002 (1992) wird als Schnittkraft die Kraftkomponente der Zerspankraft bezeichnet, die bei einem Spanabhub auf die einzelnen Schneidkeile wirkt. Ettelt und Gittel (2004) ergänzen diese Kraftkomponenten um die Kraft zur Beschleunigung des abgelösten Spanes und um die Kraft zum Umlenken des Spanes.

Geometrische Grundlagen im Schnittprozess

Um die beiden grundsätzlichen Modellansätze, die analytischen und die empirischen Modelle, in einen semi-empirischen Modellansatz, wie es in der Metallbranche üblich ist, überführen zu können (siehe Teil 3), ist es notwendig die Begriffe, die Bezugssysteme, die Ebenen, die Winkel und die Geometrien und Kinematik beim Schnittprozess zu definieren und gegebenenfalls zu vereinheitlichen. Aus Gründen der Verständlichkeit und Vergleichbarkeit mit den semi-empirischen Modellen aus anderen Branchen sollen die normierten Begriffe der empirischen Modelle verwendet werden. Zunächst soll dies anhand des orthogonalen Schnittes (lineare Spanbildung mit Schneidkeil) entwickelt und später auf die rotierende Schnittbewegung übertragen werden. Zum besseren Verständnis der vorgestellten Ebenen und Winkel am Schneidkeil sind diese in Abb. 1 bis 4 dargestellt.

Die Bezugssysteme, die Ebenen und die Begriffe bzw. Bezeichnungen zur eindeutigen Beschreibung der Geometrie, der Bewegungsrichtung und der Lage des Schneidkeils sind in den Normen DIN 6580 (1963) und DIN 6581 (1966) festgehalten.

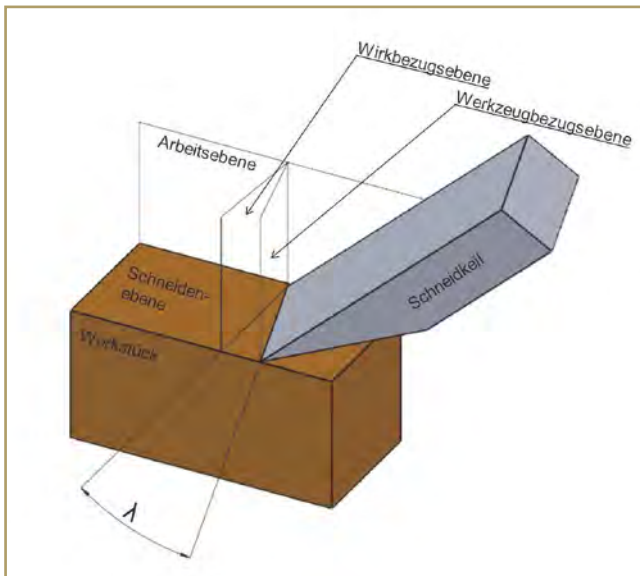


Abb. 3: Neigungswinkel des Schneidkeils zwischen Wirkbezugsebene und der Schneidkante

Fig. 3: Oblique angle of the cutting tool between operational reference plane and cutting edge

Zur Beschreibung dieser Bezeichnungen und der Geometrie werden grundsätzlich zwei Bezugssysteme, das Werkzeug- und das Wirkbezugssystem, verwendet.

Das Werkzeugbezugssystem wird für die Herstellung, Instandhaltung und Prüfung des Werkzeuges verwendet. Dieses Bezugssystem berücksichtigt lediglich das Werkzeug und nicht den Ort und die Lage zum Werkstück.

Das Wirkbezugssystem berücksichtigt hingegen die räumliche Anordnung des Werkzeuges zum Werkstück.

Um zu unterscheiden, mit welchem Bezugssystem man arbeitet, fordert die Norm, dass vor den jeweiligen Bezeichnungen für das Wirkbezugssystem der Zusatz „Wirk-“ bzw. für das Werkzeugbezugssystem der Zusatz „Werkzeug-“ stehen soll.

Ebenen (nach DIN 6580, 1963 und DIN 6581, 1966)

Die unterschiedlichen Ebenen beim Schnittprozess sind in Abb. 1 und 2 dargestellt.

Arbeitsebene:

Als Arbeitsebene bezeichnet man eine gedachte Ebene, die die Vorschub- und Schnittrichtung enthält (Ettelt und Gittel, 2004). In dieser Ebene kann die Bewegungsrichtung des entstehenden Spanes beschrieben werden. Die Arbeitsebene wird durch den Vorschub- und Schnittrichtungsvektor aufgespannt (rotierender Schnitt) (Risse, 2012). Im speziellen Fall sind Keilmessebene und Arbeitsebene identisch.

Schneidenebene:

Als Schneidenebene wird die Ebene bezeichnet, die die Schneidkante beinhaltet und im Wirkbezugssystem in die Wirkrichtung bzw. im Werkzeugbezugssystem in der gedachten Schnittrichtung aufgespannt wird.

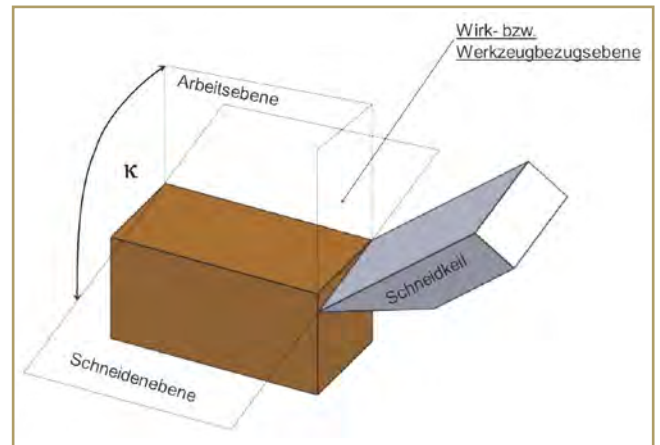


Abb. 4: Einstellwinkel des Schneidkeils zwischen Arbeits- und Schneidenebene

Fig. 4: Tool cutting edge angle between working reference plane and cutting reference plane

Wirk- und Werkzeugbezugsebene:

Als Wirkbezugsebene wird die Ebene bezeichnet, die senkrecht zur Schneid- und Arbeitsebene steht und durch den betrachteten Schneidkeil verläuft.

Als Werkzeugbezugsebene wird die Ebene bezeichnet, die durch die Schneidkante läuft und senkrecht zur angenommenen Schnittrichtung verläuft.

Keilmessebene:

Die Keilmessebene ist eine Ebene, die senkrecht zur Schneidenebene und zur Wirk- bzw. Werkzeugbezugsebene verläuft. In dieser Ebene werden die Winkel des Schneidkeils gemessen. Im speziellen Fall sind die Arbeits- und Keilmessebene identisch.

Winkel zur geometrischen Beschreibung des Schneidkeils (nach DIN 6580, 1963 und DIN 6581, 1966)

Die Winkel am Schneidkeil sowie der Bezug der Winkel zu den unterschiedlichen Ebenen sind in Abb. 2 bis 4 dargestellt.

Freiwinkel α :

Der Freiwinkel α bezeichnet den Winkel zwischen Schneidenebene und der Freifläche und wird in der Keilmessebene gemessen.

Keilwinkel β :

Der Keilwinkel β bezeichnet den Winkel zwischen der Freifläche und der Spanfläche und wird in der Keilmessebene gemessen.

Spanwinkel γ :

Der Spanwinkel γ bezeichnet den Winkel zwischen der Wirk- bzw. Werkzeugbezugsebene und der Spanfläche und wird in der Keilmessebene gemessen.

Winkel zur Beschreibung der Lage des Schneidkeils

Schnittwinkel δ (in den analytischen Modellansätzen θ):

Der Schnittwinkel oder auch Spannungswinkel δ ist die Summe

me aus Keil- und Freiwinkel, dargestellt in der Arbeitsebene. Dieser Winkel beschreibt die räumliche Lage der Spanfläche bezogen auf die Werkstoffoberfläche und beschreibt somit, unter welchem Winkel der Span erzeugt wird.

Einstellwinkel κ (nach DIN 6581, 1966):

Der Einstellwinkel κ ist der Winkel zwischen Schneiden- und Arbeitsebene. Er wird in der Wirk- oder Werkzeugbezugsebene gemessen.

Neigungswinkel λ (nach DIN 6581, 1966):

Als Neigungswinkel bzw. Achsenwinkel λ (Ettelt und Gittel, 2004) wird der Winkel in der Schneideebene zwischen der Schneide und der Wirk- oder Werkzeugbezugsebene bezeichnet.

Winkel zur Beschreibung der Orientierung der physikalischen Vektoren (nach DIN 6580, 1963)

Vorschubrichtungswinkel φ :

Der Vorschubrichtungswinkel φ ist der Winkel zwischen Vorschub- und Schnittrichtung.

Wirkrichtungswinkel η :

Der Wirkrichtungswinkel η ist der Winkel zwischen Wirk- und Schnittrichtung.

Schnittkraftmodelle

Empirische Schnittkraftmodelle

Im Vergleich zu dieser einheitlichen und mittlerweile ausführlichen schriftlichen Definition gibt es in der Holzbranche zwei grundsätzliche Herangehensweisen zum Aufstellen der physikalischen bzw. mathematischen Beschreibung der Schnittkraft. Die bekannteren Schnittkraftmodelle von Ettelt und Gittel (2004), ein einparametrisches Rechenmodell, bzw. von Kivimaa (1953) und Palitzsch (1962), ein zweiparametrisches Rechenmodell, basieren auf den empirischen verfahrenstechnischen Beschreibungsmodellen in Abhängigkeit des Zerspanungsvolumens, d. h. dem Produkt aus Spanungsbreite, Spandicke und dem Schneidenvorschub, nach Taylor (1907), Viktor (1917) und Kienzle (1952). Diese Berechnungsformel wurde sukzessive erweitert. So konnte Kronenberg (1927) nachweisen, dass die spezifische Schnittkraft k_c , die auf die Spanquerschnittsfläche A bezogene Schnittkraft, fast ausschließlich von der Spandicke h und nur vernachlässigbar von der Spanungsbreite b beeinflusst wird. Er stellte die Abhängigkeit der spezifischen Schnittkraft als Funktion der Spanungsfläche dar (Gl. 1).

$$k_c = f(A) \quad (1)$$

Nach der Übertragung der damaligen Schnittkraftformel auf die Holzspanung wurden Schnittdrehmoment, Gleich- und Gegenlauf sowie Faserwinkel auf ihre Einflüsse auf die Schnittkraft untersucht (Pause, 1943; Baumann, 1951; Kivimaa, 1952; Hipp und Schönborn, 1955). Allerdings wurden

die identifizierten Einflüsse nicht in die Schnittkraftformel als Korrekturfaktoren implementiert, sondern ausschließlich als Bezeichnungsindizes berücksichtigt. So findet bis heute die Ermittlung der Schnittkraft anhand der empirischen Modelle aus dem Zerspanungsvolumen und der spezifischen Schnittkraft k_c nach Kivimaa (1953) und Palitzsch (1962) breite Anwendung (Gl. 2-3):

$$F_c = k_c \cdot A_m = k_c \cdot h_m \cdot b = \left[w_0 + \frac{K}{h_m} \right] \cdot h_m \cdot b \quad (2)$$

Dabei bedeuten:

- F_c – Schnittkraft
- A_m – Zerspanungsquerschnitt

$$A_m = h_m \cdot b$$

- h_m – Mittlere Spandicke

$$h_m = f \cdot \sin \kappa$$

- k_c – Spezifische Schnittkraft

$$k_c = w_0 + \frac{K}{h_m} \quad (3)$$

wobei K und w_0 Konstanten sind, die den Kurvenverlauf beschreiben und empirisch ermittelt werden müssen.

Ettelt und Gittel (2004) konnten anhand der Gl. 4 nachweisen, dass die spezifische Schnittkraft bei Verwendung eines Exponenten n von 0,5 annäherungsweise konstant ist:

$$F_c = k_{cn} \cdot (h_m)^n \cdot b \quad (4)$$

Hierfür wurde weiterhin zu Grunde gelegt, dass die spezifische Schnittkraft k_{cn} eine lineare Funktion der Spandicke ist, die jedoch empirisch ermittelt werden muss. Anhand von folgenden zwei Sonderfällen wurde die spezifische Schnittkraft untersucht:

1. Die Schnittkraft F_c ist nicht mehr unmittelbar von der Spandicke h_m abhängig. Um dies zu erreichen setzt man in Gl. 6 den Exponent $n = 0$. Da $(h_m)^0 = 1$ ist, beeinflusst die Spandicke h_m nur mehr die spezifische Schnittkraft.
2. Die Schnittkraft F_c ist an der Stelle $n = 1$ linear von der Spandicke abhängig.

Aufgrund vieler Versuchsreihen konnte nachgewiesen werden, dass zum einen der Faktor k_{cn} der spezifischen Schnittkraft mit zunehmender Spandicke ansteigt, wenn der Exponent $n = 0$ ist und zum anderen der Faktor k_{cn} abfällt, wenn der Exponent $n = 1$ (Gl. 4) ist. Des Weiteren konnte somit

festgestellt werden, dass die spezifische Schnittkraft $k_{c0,5}$ in dem Bereich der Exponenten n von 0,5 bis 0,6 nicht mehr von der mittleren Spandicke abhängig ist. Allerdings wurde der Einfachheit halber der Exponent auf 0,5 festgelegt (Ettelt und Gittel, 2004).

Für eine überschlagsmäßige Abschätzung der auftretenden Schnittkräfte, wie sie zum Beispiel für eine Maschinenauslegung benötigt wird, liefert das empirische Modell eine ausreichende Genauigkeit (Martynenko et al., 2006). Aufgrund der geringen Komplexität ihrer mathematischen Formulierung bietet es eine gute Anwendbarkeit bei den Technologen. Zudem eignet es sich aufgrund der Vereinfachung zur grafischen Beschreibung des Zerspanungsprozesses.

Analytische Schnittkraftmodelle

Im Gegensatz zu den empirischen Modellen wird beim zweiten grundlegenden Ansatz zur Beschreibung des Zerspanungsprozesses ein analytischer Weg gewählt. Dieses Modell beruht auf physikalischen (Mechanik, Geometrie, Reibung) und materialtheoretischen (Werkstoffeigenschaften sowie Werkstoffinhomogenität) Überlegungen. Hierzu zählen die Schnittkraftmodelle von Fischer (1978), Sitkei (1983) und Csanády und Magoss (2013), sowie Atkins (2009). Diese Modelle beschreiben den gesamten Wirkprozess, zerlegt in seine einzelnen Komponenten anhand ihrer physikalischen Prinzipien unter Berücksichtigung ihrer räumlichen Lage. Diese Modelle beinhalten teilweise werkstoffspezifisches Verhalten (Fischer, 1978), sowie prozesstechnische Auswirkungen, wie etwa die Deformation des Spans und des Werkstückes (Csanády und Magoss, 2013). Das bedeutet, dass zum Beispiel die zu überwindende Reibkraft zwischen Schneidkeil und Werkstückoberfläche als Kraftvektorfeld angenommen wird. Außerdem wird in den analytischen Modellen auch die Deformation und Bruchinitiierung durch die Schneidkeilspitze, der Verschleiß des Schneidkeils sowie die Biegebeanspruchung im Span durch das Umlenken auf der Spanfläche berücksichtigt. Allerdings ist die Anwendung bis heute nur in Sonderfällen möglich, da für die berücksichtigten viskoelastischen und plastoelastischen Glieder nur vereinzelt Kennwerte vorhanden sind (Fischer, 1978). Zudem steigt die Komplexität der mathematischen Formulierungen des Wirkprozesses durch die Berücksichtigung der Kennwertfunktionen an (Fischer, 1980).

Gegenüberstellung der unterschiedlichen Schnittkraftmodelle

Bei den empirischen Modellen wird im Gegensatz zu den analytischen Modellen angenommen, dass die Schnittkraft vektoriell an der geometrisch idealen Schneidkante angreift. Der vektorielle Verlauf der Schnittkraft ist somit ausschließlich durch den Vorschub- und Schnittrichtungsvektor definiert (ISO 3002, 1992). Das bedeutet, dass sich die Schnittkraft ausschließlich aus den technologischen Einflüssen, dem Produkt aus Spannungsvolumen und spezifischer Schnittkraft, zusammensetzt und die Schnittkraftrichtung durch die mathematische Vektorenbeschreibung erfolgt. Martynenko et al. (2006) vergleichen die beiden empirischen Beschreibungsmodelle

von Kivimaa (1953) und Palitzsch (1962) sowie Ettelt und Gittel (2004) hinsichtlich ihrer Genauigkeit und Einfachheit und Anwendbarkeit. Dabei konnten sie nachweisen, dass der Ansatz von Ettelt und Gittel (2004) nur für grobe überschlagsmäßige Berechnungen verwendet werden kann, da die kalkulierten F_c -Werte in den Randbereichen der mittleren Spandicke eine Streubreite von bis zu 40 % aufweisen. Allerdings hielten sie auch fest, dass aufgrund der mangelhaften Genauigkeit der Daten aus der Praxis dieser Ansatz durchaus für die Auslegung von Maschinen ausreichend ist. So kann festgehalten werden, dass sich die Beschreibung der Spanbildung mit dem empirischen Spannungsmodell auf wissenschaftliche Erfahrung stützt, jedoch aufgrund der hohen Streuung eine Vielzahl von Versuchen voraussetzt.

Im Gegensatz zu den empirischen Modellen wird bei den analytischen Modellen die Schnittkraft nicht einem bestimmten Ort zugeordnet. Hierbei wird die Wirkrichtung und räumliche Lage der Einflussfaktoren bei der Berechnung der Einzelkomponenten berücksichtigt. Bei den analytischen Ansätzen werden die Auswirkungen der materialspezifischen Eigenschaften und verfahrenstechnischen Einflüsse einbezogen. So berücksichtigte Fischer (1978) bei der Berechnung der Schnittkraft bereits die Schneidenverrundung. Im darauffolgenden Jahr konnte Fischer (1979) nicht nur den Einfluss des Schneidenverschleißes auf die neu erzeugte Werkzeugoberfläche beobachten, sondern konnte dies anhand des analytischen Modellansatzes auch beschreiben und in das Modell zur Beschreibung der Schnittkraft mit aufnehmen. Im Vergleich zu Atkins (2003), sowie Sitkei (1983) und Csanády und Magoss (2013) berücksichtigt das Modell von Fischer (1978) nicht nur die Reibung an der Oberseite der Schneide, d. h. zwischen Span und Spanfläche, sondern auch die Reibung zwischen Werkstück und Unterseite der Schneide (Freifläche). Besonders hervorzuheben ist die Tatsache, dass die durch die Inhomogenität und Anisotropie des Holzes hervorgerufenen unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften in Abhängigkeit der Faserrichtung bereits im Modell von Fischer (1978) miteinbezogen wurden.

Sitkei (1983) erweiterte das analytische Beschreibungsmodell des Wirkprozesses um die Spanumlenkung und die daraus entstehende Biegebeanspruchung im entstehenden Span. In der Metallbranche wurden sowohl die empirischen Ansätze als auch die analytischen Ansätze weiterentwickelt. So konnte Atkins (2003) für die Metallbranche ein analytisches Modell entwickeln, welches neben den bereits bekannten Einflussfaktoren auch die Bruchenergie berücksichtigt. Dies konnte er teilweise auch auf andere Werkstoffe, wie zum Beispiel auf Holz, übertragen. Csanády und Magoss (2013) konnten anhand der Wirkprozessbeschreibung von Sitkei (1983) weitere Einflussfaktoren, wie die Temperaturentwicklung im Werkzeug, untersuchen und deren Einfluss auf den Schneidenverschleiß nachweisen.

Eine analytische Herangehensweise für die Entwicklung eines Schnittkraftmodells ist aus wissenschaftlicher Sicht zu begrüßen, weil damit die einzelnen Phänomene (Fließen, Reibung, Deformation) und deren Auswirkungen (Fließkraft, Reibkraft, Deformationskraft, Scherkraft) auf den gesamten Prozess (Span und Werkstück) untersucht werden können.

Hingegen ist eine analytische Herangehensweise aus technologischer Sicht eher unvorteilhaft, da sich viele Faktoren im Laufe der Bearbeitung verändern und einige Faktoren teilweise noch unbestimmt sind (Fischer, 1978; Csanády und Magoss, 2013). Zudem werden die verfahrenstechnischen Einflüsse, wie zum Beispiel die Schnittgeschwindigkeit, nicht berücksichtigt. Damit sind die Ergebnisse nur sehr eingeschränkt auf die Praxis übertragbar, bzw. ist die Nutzung dieser Modelle für die Maschinen- und Werkzeugauslegung limitiert.

Resümee und Ausblick

Aufgrund der mathematischen Komplexität und der noch fehlenden Parameter sind die analytischen Beschreibungsmodelle in der Praxis wesentlich unbekannter als die empirischen Beschreibungsmodelle. Jedoch werden in der Holzbranche die in den analytischen Beschreibungsmodellen berücksichtigten Einflüsse des Werkzeuges (Verschleiß, Material) und des Werkstückes (wie zum Beispiel Rohdichte, Faserwinkel) in den empirischen Modellen nur als Bezeichnungsindizes berücksichtigt. Die bislang in der Holzbranche verwendeten empirischen Beschreibungsmodelle des Wirkprozesses sind auf Basis der zuvor durchgeführten praktischen Versuche abgeleitet worden. Aus technologischer Sicht besteht die Bestrebung ein Beschreibungsmodell zu entwickeln, welches ähnlich den analytischen Modellen sämtliche signifikante Einflussfaktoren berücksichtigt, die jedoch gleichzeitig eine geringere mathematische Komplexität aufweisen. So werden im zweiten Teil des Reviews die analytischen Modellansätze erläutert, um abschließend im dritten Teil die jeweiligen technologisch relevanten Einflussfaktoren zu identifizieren und definieren zu können. Im dritten Teil soll anhand eines interdisziplinären Ansatzes der aus der Kunststoff- und Metallbranche bekannte und bereits oben erwähnte semi-empirische Modellansatz auf die Zerspanungsprozesse der Holzbranche übertragen werden.

Danksagung

Das diesem Artikel zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln der Europäischen Union, des Europäischen Fonds für regionale Entwicklung (EFRE) und dem Land Niederösterreich, Abteilung Wirtschaft, Tourismus und Technologie, gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Literatur

- Atkins AG (2003) *Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: quantitative explanations for some longstanding problems*. *International Journal of Mechanical Science* 45: 373-396
- Atkins T (2009) *The Science and Engineering of Cutting*. Butterworth-Heinemann, Amsterdam
- Autorenkollektiv (1988) *Wissensspeicher Holztechnik – Grundlagen*. 2. Auflage, Fachbuchverlag, Leipzig
- Autorenkollektiv (1990) *Lexikon der Holztechnik*. 4. Auflage, Fachbuchverlag, Leipzig
- Baumann W (1951) *Kreissägeblätter und ihre Kräfteeinwirkungen auf das Holz*. *Holz als Roh- und Werkstoff* 9: 427-431
- Csanády E, Magoss E (2013) *Mechanics of Wood Machining*. 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg
- DIN 6580 (1963) *Begriffe der Zerspantechnik – Bewegungen und Geometrie des Zerspanungsvorganges*
- DIN 6581 (1966) *Begriffe der Zerspantechnik – Geometrie am Schneidkeil des Werkzeuges*
- DIN 6584 (1982) *Begriffe der Zerspantechnik – Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen*
- DIN 8580 (1963) *Begriffe der Fertigungsverfahren – Einteilung*
- Ekevad M, Marklund B, Gren P (2012) *Wood-chip formation in circular saw blades studied by high-speed photography*. *Wood Material Science and Engineering* 7: 115-119
- Ettelt B, Gittel H-J (2004) *Sägen, Fräsen, Hobeln, Bohren – Die Spannung von Holz und ihre Werkzeuge*. 3. Auflage, DRW-Verlag, Leinfelden-Echterdingen
- Fischer R (1978) *Ein Beitrag zur Mechanik des Spanungsvorganges nicht fließfähiger Werkstoffe am Beispiel von Holz*. *holztechnologie* 19: 75-80
- Fischer R (1979) *Orientierende Versuche zur Reibung beim Schneiden von Holz*. *holztechnologie* 20: 111-115
- Fischer R (1983) *Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz und ein Beitrag zur Modellierung der Abstumpfung von Holzbearbeitungswerkzeugen*. *holztechnologie* 24: 70-72
- Fischer R (1989a) *Die rechnergestützte Simulation von Vorgängen der mechanischen Bearbeitung von Holzwerkstoffen – Teil 1: Konzept für ein physikalisch determiniertes Modell*. *holztechnologie* 30: 89-92
- Fischer R (1989b) *Die rechnergestützte Simulation von Vorgängen der mechanischen Bearbeitung von Holzwerkstoffen – Teil 2: Erste Fassung eines Rechnerprogrammes zum maschinenlosen Experimentieren an der Wirkpaarung Schneide/Werkstoff*. *holztechnologie* 30: 281-282
- Fischer R, Knüpfner W, Regensburger K (1980) *Orientierende Versuche zur Deformation beim Schneiden von Holz*. *holztechnologie* 21: 49-54
- Goli G, Fioravanti M, Sodini N, Jiangang Z, Uzielli L (2005) *Wood Processing: a contribute to the interpretation of surface origin according to grain orientation*. In: *Proc. of 17th International Wood Machining Seminar, Rosenheim, Germany*

Heisel U, Tröger J (2001) Aktueller Handlungsbedarf zur Bestimmung der Kräfte am Schneidkeil (2). *HOB Die Holzbearbeitung* 47: 72-76

Hipp K, Schönborn H-H (1955) Trägheitsfreie Schnittkraftmessung beim Holzfräsen. *Holz als Roh- und Werkstoff* 13: 21-23

ISO 3002 (1992) Grundbegriffe für das Zerspanen und Schleifen – Teil 1: Geometrie am Schneidteil spanender Werkzeuge – Allgemeine Begriffe, Bezugssysteme, Werkzeuge und Wirkwinkel, Spanformer

Kienzle O (1952) Bestimmung von Kräften an Werkzeugmaschinen. *Z-VDI 94*: 299-305

Kivimaa E (1950) Cutting force in woodworking. *Valtion Teknillinen Tutkimuslaitoksen Julkaisuja* 18: 102

Kivimaa E (1952a) Die Schnittkraft in der Holzbearbeitung. *Holz als Roh- und Werkstoff* 10: 94-108

Kivimaa E (1952b) Was ist die Abstumpfung der Holzbearbeitungswerkzeuge? *Holz als Roh- und Werkstoff* 10: 425-428

Kivimaa E, Kovanen M (1953) Microsharpening of veneer lathe knives. Translation, Commonwealth of Australia CSIRO (1985), No. 3907 (Transl. from Valtion teknillinen tutkimuslaitos. Tiedotus No. 126, pp 21)

Kronenberg M (1927) Grundzüge der Zerspanung, Verlag von Julius Springer, Berlin

Maier G (2001) Was ist eigentlich ...? – Schnittleistung beim Spanen (3). *HOB Die Holzbearbeitung* 47: 73-75

Martynenko S, Scholz F, Tröger J (2006) Modellierung der Kräfte am Schneidkeil. *holztechnologie* 47: 32-38

Medić M, Fajdiga M (1996) Messungen der Schnittkraft beim Hobeln von Holz mit einer schräggestellten Hobelmessersäge. *Holz als Roh- und Werkstoff* 54: 27-35

Meyer M (2011) Signalverarbeitung – Analoge und digitale Signale, Systeme und Filter. 6. Auflage, Vieweg und Teubner Verlag, Wiesbaden

Pahlitzsch G (1962) Internationaler Stand der Forschung auf dem Gebiet des Sägens. *Holz als Roh- und Werkstoff* 20: 381-392

Pahlitzsch G (1966) Internationaler Stand der Forschung auf dem Gebiet des Hobelns und des FräSENS von Holz und Holzwerkstoffen. *Holz als Roh- und Werkstoff* 24: 579-593

Pahlitzsch G, Dziobek K (1968) Untersuchungen über das Abstumpfungsverhalten eines Schneidzahn. *Holz als Roh- und Werkstoff* 26: 162-170

Pahlitzsch G, Jostmeier H (1964a) Beobachtung über das Abstumpfungsverhalten beim Fräsen von Spanplatten. *Holz als Roh- und Werkstoff* 22: 139-146

Pahlitzsch G, Jostmeier H (1964b) Weitere Beobachtungen über das Abstumpfungsverhalten und den Einfluß der Schnittgeschwindigkeit beim Fräsen von Spanplatten. *Holz als Roh- und Werkstoff* 22: 424-429

Pahlitzsch G, Jostmeier H (1965) Beobachtung über das Abstumpfungsverhalten beim Fräsen von Schichtstoff-Verbundplatten. *Holz als Roh- und Werkstoff* 23: 121-124

Palmqvist J, Lenner M, Gustafsson S-I (2005) Cutting-forces when up-milling in beech. *Wood Science and Technology* 39: 674-684

Pause H (1943) Die Antriebsleistung der Holzhobelmaschine. *Holz als Roh- und Werkstoff* 6: 54-60

Pfriem A, Buchelt B (2011) Influence of the slicing technique on mechanical properties of the produced veneer. *European Journal of Wood and Wood Products* 69: 93-99

Risse A (2012) Fertigungsverfahren der Mechatronik, Feinwerk- und Präzisionsgerätetechnik – Kapitel 4: Trennen. Vieweg und Teubner Verlag, Wiesbaden

Sachsenberg (1936) Arbeitsgenauigkeit der Werkzeugmaschinen unter Berücksichtigung auftretender Schnittkräfte. *Die Werkzeugmaschine*

Sitkei G (1983) Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz. *holztechnologie* 24: 67-72

ABSTRACT

Review:

State of the art of cutting force examinations of wood Part 1

Since the middle of the 20th century several studies concentrate on the mathematical description of the cutting process of wood. In order to resolve this problem, empirical as well as analytical approaches were applied. Despite extensive research until now still no practical as well as a complete description of the interaction process of wood cutting exists. For this reason the aim of the following work is bringing together different approaches to develop an accurate and yet user-friendly explanation of cutting forces in wood, likewise in the metal working industry. Basic requirement is the consistent use of the general definitions. Therefore this part of the work deals with the geometric principals of the cutting process. Furthermore previously developed models, especially empirical models, are presented. Additionally assets and drawbacks of the analytical models are discussed.

Keywords: Cutting force model, empirical, analytical, wood

Taylor FW (1907) On the Art of Cutting Metals. Transactions ASME 28: 31-350

Viktor H (1917) Beitrag zur Kenntnis der Schnitkräfte. T.H., Hannover

Autoren

Dipl.-Ing. Thomas Krenke studierte bis 2011 Verfahrenstechnik mit Spezialisierung auf Holz- und Faserwerkstofftechnik an der Technischen Universität Dresden. Seit 2012 ist er als wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH, A-3430 Tulln, Österreich, Konrad-Lorenz-Straße 24, tätig. Gleichzeitig ist er Dissertant am Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe am Department für Materialwissenschaften und Prozesstechnik an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien. t.krenke@kplus-wood.at

Dipl.-Ing. Dr. Stephan Frybort, Jahrgang 1978, studierte Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien. Seit 2013 ist er als Senior Researcher bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH tätig.

Priv.-Doz. Dr. Ulrich Müller, Jahrgang 1967, studierte nach einer Tischlerlehre Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur Wien (BOKU) und war nach einer Tätigkeit in der Holzindustrie als Universitätsassistent am Department für Materialwissenschaften, Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe, an der BOKU und als Key Researcher im Kompetenzzentrum Wood K plus beschäftigt. Von 2006 bis 2013 war Müller als Key Researcher und Bereichsleiter der Area Massivholz und Holzverbundwerkstoffe bei Wood K plus tätig. Seit 2013 ist er an die BOKU als Assistent des Instituts für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe zurückgekehrt, ist aber durch zahlreiche Projektaktivitäten weiterhin mit Wood K plus eng verbunden.

PRODUKTE/MELDUNGEN

„Holzböden im Freien“ bekommt Staatspreis

Die drei „schönsten Bücher Österreichs“ wurden am 7. Mai 2014 im Bundeskanzleramt mit dem begehrten Staatspreis ausgezeichnet. Eine hochkarätige Jury wählte unter 191 Einreichungen von 139 Verlagen das von proHolz Austria herausgegebene Buch „Holzböden im Freien“ aus. Das Siegerbuch, vorgestellt im vorigen Heft der **holztechnologie**, wurde für die „höchste gestalterische Professionalität“ in der Kategorie „Wie wir leben“ ausgewählt. Den Preis für die graphische Gestaltung

übernahm Andrea Redolfi (Atelier Gassner Redolfi KG). Der „Wolkenhimmel-Umschlag“ weckt nicht nur beim Fachpublikum das Interesse am Thema Bodenbeläge aus Holz, sondern auch bei einer breiten Öffentlichkeit. Die Holzforschung Austria hat den fachlichen Inhalt für das Siegerbuch geliefert. Die wissenschaftliche Grundlage dafür wurde an der Forschungsterrasse Tulln im Zuge eines mehrjährigen Forschungsprojektes erarbeitet, an dem rund 40 Partner beteiligt waren.

Biobasierte Dispersionslacke

Forschern des Fraunhofer-Instituts WKI sowie der Firmen Worlée-Chemie und Remmers Baustofftechnik gelang es, biotechnologisch produzierte Itaconsäure, eine der Schlüsselchemikalien für den Zugang zu chemischen Produkten aus nachwachsenden Rohstoffen, für Lackharze zu nutzen. Mit finanzieller Förderung des Bundesministeriums für Ernährung und Landwirtschaft entwickelten sie Dispersionslacke auf Wasserbasis, für die sie auf Derivate der Itaconsäure zurückgriffen.

Die unter UV-Strahlung härtenden Dispersionen lassen sich in Abhängigkeit von den eingesetzten Komponenten zu Matt- oder Hochglanzvarianten verarbeiten. Wahlweise entstehen flexible Lasuren oder Hartlacke mit Einsatzfeldern sowohl für die Außenanwendung als auch im Innenbereich. Insbesondere die Beständigkeit der neuen Produkte bei der Beschichtung von

Hölzern im Außenbereich wird als vergleichbar mit kommerziell am Markt erhältlichen UV-PU-Acrylaten angesehen. Die 100 % UV-vernetzbaren Bindemittel eignen sich für Grundierungen im Bereich Möbel- oder Parkettlacke. Den Partnern gelang es zudem, den Herstellungsprozess des Bindemittels effizient und kostengünstig zu gestalten und dabei einen bislang unerlässlichen Prozessschritt einzusparen.

Die Abschlussberichte stehen in der Datenbank der FNR (www.fnr.de → Projekte & Förderung) unter den Förderkennzeichen 22020408 (Grundlagen), 22004510 (Synthese) und 22004610 (Formulierung, Applikation, Produktbewertung) zur Verfügung.

Fachagentur Nachwachsende Rohstoffe e.V.

9.2 Publikation II - Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil II

Krenke, T.; Frybort, S.; Martinez-Conde Lopez, A.; Müller, U. (2015) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil II, Holztechnologie 55,6: 38-47

Review:

Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz

Teil 2

Thomas Krenke, Stephan Frybort, Alejandro Martinez-Conde Lopez, Ulrich Müller

Seit Mitte des 20. Jahrhunderts wird eine mathematisch, physikalisch determinierte Beschreibung des Wirkprozesses für die spanende Holzbearbeitung angestrebt. Dies wurde sowohl anhand empirischer als auch analytischer Ansätze verfolgt. Trotz umfangreicher Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der Schnittkraftuntersuchung konnte bis heute keine in der Praxis anwendbare und vollständige Beschreibung des Wirkprozesses entwickelt werden. Aus diesem Grund wird versucht, die unterschiedlichen Ansätze zusammen zu führen, um daraus, ähnlich wie in der Metallindustrie, ein möglichst genaues und dennoch anwendungsfreundliches Schnittkraftmodell entwickeln zu können. Im ersten Teil wurden die geometrischen Grundlagen im Schnittprozess dargestellt und die bisher entwickelten empirischen Modelle vorgestellt. In diesem Teil des Reviews werden der wissenschaftliche Stand der analytischen Beschreibungsansätze dargestellt und deren Anwendbarkeit auf Holz diskutiert.

Schlüsselwörter: Schnittkraftmodell, empirisch, analytisch, Holz

Einleitung

Im ersten Teil des Reviews wurde der wissenschaftliche Stand der empirischen Beschreibungsmodelle auf dem Gebiet des mechanischen Trennens von Holz und Holzwerkstoffen diskutiert. Dabei wurde teilweise bereits ein Bezug zu den analytischen Beschreibungsmodellen von *Fischer* (1978), *Sitkei* (1983) und *Atkins* (2009) hergestellt. Während empirische Modelle anhand einer Vielzahl von Untersuchungen abgeleitet werden, soll der Wirkprozess bei einer analytischen Beschreibung mittels physikalisch determinierter Modelle dargestellt werden. Das bedeutet aber, dass die empirischen Modelle strenggenommen nur für den jeweiligen im Versuch dargestellten Wirkprozess anwendbar sind. Im Gegensatz dazu beruhen die analytischen Modelle jedoch auf physikalisch begründetem Wissen und sind somit allgemeingültig (*Fischer*, 1978). Die Anwendung dieser Modelle hat sich mangels teilweise nicht zur Verfügung stehender Materialkennwerte in der Praxis nicht durchgesetzt. Zusätzlich wird aufgrund der getroffenen Annahmen zur Vereinfachung des mechanischen Materialverhaltens die Verifizierbarkeit der Beschreibungsmodelle anhand von Schnittkraftmessungen erschwert. Hinzu

kommt, dass eine exakte Validierung der einzelnen Terme aus der theoretischen Beschreibung nur unter sehr hohem Aufwand durchführbar ist.

Unabhängig von dem zu zerspanenden Material gibt es bei schneidenden Trennvorgängen verfahrenstechnische Parameter und gesetzmäßige Zusammenhänge, die durch die Eigenschaften des Werkstücks nicht beeinflusst werden (*Sitkei*, 1983). Diese Zusammenhänge können daher auch auf den anisotropen Werkstoff Holz übertragen werden. Um ein Beschreibungsmodell entwickeln zu können, welches in der Lage ist, sämtliche signifikante Einflüsse auf den Wirkprozess beim Trennvorgang von Holz zu berücksichtigen, werden in der folgenden Arbeit die bekanntesten analytischen Beschreibungsmodelle vorgestellt. Anschließend werden diese hinsichtlich ihrer Stärken und Schwächen diskutiert.

Schnittkraftmodelle

Die empirischen Modellansätze in der Holzindustrie zur Beschreibung von Schnittvorgängen sind auf die in der Me-

tallindustrie entwickelten Ansätze zurückzuführen (Taylor, 1907; Viktor, 1917). Hingegen sind zwei der drei wichtigsten Ansätze der analytischen Beschreibung des Trennprozesses von Holz direkt im Holzbereich von Fischer (1978) und Sitkei (1983) geschaffen bzw. von Csanády und Magoss (2013) weiterentwickelt worden. Atkins (2003) findet seine theoretische Beschreibung des Schnittmechanismus für den Metallbereich und überführte diese später auf inhomogene, anisotrope und hygroskopische Werkstoffe (Atkins, 2009). Grundlegend beinhalten alle drei Ansätze einen Reibungsanteil, einen Komprimierungs- und einen Schubverformungsanteil, sowie einen Bieigungsanteil (Fischer, 1979; Sitkei, 1983; Atkins, 2009).

Analytisches Schnittkraftmodell nach Fischer (1979)

Prozessbeschreibung

Bei der Entwicklung des physikalisch determinierten Beschreibungsmodells unterteilt Fischer den Zerspanungsvorgang in vier Stufen.

a) Erste Stufe:

In der ersten Prozessstufe trifft der Schneidkeil auf der Werkstückoberfläche auf. Diese wird solange deformiert bis die Reibungskraft und die Kraft zur Überwindung der Druckfestigkeit des Werkstücks vor der Schneidkante in Schnittrichtung (x) überwunden ist. Dies ist in Gl. 1 beschrieben.

$$c_1(x_0 - x_1) + \rho_1(\dot{x}_0 - \dot{x}_1) = R_1 + R_3 \quad (1)$$

Hierbei bedeutet:

- c_1 – Federglied
- x_0 – Horizontale Position der Schneide zum Zeitpunkt t_0
- x_1 – Horizontale Position der Schneide zum Zeitpunkt t_1
- ρ_1 – Geschwindigkeitsabhängiges Dämpfungsglied
- $\dot{x}_0$ – Schnittgeschwindigkeit
- $\dot{x}_1$ – Geschwindigkeit der Schneide zum Zeitpunkt t_1
- R_1 – Reibungskraft (siehe Abschnitt „Definition zu den mechanischen Kräften“)
- R_3 – Kraft, die benötigt wird, um den Werkstoff vor der Schneide bis zur Initialisierung des Materialbruches zu deformieren (siehe Abschnitt „Definition zu den mechanischen Kräften“)

b) Zweite Stufe:

In dieser Stufe wird mittels des d'Alembertschen Prinzips das eigentliche Eindringen des Schneidkeils in das Werkstück (Anschnitt) und die dabei im System entstehenden Schwingung und deren Dämpfung beschrieben. Diese Systemschwingungen entstehen zum einen durch die Rückverformung des elastischen Verformungsanteiles bei der Initialisierung des Materialbruches. Zum anderen entstehen diese durch die Inhomogenität des Werkstoffes, wie zum Beispiel Jahrringgrenzen oder Rohdichteschwankungen. Diese Schwingungen können im Weiteren aber auch durch bestimmte Schnittbedingungen, wie zum Beispiel den von Kivimaa (1952a und b) festgestellten Einfluss des Faserverlaufes auf das Brechen des Spanes, angeregt werden. Das bedeutet für die Beschreibung des Zerspanungsprozesses, dass sich die Beschreibungsstufen

eins und zwei während des Schnittprozesses kontinuierlich abwechseln können. Somit kommt es aus mechanischer Sicht bei diesen Bedingungen zu einem Auftreffen der Schneide auf der Werkstückoberfläche, dem Deformieren der Oberfläche, der Initialisierung des Materialbruches, einem Vorspalten mit anschließendem Vorrauseilen des Risses und dadurch zu einem kurzzeitigen Stoppen des Trennprozesses. Sollte der Sonderfall des Vorspaltes bzw. das Vorrauseilen des Risses und somit der kurzzeitige Abbruch des Trennprozesses nicht eintreten bzw. die Systemschwingungen (hervorgerufen durch das Zurückfedern des elastisch verformten Werkstoffes) abgeklungen sein, ergibt sich für die Bewegungsgleichungen aus mechanischer Sicht ein stationärer Zustand. Das bedeutet, die Bewegungsgleichungen werden gleich Null gesetzt, siehe Gl. 2 und 3.

$$c_1(x_0 - x_1) + \rho_1(\dot{x}_0 - \dot{x}_1) - R_1 - R_3 - [c_2(y_0 - y_1) + \rho_2(\dot{y}_0 - \dot{y}_1)] \cdot \tan(\alpha_2 + \delta) = 0 \quad (2)$$

$$c_2(y_0 - y_1) + \rho_2(\dot{y}_0 - \dot{y}_1) - R_2 - m\ddot{y}_1 = 0 \quad (3)$$

Hierbei bedeutet:

- c_1, c_2 – Federglieder
- x_0 – Horizontale Position der Schneide zum Zeitpunkt t_0
- x_1 – Horizontale Position der Schneide zum Zeitpunkt t_1
- ρ_1, ρ_2 – Geschwindigkeitsabhängige Dämpfungsglieder
- $\dot{x}_0$ – Schnittgeschwindigkeit
- $\dot{x}_1$ – Geschwindigkeit der Schneide zum Zeitpunkt t_1
- R_1 – Reibungskraft
- R_3 – Kraft, die benötigt wird, um den Werkstoff vor der Schneide bis zur Initialisierung des Materialbruches zu deformieren
- y_0 – Vertikale Position des Spanes zum Zeitpunkt t_0
- y_1 – Vertikale Position des Spanes zum Zeitpunkt t_1
- $\dot{y}_0$ – Geschwindigkeit des Spanes zum Zeitpunkt t_0
- $\dot{y}_1$ – Geschwindigkeit der Schneide zum Zeitpunkt t_1
- R_2 – Kraft zum Abtrennen bzw. Lösen des Spanes (siehe Abschnitt „Definition zu den mechanischen Kräften“)
- $m\ddot{y}_1$ – Umlenkkraft
- α_2 – Reibungswinkel an der Spanfläche
- δ – Schnittwinkel

c) Dritte Stufe:

In dieser Phase wird ausschließlich der Spanabhebungsprozess, nachdem die Schneide bereits in das Werkstück eingedrungen ist und sich die Bewegungsgleichung im stationären Zustand befindet, beschrieben. Das bedeutet, Stufe 1 und 2 sind abgeschlossen und brauchen für die Beschreibung aus mechanischer Sicht nicht berücksichtigt zu werden. Bei der physikalisch determinierten Teilprozessbeschreibung des Spanabhebungsprozesses muss ausschließlich die Reibungskraft unterhalb der Schneide, die Deformationskraft und die Kraft zum Abtrennen des Spanes, die Umlenkkraft und die Reibungskraft auf der Spanfläche, berücksichtigt werden. Unter Einbeziehung der Vereinfachungen aus dem stationären Zustand (z. B. es gibt keine Geschwindigkeitsdifferenzen) kann der Spanabhebungsprozess mit Gl. 4 beschrieben werden.

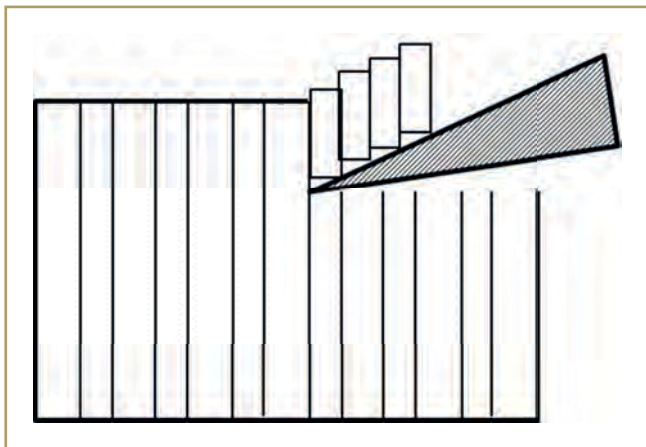


Abb. 1: Schnittrichtung A, Himschnitt (Fischer, 1978)

Fig. 1: Cutting direction A, end grain cut (Fischer, 1978)

$$F_s = R_1 + R_3 + (R_2 + m\ddot{y}_1) \cdot \tan(\alpha_2 + \delta) \quad (4)$$

Hierbei bedeutet:

- F_s – Spanabhebungskraft
- R_1 – Reibungskraft (unterhalb der Schneide)
- R_3 – Kraft, die benötigt wird, um den Werkstoff vor der Schneide bis zur Initialisierung des Materialbruches zu deformieren (Deformationskraft)
- R_2 – Kraft zum Abtrennen bzw. Lösen des Spanes
- $m\ddot{y}_1$ – Umlenkkraft
- α_2 – Reibungswinkel an der Spanfläche
- δ – Schnittwinkel

d) Vierte Stufe:

In diesem letzten Teilprozess wird ausschließlich die mechanische Wechselwirkung zwischen dem abgelösten Span und dem Werkzeug mittels der d'Alembertschen Bewegungsgleichung beschrieben. Dabei handelt es sich beim translativen Keilschneiden lediglich um die Abfuhr des abgelösten Spanes, welche mittels vektorieller Beschleunigung beschrieben wird. Aus diesem Grund hat dieser Teilprozess auf den eigentlichen Trennvorgang keinen Einfluss und wird somit bei Fischer (1978) vernachlässigt.

Definition zu den mechanischen Kräften

a) Reibungskraft R_1 :

Als Reibungskraft wird die Kraft bezeichnet, die benötigt wird, um die Reibung zwischen der Kontaktfläche des sich im Eingriff befindlichen Werkzeuges und dem Werkstück zu überwinden (vgl. Abb. 5 in Fischer, 1978). Hierbei berechnet sich die Fläche aus der Spanungsbreite und der Verschleißmarkenbreite. Aufgrund einiger Vereinfachungsannahmen (die Deformationstiefe beträgt den halben Schneidkantenradius, die Druckspannungen liegen im elastischen Bereich) kann die Normalkraft, die senkrecht auf die Kontaktfläche wirkt, berechnet werden (Fischer, 1983). Unter Verwendung des Reibungswinkels an der Kontaktfläche (zwischen Freifläche der Schneide und dem Holz) kann die Reibkraft unterhalb der Schneide ermittelt werden (Gl. 5).

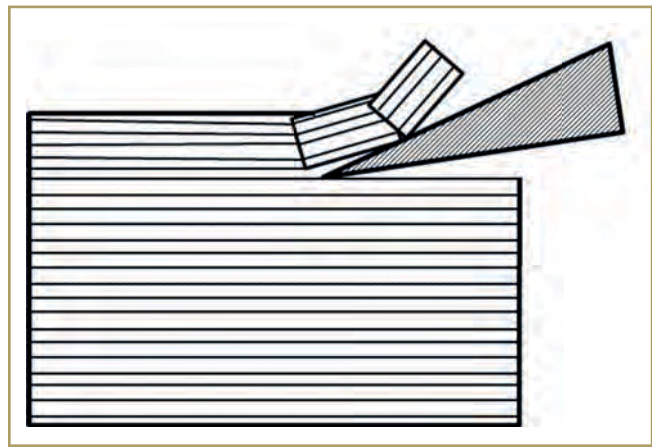


Abb. 2: Schnittrichtung B, Längsschnitt (Fischer, 1978)

Fig. 2: Cutting direction B, longitudinal cut (Fischer, 1978)

$$R_1 = \frac{r \cdot E \cdot B \cdot b \cdot \tan \alpha_1}{2 \cdot l_0} \quad (5)$$

Hierbei bedeutet:

- R_1 – Reibungskraft (unterhalb der Schneide)
- r – Schneidkantenradius
- E – Elastizitätsmodul
- B – Verschleißmarkenbreite
- b – Spanungsbreite
- α_1 – Reibungswinkel an der Freifläche
- l_0 – Entfernung vom Umlenkpunkt des Spanes bis zu dem Punkt an der die Spannung gegen Null geht

b) Kraft zum Abtrennen des Spanes R_2 :

Als Kraft zum Abtrennen des Spanes wird die Kraft bezeichnet, die zum Lösen des Spanmaterials vom Werkstück benötigt wird. Aufgrund der Anisotropie des Holzes entstehen für die unterschiedlichen Schnittrichtungen nach Kivimaa (1952a und b) verschiedene mechanische Belastungsfälle:

Schnittrichtung A

Zum Lösen des Spanes in Schnittrichtung A (siehe Abb. 1) wird angenommen, dass lediglich die Schubfestigkeit des Werkstoffes überwunden werden muss. Die dazu benötigte Kraft wird in Gl. 6 dargestellt.

$$R_{2A} = \tau \cdot h \cdot b \quad (6)$$

Hierbei bedeutet:

- R_{2A} – Kraft zum Abtrennen des Spanes in Schnittrichtung A
- τ – Schubfestigkeit
- h – Spanungsdicke
- b – Spanungsbreite

Schnittrichtung B

In Schnittrichtung B (siehe Abb. 2) wird der angeschnittene Span vom Grundkörper bis zum Materialversagen im Werk-

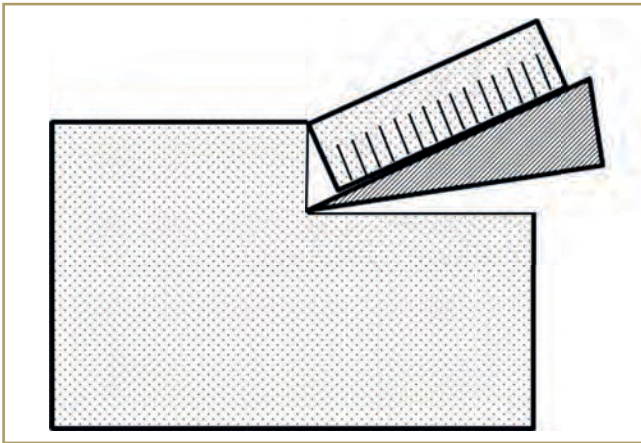


Abb. 3: Schnittrichtung C, Tangentialschnitt (Fischer, 1978)

Fig. 3: Cutting direction C, tangential cut (Fischer, 1978)

stück weggebogen. Aufgrund dieser Annahme wird die Kraft zum Ablösen des Spanes mittels Bruchspannung und Widerstandsmoment berechnet (Gl. 7):

$$R_{2B} = \frac{\sigma_{bB} \cdot b \cdot h^2}{6 \cdot l} \quad (7)$$

Hierbei bedeutet:

- R_{2B} – Kraft zum Abtrennen des Spanes in Schnittrichtung B
- σ_{bB} – Bruchspannung
- b – Spanungsbreite
- h – Spanungsdicke
- l – Vorspaltlänge

Schnittrichtung C

Hingegen wird in Schnittrichtung C (siehe Abb. 3) das Spanmaterial als zusammenhängender Span über die Spanfläche gleitend umgelenkt. Hierbei wird zur Vereinfachung angenommen, dass es zu einem Druckversagen in der oberen Hälfte des Spanungsquerschnittes kommt. Aus diesem Grund wird die Kraft zum Ablösen des Spanes in Schnittrichtung C nach Gl. 8 berechnet:

$$R_{2C} = \frac{\sigma_{bB} \cdot b \cdot h}{2 \cdot \tan(\alpha_2 + \delta)} \quad (8)$$

Hierbei bedeutet:

- R_{2C} – Kraft zum Abtrennen des Spanes in Schnittrichtung C
- σ_{bB} – Bruchspannung
- b – Spanungsbreite
- h – Spanungsdicke
- α_2 – Reibungswinkel an der Spanfläche
- δ – Schnittwinkel

c) Deformationskraft R_3 :

Die Deformationskraft ist die Kraft, die benötigt wird, um den Werkstoff vor der Schneidkante bis zur Bruchinitialisierung in

Schnittrichtung zu deformieren (vgl. Abb. 7 in Fischer, 1978). Da die zu projizierende Fläche zur Komprimierung des Materialgefüges vom Schneidkantenradius und der Kontaktfläche oberhalb und unterhalb der Schneidkante abhängt, wird diese vereinfacht als Rechteck angenommen. Dieses Rechteck besitzt als Länge die Spanungsbreite und als Breite den doppelten Schneidkantenradius. Mit Hilfe des Hookeschen Gesetzes lässt sich die Deformationskraft somit wie folgt beschreiben (Gl. 9):

$$R_3 = \varepsilon_b \cdot E \cdot b \cdot 2 \cdot r \quad (9)$$

Hierbei bedeutet:

- R_3 – Deformationskraft
- ε_b – Bruchstauchung
- E – Elastizitätsmodul
- b – Spanungsbreite
- r – Schneidkantenradius

d) Umlenkraft $m\ddot{y}_1$

Als Umlenkraft wird die Kraft bezeichnet, die benötigt wird, um das gelöste Spanmaterial umzulenken (vgl. Abb. 8 in Fischer, 1978). Das bedeutet, die Späne bzw. die einzelnen Spansegmente sind bereits vom Werkstück gelöst und müssen um den Schnittwinkel umgelenkt werden. Die Masse des umzulenkenden Materials wird durch das Volumen und die Dichte bestimmt. Das Volumen ermittelt sich aus Spanungsbreite, Spanungsdicke und dem zurückgelegten Schnittweg. Unter Berücksichtigung der trigonometrischen Funktionen kann die Umlenkraft nach Gl. 10 berechnet werden:

$$m\ddot{y}_1 = h \cdot b \cdot \rho \cdot v^2 \cdot \tan \delta \quad (10)$$

Hierbei bedeutet:

- $m\ddot{y}_1$ – Umlenkraft
- h – Spanungsdicke
- b – Spanungsbreite
- ρ – Dichte vom Werkstoff
- v – Geschwindigkeit
- δ – Schnittwinkel (Frei- + Keilwinkel)

Diskussion

Durch die Unterteilung des Zerspanungsprozesses in vier Stufen können die einzelnen Einflüsse gut beschrieben werden, jedoch wird dadurch das Beschreibungsmodell mathematisch sehr komplex und zur Maschinenauslegung nur schwer anwendbar. Im Weiteren stellt Fischer fest, dass die Anwendung seines entwickelten analytischen Beschreibungsmodells aufgrund der fehlenden plasto-elastischen Glieder Fehler aufweist. Für eine genaue Beschreibung müssten die für das Modell angenommenen plasto-elastischen Glieder in der Lage sein, neben einer Verschiebung auch eine Verdrehung zu berücksichtigen. Fischer (1978) nimmt an, dass durch die hohen Schnittgeschwindigkeiten die Stufen 1 und 2 zur Kal-

kulation der Schnittkraft zu vernachlässigen sind. Somit kann die Schnittkraft ausreichend genau anhand von Stufe 3 und 4 berechnet werden. Für die Validierung seines Schnittkraftmodells führte *Fischer* (1978) Versuche mit einer werkstoffseitigen Kraftmessung durch. Da jedoch die in der 4. Stufe beschriebene Beschleunigung des Spanes keinen Einfluss auf die am Werkstoff gemessenen Schnittkräfte hat, kann daher auch Stufe 4 vernachlässigt werden. Aus diesen Gründen ist die gemessene Schnittkraft mit der Spanabhebungskraft gleichzusetzen. Aktuelle Schnittkraftversuche mit einer Schnittgeschwindigkeit von rund 7 m/s, sowie Abstraten von 90 kHz und verbesserten dynamischen Eigenschaften der Messkette (hinsichtlich Übertragungsverhalten, Abschwingverhalten und Dämpfung) zeigen Schnittkraftverläufe, bei denen die von *Fischer* vernachlässigten Schwingverhalten aus Stufe 1 und 2 abwechselnd auftreten (*Krenke et al.*, 2014a und b). In der Analyse der höher aufgelösten Schnittkraftmessungen ist festzustellen, dass es bedingt durch die Inhomogenität von Holz nie zu einem stationären Zustand der Bewegungsgleichung kommt. Durch die von *Fischer* (1978) durchgeführte eigene Evaluierung stellte sich heraus, dass das Beschreibungsmodell bis zu einem Schnittwinkel von 60° mit den von *Kivimaa* (1952a und b) experimentell bestimmten Schnittkraftwerten übereinstimmt. Im Weiteren untersuchte *Fischer* (1979 und 1980) auf Basis seines Modells die Reibungskraftkomponente bzw. die Auswirkungen dieser auf die Deformation des Werkstückes. Allerdings wurden die Ergebnisse dieser Untersuchungen nicht in das analytische Beschreibungsmodell aufgenommen. In der Folge untersuchte *Fischer* (1986) die bei der Zerspanung auftretenden Spannungen und Verformungen im Werkstück und konnte für die Hauptschnitttrichtungen allgemeingültige Beschreibungen aufstellen. Er entwickelte aus diesen Ansätzen (*Fischer*, 1978, 1979, 1980 und 1986) ein rechnergestütztes Simulationsmodell für die mechanische Bearbeitung von Holz (*Fischer*, 1989a und b).

Analytisches Schnittkraftmodell nach *Sitkei* (1983)

Prozessbeschreibung

Für dieses mechanisch determinierte Beschreibungsmodell wird angenommen, dass der entstehende Span auf der Spanfläche um den Radius R umgelenkt wird. Dabei muss die Reibung zwischen Spanfläche und Span überwunden werden. Werden die horizontalen und vertikalen Kraftkomponenten sowie die Reibungskraft unter Berücksichtigung der trigonometrischen Rechenvorschriften addiert, ergibt sich die resultierende Kraft F (siehe Abb. 4). Diese ist um den Winkel δ' im kartesischen Koordinatensystem von der vertikalen Achse (Schnitt-Normalrichtung) geneigt. Die Berechnung wird in Gl. 11 dargestellt.

$$\tan \delta' = \frac{\tan \delta + \mu}{1 - \mu \cdot \tan \delta} \quad (11)$$

Hierbei bedeutet:

- δ' – Neigungswinkel
- μ – Reibungsbeiwert
- δ – Schnittwinkel (Frei- + Keilwinkel)

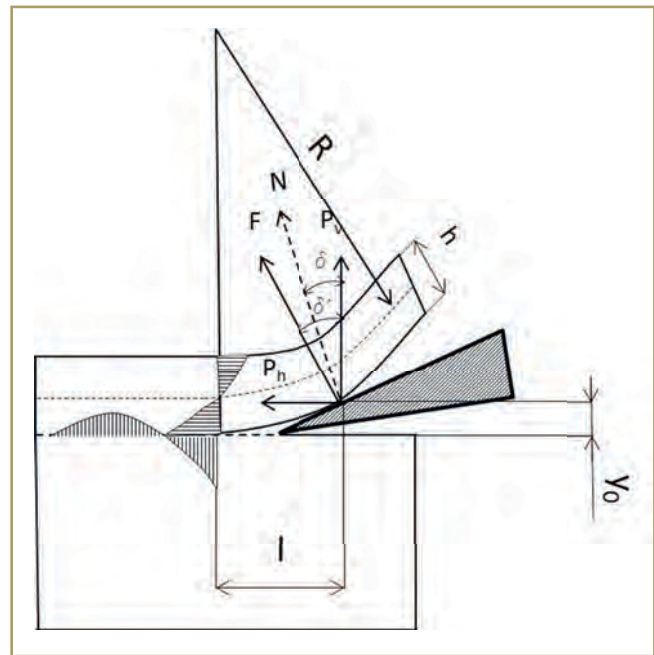


Abb. 4: Kräfte und Spannungsverteilung beim Spanen (*Sitkei*, 1983)

Fig. 4: Forces and stresses at the cutting process (*Sitkei*, 1983)

Die Umlenkung des Spanes erzeugt im Span eine Biegebeanspruchung, deren Spannungsverteilung in tangentialer Richtung des Werkzeugs (Abb. 5) zur Prozessvorschubrichtung verläuft. Jedoch ist diese Spannungsverteilung aufgrund der Anisotropie des Holzes, dessen Zugfestigkeit in Faserrichtung doppelt so groß ist wie die Druckfestigkeit, asymmetrisch. Hierbei verschiebt sich die neutrale Linie in Richtung der Zugbeanspruchung. Aufgrund der durch die Vorschubkraft induzierten Druckspannungen wird die asymmetrische Ausprägung der Spannungsverteilung weiter verstärkt. Die Reibung zwischen Span und Werkzeug sowie die durch die Umlenkung bedingte Biegebeanspruchung in Schnitttrichtung, mit dem Abstand l von der Kontaktfläche, verursacht eine Spannungsverteilung in radialer Richtung des Werkzeuges (siehe Abb. 6) zwischen Spanfläche und Span (Gl. 12). Übersteigt die auftretende radiale Zugspannung die Zugfestigkeit des Werkstückwerkstoffes, führt dies zum sogenannten Vorspalten.

$$\sigma_{xr} = k \cdot y \quad (12)$$

Hierbei bedeutet:

- σ_{xr} – Radiale Zugspannung
- k – Deformationsmodul
- y – Deformation

Anhand des sogenannten Boussinesq-Problems aus der Elastizitätstheorie konnte *Timoshenko* (1951) nachweisen, dass das Deformationsmodul k und die Deformation y vereinfacht mittels Druckstempelversuch bestimmt werden kann. So ergibt sich unter der Bedingung, dass die maximale Spannung an der Schneidkante auftritt, die Gl. 13 zur Berechnung der radialen Zugspannung (siehe Abb. 4).

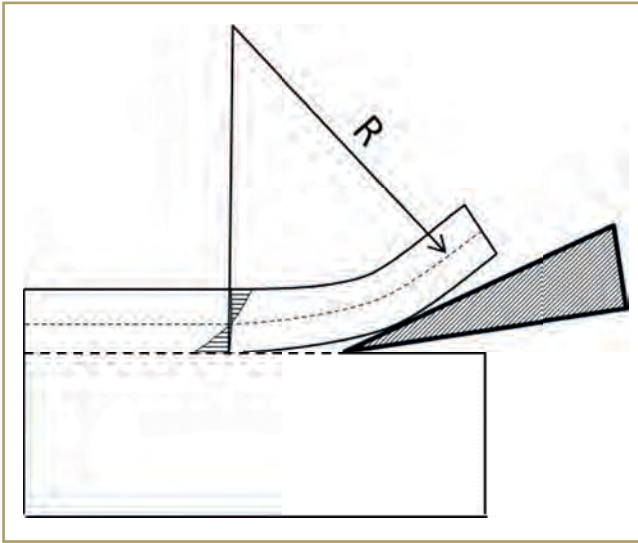


Abb. 5: Tangentiale Spannungsverteilung beim Spanen (nach Sitkei, 1983)

Fig. 5: Tangential stress distribution at the cutting process (adapted from Sitkei, 1983)

$$\sigma_{\tau} = -\frac{k \cdot P_v \cdot (1 + \beta \cdot l)}{2 \cdot \beta^3 \cdot E \cdot I} \quad \text{mit } \beta = \sqrt{\frac{k}{4 \cdot E \cdot I}} \quad \text{und } k = -\frac{4 \cdot E}{(1 - \nu^2) \cdot d} \quad (13)$$

Hierbei bedeutet:

- σ_{τ} – Radiale Zugspannung
- k – Deformationsmodul
- P_v – Vertikale Komponente der Kraft F
- l – Horizontaler Abstand der vertikalen Kraftkomponente vom Spanungsnullpunkt
- E – Elastizitätsmodul in radialer Richtung
- I – Trägheitsmoment des Spanes
- ν – Poissonsche Konstante

Aufgrund der Berücksichtigung der Druckbeanspruchung in der Biegespannungsverteilung, die in tangentialer Richtung des Werkzeugs verläuft, wird zur Berechnung der Kraft für die Spanabhebung ein Gleichgewicht der Biegemomente in radialer und tangentialer Richtung des Werkzeugs angenommen (Gl. 14).

$$M = \sum P_v \cdot l + \sum P_h \cdot y_0 = \sigma_z \cdot W \quad (14)$$

Hierbei bedeutet:

- M – Biegemoment
- P_v – Vertikale Komponente der Kraft F
- P_h – Horizontale Komponente der Kraft F
- l – Horizontaler Abstand der Angriffspunkte der Kraftkomponenten vom Spanungsnullpunkt
- y_0 – Vertikaler Abstand der Angriffspunkte der Kraftkomponenten vom Spanungsnullpunkt

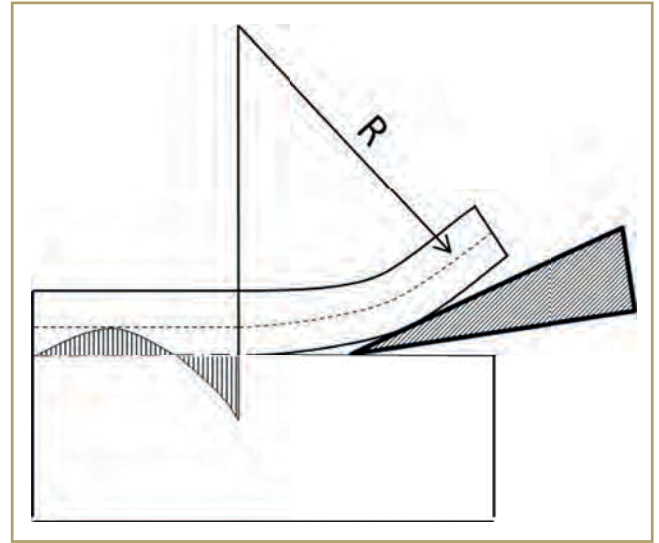


Abb. 6: Radiale Spannungsverteilung beim Spanen (nach Sitkei, 1983)

Fig. 6: Radial stress distribution at the cutting process (adapted from Sitkei, 1983)

■ σ_z – Zugspannung des Spanes

■ W – Widerstandsmoment

Bedingt durch die Anisotropie des zu zerspanenden Werkstoffes und der daraus resultierenden Verschiebung der neutralen Linie, können das Widerstandsmoment und die relative Dehnung nicht nach den bekannten Beziehungen berechnet, sondern müssen nach Gl. 15 und 16 bestimmt werden.

$$\varepsilon = \frac{h}{5 \cdot R} \quad (15)$$

$$W = \frac{b \cdot h^2}{10} \quad (16)$$

Hierbei bedeutet:

- ε – Relative Dehnung
- h – Spanungsdicke
- R – Deformationsradius des Spanes
- W – Widerstandsmoment
- b – Spanungsbreite

Unter Berücksichtigung der Gl. 15 und 16 lassen sich aus Gl. 14 die Komponenten der Schnittkraft für einen idealen Schneidkeil in vertikaler (Gl. 17) und in horizontaler Richtung (Gl. 18) berechnen. Da die Schneidkante in der Praxis immer eine Verrundung aufweist, muss jedoch eine zusätzliche Reibungskraft in horizontaler Richtung, abhängig von der Schneidkante und der Spanungsbreite, überwunden werden (Gl. 19).

$$P_v = \frac{1}{f(\mu, \delta)} \cdot \frac{E \cdot b}{50} \cdot \left(\frac{h}{R}\right)^2 \cdot h \quad (17)$$

$$P_h = \frac{\tan \delta'}{f(\mu, \delta)} \cdot \frac{E \cdot b}{50} \cdot \left(\frac{h}{R}\right)^2 \cdot h \quad (18)$$

$$P_h = s \cdot \sigma_d + \frac{\tan \delta'}{f(\mu, \delta)} \cdot \frac{E \cdot b}{50} \cdot \left(\frac{h}{R}\right)^2 \cdot h \quad (19)$$

$$\text{mit } f(\mu, \delta) = \sin(\delta \cdot (1 - \mu \cdot \tan \delta)) + \left(\sin \delta - \frac{x_0}{R}\right) \cdot \tan(\delta \cdot (\tan \delta + \mu))$$

Hierbei bedeutet:

- P_v – Vertikale Komponente der Kraft F
- μ – Reibungsbeiwert
- δ – Schnittwinkel
- E – E-Modul in radialer Richtung
- b – Spanungsbreite
- h – Spanungsdicke
- R – Deformationsradius des Spanes
- P_h – Horizontale Komponente der Kraft F
- δ' – Neigungswinkel der Kraft F zur vertikalen Richtung
- s – Stärke der Schneidkante
- σ_d – Druckfestigkeit des Werkstückmaterials

Wird die horizontale Kraftkomponente P_h , die der Schnittkraft entspricht, durch die Spanungsbreite b dividiert, ergibt sich daraus die spanungsbreitenbezogene Schnittkraft. Eine weitere Spezifizierung der Schnittkraft auf die Spanungsdicke h bringt die heute übliche spezifische Schnittkraft k_c (Gl. 20).

$$k_c = \frac{P_h}{b \cdot h} \quad (20)$$

Diskussion

Das hier vorgestellte mechanische Schnittkraftmodell nach Sitkei (1983) ist für lineare Schnittprozesse mittels keilförmiger Schneide ohne Neigungs- und Anstellwinkel (siehe Teil 1 dieser Veröffentlichung, Krenke et al., 2014c) gültig. Dieser Modellansatz wurde von Csanády und Magoss (2013) für verschiedene Untersuchungen modifiziert und weiterentwickelt. Für diese Gleichungen wird jedoch vorausgesetzt, dass der Deformationsradius des Spanes bzw. der Abstand der radialen Deformation zur Kontaktfläche des Spanes und der Spanfläche bekannt sind. Allerdings weisen die Autoren drauf hin, dass diese Variablen nicht bestimmt werden können. Aus diesem Grund werden mittels einer physikalisch determinierten Beschreibung der Spandeformation sowohl für nicht fließfähige, als auch fließfähige Materialien Lösungsansätze diskutiert. Dabei soll zum einen das Verhältnisse von Schnittdicke zum Deformationsradius für fließfähiges Material hergeleitet werden. Zum anderen soll das Verhältnis von horizontalem Abstand der auftretenden Spannungen zur Schneidkante zum Deformationsradius bestimmt werden. Allerdings weisen die Vergleiche zwischen den Messwerten und den theoretisch ermittelten Werten starke Abweichungen auf. Diese werden jedoch nicht näher analysiert bzw. Auswirkungen der gewählten Vereinfachungen auf das theoretische Ergebnis nicht weiter diskutiert. Während Sitkei (1983) sowie Csanády und Magoss (2013) zu Beginn der Analyse des Zerspanungsprozesses auf

dieses Problem hinweisen, wird in der Entwicklung bzw. Weiterentwicklung des Modells nur die Anisotropie in Faserlängsrichtung berücksichtigt. Im Weiteren wurde in diesem Modellansatz die Bestimmung der spezifischen Schnittkraft diskutiert.

Analytisches Schnittkraftmodell nach Atkins (2003)

Im Gegensatz zu den bislang vorgestellten analytischen Schnittkraftmodellen entwickelte Atkins (2003) sein Beschreibungsmodell zunächst für den Metallbereich und somit für einen isotropen und homogenen Werkstoff. Anschließend wurde die Anwendung dieses Modellansatzes vom Autor auf anisotrope Werkstoffe erweitert (Atkins, 2009). Dabei blieb die ursprüngliche Grundidee des Beschreibungsmodells bei der Übertragung auf anisotrope Werkstoffe erhalten. Für die Entwicklung des mechanischen Beschreibungsmodells von Trennvorgängen unterstellt Atkins dem Ablöseprozess ein mechanisches Einzelgrenzflächen-Schermodell (single shear plane model) mit Coulombscher Reibung (Abb. 7). Dieses Modell wurde ursprünglich von Piispanen (1937) entwickelt und unter anderem von Cook et al. (1954) und Mallock (1981) vervollständigt. Im Schnittkraftmodell von Atkins wird außerdem angenommen, dass für die Überwindung der konstanten Deformation eine signifikante Oberflächenarbeit geleistet werden muss. Diese Oberflächenarbeit setzt sich aus der plastischen Verformungsarbeit entlang der Scherebene, der Kraft zum Überwinden der Reibung zwischen Werkzeug und Span, sowie der Brucharbeit zusammen (Gl. 21).

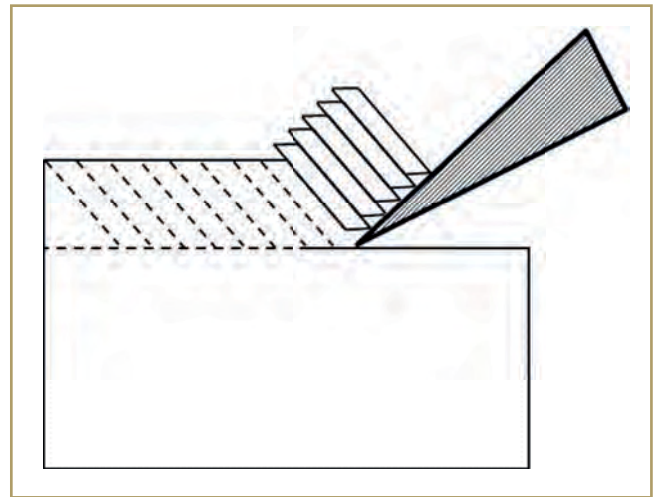


Abb. 7: Einzelgrenzflächen-Schermodell nach Piispanen (Atkins, 2003)

Fig. 7: Piispanen's single shear plane model (Atkins, 2003)

$$F_c \cdot V = (\tau_y \cdot \gamma) \cdot (t_0 \cdot w \cdot V) + [F_c \cdot \sec(\beta - \alpha) \cdot \sin \beta] \cdot \frac{V \cdot \sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} + R \cdot w \cdot V \quad (21)$$

Hierbei bedeutet:

- F_c – Horizontale Zerspankraftkomponente (Schnitt- bzw. Vorschubkraft)
- V – Schnittgeschwindigkeit

- τ_y – Schubfließgrenze
- γ – Schubverformung
- t_0 – Spanungsdicke
- w – Spanungsbreite
- β – Reibungswinkel
- α – Spanwinkel
- φ – Orientierung der Scherebene
- R – Spezifische Brucharbeit

Zum besseren Verständnis werden die einzelnen Terme aus Gl. 21 einzeln erläutert, obwohl diese beim Spanen gleichzeitig auftreten. Der Autor stellt in der Gesamtgleichung einen Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Schnittkraft dar. Dies ist jedoch ausschließlich mittels einer Erweiterung der Gesamtgleichung durch die Schnittgeschwindigkeit umgesetzt.

Plastische Verformungskraftkomponente

Das Werkzeug greift über die Spanungsbreite (Breite der im Eingriff befindlichen Schneide) in das Werkstück, mit der Spanungsdicke als vertikalem Abstand zwischen der bisherigen zur neu entstehenden Oberfläche am Werkstück (Abb. 7), ein. Aufgrund des Vorschubes des Werkzeuges wird das Spanmaterial elastisch und plastisch auf Druck beansprucht und verformt. Dem entgegen steht jedoch die Steifigkeit des Werkstoffmaterials. Aus mechanischer Sicht kann so die aus der Steifigkeit des Materials resultierende Kraft gegen die Verformung als eine der Vorschubkraft der Schneide entgegengesetzte resultierende Kraft betrachtet werden. Diese liegt jedoch nicht auf gleicher horizontaler Ebene wie die Trennebene, sondern befindet sich an der Werkstückoberfläche. Aufgrund der Massenerhaltung bzw. dem Zusammenhalt des Spangefüges kommt es zu einer Schubdeformation. Diese Schubdeformation wird durch das vertikale Verdrängen des vom Werkstück gelösten Spanes durch das Werkzeug und den noch bestehenden Verbindungen des Gefüges im Spanmaterial verstärkt. Die für diese plastische Verformung benötigte Kraftkomponente wird in der Gl. 22 dargestellt:

$$F_v \cdot V = (\tau_y \cdot \gamma) \cdot (t_0 \cdot w \cdot V) \quad (22)$$

Hierbei bedeutet:

- F_v – Plastische Verformungskraftkomponente
- V – Schnittgeschwindigkeit
- τ_y – Schubfließgrenze
- γ – Schubverformung
- t_0 – Spanungsdicke
- w – Spanungsbreite

Reibungskraftkomponente

Bei der vertikalen Verdrängung des Spanmaterials kommt es auf der Spanfläche des Werkzeuges zum Abgleiten des vom Werkstück abgelösten Spanes und dadurch zur Reibung. Diese wird beeinflusst durch die Oberflächentopografie sowie den Anpressdruck des Spanes auf das Werkzeug und die Vorschubbewegung. Die Kraftkomponente zum Überwinden der Reibung ist vom Spannungswinkel, der Orientierung der

Scherebene, der Schnittgeschwindigkeit und dem Reibungskoeffizienten abhängig (Gl. 23):

$$F_r \cdot V = [F_c \cdot \sec(\beta - \alpha) \cdot \sin \beta] \cdot \frac{V \cdot \sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (23)$$

Hierbei bedeutet:

- F_r – Reibungskraftkomponente
- V – Schnittgeschwindigkeit
- F_c – Horizontale Zerspankraftkomponente (Schnitt- bzw. Vorschubkraft)
- β – Reibungswinkel
- α – Spanwinkel
- ϕ – Orientierung der Scherebene

Brucharbeit

Die Brucharbeit beschreibt den Kraftkomponentenanteil der benötigt wird, um das eigentliche Trennen des Spanes zu bewerkstelligen. Da sowohl die Druck- als auch die Schubfestigkeit überwunden werden müssen, und dies von materialspezifischen Parametern abhängt, wurde dies in der spezifischen Brucharbeit zusammengefasst. Die Kraftkomponente wird zusätzlich von der Schnittgeschwindigkeit und der Schnittbreite beeinflusst (Gl. 24):

$$F_b \cdot V = R \cdot w \cdot V \quad (24)$$

Hierbei bedeutet:

- F_b – Bruchkraft
- V – Schnittgeschwindigkeit
- w – Spanungsbreite
- R – Spezifische Brucharbeit

Diskussion

Im Gegensatz zu den beiden anderen vorgestellten Beschreibungsmodellen ist dieses Modell ursprünglich für homogene, isotrope Materialien entwickelt worden. Dieses setzt eine einheitliche Spanbildung für alle Schnittrichtungen voraus. Dies ist jedoch bei anisotropen, inhomogenen Materialien nicht der Fall. Das dem Modell zugrunde liegende Einzelgrenzflächen-Schermodell ist bei der Beschreibung des Trennprozesses für Vollholz ohne Einschränkung lediglich bei einem Hirnschnitt (Schnittrichtung A II, nach Kivimaa, 1950) anwendbar. Zusätzlich könnte das zugrunde gelegte Modell mit Einschränkungen auch für die Zwischenrichtung ABA nach Kivimaa (1950) verwendet werden. Jedoch kann die Spanentstehung nahe der Schnittrichtung B (nach Kivimaa, 1950) nicht mehr durch ein Einzelgrenzflächen-Schermodell beschrieben werden.

Atkins (2003) weist bereits darauf hin, dass neben seinem gewählten Ansatz geeignetere Schermodelle zur Beschreibung von Trennprozessen verfügbar wären. Ein weiteres Problem bei der Anwendung dieses Schnittkraftmodells ergibt sich aus den bisher nur unzureichend bereitgestellten Kennwerten für die spezifische Brucharbeit bei anisotropen Werkstoffen.

Gegenüberstellung der unterschiedlichen Schnittkraftmodelle

Alle drei analytischen Beschreibungsmodelle sind auf zwei unterschiedliche mechanische Basismodelle zurückzuführen. So wurde das Modell nach *Fischer* (1978) auf Basis der d'Alembertschen Bewegungsgleichung entwickelt. Da diese Bewegungsgleichung aus mathematischer Sicht mehrere mögliche Lösungen aufweist, muss der Zerspanungsprozess in verschiedene Phasen unterteilt werden. Hierbei entspricht jeweils eine Phase einer mathematischen Lösung. Im Gegensatz dazu verwendet *Sitkei* (1983) als Basis ein Beschreibungsmodell auf Grundlage von Druck- und Biegespannungen. Demgegenüber entwickelt *Atkins* (2003) sein Beschreibungsmodell auf Basis des entstehenden Spanes, bei dem es aufgrund der hohen Festigkeit und Steifigkeit des Werkstückes zu Schubverformungen kommt. Zudem wird der Span aufgrund des Scherversagens vom Werkstück gelöst. Da diese mechanischen Spannungsmodelle (Druck-, Biege-, Scherspannungen) jedoch nicht schwingungsabhängig sind, muss vorausgesetzt werden, dass die Spanabhebung im stationären Prozess abläuft. Aus diesem Grund können ausschließlich quasi-kontinuierliche Spanabhebungen verglichen werden. Die Ansätze von *Atkins* (2003) und *Sitkei* (1983) sind nicht ohne Weiteres kompatibel, da das Modell von *Sitkei* auf einer vorrangigen Biegebeanspruchung und das Modell von *Atkins* auf einer Scherbeanspruchung beruht. Hingegen berücksichtigt *Fischer* (1978) mit seinem mechanischen Beschreibungsmodell beide Beanspruchungsfälle der Ansätze von *Atkins* (2009) und *Sitkei* (1983) bzw. *Csanády und Magoss* (2013).

Resümee und Ausblick

Die vorgestellten und diskutierten analytischen Beschreibungsmodelle des Zerspanungsprozesses sind zur Darstellung der Einflüsse der materialspezifischen Parameter auf den Zerspanungsprozess und den Auswirkungen des Prozesses auf das Werkstück sehr gut geeignet. Aufgrund der teilweise fehlenden Parameter bzw. ihrer mathematischen Komplexität sind diese in der Praxis nicht bzw. nur sehr eingeschränkt anwendbar. Desweiteren wird die Genauigkeit der theoretischen Ergebnisse aufgrund der getroffenen Vereinfachungen signifikant verschlechtert. Aus diesen Gründen werden neue Optimierungs- bzw. Modellierungsbeschreibungen mittels semi-empirischer Modelle entwickelt (*Gottlöber*, 2003a und b; *Fischer und Gottlöber*, 2005). Im dritten Teil des Reviews sollen anhand der bereits vorgestellten analytischen und empirischen Modelle mögliche semi-empirische mechanische Beschreibungsansätze diskutiert werden. Im Anschluss daran sollen aus dieser Diskussion die Grundlagen für ein in der Praxis anwendbares Modell vorgeschlagen werden.

Danksagung

Das diesem Artikel zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln der Europäischen Union, des Europäischen Fonds für regionale Entwicklung (EFRE) und dem Land Niederösterreich,

Abteilung Wirtschaft, Tourismus und Technologie, gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Literatur

Atkins AG (2003) *Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: quantitative explanations for some longstanding problems*. *International Journal of Mechanical Science* 45: 373-396

Atkins T (2009) *The Science and Engineering of Cutting*. Butterworth-Heinemann, Amsterdam

Csanády E, Magoss E (2013) *Mechanics of Wood Machining*. 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg

Cook NH, Finnie I, Shaw Mc (1954) *Discontinuous chip formation*. *Transactions of the ASME* 76: 53-62

Ettelt B, Gittel H-J (2004) *Sägen, Fräsen, Hobeln, Bohren – Die Spanung von Holz und ihre Werkzeuge*. 3. Auflage, DRW-Verlag, Leinfelden-Echterdingen

Fischer R (1978) *Ein Beitrag zur Mechanik des Spanungsvorganges nicht fließfähiger Werkstoffe am Beispiel von Holz*. *holztechnologie* 19: 75-80

Fischer R (1979) *Orientierende Versuche zur Reibung beim Schneiden von Holz*. *holztechnologie* 20: 111-115

Fischer R (1983) *Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz und ein Beitrag zur Modellierung der Abstumpfung von Holzbearbeitungswerkzeugen*. *holztechnologie* 24: 70-72

Fischer R (1989a) *Die rechnergestützte Simulation von Vorgängen der mechanischen Bearbeitung von Holzwerkstoffen – Teil 1: Konzept für ein physikalisch determiniertes Modell*. *holztechnologie* 30: 89-92

Fischer R (1989b) *Die rechnergestützte Simulation von Vorgängen der mechanischen Bearbeitung von Holzwerkstoffen – Teil 2: Erste Fassung eines Rechnerprogrammes zum maschinenlosen Experimentieren an der Wirkpaarung Schneide/Werkstoff*. *holztechnologie* 30: 281-282

Fischer R, Gottlöber C (2005) *Grundlagen der Optimierung von Spanungsprozessen an Holz und Holzwerkstoffen*. – In: *holztechnologie* 46: 44-51

Fischer R, Knüpfner W, Regensburger K (1980) *Orientierende Versuche zur Deformation beim Schneiden von Holz*. *holztechnologie* 21: 49-54

Gottlöber C (2003) *Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung – Teil 1: Motivation und Prozessanalyse*. *HOB Die Holzbearbeitung* 50: 55-57

Gottlöber C (2003) *Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung – Teil 2: Darstellung des Optimierungssystems*. *HOB Die Holzbearbeitung* 50: 66-70

Kivimaa E (1950) Cutting force in woodworking. *Valtion Teknillisten Tutkimuslaitoksen Julkaisu* 18: 102

Kivimaa E (1952a) Die Schnittkraft in der Holzbearbeitung. *Holz als Roh- und Werkstoff* 10: 94-108

Kivimaa E (1952b) Was ist die Abstumpfung der Holzbearbeitungswerkzeuge? *Holz als Roh- und Werkstoff* 10: 425-428

Kivimaa E, Kovanen M (1953) Microsharpening of veneer lathe knives. Translation, Commonwealth of Australia CSIRO (1985), No. 3907 (Transl. from Valtion teknillisten tutkimuslaitos. Tiedotus No. 126, pp 21)

Krenke T, Frybort S, Müller U (2014a) A new method of dynamic 3D-cutting force analysis of wood. In: *Proceedings of the SWST International Convention in Zvolen*

Krenke T, Frybort S, Müller U (2014b) Cutting force measurements of spruce. *Unpublished results*

Krenke T, Frybort S, Müller U (2014c) Review: Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz – Teil 1. *holztechnologie* 55 (4): 38-45

Mallock A (1981) The action of cutting tools. *Proceedings of Royal Society*

Pahlitzsch G (1962) Internationaler Stand der Forschung auf dem Gebiet des Sägens. *Holz als Roh- und Werkstoff* 20: 381-392

Pahlitzsch G (1966) Internationaler Stand der Forschung auf dem Gebiet des Hobelns und des FräSENS von Holz und Holzwerkstoffen. *Holz als Roh- und Werkstoff* 24: 579-593

Piispanen V (1937) Eripaines Teknilliseslä Aikakaulehdeslä 27. Übersetzt in *Journal of Applied Physics* (1948)

Sitkei G (1983) Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz. *holztechnologie* 24: 67-72

Taylor FW (1907) On the Art of Cutting Metals. *Transactions ASME* 28: 31-350

Timoshenko S, Goodier J (1951) *Theory of Elasticity*. New York, McGraw-Hill – Engineering societies monographs

Viktor H (1917) Beitrag zur Kenntnis der Schnitkräfte. Hannover, T.H.

Autoren

Dipl.-Ing. Thomas Krenke studierte bis 2011 Verfahrenstechnik mit Spezialisierung auf Holz- und Faserwerkstofftechnik an der Technischen Universität Dresden. Seit 2012 ist er als wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH, A-3430

Tulln, Österreich, Konrad-Lorenz-Straße 24, tätig. Gleichzeitig ist er Dissertant am Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe am Department für Materialwissenschaften und Prozesstechnik an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien. t.krenke@kplus-wood.at

Dipl.-Ing. Dr. Stephan Frybort, Jahrgang 1978, studierte Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien. Seit 2013 ist er als Senior Researcher bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH tätig.

M.Sc. Alejandro Martinez-Conde Lopez Science in Industrial Engineering an der Technical University of Castilla-La Mancha, Ciudad Real, Spanien. Von 2012 bis 2013 war er wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der Dascanova GmbH. Seit 2014 absolviert Martinez-Conde ein Doktoratsstudium an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien.

Priv.-Doz. Dr. Ulrich Müller, Jahrgang 1967, studierte nach einer Tischlerlehre Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur Wien (BOKU) und war nach einer Tätigkeit in der Holzindustrie als Universitätsassistent am Department für Materialwissenschaften, Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe, an der BOKU und als Key Researcher im Kompetenzzentrum Wood K plus beschäftigt. Von 2006 bis 2013 war Müller als Key Researcher und Bereichsleiter der Area Massivholz und Holzverbundwerkstoffe bei Wood K plus tätig. 2013 ist er an die BOKU als Assistent an das Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe zurückgekehrt, ist aber durch zahlreiche Projektaktivitäten weiterhin mit Wood K plus eng verbunden.

ABSTRACT

Review:

State of the art of cutting force examinations of wood Part 2

Since the middle of the 20th century several studies concentrate on the mathematical description of the cutting process of wood. In order to resolve this problem, empirical as well as analytical approaches were applied. Despite extensive research until now still no practical as well as a complete description of the interaction process of wood cutting exists. For this reason the aim of the following work is bringing together different approaches to develop an accurate and yet user-friendly explanation of cutting forces in wood, likewise in the metal working industry. The first part dealt with the geometric principals of the cutting process. Furthermore previously developed models, especially empirical models, were presented. In this part of the work the state of the art of analytical approaches for the description of cutting models are presented and their applicability on wood is discussed.

Keywords: Cutting force model, empirical, analytical, wood

9.3 Publikation III - Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil III

Krenke, T.; Frybort, S.; Martinez-Conde Lopez, A.; Müller, U. (2015) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil III, Holztechnologie 56,2: 43-50

Review:

Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz

Teil 3

Thomas Krenke, Stephan Frybort, Alejandro Martinez-Conde Lopez, Ulrich Müller

Seit Mitte des 20. Jahrhunderts wird an der Entwicklung eines Modells zur Beschreibung des Wirkprozesses für die spanende Holzbearbeitung gearbeitet. Die jeweiligen Ansätze (empirisch, analytisch, statistisch, numerisch und semi-empirisch) sind jedoch aufgrund der hohen Anzahl an Einflussfaktoren bzw. der nicht vorhandenen Parameter nicht oder nur sehr eingeschränkt in der Praxis anwendbar. Aus diesem Grund werden in den drei Teilen dieser Publikationsreihe die unterschiedlichen Ansätze vorgestellt und kritisch diskutiert. Darauf aufbauend wird, in Anlehnung an das praxistaugliche Schnittkraftmodell aus der Metallindustrie, ein Grundkonzept für ein anwendungsfreundliches Schnittkraftmodell mit verschiedenen Lösungsansätzen vorgeschlagen.

Schlüsselwörter: Schnittkraftmodell, statistisch, numerisch, semi-empirisch, Holz

Einleitung

Trotz des hohen Umfangs an Publikationen zur Modellierung und Optimierung der mechanischen Trennvorgänge von Holz und Holzwerkstoffen konnte der Zerspanungsprozess mit seinen vielen Einflussparametern noch nicht grundlegend verstanden werden. Daraus ergibt sich, dass dieser bisher auch noch nicht mit allgemein gültigen mathematischen Beziehungen beschrieben werden konnte. Die im ersten Teil dieser Publikation (Krenke et al., 2014) vorgestellten empirischen Modellansätze beinhalten zwar die prozesstechnischen Einflüsse, wie z. B. Spandicke oder Spanungsbreite, jedoch werden materialspezifische Einflüsse nur als beschreibende Bedingungen angeführt. Das bedeutet, dass diese materialspezifischen Einflüsse für die Generierung des Modelles als konstant betrachtet werden. Strenggenommen ergibt sich daraus, dass für jede Veränderung am Prozess oder am Werkstück ein neuer Versuch durchgeführt werden muss. Auf Basis dieser Ergebnisse müssen wiederum die Parameter erneut für das empirische Beschreibungsmodell abgeleitet werden. Außerdem bleibt fest zu halten, dass durch diese Herangehensweise kein verbessertes Verständnis zum Wirkprozess gewonnen wird (Krenke et al., 2014). Ausgehend von dem Problem, dass die empirischen Modelle nicht allgemeingültig und anwendbar sind, wurde versucht, den Prozess an Hand von physikalisch determinierten Formeln allgemein gültig zu beschreiben. Diese analytischen Be-

schreibungsansätze wurden im zweiten Teil dieser Publikation (Krenke et al., 2015) vorgestellt. Sie berücksichtigen in ihren Ansätzen zwar die Werkzeug-, Werkstück- und Prozesseinflüsse (Krenke et al., 2015), sind jedoch aufgrund ihrer mathematischen Komplexität, der teilweise fehlenden Parameter (Fischer, 1978) und der teilweise fehlenden Berücksichtigung der anisotropen Eigenschaften des Holzes nicht oder nur bedingt anwendbar.

Ein weiterer Ansatz ist der Versuch, den Prozess mit statistischen und numerischen bzw. semi-empirischen Ansätzen abzubilden. Diese Ansätze sollen in diesem Teil der Publikation vorgestellt und diskutiert werden. Anschließend soll auf Basis der diskutierten Stärken und Schwächen der einzelnen Beschreibungsmodelle ein Grundkonzept für ein anwendbares Beschreibungsmodell abgeleitet und vorgestellt werden. Ähnlich wie in der Metallindustrie soll dieses zur Schnittkraftabschätzung für Maschinen- und Werkzeugauslegung anwendbar sein. Dieses Beschreibungsmodell soll die in der Literatur schon identifizierten und als relevant eingestuften Einflussfaktoren als Parameter berücksichtigen. Die vorhandenen Beschreibungsansätze verdeutlichen jedoch bereits die Komplexität des Prozesses. Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit ein Grundkonzept mit verschiedenen Lösungsansätzen diskutiert. Die genaue mathematische Formulierung, bzw. die Bestimmung der einzelnen

Therme, kann nur in weiteren Forschungsarbeiten und durch die Zusammenarbeit der unterschiedlichen Forschungseinrichtungen in diesem Themengebiet bestimmt werden.

Schnittkraftmodelle

Die im ersten Teil dieser Publikationsreihe vorgestellten empirischen Modellansätze versuchen den Spanvorgang auf Basis wissenschaftlicher Erfahrungen, die aus einer Vielzahl von Experimenten gewonnen wurden, zu beschreiben. Allerdings werden die Materialeinflüsse für die empirischen Berechnungsgleichungen der Schnittkraft nur als Indizes berücksichtigt (beispielsweise Kivimaa, 1950, 1952a und b; Pahlitzsch, 1962 und 1966; Ettelt und Gittel, 2004). Die im zweiten Teil dieser Publikation vorgestellten analytischen Modellansätze versuchen hingegen den Spanungsprozess mittels physikalisch begründbaren Gesetzmäßigkeiten zu beschreiben. Diese basieren auf geometrischen bzw. verfahrenstechnischen Betrachtungen, aufbauend auf materialtheoretischen Überlegungen und prozesstechnischen Auswirkungen auf den Werkstoff, das Werkzeug und den Wechselwirkungen zwischen Werkstück und Werkzeug, sowie der Spanbildung (Fischer, 1978; Sitkei, 1983; Atkins, 2003 und 2009).

Jedoch zeigen verschiedene Veröffentlichungen (Fischer, 1978; 1989a und b; Sitkei, 1983; Krenke, 2014), dass diese Modelle aufgrund der fehlenden Parameter bzw. der mathematischen Komplexität nicht anwendbar sind.

Statistische Schnittkraftmodelle

Bei den statistischen Schnittkraftmodellen soll der funktionale Zusammenhang zwischen den signifikanten Einflussgrößen und der Schnittkraft mittels statistischer Modelle beschrieben werden. Hierfür muss der Zerspanungsprozess mit den verschiedensten Prozess- und Materialbedingungen simuliert werden. Im Anschluss an die Versuche werden mittels statistischer Analyseverfahren die signifikanten Einflussgrößen identifiziert sowie der funktionale Zusammenhang zwischen der Schnittkraft und der signifikanten Parameter ermittelt. Hierbei gibt es eine Verbindung zwischen den mathematischen Zusammenhängen, bzw. der Komplexität des funktionalen Zusammenhangs sowie den Grenzwerten, zum gewählten statistischen Modellierungsansatz. Zusätzlich wird versucht über sogenannte Modell Anpassungen den Prozess mit so wenig signifikanten Einflussparametern wie möglich bei minimalen Residuen abzubilden. So stellte Axelsson et al. (1993) ein nichtlineares, multivariablen Schnittkraftmodell in Abhängigkeit von acht Parametern vor (Gl. 1). Zum besseren Verständnis, sowie zur Erleichterung der Diskussion der einzelnen Modelle untereinander, wurden die ursprünglich angegebenen Formelzeichen beider Modelle durch allgemein gebräuchliche Formelzeichen ersetzt.

$$F_c = -7,37 + a_p(0,38 \cdot D - 224,5 \cdot \gamma_F) + 15,61 \cdot \varphi_v - 2,6 \cdot \varphi_v^2 + 1,31 \cdot \rho + 0,2 \cdot v_c + m_c(0,3 \cdot \varphi_v - 0,1 \cdot T) \quad (1)$$

Hierbei bedeutet:

- F_c – Schnittkraft
- a_p – Spandicke

- D – Durchschnittliche Holzdichte für Pinus sylvestris bei 8 % Holzfeuchte
- γ_F – Spanwinkel
- ϕ_v – Winkel zwischen Schnittgeschwindigkeitsvektor und Faserwinkel
- ρ – Schneidkantenverschleiß
- v_c – Schnittgeschwindigkeit
- m_c – Holzfeuchtigkeit
- T – Holztemperatur

Hingegen stellte Porankiewicz et al. (2011) für die gleichen acht Parameter folgenden Zusammenhang dar (Gl. 2).

$$F_c = \frac{[224914,765 + 6,411 \cdot 10^{-5} \cdot \cos(\varphi_v - 0,04709)] \cdot a_p^{18,90097} \cdot \gamma_F^{1,17260} \cdot \gamma_F^{2,15734} \cdot \rho^{-0,05021} \cdot v_c^{-0,07183} \cdot D^{2,43628}}{[0,99865 - e^{(m_c \cdot 6,883 \cdot 10^{-1})}] \cdot (-27269,686 - e^{(T \cdot 0,02962)})} + \frac{[2,57193 + 10,57092 \cdot \sin(\varphi_v + 0,0955)] \cdot a_p^{0,15203} \cdot \gamma_F^{0,4157} \cdot \gamma_F^{0,17439} \cdot \rho^{0,23563} \cdot v_c^{0,19396} \cdot D^{1,21835}}{(-0,57335 - e^{(m_c \cdot (-0,24134))}) \cdot (-878,18 - e^{(T \cdot 0,01668)})} + 27,65757 \quad (2)$$

Hierbei bedeutet:

- F_c – Schnittkraft
- a_p – Spandicke
- D – Durchschnittliche Holzdichte für Pinus sylvestris bei 8 % Holzfeuchte
- γ_F – Spanwinkel
- ϕ_v – Winkel zwischen Schnittgeschwindigkeitsvektor und Faserwinkel
- ρ – Schneidkantenverschleiß
- v_c – Schnittgeschwindigkeit
- m_c – Holzfeuchtigkeit
- T – Holztemperatur

Diskussion

Aufgrund einer fehlenden Validierung der beiden Modelle kann keine Aussage bezüglich der Güte des jeweiligen Modells getroffen werden. Trotz der hohen Anzahl an signifikanten Einflüssen, als auch deren Wechselwirkungen, ist es möglich, ein Modell zu entwickeln. Dieses Modell beschreibt jedoch lediglich die untersuchten Zerspanungsbedingungen. Daraus ergibt sich auch, dass hier keine Allgemeingültigkeit vorliegt. Das bedeutet, das abgeleitete Modell beschreibt zwar den Zusammenhang zwischen Schnittkraft und den getesteten Parametern aus dem jeweiligen Versuch, ist jedoch nicht geeignet um auftretende Schnittkräfte bei geänderten Bedingungen vorherzusagen. Wie auch bei den empirischen Modellen ist daher für die Entwicklung eines allgemeingültigen statistischen Modells eine Unzahl von Untersuchungen erforderlich. Mit statistischen Modellen können die Auswirkungen des Prozesses auf das Werkstück sowie auf das Werkzeug weder abgeleitet noch untersucht werden und ermöglichen daher kein besseres Verständnis vom Trennprozess. Das bedeutet, man kann weder den Prozess bzw. das Werkzeug hinsichtlich Energieeffizienz (z. B. Reibungsminimierung) noch hinsichtlich Werkstoffqualität optimieren. Zur Werkstoffqualitáteinschätzung würde sich z. B. eine sogenannte mechanisch geschwächte Grenzfläche (Mechanical weak boundary layer (Dunky und Niemz, 2002)) eignen. Auf und kurz unterhalb der Werkstückoberfläche kommt es durch die zuvor durchgeführten Trennprozesse zu einer Zerstörung bzw. Schädigung des Materialgefüges.

Numerische Schnittkraftmodelle

Als numerische Schnittkraftmodelle werden Berechnungsansätze bezeichnet, die das Werkstoffverhalten, die Belastungen und/oder den Prozess unter Verwendung von approximativen Berechnungsverfahren simulativ untersuchen. Hierfür müssen jedoch die zu untersuchenden Objekte zunächst geometrisch sowie physikalisch beschrieben und die Belastungs- und Randbedingungen definiert werden. Fischer (1989a und b) entwickelte ein rechnergestütztes Simulationsprogramm zur Betrachtung der Schneidenverrundung. Darin werden seine analytischen Betrachtungen zur Schnittkraft (Fischer, 1978), zur Reibung (Fischer, 1979), zur Deformation (Fischer et al., 1980), zur Abstumpfung der Schneide (Fischer, 1983), sowie zu den Spannungen und Verformungen am Werkstück während des Zerspanungsprozesses berücksichtigt (Fischer, 1986).

Im Gegensatz dazu charakterisiert die bekanntere Finite-Element-Methode (FEM) die Belastungsfälle sowie Randbedingungen als Vektoren und die zu untersuchenden Objekte mit der Steifigkeitsmatrix. Da es sich bei der FEM um numerische Näherungsverfahren handelt, sind zwar die theoretischen Grundlagen sowie das generelle Vorgehen gleich, jedoch können die mathematisch, numerischen Berechnungsverfahren der einzelnen Simulationsprogramme unterschiedlich sein. Aus diesem Grund sollen hier nur die Theorie und das prinzipielle Vorgehen für die strukturelle Simulation von Objekten erläutert werden. Vereinfacht kann man sich vorstellen, dass das zu untersuchende Werkstück und/oder Werkzeug mit einem sehr feinmaschigen Netz überzogen wird. Jeder Knotenpunkt dieses Netzes ist über die zuvor festgelegten Verknüpfungsbedingungen definiert und überträgt an alle verbundenen Segmente die gleichen Verschiebungen und Verdrehungen. Die in dem simulierten Prozess auftretende Gesamtverformung des Objektes und die resultierenden Spannungen ergeben sich durch die einzelnen Knotenverschiebungen. Für die Berechnungen müssen zunächst für alle finiten Elemente des Objektes die Steifigkeitsmatrizen definiert werden. Da jedoch die meisten Simulationsprogramme für isotrope Werkstoffe entwickelt wurden, sehen sie für die Erzeugung der Steifigkeitsmatrix für alle Raumrichtungen nur einen, für das Finit-Element-Objekt, globalen E-Modul vor. Anschließend wird aus den Einzelsteifigkeitsmatrizen eine Gesamtsteifigkeitsmatrix berechnet. Aus dieser Matrix und den Vektoren für Belastungen und Randbedingungen wird ein Gleichungssystem gebildet. Die Lösung des Gleichungssystems ergibt die Verschiebungen und Verdrehungen der Knotenpunkte aus denen die Spannungen und Dehnungen berechnet werden können (Fröhlich, 1995). Durch die exponentiell steigenden Rechnerleistungen und den Fortschritten in der Softwaretechnologie entwickelt sich FEM von der Modellierung von Spezialfällen zum industriellen Standard als Hilfsmittel zur Prozessauslegung (Arbesmeier et al., 2007). Inzwischen findet FEM in der simulativen Untersuchung von strukturellen, thermodynamischen, elektro- und magneto-statischen sowie strömungsmechanischen und akustischen Problemstellungen Anwendung (Fröhlich, 1995).

Bei der Simulation des beim Zerspanungsprozesses ablaufenden Spanentstehungsprozess müssen die folgenden Modelle berücksichtigt werden: Im „ersten Teilmodell“ werden die Materialeigenschaften des Objektes beschrieben. Um die plastizi-

tätsmechanischen Vorgänge bei der Spanentstehung simulieren zu können, müssen das elastische, das plastische, sowie das viskoelastische Materialverhalten definiert werden. Zudem müssen beispielsweise bei den FEM-Simulationsprogrammen der Kunststoff- und Metallindustrie die Fließbedingungen, die Fließregeln und die Verfestigungsgesetze bestimmt werden (Gerloff, 1998). Um diese Werkstoffgesetze auf Holz anwendbar zu machen, müsste man sich mittels der oben genannten Parameter dem tatsächlichen Bruchverhalten iterativ annähern. Das bedeutet, dass die Materialeigenschaften in Abhängigkeit von Dehnung, Dehnrate und Temperatur beschrieben werden müssen. Das „zweite Teilmodell“ definiert bei welchem Grenzwert, in Abhängigkeit der mechanischen und/oder geometrischen Kriterien, sich der Körper in Werkstückgrundkörper und Span teilt. Mit dem „dritten Teilmodell“ werden die thermischen Einflüsse des Zerspanungsprozesses auf die Festigkeit des Werkstoffes beschrieben. Im „vierten Teilmodell“ werden die zwischen Schneide (Spanfläche) und Span auftretenden Reibung und die dadurch hervorgerufenen Spannungen modelliert.

Diskussion

Die numerischen Beschreibungsmodelle bieten aufgrund der simulativen Untersuchung den Vorteil, langwierige Zerspanungsversuche zu ersetzen, Experimente zu ergänzen und Spezialfälle, wie besondere Beanspruchungsbereiche bei komplexen Geometrien, im Vorfeld zu identifizieren. Da es sich bei diesen Ansätzen jedoch um Näherungsverfahren handelt, die auf vereinfachten Modellbeschreibungen beruhen, kann die Wirklichkeit nicht exakt simuliert werden. Diese Vereinfachungen bzw. Idealisierungen sind bei der Bauteilgeometrie sowie den Randbedingungen und/oder Belastungen angenommen. Aufgrund der Vielzahl an benötigten Parametern, die für Holz jedoch nicht alle zur Verfügung stehen und der Tatsache, dass es sich bei Holz um einen natürlich gewachsenen Rohstoff mit hoher Eigenschaftsstreuung handelt, kann der Spanentstehungsprozess lediglich vereinfacht simuliert werden. Dadurch ergeben sich zwischen dem Ergebnis aus der Simulation und den tatsächlichen Gegebenheiten nicht abzuschätzende Differenzen und keine oder sehr eingeschränkte Aussagekraft des Modells. Allerdings gibt es bei den verschiedensten Forschungseinrichtungen das Bestreben, anhand der in der Kunststoff- und Metallindustrie etablierten Spanentstehungsmodelle für isotrope und fließfähige Materialien, ein Schnittkraftmodell für anisotropes und teilweise nicht fließfähiges Material, wie beispielsweise Holz, zu erarbeiten. (Krenke et al., 2014 und 2015) Es ist außerdem denkbar bzw. realistisch, dass wenn der Zerspanungsprozess mit seinen Auswirkungen analytisch oder physikalisch determiniert beschrieben ist, zur Simulation der verschiedenen Bedingungen (Werkzeugverschleiß, mechanical boundary layer, etc.) verwendet wird. Voraussetzung dafür ist allerdings ein grundlegendes Verständnis und eine exakte mechanische und mikromechanische Beschreibung des Zerspanungsprozesses.

Semi-empirische Schnittkraftmodelle

Als semi-empirische Schnittkraftmodelle werden Modellierungsansätzen bezeichnet, die sowohl auf empirisch ermittel-

ten Erkenntnissen, als auch auf anderen (numerischen, statistischen oder analytischen) Modellansätzen basieren. Unter Berücksichtigung des semi-empirischen Beschreibungsansatzes entwickelte *Gottlöber* (2003a und b) ein Optimierungsmodell für Zerspanungsprozesse von Holz und Holzwerkstoffen in Abhängigkeit von Verschleiß, Qualität, Energie, Staub und Lärm. Hierbei werden der Verschleiß mittels Standardschnittweg, die Qualität mittels Messerschlagweite, die Energie mittels spezifischer Schnittkraft, der Staub mittels prozentualen Staubanteils und der Lärm mittels Lärmpegel dargestellt. Die einzelnen Parameter werden jeweils durch Modelle der unterschiedlichen Ansätze (statistisch und analytisch) sowie durch Kombination der Ansätze definiert. Da jedoch in dieser Publikation vorrangig die Berechnung der Schnittkraft behandelt wird, sei an dieser Stelle nur die Berechnung der spezifischen Schnittkraft (Gl. 3) nach *Gottlöber* (2003a und b) dargestellt.

$$k_c = C_{E,2} + \frac{1}{h_m} \left(C_{E,1} + \frac{C_{E,3}}{v_c} + C_{E,4} \cdot \delta \right) \quad (3)$$

Hierbei bedeutet:

- F_c – Schnittkraft
- $C_{E,1}, C_{E,2}, C_{E,3}, C_{E,4}$ – Korrelationsfaktoren
- h_m – Mittlere Spandicke
- v_c – Schnittgeschwindigkeit
- δ – Schnittwinkel

Die spezifische Schnittkraft wird sowohl durch die statistischen Koeffizienten sowie den empirischen Parametern, als auch durch die in den analytischen Beschreibungen definierten Schnittwinkel und der Berechnungsformel für die mittlere Spandicke beschrieben.

Ein weiterer Ansatz zur Beschreibung der spezifischen Schnittkraft wurde von *Fischer und Gottlöber* (2005) publiziert. Dieser basiert allerdings, im Gegensatz zu den letztgenannten Publikationen (*Gottlöber*, 2003a und b), auf analytischen und empirischen Beschreibungsansätzen (Gl. 4-9).

$$F_c = b \cdot \left[\frac{h_1}{2} \cdot c \cdot (\mu + \tan \alpha_m) + h \cdot (f_{A,B,C}(\sigma) + \rho \cdot v_c^2 \cdot \tan(\alpha + \beta)) \cdot (\mu + \tan(\alpha + \beta)) \right] \quad (4)$$

Mit:

$$f_A(\sigma) = 2 \cdot \tau_B \quad (5)$$

$$f_B(\sigma) = \frac{\sigma_{bB}}{60} \quad (6)$$

$$f_C(\sigma) = \frac{\sigma_{bB}}{2 \cdot (\mu + \tan(\alpha + \beta))} \quad (7)$$

$$h_1 = \sin \alpha_m \cdot \sqrt{l_c \cdot \frac{2 \cdot \frac{v_{c2}}{v_{c1}} \cdot D_{V1} \cdot \sin \beta}{\sin(\alpha + \alpha_m) \cdot \sin(\alpha + \alpha_m + \beta)}} \quad (8)$$

$$k_c = \frac{F_c \cdot l_c}{b \cdot h_m \cdot l_c} \quad (9)$$

Hierbei bedeutet:

- F_c – Schnittkraft
- b – Spanungsbreite
- h_1 – Verschleißmaß
- c – Federwert des Werkstückes
- μ – Reibungsbeiwert
- α_m – Mikrofreiwinkel
- h – Spanungsdicke
- ρ – Dichte
- v_{c1}, v_{c2} – Schnittgeschwindigkeiten
- α – Freiwinkel
- β – Keilwinkel
- τ_B – Schubfestigkeit
- σ_{bB} – Biegefestigkeit
- σ_{dB} – Druckfestigkeit
- l_c – Schnittweg
- D_{V1} – Schnittflächenspezifisches Verschleißvolumen (Verschleißschichtdicke) bei Schnittgeschwindigkeit v_{c1}

Diskussion

Die sogenannten „semi-empirischen Modelle“ sind strenggenommen Kombinationen der unterschiedlichen Beschreibungsansätze. Da die jeweiligen Ansätze das Problem alleine nicht hinreichend genug beschreiben oder für die jeweilige Beschreibung des Prozesses nicht anwendbar sind, soll über die Kombination der einzelnen Beschreibungsansätze ein anwendbarer Lösungsansatz entwickelt werden. Die von *Gottlöber* (2003a und b) vorgestellte Berechnungsvorschrift für die spezifische Schnittkraft, auf Basis der empirischen und statistischen Modellansätze, wurde in den jeweiligen Publikationen ohne Angabe bzw. Definition der benötigten statistischen Koeffizienten gemacht. Im Weiteren wurden in den besagten Veröffentlichungen (*Gottlöber*, 2003a und b) weder eine Validierung der Berechnungsvorschrift durchgeführt noch der Gültigkeitsbereich des Modells angegeben. Jedoch soll hier erwähnt sein, dass die Korrelationskoeffizienten und der Gültigkeitsbereich in *Gottlöber* (2003c) auf der Grundlage einfacher exemplarischer Experimente zum Umfangsplanfräsen angegeben sind. Um die Tauglichkeit des empirischen und statistischen Modellansatzes für die Beschreibung des Zerspanungsprozesses beurteilen zu können, sind aber noch Forschungsarbeiten ausständig. Dabei müsste einerseits anhand von ausgewählten Zerspanungsbedingungen die Modellbeschreibung mit exakten Messwerten aus einem Schnittkraftmessstand validiert werden. Andererseits ergäbe sich aus einer Messreihe mit unterschiedlichen Zerspanungsbedingungen die Möglichkeit die Gültigkeitsbereiche des gewählten Modellansatzes festzusetzen. Im Gegensatz dazu ist die Berechnungsvorschrift auf analytischer und empirischer Basis durch die Verwendung der allgemeingültigen mechanischen Eigenschaften prinzipiell uneingeschränkt nutzbar. Jedoch müssen für die Verwendung dieser Berechnungsvorschrift viele spezielle mechanische Kennwerte von Holz, wie z. B. Federwert oder Biege-, Druck- und Torsionsfestigkeiten vorhanden sein. Für statische Belastungsfälle

sind diese Größen teilweise vorhanden, können aber aufgrund der viskoelastischen Eigenschaften auf hochdynamische Belastungsfälle nicht übertragen werden. Damit sind diese dynamischen Messgrößen mehrheitlich nicht vorhanden bzw. sind diese nur mit großem Aufwand bestimmbar.

Grundkonzept Schnittkraftmodell

Ausgehend von dem Problem, dass die derzeit existierenden Modellansätze den Prozess nicht hinreichend genau beschreiben können, bzw. für praktische Fragestellungen nicht anwendbar sind, soll unter Berücksichtigung der bislang durchgeführten Untersuchungen sowie aus Lösungsansätzen anderer Branchen ein Modellansatz des schneidenden Trennprozesses für die Anwendung von praktischen Fragestellungen entwickelt werden.

In der Metall- bzw. Kunststoffindustrie wird für viele praktische Fragestellungen der Zerspanungsprozess hinreichend genau mit einem semi-empirischen Schnittkraftmodell auf Basis des empirischen Beschreibungsmodelles von *Taylor* (1907) und einigen im Laufe der Zeit hinzugefügten Korrekturfaktoren (*Kienzle und Victor*, 1952; und andere) beschrieben. Wie im ersten Teil des Reviews beschrieben, wurde dieser empirische Ansatz für die Abschätzung der Schnittkräfte in die Holzbranche übernommen.

Spezifische Schnittkraft

Die spezifische Schnittkraft wurde durch *Viktor* (1917) als materialspezifischer Parameter für die Metallindustrie definiert. Diese wird unter folgenden standardisierten Prüfbedingungen bestimmt:

- Schnittgeschwindigkeit = 1,6 m/s
- Freiwinkel = 5°
- Keilwinkel = 79°
- Spanwinkel = 6°
- Eckenwinkel = 90°
- Neigungswinkel = -4°
- Eckenradius Haupt- zur Nebenschneide = 1 mm

Die mit den zuvor genannten Prozessparametern für jeden Werkstoff empirisch mittels linearem Schnitt (eine mit konstantem Vorschub bewegte Schneide, welche in ein rotierendes Werkstück eingreift und dadurch einen Span abnimmt – Drehbearbeitung mit einem Einstellwinkel von 90°) ermittelte spezifische Schnittkraft wird der jeweiligen Werkstoffgruppe, die über die maximale Biegespannung bzw. Härte definiert und gruppiert ist, zugeordnet. Exemplarisch ist dies in Tab. 1 dargestellt.

Diese materialabhängige spezifische Schnittkraft für einen Spanungsquerschnitt von 1 mm² (Spanungsdicke und Spanungsbreite von jeweils 1 mm) kann über die von *Kienzle und Victor* (1952) veröffentlichte Gleichung für verschiedenen Spannungsdicken angepasst werden (Gl. 10):

$$k_c = \frac{k_{c1.1}}{h^{m_c}} \quad (10)$$

Hierbei bedeutet:

Tab. 1: Ausschnitt aus der Tabelle für die spezifische Schnittkraft nach Viktor (1917), gültig für Schnittgeschwindigkeiten von 1,6 m/s bis 2 m/s und die Schneidenwinkel $\alpha = 5^\circ$, $\beta = 79^\circ$, $\gamma = 6^\circ$, $\varepsilon = 90^\circ$ und $\lambda = -4^\circ$ sowie den Schneideneckenradius $r = 1$ mm

Tab. 1: Part of the table of the specific cutting force according to Viktor (1917), valid for cutting speeds between 1,6 m/s and 2 m/s and the edge angles $\alpha = 5^\circ$, $\beta = 79^\circ$, $\gamma = 6^\circ$, $\varepsilon = 90^\circ$ and $\lambda = -4^\circ$ as well as the edge corner radius $r = 1$ mm

Werkstoff	Biegefestigkeit σ_B bzw. Härte	Spezifische Schnittkraft $k_{c1.1}$ für Spanungsdicke $h = 1$ mm
St34, St37	340/370 N/mm ²	1780 N/mm ²
16 MNCr5	770 N/mm ²	2100 N/mm ²
GG-10	300 HB	750 N/mm ²
Hartguss	55 HRC	2280 N/mm ²

- k_c – Spezifische Schnittkraft
- $k_{c1.1}$ – Spezifische Schnittkraft bei einer Spanungsbreite und Spanungsdicke von jeweils 1 mm (1 mm² Spanungsquerschnitt)
- h – Spanungsdicke
- m_c – Tangens des Steigungswinkels

Im Vergleich dazu wurde bislang versucht, die spezifische Schnittkraft in der Holzbranche als eine relativ einfache Funktion (ein- oder zweiparametrisch) zu definieren (*Krenke*, 2014 und 2015), die aber dennoch für alle eventuell auftretenden Variationen der signifikanten Parameter anwendbar sein soll. Jedoch zeigen die bereits im ersten Teil dieser Publikationsreihe angeführten Probleme und Einschränkungen, dass zunächst unter definierten Zerspanungsbedingungen, mit konstanten Werkzeug- und Prozessbedingungen, materialabhängige spezifische Schnittkräfte ermittelt werden müssen. Hierbei ist es vorstellbar, dass die materialabhängige spezifische Schnittkraft entweder von allen signifikanten Parametern abhängt oder dass einige der materialspezifischen Bedingungen konstant gehalten werden, wie z. B. Holzfeuchte, Faserwinkel, Dichte usw. Das bedeutet aber auch, dass unter veränderten Spanungsbedingungen, ähnlich dem Vorgehen von *Kienzle und Victor* (1957), die materialabhängige spezifische Schnittkraft jeweils angepasst werden müsste. Denkbar wäre z. B., dass verschiedene materialabhängige spezifische Schnittkräfte für verschiedene Faserwinkel ermittelt werden. Diese werden dann ähnlich der Auslegung von Dachkonstruktionen bei den Bauingenieuren zusammengefasst. Hierbei werden die jeweiligen Belastungsarten für die Berechnung der auftretenden Gesamtbelastung nur anteilsweise berücksichtigt, da davon ausgegangen wird, dass nicht alle Belastungen gleichzeitig und im vollen Umfang auftreten. Also könnten beispielsweise die einzelnen materialabhängigen spezifischen Schnittkräfte in die unterschiedlichen Faserwinkel auf diese Weise für einen rotierenden Schnitt zusammengefasst werden, wie dies in Gl. 11 dargestellt ist.

$$k_c = \Sigma(k_{def,i} \cdot k_{c1.1,i}) \quad (11)$$

Hierbei bedeutet:

- k_c – Gesamte spezifische Schnittkraft
- $k_{def,i}$ – Berechnungsbeiwert (der beispielsweise ausschließlich die prozentuale Verteilung der spezifischen Schnittkraft für die während des Zerspanens auftretenden Faserwinkel darstellt)
- $k_{c1,i}$ – Spezifische Schnittkraft bei einer Spannungsbreite und Spannungsdicke von jeweils 1 mm für einen speziellen materialspezifischen Parameter, z. B. die einzelnen Faserwinkel

Eine weitere Variante könnte sein, dass beispielsweise die Anpassung der Parameter, wie zum Beispiel Feuchtigkeit, über sogenannte Nomogramme und der enthaltenden Kurvenschar erfolgen kann. Ein anderer Ansatz wäre die Beschreibung einer materialabhängigen spezifischen Schnittkraft für eine definiert Gruppe oder Holzart. Hierbei könnten die Gruppen anhand von mechanischen Festigkeitswerten oder deren Rohdichte bzw. Darrdichte gebildet werden. Diese wird dann über Multiplikation mit einer Matrix und einer entsprechenden Addition nach dem Superpositionsprinzip für die jeweilige Schnitttrichtung zur spezifischen Schnittkraft zusammengefasst bzw. berechnet. Ein anderer zur Diskussion stehender Ansatz wäre, die spezifische Schnittkraft auf Basis des Spannungsintensitätsfaktors aus der Bruchmechanik zu beschreiben. Auf diese Weise könnte für jeden Zerspanungsprozess an Hand des entsprechenden „Fracture modes“ die spezifische Schnittkraft mit der Spannungsintensitätsgleichung berechnet werden. Für die Wahl eines geeigneten Ansatzes ist aber vorweg eine exakte mechanische und mikromechanische Beschreibung und damit ein umfassendes Verständnis des Vorganges notwendig. Eine labortechnische Beschreibung des Trennprozesses ist auch notwendig, um die einzelnen Ansätze zur Bestimmung der spezifischen Schnittkraft auf ihre Anwendbarkeit nachträglich zu untersuchen.

Schnittkraft

Nach der Bestimmung der spezifischen Schnittkraft kann im Anschluss die Schnittkraft auf Basis des im ersten Teil dieser Publikationsreihe beschriebenen empirischen Modells berechnet werden. Hierbei muss nur beachtet werden, dass die zuvor fixierten Prozess- und Werkzeugparameter und deren Einflüsse auch berücksichtigt werden. Hierbei wäre denkbar, dass einige Parameter über Korrekturfaktoren einfließen und andere vielleicht über statistische Beschreibungsmodelle oder über physikalisch determinierte Formeln. Auch bei diesen Parametern müssen erst noch weitere Untersuchungen zu Ihrem Einfluss und somit dem mathematischen Zusammenhang zwischen Schnittkraft und dem jeweiligen Parameter durchgeführt werden.

Resümee und Ausblick

Im Rahmen dieser Publikationsreihe ist eine weitgehend vollständige Aufarbeitung der bekanntesten Beschreibungsansätze von Zerspanungsprozessen dargestellt. Entwicklungen im Werkzeugbereich sowie exakte Berechnungen für die Motorisierung von Holzbearbeitungsmaschinen verlangen nach einer praxistauglichen Modellbeschreibung des Zerspanungsprozesses. Aufgrund der Einschränkungen bestehender Modelle wurden mögliche Herangehensweisen zur Entwicklung von

anwendbaren bzw. allgemein gültigen Beschreibungsansätzen identifiziert. Aus der Diskussion der bisherigen Beschreibungsansätze konnten Probleme, wie z. B. Vernachlässigung der dynamischen Eigenschaften des Prüfaufbaus, Vernachlässigung des Einflusses der Datenverarbeitung, fehlende Angaben zu Versuchsaufbauten und Versuchsdurchführung etc. aufgezeigt werden, die es zur Entwicklung der jeweiligen Beschreibungsmodelle zu lösen gilt.

Nur eine interdisziplinäre Herangehensweise kann zur Entwicklung eines allgemeingültigen physikalisch determinierten Modelles führen.

Danksagung

Das diesem Artikel zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln der Europäischen Union, des Europäischen Fonds für regionale Entwicklung (EFRE) und dem Land Niederösterreich, Abteilung Wirtschaft, Tourismus und Technologie, gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Literatur

- Arbesmeier B, Griesbach B, Petzold B (2007) *Durchlaufzeit- und Kostenreduzierung im Werkzeugbau durch digitale Technologien. 3D-Erfahrungsforum „Innovation im Werkzeug und Formenbau“ München 30: 1-9*
- Atkins AG (2003) *Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: quantitative explanations for some longstanding problems. International Journal of Mechanical Science 45: 373-396*
- Atkins T (2009) *The Science and Engineering of Cutting. Butterworth-Heinemann, Amsterdam*
- Axelsson B, Lundberg S, Grönlund A (1993) *Studies of the main cutting force at and near a cutting edge. Holz als Roh und Werkstoff 52: 43-48*
- Csanády E, Magoss E (2013) *Mechanics of Wood Machining. 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg*
- Cook NH, Finnie I, Shaw Mc (1954) *Discontinuous chip formation. Transactions of the ASME 76: 53-62*
- Dunky M, Niemz P (2002) *Holzwerkstoffe und Leime. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg*
- Ettelt B, Gittel H-J (2004) *Sägen, Fräsen, Hobeln, Bohren – Die Spanung von Holz und ihre Werkzeuge. 3. Auflage, DRW-Verlag, Leinfelden-Echterdingen*
- Fischer R (1978) *Ein Beitrag zur Mechanik des Spanungsvorganges nicht fließfähiger Werkstoffe am Beispiel von Holz. holztechnologie 19: 75-80*
- Fischer R (1979) *Orientierende Versuche zur Reibung beim Schneiden von Holz. holztechnologie 20: 111-115*

- Fischer R (1983) Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz und ein Beitrag zur Modellierung der Abstumpfung von Holzbearbeitungswerkzeugen. *holztechnologie* 24: 70-72
- Fischer R (1986) Modell zur Beschreibung der Spannungen und Verformungen im Werkstück während des Schnittes. *holztechnologie* 27: 187-191
- Fischer R (1989a) Die rechnergestützte Simulation von Vorgängen der mechanischen Bearbeitung von Holzwerkstoffen – Teil 1: Konzept für ein physikalisch determiniertes Modell. *holztechnologie* 30: 89-92
- Fischer R (1989b) Die rechnergestützte Simulation von Vorgängen der mechanischen Bearbeitung von Holzwerkstoffen – Teil 2: Erste Fassung eines Rechnerprogrammes zum maschinenlosen Experimentieren an der Wirkpaarung Schneide/Werkstoff. *holztechnologie* 30: 281-282
- Fischer R, Gottlöber C (2005) Grundlagen der Optimierung von Spanungsprozessen an Holz und Holzwerkstoffen. – In: *holztechnologie* 46: 44-51
- Fischer R, Knüpfner W, Regensburger K (1980) Orientierende Versuche zur Deformation beim Schneiden von Holz. *holztechnologie* 21: 49-54
- Fröhlich P (1995) FEM-Leitfaden: Einführung und praktischer Einsatz von Finite-Element-Programmen. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg
- Gerloff S (1998) Analyse des Drehens duktiler Werkstoffe mit der Finite-Elemente-Methode. Dissertation, Technische Universität Berlin
- Gottlöber C (2003a) Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung – Teil 1: Motivation und Prozessanalyse. HOB Die Holzbearbeitung 50: 55-57
- Gottlöber C (2003b) Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung – Teil 2: Darstellung des Optimierungssystems. HOB Die Holzbearbeitung 50: 66-70
- Gottlöber C (2003c) Ein Weg zur Optimierung von Spanungsprozessen am Beispiel des Umfangsfräsens von Holz und Holzwerkstoffen. Dissertation, Technische Universität Dresden
- Kivimä E (1950) Cutting force in woodworking. *Valtion Teknillinen Tutkimuslaitoksen Julkaisuja* 18: 102
- Kivimä E (1952a) Die Schnittkraft in der Holzbearbeitung. Holz als Roh- und Werkstoff 10: 94-108
- Kivimä E (1952b) Was ist die Abstumpfung der Holzbearbeitungswerkzeuge? Holz als Roh- und Werkstoff 10: 425-428
- Krenke T, Frybort S, Müller U (2014) Review: Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz – Teil 1. *holztechnologie* 55 (4): 38-45
- Krenke T, Frybort S, Alejandro Martinez-Conde Lopez, Müller U (2015) Review: Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz – Teil 2. *holztechnologie* 56 (1): 35-44
- Kienzle O, Victor H (1952) Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen. *Z-VDI* 94 (11-12): 299-305
- Kienle O, Victor H (1957) Spezifische Schnittkräfte bei der Metallbearbeitung. *Werkst. u. Masch.* (5)
- Pahlitzsch G (1962) Internationaler Stand der Forschung auf dem Gebiet des Sägens. Holz als Roh- und Werkstoff 20: 381-392
- Pahlitzsch G (1966) Internationaler Stand der Forschung auf dem Gebiet des Hobelns und des Fräsens von Holz und Holzwerkstoffen. Holz als Roh- und Werkstoff 24: 579-593
- Porankiewicz B, Axelsson B, Grönlund A, Marklund B (2011) Main and normal cutting forces by machining wood of *Pinus sylvestris*. *Bioresources* 6: 3687-3713
- Sitkei G (1983) Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz. *holztechnologie* 24: 67-72
- Taylor FW (1907) On the Art of Cutting Metals. *Transactions ASME* 28: 31-350
- Viktor H (1917) Beitrag zur Kenntnis der Schnittkräfte. Hannover, T.H.

ABSTRACT

Review:

State of the art of cutting force examinations of wood Part 3

Since the middle of the 20th century several studies concentrate on the mathematical description of the cutting process of wood. Application of existent approaches (empirical, analytic, statistical, numerical, and semi-empirical) is not or limited due to the high amount of influencing factors and not existing parameters, respectively. For that reason different approaches are presented and discussed critically within these three parts of the review. Based thereon a basic concept as well as different solutions for the generation of a user-friendly cutting force model is presented.

Keywords: Cutting force model, statistical, numerical, semi-empirical, wood

Autoren

Dipl.-Ing. Thomas Krenke studierte bis 2011 Verfahrenstechnik mit Spezialisierung auf Holz- und Faserwerkstofftechnik an der Technischen Universität Dresden. Seit 2012 ist er als wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH, A-3430 Tulln, Österreich, Konrad-Lorenz-Straße 24, tätig. Gleichzeitig ist er Dissertant am Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe am Department für Materialwissenschaften und Prozesstechnik an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien.
t.krenke@kplus-wood.at

Dipl.-Ing. Dr. Stephan Frybort, Jahrgang 1978, studierte Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien. Seit 2013 ist er als Senior Researcher bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH tätig.

M.Sc. Alejandro Martinez-Conde Lopez Science in Industrial Engineering an der Technical University of Castilla-La Mancha,

Ciudad Real, Spanien. Von 2012 bis 2013 war er wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der Dascanova GmbH. Seit 2014 absolviert Martinez-Conde ein Doktoratsstudium an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien.

Priv.-Doz. Dr. Ulrich Müller, Jahrgang 1967, studierte nach einer Tischlerlehre Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur Wien (BOKU) und war nach einer Tätigkeit in der Holzindustrie als Universitätsassistent am Department für Materialwissenschaften, Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe, an der BOKU und als Key Researcher im Kompetenzzentrum Wood K plus beschäftigt. Von 2006 bis 2013 war Müller als Key Researcher und Bereichsleiter der Area Massivholz und Holzverbundwerkstoffe bei Wood K plus tätig. 2013 ist er an die BOKU als Assistent an das Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe zurückgekehrt, ist aber durch zahlreiche Projektaktivitäten weiterhin mit Wood K plus eng verbunden.

9.4 Publikation IV - Applying system function for determining cutting force parameters

Krenke, T.; Frybort, S.; Müller, U. (2016) Applying system function for determining cutting force parameters. *Maschining Science and Technology*, accepted and waiting for publishing

Determining cutting force parameters by applying a system function

Thomas Krenke^a, Stephan Frybort^a, and Ulrich Müller^b

^aCompetence Centre for Wood Composites and Wood Chemistry, Wood K Plus, Wood Materials Technologies, Tulln, Austria; ^bInstitute of Wood Science and Technology, Department of Material Science and Process Engineering, University of Natural Resources and Life Science, Tulln, Austria

Q1

ABSTRACT

For the development of a general cutting force model, cutting forces at various cutting parameters have to be known. Therefore, influences arising from the test setup or data processing have to be eliminated without alteration of the results by also removing influences arising from the examined disintegration process. For wood cutting processes, these disturbing influences arising from the test setup have not been yet of great concern. So far, applied methods for elimination of disturbing influences were not able to distinguish between influences arising by the setup or by the workpiece leading to faulty results. Within the following work, a method for the characterization of test setups is presented, enabling a correction method of different examinations. The following approach is based on applying the system function known from control engineering enabling a correction method for elimination of influences arising from the setup and from data processing by the identification of transmission characteristics of the test setup. Subsequently, the identified transmission characteristic is used for the correction of own cutting force measurements. Based on these results consequences by neglecting the specific transmission characteristics are discussed.

KEYWORDS

Cutting force analysis;
dynamic characterization;
signal processing;
transmission characteristics;
transmission function

Introduction

Mechanical disintegration techniques are one of the key processes within the wood industry. In nearly every process chain in wood processing, the raw material has to be disintegrated in some way, i.e., dividing (splitting or slicing), chipping with a geometrical defined cutting edge (sawing, drilling, milling, planing, turning), and chipping with a geometrically undefined cutting edge (sanding). Even though these processes are highly developed with respect to mechanical engineering and process control, until now no applicable model exists to describe the cutting process itself. However, a better understanding of the interaction of the tool and wood material

5

Q2

CONTACT Thomas Krenke ✉ t.krenke@kplus-wood.at  Competence Centre for Wood Composites and Wood Chemistry, Wood K Plus, Wood Materials Technologies, Konrad Lorenz Straße 24, Tulln 3430, Austria.
Color versions of one or more of the figures in this article can be found online on at www.tandfonline.com/lmst.

© 2017 Taylor & Francis Group, LLC

- 10 will help to optimize cutting processes. On the other hand, an applicable model can be used for designing tools and machines.

Development and optimization of cutting processes in wood industry are mainly based on experience and on trial and error. Exact values of cutting forces cannot be estimated by existing models and equations. Consequently, electroengines are
 15 overdimensioned by applying safety factors. Shortage of raw materials and increasing energy costs demand higher energy efficiency and improved cutting technologies in wood processing. To optimize the machine's performance, driving power has to be adapted on forces arising when the tool separates wood material. Cutting processes of other materials as metals are well described and established on a scientific
 20 as well as on a practical level. Models based on an empirical approach, as used by the metalworking industry, contain processing parameters. These parameters are correlated to the actual cutting conditions (e.g., material-specific parameters) and tool wearing (Kienzle, 1952; Tylor, 1907; Viktor, 1917). However, these models are limited by describing cutting processes of inhomogeneous and anisotropic materials
 25 like wood (Krenke et al., 2014). Fischer (1978), Sitkei (1983), and Atkins (2003) tried to describe the cutting process by physically determined models. However, some of the parameters in these models are lacking. Therefore, these approaches are more useful for a theoretical and an academic point of view but cannot be applied in practice (Krenke et al., 2015a). Other models are based on statistical analysis (Axelsson
 30 et al., 1993; Porankiewicz et al., 2011) or a combination of statistical analysis and a theoretical or empirical approach (Gottlöber, 2003a,b,c). Even for these models, all parameters are described, they are not applicable in general, because they are only valid in each case for one cutting processes examined (Krenke et al., 2015b).

The main problem for describing the high dynamic cutting process is that the
 35 test setup for measuring cutting forces has a significant effect on the test results. Depending on measurement setup, the results can be biased in two different ways. First, different axes can show different damping behaviors leading to distortion of the results. Second, the chosen measurement test setup can cause very high decay times and consequently a continuous superimposition between measure-
 40 ment chain and measurement signal, due to a subsequent stimulation of the test setup. Both biases are crucial when it comes to reproducibility of the examinations, e.g., examination of a milling process in which a tool has more than one knife. Another essential aspect affecting the reproducibility of different examinations is data processing, i.e., sensor's sampling rate, chosen filtering type, etc. In the field of
 45 measurement and automation engineering as well as signal processing, the transfer function is used as an approach for the measurement setup's characterization (Girod, 2007). The system which has to be characterized is presumed as a "black box" and is described by the mathematical link between input signal and output signal (Meyer, 2011). The hypothesis having to be tested is that the system function
 50 for static and dynamic characterizations of an experimental test setup can be used to identify the measurement setup's influences, which also includes influences due to data processing. Due to the fact that systematic errors can be corrected

subsequently by the so-called “system function,” results of different examinations based on this correction method can be used for the identification of significant influences which are the basis for the generation of general applicable parameters. 55

Theoretical basis of research problem

To characterize the experimental setup and the measurement chain by the system theory, the required components have to be summed up in the so-called “black box.” This black box is described by the transfer function, which defines the mathematical relationship between input and output signals (Equation 1). Thus, the interpretation 60 of a cutting process within the system theory means that the recorded measurement signal is the output signal and therefore it includes all influences, which are caused by the experimental setup itself and by data processing. Consequently, the input signal, as it is called in the system theory, is the signal, which arises through the interaction of a tool (cutting edge) with a workpiece. On this account, the input 65 signal is assumed as the dependent variable. For determining the transfer function (G_s) describing the “black box” (of the test setup), a known input signal is essential. Therefore, the test setup has to be stimulated by a known input signal which is then opposed to the measured output signal (Equation 1).

$$G_s = \frac{\text{output signal}}{\text{input signal}} \quad (1)$$

Materials and methods 70

Test setup

The test setup was built up by considering relevant basics of mechanics, i.e., avoiding any unnecessary lever arms and extremely vibrating components, etc. To prevent or to reduce troublesome vibrations to a minimum, a massive modified pendulum (Wolpert, Vienna, Austria) made out of gray cast iron was used for the examinations 75 of approximate linear cutting processes, achieving cutting speeds of 7.09 m/s (Figure 1).

A massive vertically adjustable machine table (IEF Werner, Furtwangen, Germany) is mounted at the bottom dead center of the pendulum. The table carries a force sensor and a cutting tool. The wood samples are mounted on the falling down 80 Q3 hammer and was passing the cutting tool. Sample geometry is shown in Q4 Figure 2. The table enables adjustment of different cutting thicknesses in steps of 1 μm . The 3D piezo force sensor 260A02 (PCB Piezotronics, New York, USA) is fixed between machine table and tool holder (Figure 1 on the right side). The sampling rate ranges from 0.01 Hz to 90 kHz, with a sensitivity of 0.56 mV/N for the z -axis and 1.12 mV/N 85 for the x - and y -axes. The high sampling rate enables the examination of cutting speeds up to 70 m/s. The chosen test setup allows transferring the respective axis of the sensor to the main cutting force F_c (y -axis), cutting normal force F_{cn} (z -axis),

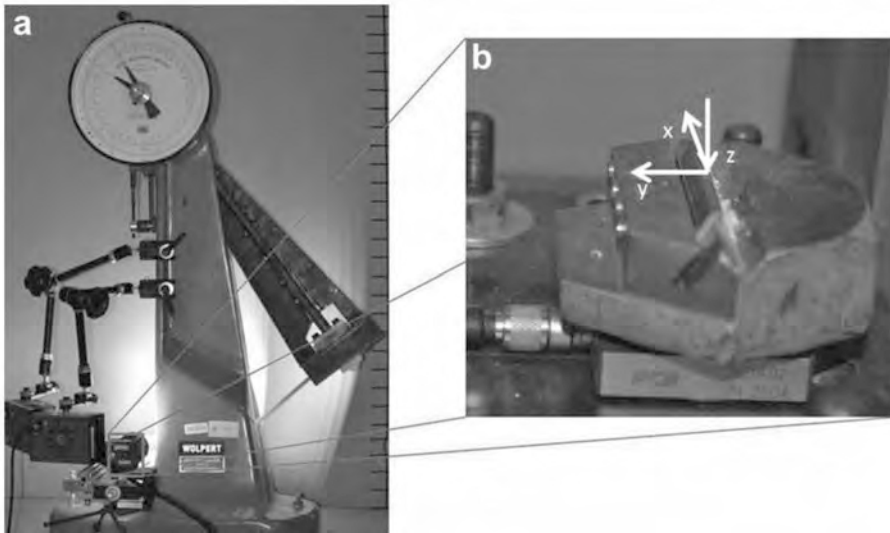


Figure 1. Test setup (a) based on a modified pendulum for linear cutting processes with cutting speeds of 7.0 m/s. Detail on the right (b) is showing the cutting force sensor with three spatial axes.

and passive force (x -axis). The comparatively high mass of the hammer (6,000 g)
 90 enables a constant cutting speed during the cutting process.

The measurement signal originating from the force sensor is amplified by an
 external signal conditioner 482C16 (PCB Piezotronics, New York, USA) and read
 out over a four-channel analog PC input module NI 9215 with a 16-bit simultane-
 ous resolution (National Industry, Austin, USA). The self-developed measurement
 95 software is reading and recording the unmodified raw data and plotting the force
 curve over time.

For the analysis of occurring speeds as well as a controlling tool for the analysis
 of the chosen simplifications, a high-speed camera Motion NX 7 (IDT, Tallahassee,

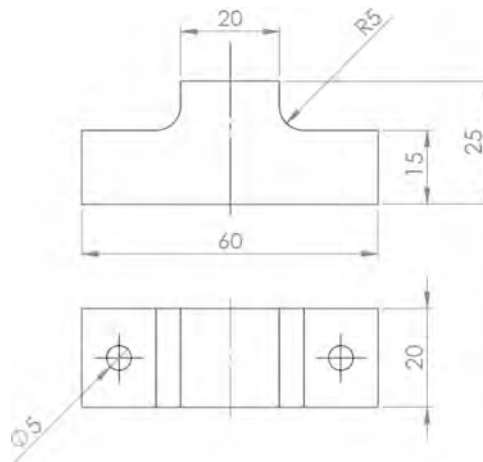


Figure 2. Sample geometry, upper image is showing the lateral view of the sample, lower image is showing the top view of the sample.

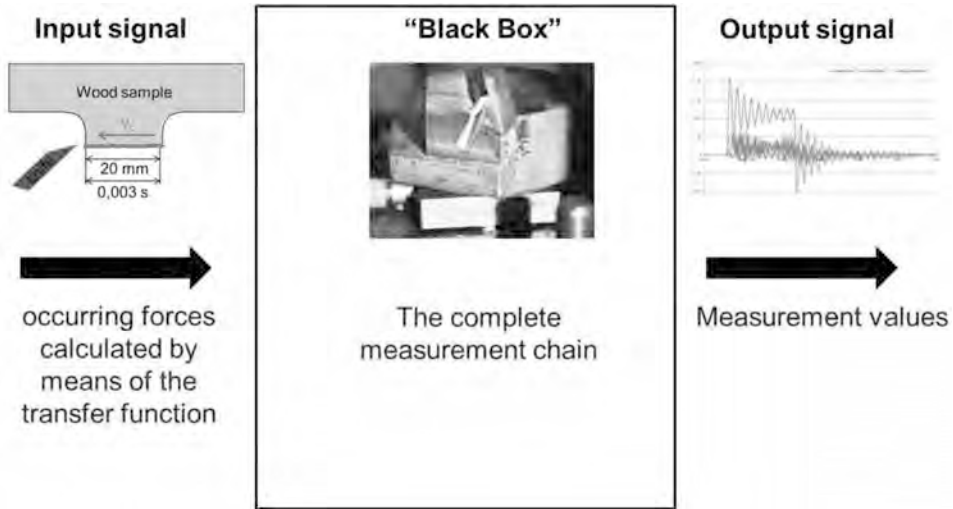


Figure 3. Schematic view of test setup, from the system theory perspective showing the cutting process (input signal) that is altered by the test setup including data processing, summarized within the so-called “black box,” to the plotted measurement values (output signal).

USA) was used. To achieve exposure times around $1 \mu\text{s}$, two 800-W cold-light sources (Optronis, Kehl, Germany) were mounted onto the pendulum. For this specific test setup, the black box is considered to include the cutting edge, tool holder, machine table, piezo force sensor as well as the amplifier and the analog to digital converter. Figure 3 shows a schematic view of the test setup from the system theory perspective.

For cutting force measurement, orthogonal cutting ($\lambda = 0$) in the directions BI to ABA 22.5° according to Kivimaa (1950) were analyzed. Seven samples per cutting direction were examined, whereas seven cuts were examined on each sample. (B, ABA 67.5° , ABA 45° , ABA 22.5°). The cutting thickness (a_e) was held constant at 0.1 mm for all cutting examinations. Before every cutting examination, a leveling cut of 0.02 mm thickness was performed. To guarantee a sharp edged tool during the whole examination, the blade (Leitz blabla) was changed after 10 samples at the latest. The cutting angle $\delta = (\alpha + \beta)$ was held constant and amounted to 30° . Cutting force samples were kept in a climate room (20°C , 65% R.H.) before each cutting force examination.

Signal generation

For generation of such a known input signal within measurement and automation engineering as well as signal processing, usually a step signal, pulse signal, or ramp signal is used (Meyer, 2011). Figure 4 shows the schematic and ideal signal paths.

As only step signal and pulse signals can be produced manually and therefore applied on more easily, these stimulation types were used for the characterization of test setup.

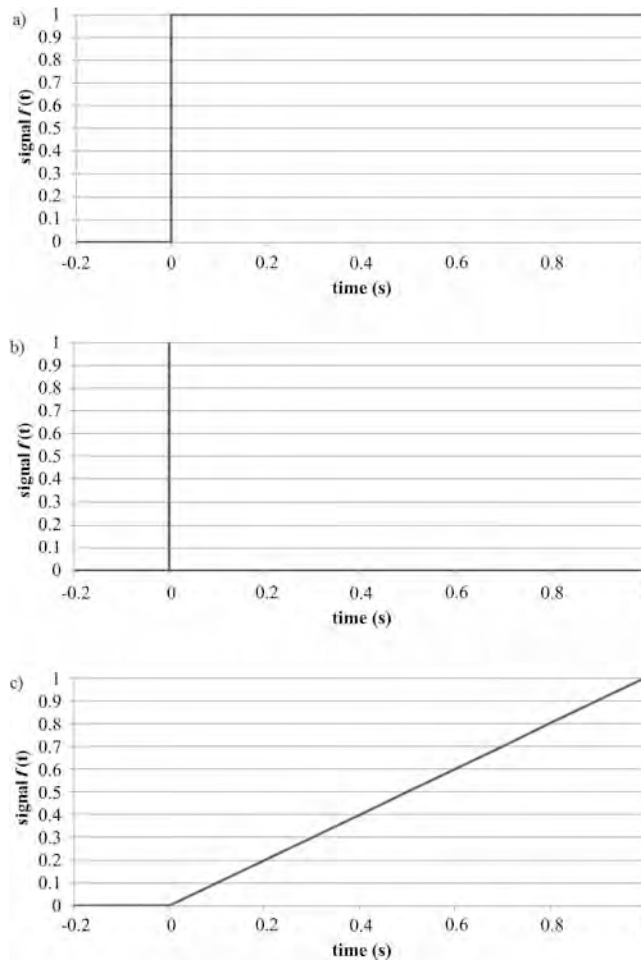


Figure 4. Ideal input signals: (a) step signal, (b) pulse signal, and (c) ramp signal.

For initiating the step signal in the measurement's so-called z-axis direction (F_{cn} , cutting normal force), the tool holder was rapidly loaded by a weight of 1,016 g. It is important to be vigilant about load application, whereas swinging should be avoided while it is set down, because this would cause a temporary uncontrollable loading and unloading of the test setup.

For generation of the pulse signal, a steel ball was dropped from different heights to induce different and defined impulses into the test setup. Exemplarily, this characterization process is described for the z-axis (vertical direction) in more detail, whereby this procedure has to be done also for all the other axes. Besides a mathematical determination of parameters describing the test setup, like dead time, delay time, and damping, these can also be determined graphically within the output graph of the step signal. In contrast, vibration behavior as well as decay time can be determined by the output signal of the pulse signal, once it is induced.

To prevent the unknown and undesired effects of unclearly defined lateral contact between the dropping steel ball and tool tip which causes an undefined oscillation

overlay of the impulse generation, the tool was excluded from the measurement system. Therefore, the steel ball was dropped directly on the tool holder, to generate the impulse.

Necessarily, the input signal and output signal have to be triggered or synchronized, so that the experimental setup can be mathematically described by the transfer function. For the characterization procedure of test setup, a simplified synchronization method was applied, meaning that the load was applied within one time interval of the sampling rate. For synchronization, it was assumed that the load started simultaneously with the measurement. This implies, for the generation of the step respond, that the measurement was started when the load was initiated. The measurement starts when the steel ball starts free fall. By neglecting aerodynamic drag, the time duration the ball needs to reach the surface of the measurement system (t_{fall}) was calculated using Equation (2) and the impulse signal recorded was corrected manually by subtracting the time span calculated.

$$t_{\text{fall}} = \frac{h}{v_{\text{steel ball}}} = \frac{h}{\sqrt{2 \times g \times h}} \quad (2)$$

h is the drop height, $v_{\text{steel ball}}$ is the speed of the steel ball at reaching the surface of the tool holder, and g is the acceleration due to gravity.

The pulse signal's generation and initiation by the drop test was implemented in the exact direction of the coordinate axis of the force sensor. For this test, a hardened steel ball was used with a mass of 6.89 g and a diameter of 11.90 mm, respectively. The drop height (distance between the underside of the steel ball and the tool holder) was 300 mm. Figure 5 shows the setup for the drop test for the vertical stimulation of the pulse signal.

For the generation of pulse signal into x and y directions, the ball was fixed at the end of a thread (mass of the thread can be neglected) acting as a pendulum. The steel

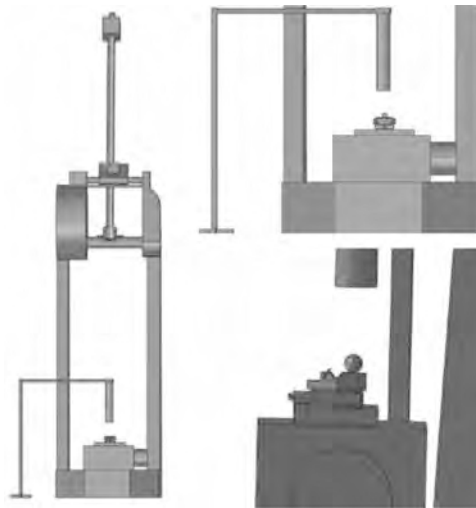


Figure 5. Test setup for the characterization of test setup by the impulse signal using the ball drop test.

ball was then dropped on a circular path initiating a horizontal impact on the death point, by which the tool holder was inducted in the exact x -axis and y -direction, respectively.

Signal simulation

165 For estimating the transfer frequency, the corresponding input signals had to be produced mathematically to relate them with the associated output signals. For this purpose, Simulink R2013 (MathWorks, Ismaning, Germany) was used, which includes a signal generator. For the mathematically produced lossless jump function, it was necessary to define the signal generator's step height (load level). The predefined
170 ideal impulse of the signal generator could not be used for producing the pulse signals because this impulse would run from zero to infinity within one time unit. For this purpose, a finite impulse was used, which had to be defined by pulse duration and pulse height, which corresponds with the mechanically produced signal. Hence, to define these two parameters, the ball drop test has to be described from the phys-
175 ical point of view. The drop test can be described as an elastic impact, whereby two impulses occur. The first impulse (braking impulse) arises when the ball is decelerated (from velocity of free fall to zero). The second impulse arises during the ball's acceleration (releasing). That means for the measurement setup that it is activated by impulses, two times in a very short time span.

180 A simplified solution approach is that there is no superimposition of the two impulses within the measurement setup. Thus, the braking impulse can be neglected. The impulse's height (accelerating impulse, $p_{\text{accelerating}}$) can normally be calculated using the measured velocity. But, as examinations clearly showed that the impact cannot be simplified as an ideal elastic impact as the impact showed a loss of
185 energy, e.g., an acoustic perception of the impact and friction losses due to the elastic deformation. On the basis of high-speed recordings, the speed of steel ball after initiating the accelerating impulse (v_{measured}) was determined. Hence, the calculation was determined using Equation (3).

$$p_{\text{accelerating}} = m \times v_{\text{measured}} \quad (3)$$

For signal simulation of the impulse by Simulink, the impulse duration was calculated by the analysis of high-speed recordings (35,000 fps). The ball's remaining
190 time on the test setup, the impulse duration, was estimated to be around 11 μs . For further calculations, the impulse duration was simplified as a time interval based on sampling frequency of the force sensor.

Correction of measurement values

195 After generation of an known input signal and mathematical simulation of the corresponding input signal, the specific transfer function (Equation 1) is generated. From the perspective of signal processing, it is assumed that a specific measurement system behaves the same, independently of examinations performed (Meyer, 2011).

For this reason, the identified transfer function can be applied for the correction of measured output signals to calculate effective input values (Equation 4). 200

$$\text{Input signal} = \text{measurement values} \times G_s \quad (4)$$

Results and discussion

The chosen test setup shows a proportional transmission behavior with a second-order delay, which is designated as a PT2 behavior. Transmission behavior of the measurement system of the specific time domain is therefore described by the mathematical relationship between input signal ($u(t)$) and output signal ($y(t)$) 205 (Equation 5), where the constant T describes the delay of the system and d is the dimensionless damping factor. The time constant T is defined as the time, in which the signal intensity of a process increases exponentially to a level of 63.2% of the intensity (Meyer, 2011). The dimensionless damping factor describes the reaction of a vibrating system after stimulation (Meyer, 2011). The variation of the signal 210 intensity is described by the transfer constant K , which will be called amplification factor, if its ($K > 1$) and damping factor, if its ($K < 1$) (Meyer, 2011). Q6

$$T^2 \ddot{y}(t) + 2dT\dot{y}(t) + y(t) = Ku(t) \quad (5)$$

The mathematical problem of Equation (5) is well known in automation engineering and for the solution, the differential equation Laplace transformation is applied and the system to be described is analyzed for an existing significant 215 dead time (T_t) (Czichos, 1989). For the verification of significant dead time of the transmission behavior of the chosen test up, the recorded signal of the drop test was analyzed.

For detecting a possible dead time of transmission behavior of the test setup, the reaction of the test setup to the ball drop test was analyzed. Figure 6 shows that 220 the test setup reacts immediately to the stimulation, meaning that no dead time was measurable. Therefore, the transfer function (Equation 6) can be calculated by

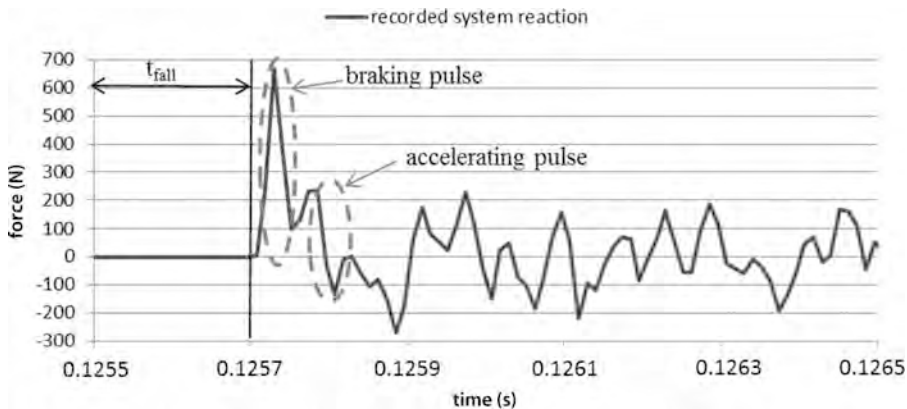


Figure 6. Output signal of the test setup when stimulated by the ball drop test. The curve is showing the falling time of the steel ball (0.1255 s until 1.257 s) and the generated braking and accelerating pulse, when the steel ball was in contact to the test setup.

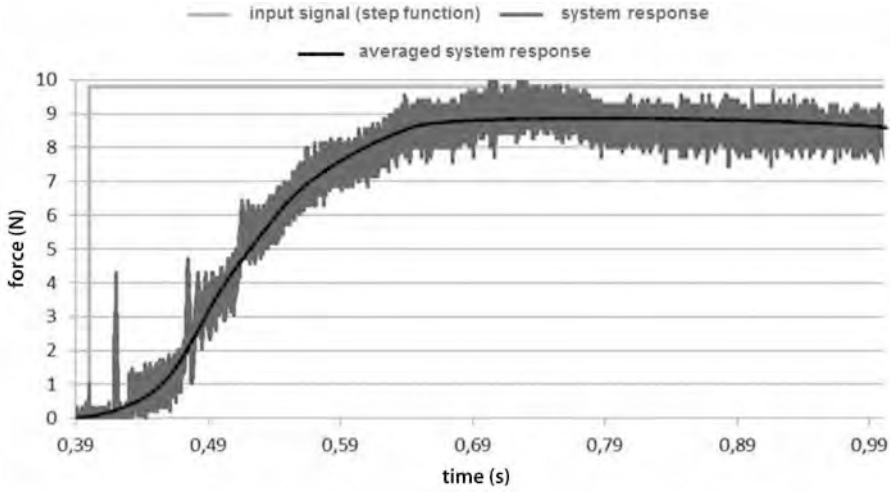


Figure 7. Averaged output signal (black line) of the original output signal (dark grey line) from the test setup, when stimulated by the step impact (light gray line).

the Laplace transformation of Equation (5) (Girod, 2007). An existing dead time would lead to a time lag between stimulation and responding output signal (Meyer, 2011). Apparently, an existing dead time would cause no reaction of the measurement system due to a highly frequent load. For the analysis of a cutting process, that could cause some severe problems as possible load alternations, caused by structural changes within the workpiece (e.g., density variations), below the dead time, could not be detected. Subsequently, specific material effects (e.g., abrupt change of grain orientation, density variation, etc.) are neglected and therefore not taken into account. However, these peaks of cutting forces affect the cutting process and should be therefore considered for machine or tool design. If the system shows a dead time longer or equal to the time interval based on the sampling rate, this time shift needs to be considered within the evaluation of test results. The only practical alternative is the modification of test setup, for example, using more rigid connecting elements.

$$G(s) = K/(1 + 2dT_s + T^2s^2). \quad (6)$$

The transmission factor K can be determined graphically by the system response by introducing a step signal (Meyer, 2011). Therefore, the ratio between the level of output and input signals is determined.

As it is presented in Figure 7, the measurement system shows an output signal, smoothed using the moving average for elimination of influences arising by noise, resulting in 8.5 N, even though the actual load, that was induced, should result in a signal level of 9.81 N. The difference between the induced and measured force can be attributed to a transmission factor K . The calculation of transmission factor (or damping factor) for data measured results in $K = 0.866$. The respective reductions of the force or damping characteristics depend on the respective measurement setup, respective connections between the measurement components as well as the material properties of the test setup. In addition, damping behavior can vary between different axes, which means that damping factor is equal or smaller than 1. For

the test setup examined, no damping behavior was observed for both other axes (x and y). 250

The time constant T (decay time) can be determined by applying a tangent within the signal path's first gradient (Czichos, 1989). In contrast to the dead time, decay time describes the measurement setup's inertia. That means that the reaction to an impact will be delayed, i.e., transmitted more slowly than it actually occurs. The delay time of the measurement setup was determined graphically to one time unit of the sampling rate ($T = 22 \mu\text{s}$). Changes of the input signal within the cutting process, e.g., due to density variations within the workpiece, occurring within $22 \mu\text{s}$ would lead to a superposition of the output signals. That means variations occurring within a time span from $22 \mu\text{s}$ could not be resolved. 255

By the determination of transfer function, using the step signal, a dimensionless attenuation $d = 1$ was calculated for the test setup. That means, the test setup is attenuated from a vibration point of view and therefore no overshooting of measurements occurs, thereby the output signal approximates the end value within minimal response time. But, as it could not be guaranteed that no oscillations occurred during generation of the step signal, the calculated dimensionless attenuation was additionally determined by the ball drop test. Figure 6 shows the curve progression recorded after the stimulation of test setup by the ball's falling test. Based on the sensor's high temporary resolution, the output function shows two impulses (initiated by the ball). The first part of the curve corresponds to the braking process to decelerate the ball to a velocity of zero. The following second peak corresponds to the load (caused by the lying ball) and to the reaction force when the ball is bouncing back from the test setup, that is, the descending part of the second peak conforms the accelerating impulse caused by the ball before it intersects the time axis. At the intersection point of the force curve with the time axis, the measurement system is not loaded anymore. In an ideal case, the measurement system would remain on a zero force level. Nevertheless, the actual behavior shows oscillations within the test setup. That corresponds to the parts of the curve from the first zero-crossing after the second peak until to that moment when the curve shape is not oscillating more than it did before the stimulation, i.e., the noise which was identified for the test setup. The calculated dimensionless attenuation amounted is $d = 0.945$, which means, that the test setup is weakly attenuated and therefore leads to an overshooting of the output values, thereby the measurement value is oscillating around the final value of the output signal. How fast these oscillations diminish is depend on the dimensionless attenuation (Meyer, 2011). The smaller the dimensionless attenuation, the longer the system oscillates (Czichos, 1989). For analysis of cutting force examinations at the specific set-up that means only values at the end of the cutting progress, when oscillation diminished, can be used. 260 265 270 275 280 285

Based on Equation (6) and the determined constants, the transmission function can be expressed for the specific Laplace domain. Q7 Q8 Q9 Q10

$$G(s) = \frac{0.866}{1 + (4.158 \times 10^{-5})s + (4.84 \times 10^{-10})s^2} \quad (7)$$

290 When Equation 7 is Laplace transformed back, it results in Equation (8) as the
 Q11 solution for the differential equation of the specific time domain.

$$y(t) = 0.866 - 2.6477 \times e^{-851.35t} \times \sin[2973.366t + \tan^{-1}(0.3461)]. \quad (8)$$

Based on Equation (8), Equation (4) leads to the output values corrected by the influences of test setup.

Cutting force measurement

295 For a cutting force analysis of spruce wood, the test setup described was used. Measurements were performed with a sampling rate of the measurement chain set at 90 kHz. The sampling rate leads to a temporal resolution of 11 μ s. Based on the test setup and specimen geometry (cutting length 20 mm, cutting speed 7 m/s), the dis-
 300 integration process is described by 257 measurement values. When cutting speed is increased keeping the sampling rate at 90 kHz, the temporal resolution decreases. In addition, a sampling rate of 90 kHz implies, considering the “Nyquist–Shannon sampling theorem” (Equation 9), that variations of signal, for example, based on density variations, can only be detected if their duration is longer than 22 μ s. If the frequency of the input signal is larger or equal to the sampling rate, these frequencies
 305 cannot be resolved. As a consequence, the contained frequency components which are larger or equal to the sampling rate will be interpreted as a lower frequency by the measurement system. In signal processing, this is called alias effect and is schematically shown in Figure 8 (Meyer, 2011). Avoiding the alias effect, all frequency components of the input signal ($f_{\max}$) have to be at least half of the frequency from the sampling rate ($f_{\text{sampling rate}}$). This condition is verified, by the “Nyquist–Shannon sampling theorem” (Meyer, 2011), depicted in Equation (9).
 310

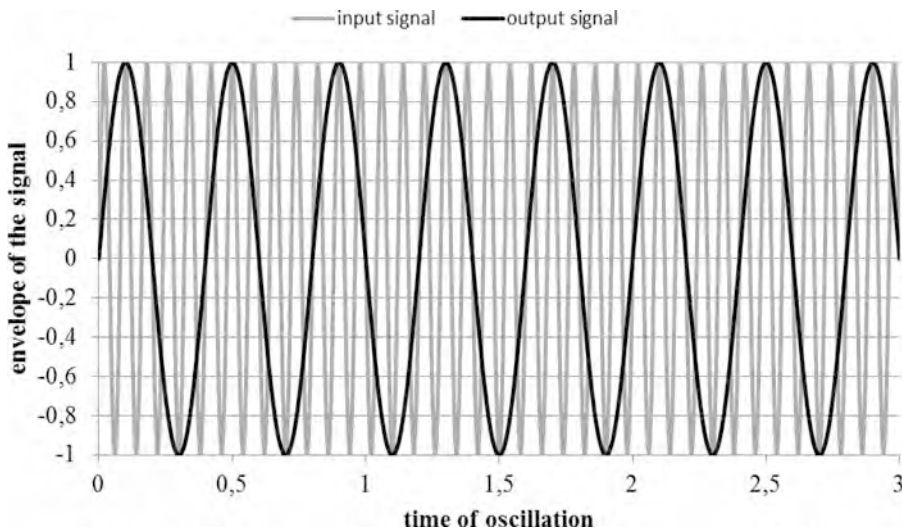


Figure 8. Schematic illustration of the alias function; the highly frequent curve (light gray curve) is showing the actual input signal, whereas the lower frequent signal (black curve) is the output signal distorted by the alias effect.

$$f_{(\text{sampling rate})} = 2 \cdot f_{\text{max}} \quad (9)$$

A sampling rate of 2.5 kHz results in only seven force values along a cutting length of 20 mm. In addition, frequencies higher or equal to 1.25 kHz would be interpreted as lower frequencies (alias effect) by the measurement chain, thereby biasing the output signal. Variations of the workpiece, e.g., due to density variations caused by late and early wood, within 5 mm would lead to the so-called alias effect.

A recorded measurement signal of the main force, without modification (e.g., damping behavior, filtering) and with a sampling rate set at 90 kHz is shown in Figure 9 (grey). In this study, only the main cutting force will be analyzed because of the comparability to other studies, which are using similar test setups. Other studies, e.g., Cristóvão et al. (2012) or Axelsson et al. (1993), used as a first filtering step the moving average, thereby important information is missing as it is not described on which amount of values the average was built. To enable comparability of test results and to discuss impacts of filtering on output values, own measurements were also filtered by applying the moving average over 13 measurement values (black curve in Figure 9). These 13 measurement values resulted by a fast Fourier transform analysis of the unloaded measurement signal, leading to a more or less minimal smoothing of the occurring frequencies. Besides, amplitude shifting curve progression also experiences a temporal shift leading to additional misinterpretation of the detailed cutting process at comparably low cutting speeds. Nevertheless, the application of the moving average enables a principal identification of various influences arising by the cutting process. Based on these results, a general statistical comparison of the curves is enabled. In this specific example, displayed the filtered cutting force (F_c) amounts to 110 N, which is in the range of measurement values from the literature, e.g., Fischer (1996), Eyma et al. (2005), and Cristóvão et al. (2012). Nevertheless,

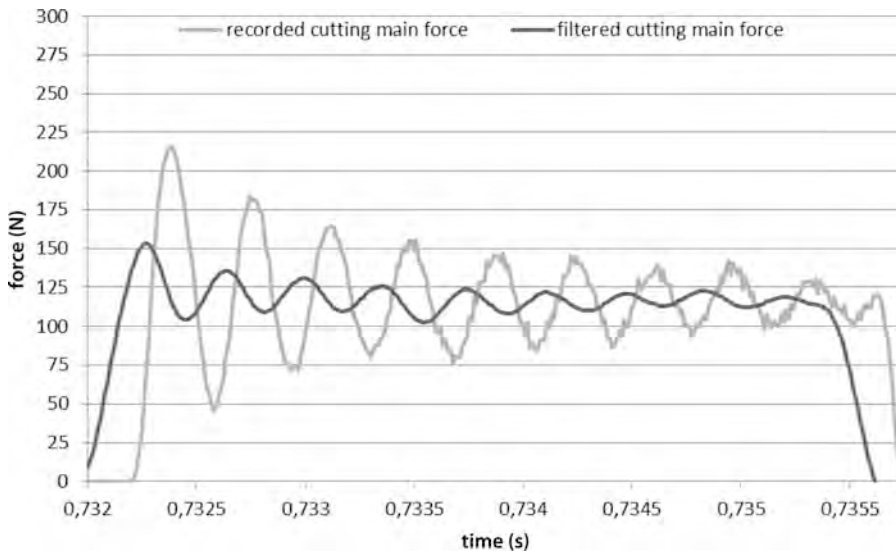


Figure 9. Measured cutting main force (light gray curve), filtered cutting main force by applying the moving average (black curve).

none of these studies considered influences arising due to the test setup. If analyses at the specific test setup are performed without knowledge of the damping behavior, measurement values will be underestimated by about 15%. In this specific example, displayed filtered cutting force (F_c) amounts to 110 N, whereas corrected, real
 340 cutting force ($F_{c\text{ corr}}$) amounts to 130 N.

A model based on uncorrected results can hardly be used in praxis. As a result, higher safety factors have to be applied for tool and machine dimensioning. For that reason, it is essential to determine systematic mistakes that subsequently have to be taken into account for generation of test results as precise as
 345 possible.

Conclusion

1. The determination of a transfer function of a specific test setup delivers a
 350 mathematical description of the relation between input and output signals.
2. The transfer function represents a method for the characterization of a test setup as well as a dynamic calibration method.
3. This method allows the identification of maximum process parameter (e.g., maximal operation frequency) that can be examined by the specific test setup.
- 355 4. The identification and implementation of the transmission function enables comparison of examinations from different test setups.
5. If unfiltered raw data are available, the transmission function even allows correction of measurements by hindsight without eliminating the properties originating from the processed material.
- 360 6. The presented method is an essential tool for the identification of significant process, material, or tool parameters influencing the highly dynamic cutting process.
- 365 7. In comparison to conventional filtering methods, the application of transfer function enables a correction method of the measurement values without loss of information and without deleting influences arising through the test setup itself.

Funding

The project (Project No. WST3-T/022-2012) was financially supported by the European Union/Europäischer Fonds für Regionale Entwicklung and the Land Niederösterreich, Abteilung Wirtschaft, Tourismus und Technologie.

Nomenclature

x -axis	passive force direction
y -axis	cutting force/main cutting force direction
z -axis	cutting normal force direction

F_c	system/transfer function	
F_{cn}	time the ball needs to fall the distance h	375
G_s	system/transfer function	
t_{fall}	time the ball needs to fall the distance h	
h	distance (30 cm) between the bottom of the ball and the top of the tool holder	
$v_{steel\ ball}$	velocity of the falling steel ball	380
g	gravitational acceleration	
m	mass of the steel ball	
$p_{accelerating}$	accelerating impulse	
$v_{calculated}$	simplified calculated velocity of the falling steel ball	
$v_{measured}$	measured velocity of the steel ball bouncing off the tool holder	385
T	time constant	
$\ddot{y}(t)$	2nd derivation of output signal	
d	dimensionsless damping factor	
$\dot{y}(t)$	1st derivation of output signal	
$y(t)$	output signal	390
$u(t)$	input signal	
K	transfer constant	
s	dependent variable	
$f_{sampling\ rate}$	frequency of the sampling rate	
f_{max}	maximum frequency of the measurement signal	395

References

- Atkins, A.G. (2003) Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: Quantitative explanations for some longstanding problems. *International Journal of Mechanical Science*, 45: 373–396.
- Axelsson, B.O.M.; Lundberg, A.S.; Grönlund, J.A. (1993) Studies of the main cutting force at and near a cutting edge. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 51(1): 43–48. 400
- Cristóvão, L.; Broman, O.; Grönlund, A.; Ekevad, M.; Siteo, R. (2012) Main cutting force models for two species of tropical wood. *Wood Material Science and Engineering*, 1–7.
- Czichos, H. (1989) *HÜTTE Die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften*, vol. 29, Auflage. Springer-Verlag, Berlin.
- Eyma, F.; Méausoone, P.-J.; Larricq, P.; Marchal, R. (2005) Utilization of a dynamometric pendulum to estimate cutting forces involved during routing. Comparison with actual calculated values. *Annals of Forest Science*, 62: 441–447. 405
- Fischer, R. (1978) Ein Beitrag zur Mechanik des Spannungsvorganges nicht fließfähiger Werkstoffe am Beispiel von Holz. *Holztechnologie*, 19: 75–80.
- Fischer, R. (1996) Die mechanische Holzbearbeitung. *HOB Die Holzbearbeitung*, 6: 65–96. 410
- Girod, B. (2007) *Einführung in die Systemtheorie*, vol. 4, Auflage. Teubner-Verlag, Wiesbaden.
- Gottlöber, C. (2003a) Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung—Teil 1: Motivation und Prozessanalyse. *HOB Die Holzbearbeitung*, 50: 55–57.
- Gottlöber, C. (2003b) Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung—Teil 2: Darstellung des Optimierungssystems. *HOB Die Holzbearbeitung*, 50: 66–70. 415
- Gottlöber, C. (2003c) Weg zur Optimierung von Spanungsprozessen am Beispiel des Umfangsfärens von Holz und Holzwerkstoffe. Dissertation. Technische Universität, Dresden.

Q13

Kienzel, O. (1952) Bestimmung von Kräften an Werkzeugmaschinen. *Z-VDI*, 94: 299–305.

420 Kivimaa, E. (1950) Cutting force in woodworking. *Valtion Teknillinen Tutkimuslaitoksen Julkaisu*, 18: 102.

Krenke, T.; Frybort, S.; Martinez-Conde Lopez, A.; Müller, U. (2015a) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil II. *Holztechnologie*, 55(6): 38–47.

Krenke, T.; Frybort, S.; Martinez-Conde Lopez, A.; Müller, U. (2015b) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil III. *Holztechnologie*, 56(2): 43–50.

425 Krenke, T.; Frybort, S.; Müller, U. (2014) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil I. *Holztechnologie*, 55(4): 38–45.

Meyer, M. (2011) Signalverarbeitung—Analoge und digitale Signale, Systeme und Filter, vol. 6, Auflage. Vieweg und Teubner Verlag, Wiesbaden.

430 Porankiewicz, B.; Axelsson, B.; Grönlund, A.; Marklund, B. (2011) Main and normal cutting forces by machining wood of *Pinus sylvestris*. *BioResources*, 6(4): 3687–3713.

Sitkei, G. (1983) Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz. *Holztechnologie*, 24: 67–72.

Q14

Taylor, F.W. (1907) On the art of cutting metals. *Transactions ASME*, 28: 31–350.

Q15

Viktor, H. (1917) Beitrag zur Kenntnis der Schnittkräfte. In Hannover, T.H.

9.5 Publikation V - Cutting force analysis of spruce

Krenke, T.; Frybort, S.; Müller, U. (2017) Cutting force analysis of spruce by the application of a transfer function. Wood Material Science and Engineering: accepted with revisions

CUTTING FORCE ANALYSIS OF A LINEAR CUTTING PROCESS OF SPRUCE

Thomas Krenke¹, Stephan Frybort¹, Ulrich Müller²

¹ Competence Centre for Wood Composites and Wood Chemistry – Wood K plus – Area Wood Materials Technologies, Konrad Lorenz Straße 24, 3430 Tulln, Austria
t.krenke@kplus-wood.at, s.frybort@kplus-wood.at

² University of Natural Resources and Life Science, Vienna – Department of Material Science and Process Engineering – Institute of Wood Science and Technology, Konrad Lorenz Straße 24, 3430 Tulln, Austria
Ulrich.Mueller@boku.ac.at

ABSTRACT

Until today cutting processes were mainly optimized by trial and error to increase yield and surface quality. However, optimization of the cutting process, e.g. reduction of the saw kerf width, improvement of surface quality as well as tool optimization, requires a basic understanding of the interaction between tool and workpiece. However, knowledge-based optimization of cutting processes is lacking from a valid cutting model considering the complex and inhomogeneous structure of wood. Subsequently, out of this analytical description an applicable semi-empirical model, likewise in the metal working industry, is necessary. But, the validation of a cutting force model requires the existence of consistent cutting force values. However, utilization of data from previous studies is impossible as important information about data processing, cutting parameters as well as wood properties is lacking. To enable a validation of the cutting force model a standardized and reliable method for the examination of cutting forces had to be developed. For slow dynamic cutting processes (6.8 m/s) a pendulum was modified enabling the examination of different cutting directions. For high resolving cutting force measurements a force sensor (90 kHz) was mounted between machine table and knife holder allowing force measurements in three directions.

Keywords: Cutting force analysis, wood properties, cutting forces, wood machining

INTRODUCTION

As costs for Energy and raw material are rising, reduction of saw kerf width as well as improvement of surface quality is becoming increasingly important. However, the optimization of cutting processes requires a basic understanding of the interaction of the tool and workpiece. For this reason a complete physical description of the cutting process or general cutting-force model is needed. As discussed in Krenke *et al.* (2014, 2015a, b) various empirical, statistical or numerical models exist, using different approaches for the description of the cutting process of the inhomogeneous material wood.

The consideration of the influence of fiber angle on the cutting force was introduced by Kivimaa (1950). However, within these examinations the identified force progression depending on the fibre angle was solely examined for birch. Further progress was achieved by considering other parameters, i.e., density, moisture content, and cutting speed. However, the descriptions of cutting force behavior derived within these examinations are solely valid for the specific test set-up and the examined parameters. Due to missing model validation, most of the statistical (Axelson *et al.*, 1993; Porankiewicz, B, *et al.*, 2011) and semi-empirical models (Gottlöber 2003b, c) cannot be applied for cutting force calculation for varying test set-ups or/and parameters, which differ from the specific examination. On the other hand, many of the analytical models cannot be used as important input parameters, e.g., bending radius of the chip or spring constant of the material within the respective orientation, necessary for the description of the cutting process are lacking. For example, the model of Fischer (1978) uses the damping and spring constants of wood for the description of the cutting process. Sitkei (1983) describes the cutting process by introducing a deformation radius of the separated chip. Atkins (2003) describes the disintegration process by applying shear failure. All these models apply interesting and useful simplifications to describe the disintegration process, but still, some of these simplifications lack important input parameters, while others are not able to completely describe the disintegration process within all anatomical directions.

For the identification of significant relationships between various parameters (cutting parameters, wood properties) and cutting forces an exhaustive research of previous studies was made. But, due to missing information, e.g., wood properties, sampling rate and data processing results cannot be used for further studies. Another problem for describing the high dynamic cutting process is that the test set-up for measuring cutting-forces has a significant effect on the test results. Depending on measurement setup, the results can be biased in two different ways. Firstly, different axis of the test set-up can show different damping behavior leading to distortion of the results. Secondly, the chosen measurement test set-up can cause very high decay times and consequently a continuous superimposition between measurement chain and measurement signal, due to a subsequent stimulation of the test set-up. Both biases are crucial when it comes to reproducibility of the examinations, e.g., examination of a milling process in which a tool has more than one knife. Another essential aspect affecting the reproducibility of different examinations is data processing i.e., sensor's sampling rate, chosen filtering type, etc. For these reasons, developing a cutting force model based on existing studies was not possible. For the development of a general cutting force model a standardized cutting process has to be defined - similar to the metal industry. This standardized process enables different researchers to measure cutting forces for the multitude of parameters when it comes to processing inhomogeneous and anisotropic material, e.g., wood species, work piece parameters, process and tool parameters. To ensure objective and comparable results, independently of the specific test set-up, a characterization and calibration of the test set-up is required, that enables the description of the specific dynamic transmission behavior of the test set-up (Krenke *et al.* 2016).

In the field of measurement and automation engineering as well as signal processing the transfer function is used as an approach for the measurement set-up's characterization (Girod *et al.*, 2007). The system which has to be characterized is presumed as a "Black Box" and is described by means of the mathematical link between input signal and output signal (Meyer, 2011). Krenke *et al.* (2016) proved that the system function can be used for static and dynamic characterization of an experimental test set-up, and to identify the measurement setup's influences, which also includes influences due to data processing. Due to the fact that systematic errors can be corrected subsequently by means of the so called "system function", results of different examinations based on

this correction method can be used for the identification of significant influences which are the basis for the generation of general applicable parameters. This enables a correct interpretation of the recorded curve progression, but is also a necessary basis for the comparison of various studies based on different test set-ups (Krenke *et al.* 2016).

The aim of the following work was to examine the correction of cutting force measurements. Therefore results without correction and corrected by the identified transfer-function were compared with results from literature. Additionally findings of this study were discussed with respect to existing cutting force models.

MATERIAL AND METHODS

WOOD SAMPLES

For the identification of the influence of varying wood properties, i.e., fiber angle, density and moisture content, on cutting forces, flawless cutting force samples out of spruce (*Picea abies* Karst.) were prepared. Samples exhibited different fiber angles of 0°, 22.5°, 45°, and 67.5°, which correspond to cutting directions B, ABA 67.5, ABA 45 and ABA 22.5 according to Kivima (1950), respectively (figure 1). Sample geometry is shown in figure 2, the cutting length and width of the sample were 20 mm. Moisture content of wood samples was 6 % 12 %, and 18 %. Density at 12 % moisture content varied between 380 and 480 kg/m³.

TEST SET-UP

A massive modified pendulum (Wolpert, Vienna, Austria) made out of grey cast iron was used. Due to the length of the pendulum arm of 0.8 m the process can be described as an approximate linear cutting process. The test set-up enables examinations at cutting speeds of 7.09 m/s (figure 3 on the left side). Therefore, the wood sample, which is fixed on the hammer, is passing the knife which is fixed on the bottom dead center of the pendulum. The comparatively large mass of the hammer (6000 g) enables an approximate constant cutting speed during the cutting process. A vertically adjustable machine table (IEF Werner, Furtwangen, Germany) of large mass is mounted at the bottom dead center of the pendulum. The table enables adjustment of different cutting thicknesses in steps of 1 µm. The 3D-piezo force sensor 260A02 (PCB Piezotronics, New York, USA) is fixed between machine table and tool holder (figure 3 on the right side). The sampling rate is ranging from 0.01 Hz to 90 kHz, with a sensitivity of 0.56 mV/N for the z-axis and 1.12 mV/N for the x- and y-axis. The test setup chosen allowed transferring the respective axis of the sensor to the cutting force F_c (y-axis), the tangential force component “thrust force F_{cn} ” (z-axis) and the passive component “back force” (x-axis). The cutting tool was a commercially available indexable insert (HW: 30 x 12 x 1.5, WP 12 /30, Leitz, Austria). The measurement signal of the force sensor was amplified by an external signal conditioner 482C16 (PCB Piezotronics, New York, USA) and read out over a 4-channel analogue PC input module NI 9215 with a 16-bit simultaneous resolution (National Instruments, Austin, USA). The self-developed measurement software (Labview 2013, National Instrument Austin, USA) read the raw data and recorded the calculated cutting force without filtering or smoothing of the data and plotting the force-curve over the time.

For analysis of impacting speeds, as well as a controlling tool for analysis of the chosen simplifications, a high-speed camera Motion NX 7 (IDT, Tallahassee, USA) was used. To achieve exposure times around 1 µs, two 800 W cold-light sources (Optronis, Kehl, Germany) were mounted onto the pendulum.

CHARACTERIZATION OF THE TEST SET UP

In order to characterize the experimental setup and the measurement chain by means of the systems theory, the required components have to be summed up in a so-called "Black Box". This black box is described by the transfer function, which defines the mathematical relationship between input and output signal (equation 1). Thus, the interpretation of a cutting process within the system theory means that the recorded measurement signal is the output signal and therefore it includes all influences, which are caused by the experimental setup itself and by data processing. Consequently, the input signal, as it is called in the systems theory, is the signal, which arises through the interaction of a tool (cutting edge) with a work piece. On this account, the input signal is assumed as the dependent variable. For determining the transfer function (G_s) describing the "Black Box" (of the test set-up) a known input signal is essential. Therefore the test set-up has to be stimulated by a known input signal which is then opposed to the measured output signal (Krenke *et al.* 2016).

$$G_s = \frac{\text{output signal}}{\text{input signal}} \quad (1)$$

A known input signal was applied in all three main directions of the test set-up (force-sensor, tool holder, knife). Common applicable input signals of signal processing are the step and the pulse signal. The pulse signal was generated by a shot bullet test. Therefore a ball of known mass was dropped from a defined height level onto the measuring unit. For generation of the step signal the measuring unit was loaded by a weight of known mass. The measured value is the output signal of the whole measurement chain including all superimposed influences (measurement set-up, influence of noise, etc.). In order to calculate the transfer-function the corresponding pulse and step signal had to be described mathematically. Therefore, the input signal was simulated identical to the tests by a pulse and a step generator within Simulink R2013b (MathWorks, Ismaning, Germany). Subsequently, within Simulink the simulated input signal was opposed to the measured output signal of the test set-up resulting in the transfer function and the description of the transmission behavior. The test set-up shows a proportional transmission (PT) behavior with a 2nd order delay, which is designated as a PT2 behavior leading to the mathematical description (equation 2).

$$G(s) = \frac{K}{1+2dT_s+T^2s^2} \quad (2)$$

- For the mathematical description of the transfer behavior the following parameters were presented by Simulink: transmission factor or damping factor $K = 0.866$
- time constant T (decay time) $T = 22 \mu s$
- dimensionless attenuation $d = 0.945$

The results show that the recorded signal was damped by the factor $K = 0.866$. Additionally the output signal was delayed by the test set-up by $T = 22 \mu s$. The dimensionless attenuation $d = 0.945$ shows that the test set-up leads to an overshooting of the output values. Thereby the measurement value is oscillating around the final value of the output signal. How fast these oscillations diminish depends on the dimensionless attenuation (Meyer, 2011).

For cutting force analysis the first three peaks of the cutting force signal were not considered as this part of the curve is superimposed by vibrations caused by the test set-up, e.g., the arm of the pendulum.

CUTTING EXPERIMENTS

For cutting force measurements orthogonal cutting in the directions B I to ABA 22.5 according to Kivimaa (1950) were analyzed. For each cutting direction (B, ABA 67.5, ABA 45, ABA 22.5) 7 cuts per specimen were measured. In total 7 specimens per cutting direction were tested, which results in the collection of 42 datasets per cutting direction. When a sample was damaged during cutting measurement the respective specimen was withdrawn and a new specimen was used for further experiments. The cutting thickness (a_e) was held constant at 0.1 mm for all cutting examinations. Prior to every cut, a leveling cut with 0.02 mm thickness was made. To guarantee a sharp tool (cutting edge radius was measured by means of an optical microscope and amounted to 6 - 12 μm) throughout the whole examinations. After cutting 10 specimens, i.e., after 70 cuts which amounts to around 3 m of cutting length, a new knife (HW: 30 x 12 x 1.5, WP 12 /30, Leitz, Austria) with a wedge angle degree of 55° was used. Cutting angle $\delta(\alpha + \beta)$ was held constant at 70° (figure 4).

Specimens were stored in the respective climate until their examination; examinations were done at ambient climate conditions.

For the examination of significant influencing factors on cutting forces the mean cutting force was calculated by analyzing the last peaks of each cutting force curve. This region was defined by starting with the last value before the knife is leaving the work piece and going back for 1598 μs . This time period was visually identified by examining cutting force curves of the four different cutting directions.

RESULTS AND DISCUSSION

Own cutting examinations from cutting direction B to A (Kivimaa 1950) show increasing cutting forces and are in good agreement with results reported by Kivimaa (1950, 1952), Goli (2005), Cristóvão *et al.* (2012) and Gottlöber (2014). However, in contrast to the literature, the measured values show a negligibly small increase between ABA 67.5 and ABA 45 (figure 5).

The low average cutting force in the main cutting direction B can be explained by Fischer's (1978) analytical model. Corresponding to this model cutting forces mainly have to exceed the relatively low level of transversal tensile strength of the wood material. Following the model of Sitkei (1983) cutting force in B direction is additionally reduced as material separation is biased due to induced bending stresses caused by chip deflection. Bending of the chip causes tensile stress at the crack tip, which partly exceeds tensile strength perpendicular to grain, which results in crack opening in front of the cutting edge. This crack opening in front of the cutting edge is referred to as so-called pre-splitting. Pre-splitting was also observed in own experiments by means of high-speed camera visualization during the cutting processes in B direction (figure 6 and 7).

Based on the study of Kivimaa (1950), Gottlöber (2014) assumes that the cutting force increases continuously from B to A direction, because of an increasing percentage of material, which is cut transversely to the fiber direction. This observation corresponds to the theoretical approach of Wyeth *et al.* (2009) and Naylor and Hackeney (2013). Following this approach the cutting force is a combination of shear failure and tensile failure perpendicular to grain, which corresponds to the relative movement between cutting edge and work piece. The proportions of the two components are different depending on the cutting direction and can be calculated according to the formula of Niemz (1993) for calculating the shear strength for changing grain angles. Above B (ABA 89 to A) cutting forces are in large parts determined by shear strength of the material within the specific loading direction. Therefore cutting force progression from B to A can be explained by the relation between

shear strength and grain angle. As already described for B direction cutting forces are mainly determined by overcoming transverse tensile strength. When cutting direction changes from B to ABA 67.5 a sudden increase of cutting forces was observed. This can be explained by the fact that for the creation of the new surface additionally shear strength must be overcome. Although pre-splitting still occurs, and therefore contributes to the cutting forces, this phenomenon does not contribute to the creation of the new surface as pre splitting is directed into the chip.

In contrast to literature only a slight increase of cutting force between cutting direction ABA 67.5 to 45 was observed. This effect can be explained by the progression of shear strength of wood from 0 to 90° grain angle. Shear strength progression from B to A also shows a progressive behavior (Eberhardsteiner, 2002 and Kretschmar, 2008). The result is a negligible increase of cutting forces from ABA 67.5 to ABA 45. Kivimaa (1950) explains the increasing cutting forces from B to A by the combination of material separation perpendicular and parallel to grain. Based on this assumption Kivimaa (1950) fitted a curve into his generated data points, describing a continuous increase of the cutting force. A more detailed analysis of his data revealed a negligible increase of the cutting force between ABA 67.5 and ABA 45. But due to data fitting this divergence was equalized. Based on the observation of relatively small increase of the cutting force between the cutting direction ABA 67.5 and ABA 45 we think that material separation corresponds to a combination of the approach of Wyeth *et al.* (2009) and Naylor and Hackeney (2013) and the model of Sitkei (1983).

The increase of cutting forces between ABA 45 and ABA 22.5 coincides again with results from literature (Kivimaa 1950, Gottlöber 2014). Corresponding to the model approach of Wyeth, *et al.* (2009) and Naylor and Hackeney (2013) an increasing proportion of material is stressed in shearing across to the grain, which results in an increase of cutting forces. Therefore the sudden increase of shear strength starting at around ABA 50 also leads to an increase of cutting forces between ABA 45 to ABA 22.5 (Kretschmar, 2008 and Eberhardsteiner, 2002).

As during measurements specimen for cutting direction failed due to shear failure, results had to be excluded from further examinations.

According to literature density and cutting force show an almost linear relationship (Scholz 1971) with a slightly degressive behavior (Kivimaa 1950). Evaluation of results from this study also showed increasing cutting forces with increasing density. But own examination show that the influence of density on cutting forces seems additionally to depend on cutting direction. However, this phenomenon needs further investigations.

Additionally due to high deviation of results for spruce, the estimation of a correction value for cutting forces based on the density was not possible. Furthermore, the high deviation showed that cutting forces were not only depending on density but else on some not yet identified additional interaction. Until now, within literature the influence of density was insufficiently described. For the determination of a correction value for the density, these interactions have to be identified and described first.

As shown in figure 5, cutting force increases between 6% to 18% moisture content, which is in accordance to Ettelt (2004), Pahlitzsch and Schulz (1957) whereas Kivimaa (1950) showed a maximum of cutting forces at 12%. But, in contrast to literature, the results from 12% moisture content do not show the same curve progression as expected from Ettelt (2004), Pahlitzsch and Schulz (1957). A possible explanation could be the influence of a minimal cutting force superimposing some of the examined parameters. This effect of the minimal cutting force was already observed by Kivimaa (1950), and Ettelt (2004), but not described in detail. The effect of the minimal cutting force for decreased cutting thicknesses which was mentioned by Gottlöber (2014), could

be described by the fact that also for a chip thickness of 0 mm a force is necessary for overcoming friction between workpiece and cutting edge due to deformation of the surface of the workpiece. If cutting thickness increases ($h > 0$ mm), additional forces arise due to the actual disintegration process of the material and chip deflection, resulting in an additional friction between chip as well as workpiece and cutting tool. Due to the visco-elastic properties of wood, the amount of elastic and plastic deformation additionally depends on cutting speed. Therefore, for the description of disintegration processes a comprehensive examination of the visco-elastic properties at various anatomical directions depending on different loading speeds is necessary.

Another possible explanation for different influences of moisture content on cutting forces, which already was observed by Kivimaa (1952), could be that cutting force behavior depends on both single parameters (moisture content and cutting direction) as well as on the interaction of those parameters,. Although a similar combined influence of moisture content and main cutting direction on cutting forces is visible in figure 17 within the article of Kivimaa (1950), it was not further described in his work. Evaluated cutting force progressions of cutting force are in accordance to force-time histories from Goli *et al.* (2005). Higher cutting force levels observed within the study of Goli *et al.* (2005) can be explained by a higher mean chip thickness and a higher density of Douglas fir.

For investigation of the force progressions, the results of the transfer function were taken into account as well.

It showed that values of cutting force needed correction of 20%, due to the damping behavior of the test set-up. Additionally, due to overshooting the first part of the curve cannot be considered for examinations. Considering this, only the duration of 1598 μ s of the cutting force curve, which was defined in the cutting experiment, was analyzed.

Cutting in direction B (figure 8a) shows a mean cutting force F_c of around 80 N with a oscillation of around 40 N. Considering the model of Fischer (1978) and Sitkei (1983) these differences in curve progression can be explained by the first two of four stages of the cutting process of the model of Fisher (1978): the tool strikes the surface of the workpiece, initial disintegration process of the workpiece is initiated, chip removal, and chip deflection. Within the initial stages, the knife hits the surface followed by the disintegration progress when the strength of the material is exceeded. This part of the measurement is superimposed by vibrations due to the initial hit of the knife and therefore not taken into account for the results.

Cutting direction ABA 22.5 showed a mean cutting force level of around 150 N, as well as variations of around 5 N. Compared to cutting direction B the mean cutting force was around 70 N higher. The height of the oscillation of the cutting force curve is significant lower and the frequency of the curve (changes in increase and decrease) was significantly higher than the curve of cutting force in B direction. The examination of the chip formation in cutting direction ABA 22.5 showed lots of small particles as a result of many individual disintegration processes, but no coherent chip formation was observed. The decreasing amount of pre-splitting (from B to ABA 22.5) leads to a rather continuous disintegration process, resulting in much smaller amplitude of the more or less periodic vibrations. Therefore the four stages of Fisher's model (1978) are continuously repeated during the disintegration process. But these stages additionally occur simultaneously along the cutting edge, considering the width of the workpiece as the disintegration process has to be applied on each chip segment. For further illustration of the progress, a part of the tool can be considered hitting a new undisintegrated surface, whereas another part of the tool already disintegrates the workpiece or deflects part of the chip. Hence, it becomes clear that a decrease in cutting force of a small part of the disintegrated surface is less significant compared to cutting in B direction, where only one chip is produced along the whole cutting edge more, or less completely by pre-splitting. Additionally, a decrease of cutting forces based on pre-splitting in one

part of the workpiece is superimposed and maybe neutralized by a chip deflection or chip removal. This different simultaneously occurring processes resulted in a lower amplitude of the vibrations shown in figure 8b. Until now, a validation of the aforementioned assumptions was not possible.

CONCLUSION

The main conclusions of the study are as follows

1. Cutting forces are lowest for cutting directions B, remain more or less constant between ABA 67.5 and ABA 45 and are highest at ABA 22.5.
2. The relationship between density and cutting force given from literature was confirmed.
3. Cutting forces at 6 % moisture content are significantly lower than at 18 % for about 20 N.
4. The amplitude of curve progression depended on cutting direction, but this effect was also superimposed by the test set-up.

ACKNOWLEDGMENT

The project (Project No. WST3-T/022-2012) was financially supported by the European Union / Europäischer Fonds für regionale Entwicklung (EFRE) and the Land Niederösterreich, Abteilung Wirtschaft, Tourismus und Technologie

REFERENCES

- Atkins A.G. (2003) Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: quantitative explanations for some longstanding problems. *International Journal of Mechanical Science* 45: 373-396.
- Axelsson, B.O.M.; Lundberg, A.S.; Grönlund, J.A. (1993) Studies of the main cutting force at and near a cutting edge. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 51 (1): 43 - 48.
- Cristóvão, L.; Broman, O.; Grönlund, A.; Ekevad, M.; Siteo, R. (2012) Main cutting force models for two species of tropical wood, *Wood Material Science and Engineering*,
- Eberhardsteiner, J. (2002) *mechanisches Verhalten von Fichtenholz*, 1. Auflage, Springer-Verlag, Wien
- Ettelt B, Gittel H-J (2004) *Sägen, Fräsen, Hobeln, Bohren; Die Spannung von Holz und ihre Werkzeuge*. 3. Auflage: DRW-Verlag, Leinfelden-Echterdingen.
- Fischer, R. (1978) Ein Beitrag zur Mechanik des Spannungsvorganges nicht fließfähiger Werkstoffe am Beispiel von Holz. *Holztechnologie* 19: 75-80.
- Girod, B. (2007) *Einführung in die Systemtheorie*. 4. Auflage: Teubner-Verlag, Wiesbaden
- Goli, G, Fioravanti, M. Sodini, N.; Jiangang, Z. Uzielli, L. (2005) Wood Processing: a contribute to the interpretation of surface origin according to grain orientation. in 17th International Wood Machining Seminar. 2005. Rosenheim, Germany
- Gottlöber, C. (2003 a) Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung – Teil 1: Motivation und Prozessanalyse. *HOB Die Holzbearbeitung* 50: 55-57
- Gottlöber, C. (2003 b) Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung – Teil 2: Darstellung des Optimierungssystems. *HOB Die Holzbearbeitung*, 50: 66-70
- Gottlöber, C. (2003 c) *in Weg zur Optimierung von Spanungsprozessen am Beispiel des Umfangsfräsens von Holz und Holzwerkstoffe*, Dissertation Technische Universität Dresden
- Gottlöber, C. (2014) *Zerspanung von Holz und Holzwerkstoffen*. 1. Auflage: Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, München.
- Kivimaa, E (1950) Cutting force in woodworking. The state Institute for Technical Research, 18.
- Kivimaa, E (1952) Die Schnittkraft in der 'Holzbearbeitung. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 10, 3: 94-108.
- Krenke, T.; Frybort, S.; Müller, U. (2014) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil I. *Holztechnologie* 55 (4): 38-45.
- Krenke, T.; Frybort, S.; Martinez-Conde Lopez, A.; Müller, U. (2015 a) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil II, *Holztechnologie* 55,6: 38-47
- Krenke, T.; Frybort, S.; Martinez-Conde Lopez, A.; Müller, U. (2015 b) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil III, *Holztechnologie* 56,2: 43-50
- Krenke, T.; Frybort, S.; Müller, U. (2016) *Applying system function for determining cutting force parameters*. *Machining Science and Technology*
- Kretschmar, D. E. (2008) The influence of juvenile wood content on shear parallel, compression, and tension perpendicular to grain strength and mode I fracture toughness of loblolly pine at various ring orientation, *Forest Products Journal* 58, 7/8: 89-96
- Meyer, M. (2011) *Signalverarbeitung - Analoge und digitale Signale, Systeme und Filter*. Vol. 6. Auflage. Vieweg und Teubner Verlag, Wiesbaden

- Naylor, A.; Hackney, P. (2013) A Review of Wood Machining Literature with a Special Focus on Sawing. *Bioresources* 8(2), 3122-3135
- Niemz, P. (1993) *Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe*, 1Auflage: DRW-Verlag Weinbrenner GmbH & Co., Leinfelden-Echterdingen
- Porankiewicz, B.; Axelsson, B.; Grönlund, A.; Marklund, B. (2011) Main and normal cutting forces by machining wood of *Pinus Sylvestris*. *BioResources*, 6(4): p. 3687-3713.
- Scholz, D. (1971) Untersuchungen über den Leistungsbedarf von ein- und mehrschneidigen Holzfräswerkzeugen in Abhängigkeit von den Schnittbedingungen; *HOB Die Holzbearbeitung* 24, 2: S. 55- 61.
- Sitkei, G. (1983) Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz. *Holztechnologie* 24: 67-72.
- Wyeth, D. J.; Goli, G.; Atkins G. (2009), Fracture toughness, chip types and the mechanics of cutting wood. A review. *Holzforschung* 63, 168-180

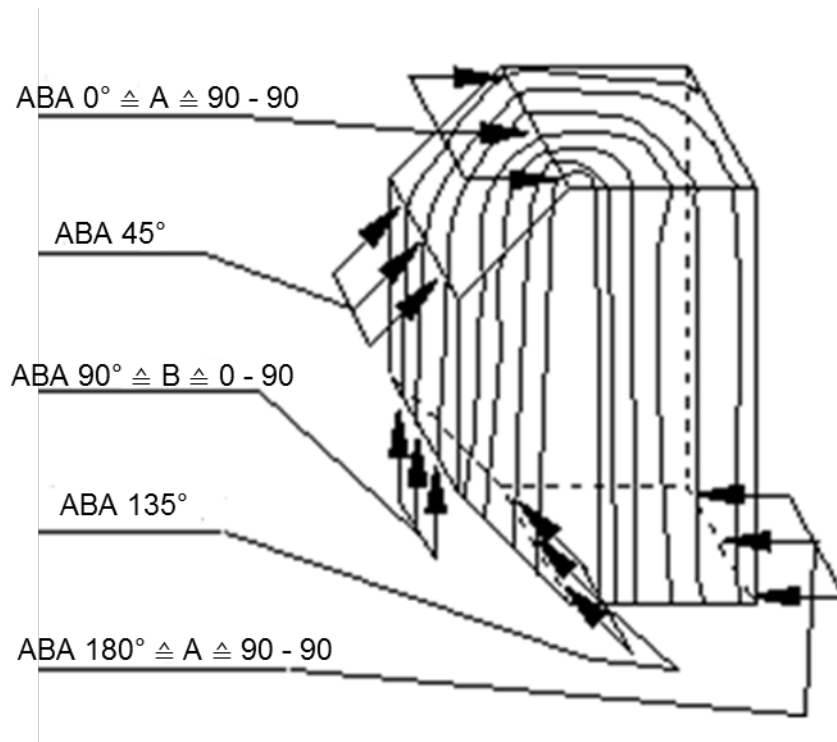


Figure 1: Wood cutting in relation to the grain. Cutting directions are indicated as arrows.

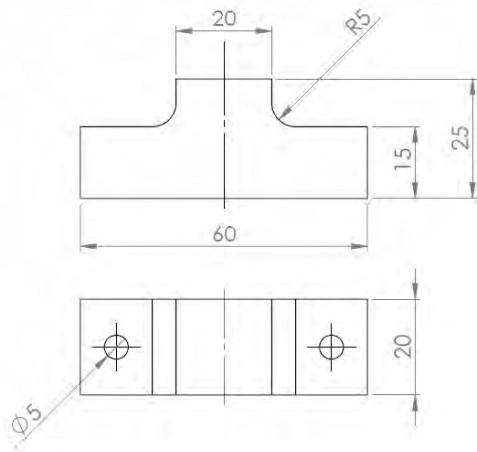


Figure 2: Sample geometry. Upper image is showing the lateral view of the sample, lower image is showing the top view of the sample.

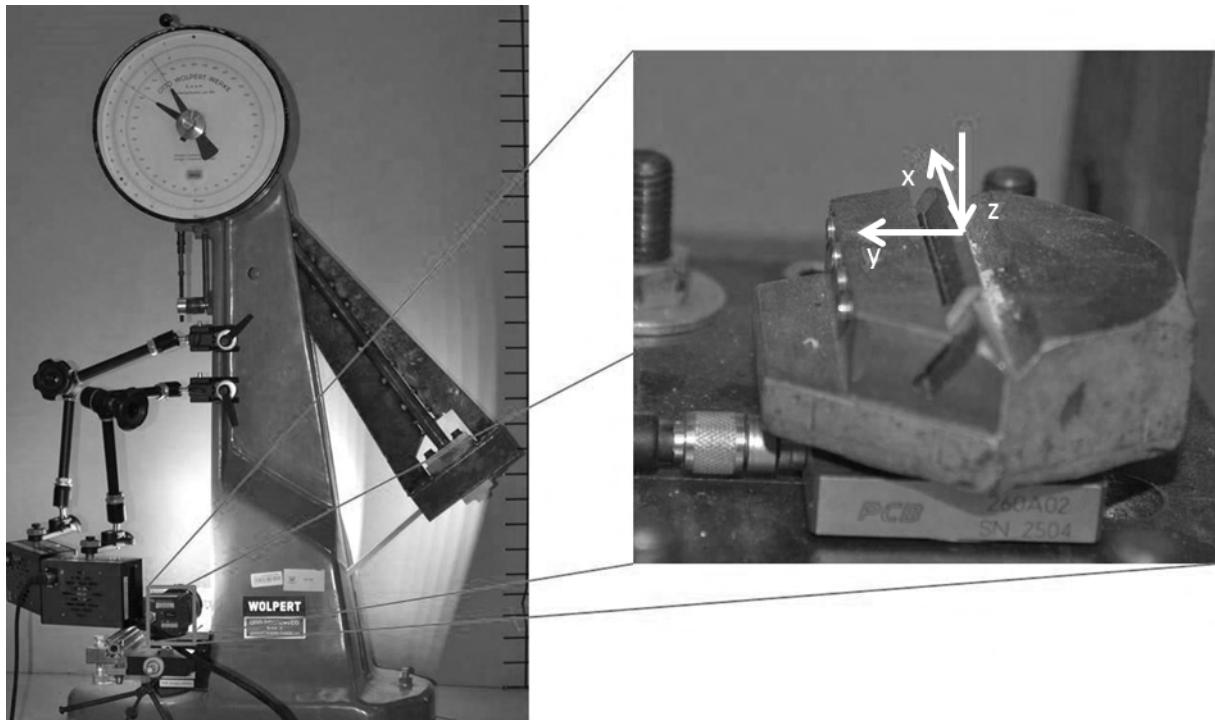


Figure 3: Test setup based on a modified pendulum for linear cutting processes with cutting speeds around 7.0 m/s. On the right side a detailed picture of the cutting force sensor with the three spatial axes is shown.

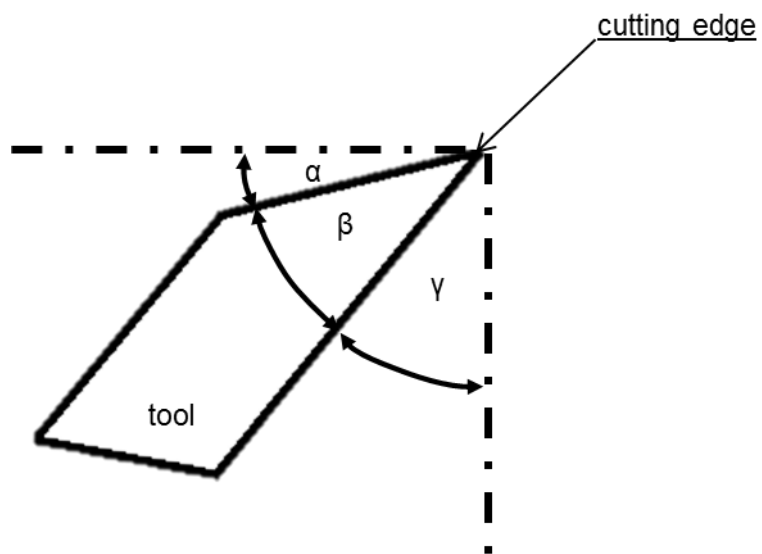


Figure 4: cutting tool, with the cutting edge, rake angle (γ), wedge angle (β) and clearance angle (α).

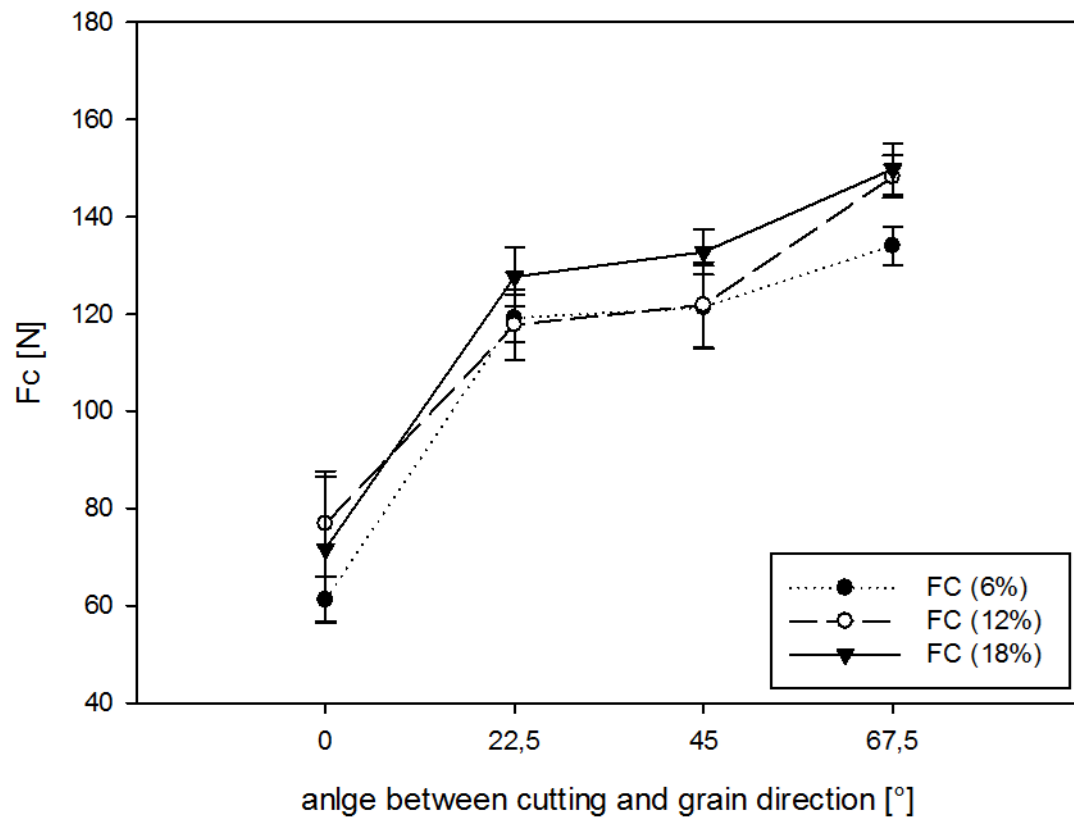


Figure 5: cutting force progression depending on angle between cutting direction and fiber direction ($0^\circ = B$; $22,5^\circ = ABA\ 67.5$; $45^\circ = ABA45$ and $67,5^\circ = ABA22.5^\circ$) by different moisture content (6 % 12 % and 18 %).

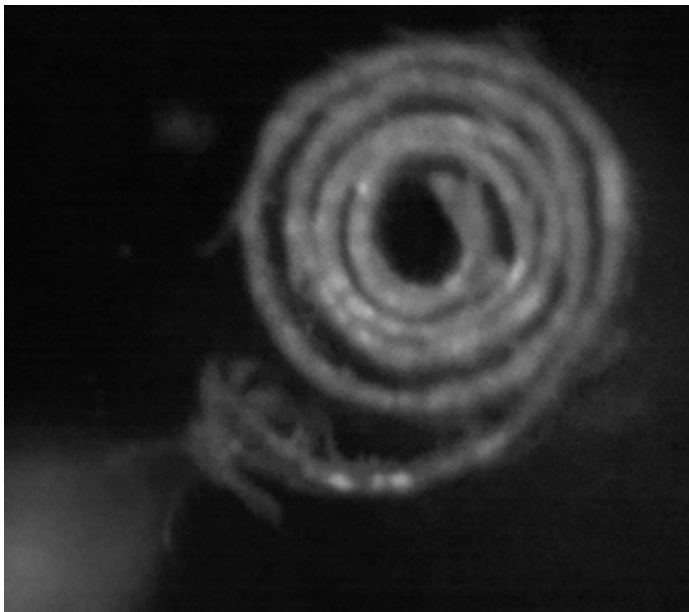


Figure 6: A rolled up chip, which was produced by cutting with the angle between wood grain and cutting direction of 0° , which was described by Kivimaa (1950) as cutting direction B.



Figure 7: Segmented chip, produced by cutting with the angle between wood grain and cutting direction of 0° , which was described by Kivimaa (1950) as cutting direction B.

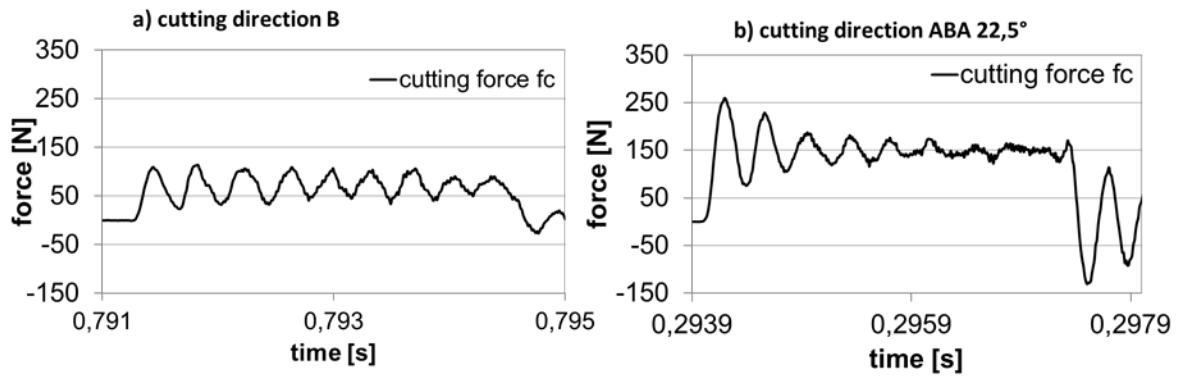


Figure 8: cutting force progression for different cutting directions, a) cutting direction B, b) cutting direction ABA 22.5. Description of the cutting direction is according to Kivimaa (1950).

9.6 Publikation VI - A high strength wood particle made by means of a novel chipless production process

Frybort, S.; Krenke, T.; Pinkl, S.; Mösel, B.; Mauritz, R.; Teischinger, A.; Müller, U.; A high strength wood particle made by means of a novel chipless production process. In Arbeit

A high strength wood particle made by means of a novel chipless production process

Frybort, S., Krenke, T., Pinkl, S., Mösel, B., Mauritz, R., Teischinger, A., Müller, U.

Wood K plus – Competence Centre for Wood Composites and Wood Chemistry, Linz Austria, Peter-Jordan-Strasse 82, 1190 Vienna, Austria

+43 1 47654 4298

+43 1 47654 4295

s.frybort@kplus-wood.at

www.kplus-wood.at

Abstract

Conventional disintegration technologies lead to a loss in strength of the produced particles or products due to disintegrating independently of the fibre structure. A novel non-cutting manufacturing method enables production of high strength particles, so called macro-fibres (MF) out of forest thinnings. This semi squeezing process produces particles obtaining the natural wooden structure within the particles delivering an outstanding tensile strength.

1 Introduction

Generally particles are cut out of the wood ignoring the natural alignment of the fibres, e.g. particles used for Oriented Strand Board (OSB) or Particleboard production. To obtain the natural strength of wood the disintegration process would need to follow the natural direction of growth, which is impossible for conventional cutting technologies as for example spiral grain or knots lead to a fibre deviation within the stem. A straight cutting process is inevitable leading to a cut across the fibre length axis leading to a decrease in tensile strength. In cooperation with Wood K plus, DOKA GmbH developed a process (Frybort *et al.* 2012) enabling the separation of particles, so called macro-fibres (MF), out of the stem obtaining the natural fibre direction of wood. By this process, high strength particles possessing a high slenderness ratio can be produced. To evaluate properties of MF, tensile strength of MF and conventionally produced particles for OSB production were compared.

2 Materials and methods

Flawless particles of MF and OSB with a rectangular cross section area were selected for analysis of tensile strength. To minimise compression stress within the clamping area the particle was glued between beech veneer sheets (40 x 60 mm). Additionally, for distributing the clamping stress short particles of 40 mm in length, with the similar thickness like the examined particle, were arranged besides the specific particle. The clamping area of the particle was then glued with a 1K PUR (Multi Kraftkleber PUR Speed X-Press, Würth, Austria) between

two veneer sheets. Subsequently, specimen were stored in a climate room at 20°C and 65% relative humidity until weight constancy. Thickness and width of each particle were measured every 5 mm within the free clamping length. Tensile strength of particles was then calculated by relating the maximum tensile force to the actual cross section of the specific specimen.

Tensile tests were performed on a universal testing machine (Zwick/Roell 020, Ulm, Germany) with a 20 kN load cell at a testing speed of 1 mm/min, whereas pre-load amounted to 10 N. Failure was defined as a force drop of 80% of $F_{\max}$.

3 Results and Discussion

Tensile strength of MF amounts to $112.8 \text{ MPa} \pm 32.72$ ($n = 22$), whereas tensile strength of examined OSB particles amounted to $44.1 \text{ MPa} \pm 17.24 \text{ MPa}$ ($n = 33$).

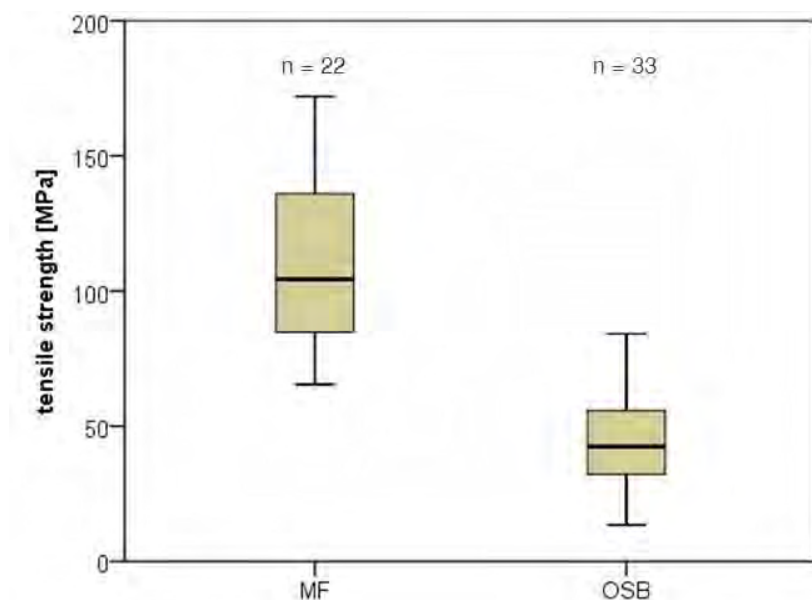


Figure 1: boxplot of tensile strength of MF and OSB

Conventional disintegration methods, like chipping, lead to a more or less random cut through the naturally grown structure of a stem resulting in a decrease in strength of the produced particles, ignoring the anisotropic properties of wood. This strength decrease is significantly influenced by orientation of fibres within the particle, which is strongly affected by fibre deviation in the area of knots, spiral grain, stem taper and stem curvature. It is for this reason that wood or its cellular components possess different tensile strengths when comparing them at different hierarchical levels, e.g. the whole stem, at macroscopic level (annual rings), at microscopic level (cells), ultrastructure (cell wall) and biochemical level (cellulose chain). On a macroscopic level spruce is stated to have a tensile strength between 80 MPa (DIN 68364 2003) and 90 MPa (Niemz 1993) compared to flawless specimen with a tensile strength of around 109 MPa (Konnerth 2010). Compared to this the macroscopic level the tensile strength on cell wall level amounts to 530 – 1000 MPa (Burgert *et al.* 2003, Eder 2007). Though, maintaining the structure of the natural grown material within the particles is not comparable to strength values of cellulosic chains but leads to superior strength compared to conventionally produced particles (e.g. strands or particles).

The perfect alignment of the cellulosic chains within the MF particles results in tensile strength three times higher than strands for OSB production. Therefore the non-cutting technology results in particles of superior strength. To allow MF particles to unfold their potential, special adhesives need to be developed, as classical adhesive types do not exhibit necessary adhesion.

6 References

Burgert, I., Frühmann K., Kecke J., Fratzl P. and Stanzl-Tschegg S. E. (2003). "Microtensile Testing of Wood Fibers Combined with Video Extensometry for Efficient Strain Detection." *Holzforschung* 57: 661-664.

DIN 68364 (2003). Properties of wood species - Density, modulus of elasticity and strength.

Eder, M. (2007). Structure, properties and function of single wood fibres of Norway Spruce (*Picea abies* [L.] Karst.), Universität für Bodenkultur Wien. Doctor.

Frybort, S., Graeter P., Mauritz R. and Mueller U. (2012) Device for the production of of macro-fibres from wood trunks and method for the production of a wood composite material by means of macro-fibres. WO002012042028A1

Konnerth, J. (2010). "Übungen Mechanische Technologie des Holzes. Universität für Bodenkultur, Department für Materialwissenschaften und Prozesstechnik, Institut für Holzforschung."

Niemz, P. (1993). Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe. Leinfelden- Echterdingen, DRW-Verlag.

9.7 Publikation VII - Review: Comparative analysis of CO2 laser and conventional sawing for cutting woodbased materials

Martinez-Conde Lopez, A.; Krenke, T.; Frybort, S.; Müller, U. (2017) Review: Comparative analysis of CO2 laser and conventional sawing for cutting woodbased materials. Wood Science and technology: accepted with revisions

Review: Comparative analysis of CO₂ laser and conventional sawing for cutting of lumber and wood-based materials

Alejandro Martínez-Conde^{1,*}, Thomas Krenke², Stephan Frybort², Ulrich Müller¹.

¹Institute of Wood Technology and Renewable Materials. University of Natural Resources and Life Sciences, Vienna. Kompetenzzentrum Holz GmbH. Konrad-Lorenz-Straße 24. A-3430. Tulln, Austria.

²Kompetenzzentrum Holz GmbH. Konrad-Lorenz-Straße 24. A-3430. Tulln, Austria

*Corresponding author: alejandro.martinezconde@boku.ac.at; tel: +43 (0)1 47654-89163; fax: (0)1 47654-89109

Abstract

Since its initial development over 50 years ago, laser cutting has become one of the most widely used techniques to cut wood-based materials. This technology is applied in commercial settings to process a range of metallic and non-metallic materials. Here, we will analyse some of the pros and cons of these applications, as well as the limitations of laser cutting technology for wood and wood-based materials. Thus, we provide a technical overview of the potential and range of parameters required for successful application on these materials.

For comparative purposes, we also analyse the applicability of conventional circular sawing. Limitations and requirements vary considerably among technologies. In contrast to conventional sawing, contact-free laser cutting is not limited by kerf width (width of material removed by the laser beam) or tool wear. Increasing thickness of the workpiece, on the other hand, represents a major limiting factor for laser cutting. Increasing the laser power output feed speed increases; however, high output power also requires high energy input due to the low energy conversion efficiency associated to this technology. Instantaneous vaporization is the preferred laser cutting method for cellulosic materials, and it depends on the depth of focus

produced by the converging lens. In sum, laser cutting represents a step forward in wood-based material cutting for its enhanced performance, although this is to be balanced with an increase in energy consumption and a potentially higher economic cost.

Keywords: cellulosic materials, circular sawing, contact-free cutting technologies, cutting parameters, wood.

1. Introduction

Laser technologies have been at the forefront of cutting technologies around for over five decade now (50 years), and they have been slowly replacing more traditional techniques such as sawing. This development has inspired researchers to compare functionality and performance of both types of technologies; however, no comprehensive reviews have compiled this information to date. A review on the pros and cons of these two main types of techniques is therefore long overdue, and it would be of use to inform industry on the relevant technique to apply depending on the material used and the final product.

Lasers represent a useful source of intense optical radiation as they emit a coherent beam of highly collimated monochromatic light, which can be focused down to very small diameters using convergent lenses. Even at moderate output levels, the power density (a function of power and focal spot size) at the focal point is sufficient to vaporize most materials (McMillin and Harry 1971). This power density also known as beam irradiance is considering as the main influencing parameter in laser cutting.

Laser light has been long known as a capable tool for cutting wood and wood materials. In 1963, Bryan (1963) showed that wood may be cut with a continuous laser beam of sufficiently high energy. He pierced holes of 0.8 mm with depths ranging from 0.8 to 1.6 mm. In 1971, McMillin and Harry (1971) laser-cut a southern pine workpiece with a thickness of 25.4 mm. An interesting aspect to consider during the cutting process is the cutting kerf, or kerf width, which is defined as the width of material removed by the laser beam. Laser cutting achieves kerf widths down to 381 μm , far lower than those reached using conventional saws. The thickness of

material that can be cut using a specific technology is also interesting for comparative purposes. To this end, Peters and Marshall (1975) reported the relation between feed speed and thickness cut in a study using an industrial CO₂ cutting machine with a continuous 250 Watts (W) of output power to cut different wood-based materials including lumber, plywood, particleboards and knots. In their study, feed speed and thickness were inversely proportional, meaning that an increase in thickness lead to reduced feed speeds (Peters and Marshall 1975). Higher moisture content and an increase of the specific gravity are also linked to reduced feed speed (Peters and Marshall 1975). In general, published research highlights feed speed as a major limiting factor in wood laser cutting (Peters and Marshall 1975). Peters and Banas (1977) also observed a reduction in feed speed as a result of an increase in workpiece thickness when using a 5kW laser to cut lumber, plywood and particleboard. The findings of Peters and Marshall (1975) as well as of Peters and Banas (1977) are supported by subsequent reports on the use of CO₂ lasers for cutting also other wood-based materials, including phenolic resin boards (Quintero et al. 2011a, Quintero et al. 2011b), medium density fibreboard (Lum et al. 2000, Ng et al. 2000, Eltawahni et al. 2011), plywood (Yusoff et al. 2008, Eltawahni et al. 2013), paper materials (Hovikorpi et al. 2004, Piili et al. 2009b, Stepanov et al. 2010) and corrugated boards (Malmberg et al. 2007).

Conventional cutting processes are usually based on the subtraction of material using a mechanical force (e.g., sawing). However, laser-based technologies for cutting wood-based materials offer the following advantages over conventional processes:

- i) They involve contact-free processes. Thus, the cut part is not distorted during the process, even for very flexible materials. As there is no actual cutting force, there are no reaction forces exerted on the workpiece. Consequently, there is not tool wear and tool sharpening is not required. There are, however, other components requiring maintenance such as lenses (McMillin and Harry 1971, Peters and Marshall 1975, Szymani and Dickinson 1975, Barnekov et al. 1989, Powell 1998, Powell and Kaplan 2004).
- ii) Kerf width is narrower compared to conventional methods. As a consequence, much less material needs to be removed during the process

than using conventional saws (e.g., there is no sawdust generation), and waste material is reduced to a minimum (McMillin and Harry 1971, Peters and Marshall 1975, Szymani and Dickinson 1975, Huber et al. 1982, Barnekov et al. 1989, Mukherjee et al. 1990, Powell 1998, Powell and Kaplan 2004).

iii) The process is fully CNC controlled (using Centres of Numerical Control or main switchboards) and the cutting process can be started and stopped at any point. Laser technologies are also useful to produce complex profiles, as cuts can follow any direction, including straight lines, circles and curves, blind cuts around defective areas, sharp angles and piercing holes. When it comes to cutting complex geometries, laser shows a larger industrial potential than circular or band saws (McMillin and Harry 1971, Szymani and Dickinson 1975, Huber et al. 1982, Barnekov et al. 1989, Mukherjee et al. 1990, Powell 1998, Powell and Kaplan 2004).

iv) Laser is also able to cut through any type of wood materials, including those extremely hard and brittle (Peters and Marshall 1975, Szymani and Dickinson 1975). Laser cutting of composites and compounds is not always easier as compared to conventional methods. When precision, controllability and flexibility are needed laser is advantageous; however, it depends on the requirements of the cut operation.

v) Cutting accuracy is enhanced and the output surface is smooth compared to sawing. All components are ready straight after laser-cutting, and post-processing, like cleaning or sanding, is not necessary. Laser cutting of wooden materials typically leaves charring on the surface, some authors claim that this is a decorative effect (McMillin and Harry 1971, Peters and Marshall 1975, Szymani and Dickinson 1975, Powell 1998, Powell and Kaplan 2004).

vi) Running costs are generally very low compared to conventional methods. For example, running costs of saws and sawdust blowers are high compared to laser machinery, as they involve higher energy requirements (Huber et al. 1982, Powell 1998, Powell and Kaplan 2004).

vii) Laser cutting generates very little noise, making this an extremely quiet process (Peters and Marshall 1975, Huber et al. 1982, Powell 1998, Powell and Kaplan 2004).

viii) All operations are automated and encapsulated, consequently, laser cutting is safer than conventional technologies (Huber et al. 1982, Powell 1998, Powell and Kaplan 2004).

Corresponding to DIN 8589, both laser cutting and circular sawing belong to subtracting disintegration processes. However, they differ in the type of machinery involved and on the energy costs and waste production associated with the cutting process. For circular sawing, the disintegration process occurs when one or more cutting wedges induce a force locally and concentrated into the workpiece. Thereby, the material is compressed above its strength and the wedge penetrates into the workpiece disintegrating the chip and creating a new developed surface. Wedges are arranged on a rotationally symmetric base in a circular saw (Gottlöber 2014); thus, superimposing the rotatory motion of the cutting wedges with the feed motion of the workpiece leads to a cycloidal motion of the teeth throughout the workpiece. As the kerf width relates to the width of the cutting edge, sawing produces chips with a geometrically defined cutting wedge (DIN 8589-6), in contrast to laser cutting.

A very simple design combined with high feed speed makes circular sawing the optimal machining process for straight cuts in relatively cheap materials. Blade stability represents the main limiting factor for circular sawing, and therefore, blade thickness increase must be concomitant with the increase in cutting height and feed speed, leading to an increased kerf width and a decreased yield. Due to the geometric structure of the teeth and the fast motion, this process also produces high levels of noise. Additionally, the disintegration process creates chips and dust. Pneumatic collection of dust is a very expensive process, and it is estimated to represent approximately 30% of the total production costs (Seeger and Tönsing 1999). The quality of the surface of the final processed material also depends on several parameters, with cutting wedge sharpness as the most significant influencing factor. Even if cutting edges of boards are rough when sawing technologies are used, adjustments in wedge geometry, number of teeth, cutting speed and feed speeds can achieve smoother surfaces.

Subtracting technologies based on circular sawing present a wide range of industrial applications, including manual, semi-automated and fully automated processes. Consequently, kerf width will vary considerably depending on the process applied. In

fact, kerf width will mainly depend on the thickness of the workpiece and the diameter of the saw blade, and the stability of the saw blade is guaranteed for a specific thickness of the base body. For special applications, saw kerf can even be reduced below 1 mm (Gottlöber 2014). Typical cutting speeds are between 40 to 100 m/s (Gottlöber 2014), although these can vary from approximately 6 m/min for manual processing, 12 m/min for automated processing (like CNC), to more than 100 m/min for industrial processing (like a saw mill).

Conventional subtracting disintegration technologies strongly differ from laser cutting regarding their specialized fields of application; consequently, only few parameters can be compared between sawing and laser cutting technologies. Kerf width, feed speed and frame saw are, to some extent, directly comparable to some of the parameters defined for laser cutting; however, regarding the range of geometries achievable, laser technologies are much more flexible, whilst band sawing can for example only cut curves of certain radiuses. Regarding cut height, it can be higher using band or frame saw compared to laser cutting, e.g., for large logs, even without an excessive loss of feeding speed or an increase in kerf width. Considering the potential of three dimensional (3D) laser cutting processes, these must rather be compared to CNC processes using the appropriate cutting tools. In fact, nearly any 3D surface can be achieved using the later, nearly without cutting height limitations.

Following, we evaluate the pros and cons of CO₂ laser cutting of wood and wood-based materials compared to traditional disintegration methods, in a series of sections divided by material and technological properties as well as physical and optical parameters.

2. CO₂ Laser cutting technology

2.1. Principles of CO₂ laser cutting technology

Different laser types are used in manufacturing operations, although these can be classified as CO₂ (pulsed or continuous wave) or Nd:YAG lasers (neodymium:yttrium-aluminium-garnet). Here, we only discuss the applications of CO₂ lasers in continuous wave mode, for being the dominant type currently in the market (Powell

and Kaplan 2004). Furthermore, working with wood based materials, the absorption of the radiation generated by this type of lasers is higher than that related to radiation generated by lasers emitting at shorter wavelengths such as Nd:YAG, fibre or disk lasers. On the other hand, CO2 lasers show a relatively good beam quality at higher power and the cost per watt is reasonable.

Laser cutting mechanism consists of a high intensity laser beam of infrared light. This beam is then led by mirrors through a converging lens, which focuses the beam onto a high energetic spot onto the surface of the workpiece, thus cutting the piece assisted by the action of a coaxial pressurised gas jet ejected from the nozzle. The laser target area is then moved across the surface of the workpiece, thus generating a piercing cut (Powell 1998). Through this process, the laser cut can be directed towards different sections of the workpiece, following a certain pattern or in a straight line. The principal parts involved in this process are shown in Figure 1.

Peters and Marshall (1975) defined the two main laser processes to cut bio-based materials as i) instantaneous vaporization and ii) burning. In instantaneous vaporization, the material is vaporized by overheating the cutting zone using the laser focused spot. In this case, the material is removed fast from the spotlight, ensuring that the overheated zone does not propagate to the surrounding uncut material. The edges along the cutting kerf are then characterized by a slight darkening and a glazed appearance, but no charring can be observed. Burning, on the other hand, tend to be suboptimal, as it implies slower cutting speeds, lower material removal and charring of the cutting edges, resulting in an increase in energy demand. Burning often occurs as a consequence of an inadequate use of power density. Therefore, to achieve the most-efficient vaporization process in laser cutting, high laser powers are required to reach the right power density.

2.2. Process parameters influencing laser cutting of wood-based materials

According to Barnekov et al. (1986) and Piili et al. (2009a), laser cutting of wood and wood-based materials are influenced by the following factors i) characteristics of the laser beam, ii) equipment and processing factors and iii) material properties. We

have analysed here laser cutting technologies based on these factors. In addition, we also discuss iv) aspects on the finished surface quality.

2.2.1. Characteristics of the laser beam

2.2.1.1. Output power

The output power used in industrial CO₂ lasers for cutting and engraving wood range from hundred to several thousand Watts (Barnekov et al. 1986), although some laboratory lasers can operate above 20 kW output (Peters and Marshall 1975, Peters and Banas 1977). Modern industrial laser cutting machines usually present a power output between 3.5 and 5.5 kW and are capable of very high production rates (Powell and Kaplan 2004). The energy conversion efficiency of laser powers above 1 kW is approximately 18% (McMillin and Harry 1971), although Powell (1998), reported slightly lower values with the energy efficiency varying between 10% and 15%.

The output power required for cutting wood or wood-based materials is directly related to workpiece thickness, density, other material properties and feed speed (Barnekov et al. 1986, Pagès et al. 2005). Increasing the power output leads to a higher penetration depth, and consequently, to higher cutting height of the material (Barnekov et al. 1986, Zhou and Mahdavian 2004).

2.2.1.2. Transverse electromagnetic mode (TEM)

The transverse electromagnetic mode (TEM) is defined as the cross-section of a laser beam in a 3D space (Barnekov et al. 1986, Powell 1998, Piili et al. 2009a). This electromagnetic field pattern is measured in a plane perpendicular to the direction of propagation of the beam. The optimal pattern for laser processing follows the shape of a cone or a Gaussian-bell, which can be visualized by directing a laser beam onto a Plexiglas surface (Barnekov et al. 1986, Powell 1998, Ng et al. 2000). This Gaussian mode is also known as the TEM₀₀-pattern (Ng et al. 2000).

The beam emitted by the laser is gathered tightly within a small area; the energy density (energy divided per unit of area, in J/cm^2 , also known as fluence) thus is maximized at the centre of the spot and decreases towards the outer edge (Barnekov et al. 1986, Powell 1998, Ng et al. 2000, Piili et al. 2009a). As a consequence of this 3D shape, cutting direction does not influence performance (Barnekov et al. 1986). In fact, most laser cutters on the market are based on this pattern.

2.2.1.3. Polarisation of the laser beam

The laser beam consist in photons containing an electrical and a magnetic vector at a right angle (Barnekov et al. 1986, Powell 1998). Laser light emitted by a CO_2 laser is polarised, which means that the beam presents highly unidirectional properties, with photons aligning in parallel their electrical and magnetic vectors (Powell 1998). Cutting metals with a polarized laser beam has an influence on feed speed and surface quality (Barnekov et al. 1986). To this end, Barnekov et al. (1986) highlighted that that “the effects of polarization in cutting wood are not known. However, it is possible that polarization could be used to alter the shape of the beam to improve the smoothness of cut surfaces or yield cuts having a contoured or shaped surface similar to those obtained with conventional routers, shapers, or molders”. Piili (2013), however, showed how kerf width is affected by polarization, and as a consequence linear polarization is recommended for linear laser cutting (Laakso et al. 2004).

2.2.2. Equipment and processing factors

2.2.2.1. Optics: focal length, depth of focus and focal position

In the laser cutter, energy release is controlled by a shutter (Peters and Marshall 1975). In addition, energy concentration and laser beam geometry both depend on the optics (i.e. one focusing lens) (Barnekov et al. 1986).

The distance between the converging lens and the focal point is known as the length of focus or focal length. This parameter varies with the lens type used to concentrate the light beam in the laser cutter and for a given optics a determined laser spot is

formed on the surface of the material to be cut. The area of this laser spot will determine the available laser irradiance for a given laser power. Barnekov et al. (1986) defined the ideal focal length between 75 to 150 mm for wood, particleboards and fibreboards. Eltawahni et al. (2011) and Eltawahni et al. (2013) used a 127 mm focal length to cut plywood and MDF in their experiments. Peters and Marshall (1975) also cut successfully lumber, plywood and particleboards using a lower focal length of 63.5 mm. Quintero et al. (2011a) used a focal length of 190.5 mm to cut phenolic resin boards. To cut paper, appropriate focal lengths are between 63.5 and 127 mm (Hovikorpri et al. 2004, Malmberg et al. 2006). Most of the commercial lenses have a focal lengths between 63.5 and 127 mm (Powell 1998).

Focal length and spot size are directly related through the Rayleigh criterion, where the spot diameter of a laser beam can be defined as described in Eq. 1 (Ion 2005).

$$\varnothing_{\text{spot}} = 1.27 \cdot f \cdot \lambda \cdot \frac{M^2}{D} \quad (1)$$

where:

- $\varnothing$ = spot diameter [μm]
- f = focal length of the lens [mm]
- λ = wavelength of the laser light [μm]
- M^2 = beam propagation factor or beam quality factor
- D = beam diameter at lens position [mm]

For CO₂ lasers, λ is approximately 10.6 μm , while for TEM₀₀ the theoretical value of M^2 is 1, consisting M^2 in the degree of beam variation from an ideal Gaussian beam. The spot diameter $\varnothing$ corresponds to the minimum kerf width. Shorter focal length results in a smaller and more intense laser light spot and a reduction of the kerf width (Li and Mazumder 1991, Powell 1998). However, using focal lengths shorter than 50 mm can cause lens damage due to the interaction of laser light and pyrolytic decomposition products (Powell 1998).

Depth of focus or depth of field (DOF) is the distance between the converging and the diverging laser beam where the diameter of the beam is 1.4 times the minimum spot size. Depth of focus can be calculated as follows (Eq. 2):

$$\text{DOF} = 2.5 \cdot \lambda \cdot \left(\frac{f}{D}\right)^2 \quad (2)$$

Where DOF is the depth of the focus, λ is the wavelength of the laser light [μm], f is the focal length [mm] and D is the beam diameter at the lens position [mm].

Figure 2 shows the relation between focal length and depth of focus. According to Eq. 2 the depth of focus varies with wavelength and focal length (Barnekov et al. 1986). Long focal lengths result in long depth of focus and are usually applied when higher cutting depths are required (Barnekov et al. 1986). Steen (1991) highlighted the need of longer depth of focus to cut thicker materials. However, long focal lengths also demand wider lenses to gather the light beam into a small spots, leading to higher costs. No information regarding optimal focal length to cut wood thicker than 50 mm is available in the literature to date since pointed out by the early work of Barnekov et al. (1986).

The relation between focal length, depth of focus and spot laser diameter presented in Eq. 1 and Eq. 2 is also illustrated in Figure 3.

Focal point or focal plane position corresponds to the distance between the converging and the diverging laser beam at the point where the energy of the bundled laser light is highly concentrated. There are three focal point positions i) above the work surface, ii) on the work surface and iii) slightly above the middle of the workpiece thickness. Energy density decreases when the focal point is above the work surface while cutting wood materials; in this settings, the kerf width is also wider and the surface appear charred (Barnekov et al. 1986). Maximum surface energy density is achieved by positioning the focal point on the surface, although it decreases with the increase in workpiece thickness (Barnekov et al. 1986). Energy density is more uniform when the focal point is at or slightly above the middle of the workpiece, allowing cutting at larger heights and resulting in more homogeneous and narrower kerf widths. In this case, the cut surface is smoother with less charring than using other settings (Barnekov et al. 1986). Eltawahni et al. (2013) also assessed the possibility of using an additional focal plane position at the bottom of the workpiece. However, kerf width at the upper side of the workpiece increases slightly under this

configuration. For thin materials, focal point position is not critical, except for precision cuts (Barnekov et al. 1986).

The effect of the focal point position for cutting paper and board was clearly described by Malmberg et al. (2006). Positioning the focal point above the surface of the workpiece results in an A-shaped cutting kerf, whereas a focal point below the surface produces a V-shaped cutting kerf. In the case of paper materials, the correct focal point position tend to become more important with the decrease in material thicknesses (Hovikorpi et al. 2004). Thus, the focal point must be between -0.2 mm and 0.2 mm to reach the narrowest kerf width (Malmberg et al. 2006). Figure 4 shows the possible focal point positions at the top surface of the workpiece.

2.2.2.2. Feed speed

The amount of energy absorbed by the workpiece depends on the time exposed to the laser beam. This time is determined by the speed at which the laser beam moves across the material (Barnekov et al. 1986). The longer the exposition time the higher the heat input, and consequently, the more material is vaporized and burned increasing kerf width or hole diameter (Yusoff et al. 2008).

Many mathematical models have been proposed to calculate the feed speed needed to cut wood-based materials using specific laser powers. Most of these are linear regressions based on empirical data. Yet, in all cases feed speed appeared to be directly proportional to the laser power and inversely proportional to the workpiece's thickness (as described in Eq. 3) (Peters and Banas 1977, Powell 1998, Zhou and Mahdavian 2004, Stepanov et al. 2010).

$$s \propto \frac{P}{t} \quad (3)$$

where s is the feed speed [m/min], P is the power of the laser [W] and t is the thickness of the workpiece [mm].

Feed speed also appears to be clearly linearly dependent on laser power for cutting corrugated boards or other paper materials (Hovikorpi et al. 2004, Malmberg et al. 2007, Piili et al. 2009a).

Laser power is the most important parameter significantly and positively affecting feed speed (Quintero et al. 2011b). Nevertheless, the main limiting factor to feed speed is the thickness of the material (McMillin and Harry 1971, Malmberg et al. 2006). In fact, few studies have assessed the effect of cutting speed on the level of penetration achieved (as the faster the laser passes through the material, the shorter time it has to cut through the material reducing the level of penetration) whilst holding all other rest parameters constant (Barnekov et al. 1986, Lum et al. 2000). Large cutting speeds reduce dramatically the time of exposition to the laser beam (Yusoff et al. 2008).

In industry, it is an obvious correlation between feed speed and productivity, as faster feeds increase productivity, reducing cycle time decreasing unit costs (Barnekov et al. 1986, Lum et al. 2000, Zhou and Mahdavian 2004). With the equipment available in the market, e.g., oak boards of 19 mm thickness can be cut using feed speeds between 3.66 m/min and 30.5 m/min (Huber et al. 1982). To cut paper, on the other hand, involves adjusting the feed speed based on working experience threshold to get a complete cut. Values 20% higher than this threshold speed easily produce easy-open tear lines while values between 20% and 100% tend to produce easy-folding lines (Pagès et al. 2005, Piili et al. 2009a). High feed speeds can be attained using laser to cut paper due to its reduced thickness. Paper is commonly placed on a rotating drum reaching speeds between 100 to 5000 m/min (Hovikorpä et al. 2004). Even if paper and wood material properties are comparable (paper is made of delignified wood fibres), wood requires lower laser cutting speeds than paper.

2.2.2.3. Gas-jet system

The most common commercial CO₂ laser cutting systems also include a coaxial gas-jet nozzle system, and consequently, cutting the coaxial position of wood and paper has only been described in the literature (Barnekov et al. 1986). The coaxial gas-jet nozzle plays three main functions i) removal of vaporized products from the cut area, e.g., carbon dust and exhaust smoke, thus protecting the lens ii) regulate and control excessive burning, e.g., high air speeds help keeping wood vaporization under control and avoid ignition and iii) extend the cutting depth below

the lens focus (Peters and Marshall 1975, Szymani and Dickinson 1975, Barnekov et al. 1986).

The gas-jet system is characterized by i) the nozzle's characteristics, ii) the diameter of nozzle hole, iii) nozzle stand-off distance and iv) type of gas.

i) Convergent nozzles are more common in laser cutting of wood (Li and Mazumder 1991). Mukherjee et al. (1990) studied the use of a supersonic nozzle to cut a 25.4 mm basswood workpiece with a 1.56 kW laser. Using this type of nozzle yielded an increase of 50% in cutting speed (4.6 m/min) compared to using a standard nozzle (3 m/min). Furthermore, the quality of the cut surfaces, extent of charring and kerf width did not differ (Mukherjee et al. 1990).

ii) The laser beam must be essentially located exactly at the middle of the nozzle hole, which normally is 1 mm diameter (Li and Mazumder 1991). As an exception, Eltawahni et al. (2011) cut MDF successfully using a nozzle of 1.5 mm diameter. Hovikorpi et al. (2004) cut paper with a nozzle diameter of 0.2 mm; however, increasing nozzle diameter reduces the pressure of the gas (Lum et al. 2000).

iii) The standoff position of the nozzle relative to the material, also called stand-off distance, hardly influences the laser cutting process. Indeed, successful wood and paper cutting have been achieved using a standoff distance of 1 mm (Hovikorpi et al. 2004, Quintero et al. 2011b).

iv) Gas type and pressure can also have an effect on penetration depth, feed speed and quality (Barnekov et al. 1986). There are published studies reporting laser cutting using air (Powell 1998) or inert gases as Nitrogen (Lum et al. 2000, Malmberg et al. 2007, Yusoff et al. 2008) or Argon (Quintero et al. 2011a). However, the type of gas hardly influences wood cutting performance and using cheap clean compressed air already provides fairly satisfactory results (Peters and Marshall 1975, Powell 1998, Lum et al. 2000). Material loss and severe burning can be reduced using nitrogen instead of other gases,

as it provides both an inert environment and cooling conditions (Yusoff et al. 2008). However, a previous study by Mukherjee et al. (1990) highlighted how differences among gas types are not yet fully understood.

2.2.2.4. Gas pressure

Increased gas pressure improves laser beam coupling with the material and protects the lens against fumes and carbon dust produced at the cutting kerf (Hernandez-Castaneda et al. 2011). The most common gasses used in the laser cutting process of wood-based materials are inert gases with a pressure from 4 to 20 bar (Barnekov et al. 1986, Hovikorpi et al. 2004, Quintero et al. 2011a).

Increase of gas pressure reduces charring (Powell 1998, Quintero et al. 2011a), although it does not significantly influence maximum cutting speed or kerf width (Lum et al. 2000, Eltawahni et al. 2013).

2.2.3. Effect of material properties

2.2.3.1. Optical properties of wood

Photonic reflection and high thermal conductivity of the material increases energy loss. The maximum values of absorption of light in a cellulose molecule ranges from 8.30 to 10 μm wavelength (Anon. 2011). CO_2 laser wavelength is 10.6 μm , and consequently, more efficiently absorbed by wood-based materials with high cellulose content than their counterparts e.g., Nd: YAG (Li and Mazumder 1991, Zhou and Mahdavian 2004, Piili et al. 2009a, Stepanov et al. 2010, Eltawahni et al. 2013). In fact, the wavelength of Nd: YAG laser is 1.064 μm , low enough to not be easily absorbed by wood based or paper materials (Piili et al. 2009a). Photonic reflection also reaches over 90% for metallic materials, but remains relatively low in the wood cutting processes (McMillin and Harry 1971). In sum, low thermal conductivity of wood together with high absorptivity of the 10.6 μm wavelength makes CO_2 laser suitable for cutting wood-based materials (Zhou and Mahdavian 2004).

2.2.3.2 Moisture Content (MC)

Increased workpiece moisture content reduces feed speed (McMillin and Harry 1971, Peters and Marshall 1975, Barnekov et al. 1986, Li and Mazumder 1991, Powell 1998, Piili et al. 2009a). Higher moisture content also increases thermal conductivity, reducing the amount of energy being concentrate in the heating zone. In this case, feed speed needs to be reduced to vaporize and burn the same volume of material (McMillin and Harry 1971). Additionally, all the water content in the cutting area must be boiled and vaporized, which also demands energy. The higher the moisture content, the higher the loss of energy required to remove material (Hernandez-Castaneda et al. 2011).

2.2.3.3 Density

Increases in the density of any ligno-cellulosic material also reduces feed speed, as the laser would require a longer time for the vaporization and burning process (McMillin and Harry 1971, Peters and Marshall 1975, Li and Mazumder 1991, Powell 1998, Piili et al. 2009a). E.g., knots are cut at slower speed than clear wood as they tend to be denser (Peters and Marshall 1975).

2.2.3.4 Thickness

In general, an increase in workpiece thickness is linked to a dramatic decrease in feed speed (McMillin and Harry 1971, Peters and Marshall 1975, Peters and Banas 1977, Li and Mazumder 1991, Lum et al. 2000, Yusoff et al. 2008, Piili et al. 2009a). Laser cutting of wood and wood-based materials in the furniture industry involve cutting thicknesses over 40 mm (Powell 1998). However, for thick materials, laser power needs increasing for the cutting speed to remain constant (Ng et al. 2000, Zhou and Mahdavian 2004), as described in Eq. 3.

Instantaneous vaporization is the ideal cutting process, and this is already the case for paper based products and thin wood-based materials. However, this process is limited by laser beam focal depth. For thick lumber, for example, only the top layer can be directly cut by vaporization while the rest of the material is cut by burning: gas from the nozzle mixes with vapours, heating and thus cutting through the rest of the workpiece (Li and Mazumder 1991). Peters and Marshall (1975) analysed the effect of a 250 W laser power to cut lumber between 12.7 and 25.4 mm thick. Using a focal

length of 63.5 mm and a depth of focus of 2.5 mm, only the top 1.6 mm was cut by direct vaporization, while the rest was accomplished by the hot gas jet.

2.2.4. Final surface

2.2.4.1. Roughness

Laser power is the main factor affecting the level of roughness shown by the final cut piece (Quintero et al. 2011b). Increasing the power output produces a stable and uniform cutting front which produces a cleaner cut area reducing roughness (Lum et al. 2000, Eltawahni et al. 2011, Quintero et al. 2011a, Quintero et al. 2011b). However, experimental results cutting medium-density fibreboard (MDF), demonstrated that high feed speed has a negative effect on roughness (Lum et al. 2000, Eltawahni et al. 2011).

2.2.4.2. Cutting kerf

Kerf width mainly depends on i) laser power, ii) feed speed and iii) focal point position (Eltawahni et al. 2013).

For wood and wood-based materials, upper kerf width increases with laser power, as the irradiance increases because more energy is delivered per unit of time (Hovikorpi et al. 2004, Quintero et al. 2011a, Quintero et al. 2011b). On the other hand, kerf width can be reduced by increasing feed, as this reduces the energy input into the workpiece per time unit, reducing vaporization and burning (Peters and Banas 1977, Lum et al. 2000).

Kerf width is mainly influenced by focal point position and, to a lesser extent, other parameters such as thickness, density and gas pressure. Increased thickness and decreased density of the material increase kerf width (McMillin and Harry 1971). In addition, an increase in gas pressure decreases kerf width because the stream ejects all material from the cut zone faster reducing burning (Quintero et al. 2011b).

McMillin and Harry (1971) observed that cutting direction, moisture content and specific gravity do not correlate with kerf width. In wood and wood-based products,

kerf width ranges between 0.2 and 1 mm. For example, Huber et al. (1982) reported a kerf width of 0.38 mm for furniture parts. Laser cutting of pine wood with a thickness ranging from 6.35 mm to 25.4 mm produces a kerf width of 0.3 mm, which is in the same range (McMillin and Harry 1971). Similar results, providing kerf width from 0.2 to 0.5 mm were reported by Quintero et al. (2011a) for phenolic resin boards. The use of a multikilowatt CO₂ laser of 5 kW for processing wood and wood-based materials resulted in wider kerf widths, ranging between 0.46 and 0.79 mm (Peters and Banas 1977).

2.2.4.3. Heat affected zone and residues at the cutting edges

In laser cutting of wood and wood-based material, the production of a charred cut surface through pyrolysis is unavoidable (McMillin and Harry 1971, Huber et al. 1982, Powell 1998, Powell and Kaplan 2004, Barcikowski et al. 2006). The cross-section widths perpendicular to the laser cut, where the internal wood structure is affected, is known as the heat affected zone (HAZ). Here, the area is directly affected by the heat input generated in the pyrolytic process. HAZ width is influenced by i) growth rings (i.e., density variation), ii) fibre orientation and iii) laser power input, and, workpiece thickness and feed speed (Barcikowski et al. 2006). This section is evidenced by a charred surface where the wood structure has been damaged by carbon deposits on cell walls and in lumen cavities (McMillin and Harry 1971). However, that carbonized layer or charring along the cutting edge can be removed by means of compressed air or light brushing (McMillin and Harry 1971). This carbonized layer is independent of the assist gas type or pressure used (Quintero et al. 2011a).

Composite wood materials, including particleboards and plywood, typically show highly charred surfaces and deeply burned structures (Barnekov et al. 1989). Quintero et al. (2011a) observed condensed residues with an oily or charred texture when cutting phenolic resin boards. Cutting particleboards (19.3 mm thickness) and phenolic resin boards (14 mm thickness) with laser powers between 1 and 3 kW results in a 200 to 300 µm thick layer of carbonized material (Quintero et al. 2011a). In the case of pine wood (thickness of the material was between 6.35 and 25.4 mm), a 30 to 60 µm thick layer of carbonized material can be observed when the cut is

aligned parallel to the grain, whereas cutting perpendicular to grain shows a HAZ of approximately 50 μm (McMillin and Harry 1971). This implies that a slight decrease in HAZ can be achieved by cutting parallel to the grain. According to Barcikowski et al. (2006), HAZ decreases with the increase in density, meaning that HAZ is reduced in latewood compared to earlywood. Due to a chemical reaction of the residual lignin, yellowing, or paper colour changes, is observed after cutting paper materials using laser (Stepanov et al. 2010).

The presence and extent of the charred section depends on several parameters, including workpiece thickness and moisture content. An increase in workpiece thickness (or reducing the cutting speed) increases the extent of the charred section, as laser exposure increases leading to more severe damages to the cut edge. On the other hand, increasing workpiece moisture content decreases charring as a proportion of the laser energy is required to vaporise the water (Peters and Banas 1977).

HAZ limits the strength of glued wood joints. In comparison to conventional cut surfaces, laser cutting combined with sanding reduces bond strength of glued wood joints in red oak wood in 34.5%. For wood joints directly adhesively bonded after laser cutting without post-treatment, the level of reduction in bond strength can reach up to 75.3%. However, these values differ among wood species. Wood type and laser characteristics consequently determine the extent of the post-treatment required (McMillin and Huber 1985).

2.3. Relation between factors influencing CO₂ cutting laser

Several research reports discuss a series of correlations among cutting parameters (McMillin and Harry 1971, Peters and Marshall 1975, Peters and Banas 1977, Powell 1998, Lum et al. 2000, Eltawahni et al. 2011, Quintero et al. 2011a, Eltawahni et al. 2013). Here, we discuss these correlations from a technological point of view and based on data on laser cutting of wood and wood-based materials. However, different studies were performed under different conditions, limiting our ability to compare the results of different experiments and hence these results need to be taken with caution. Furthermore, some experiments also lack a sound

experimental design or indications of statistical significance; however, even in these cases, there is always a clear trend or correlation. Nonetheless, this section provides an overview on the most significant and limiting factors influencing CO₂ cutting laser processes.

First, we need to define the criteria used for inclusion or exclusion of published results. We have considered all articles referring to cutting cellulosic materials with CO₂ laser, including lumber (from different wood species and especially dry), medium density fibreboard (MDF), particleboard and plywood (for any kind of adhesive). Other materials, such as paper, were excluded from this analysis, as cutting speeds for paper-based materials are order of magnitudes higher than those needed for thicker materials (~1000s m/min) (Hovikorpi et al. 2004).

The articles analysed here were extracted from SCOPUS, one of the largest and best curated online databases for scientific journals, books and conference proceedings.

Subsequently, we extracted into an excel spreadsheet all the parameters analysed in each of the experiments, including the following data; year of publication, output power of laser [W], material type (including when available wood specie, type of resin and moisture content), workpiece thickness [mm] and feed speed [m/min]. Additionally, other factors such as material density [g/cm³], focal point position [mm], focal length [mm], mean kerf width [mm] and roughness [µm] were also included (Table 1). This classification is similar to that published by Radovanovic and Madic (2011). Other possible influencing parameters were not included for being missing from all/most studies, such as the influence of minor grade in feed speed. As was previously mentioned in this publication, beam irradiance is more significant parameter than laser power. However, most of publications do not offer this information, so it was decided to do the analysis considering the power of laser instead.

The resulting database also only included all experimental results from articles avoiding wet samples with two exceptions were the authors cut the material using different configurations (Eltawahni et al. 2011, Eltawahni et al. 2013). In these cases, only the processes with a focal position of 0 were selected, as this is the most

common focal point position used for most authors. Most density values were missing, therefore, we classified the different materials into four groups: lumber, MDF, particleboard and plywood, with well-known differences in density and chemical composition. Additionally, output power was clustered in three groups: 250 ± 50 W, 500 ± 50 W and 1000 ± 50 W, to maximize the information provided by the data available.

All analysis were performed in SPSS, which is a software package used in statistical analysis of data; while all graphics were designed in Microsoft Excel. We used a linear regression model to assess the relation between feed speed (dependent variable) and laser power and thickness (covariates). The results are shown in Table 2. Both thickness and power significantly influence feed speed ($p < 0.05$) with an adjusted R^2 of 0.62. This adjusted R^2 represents the percentage of the variance of feed speed variable which is explained by the created model, composed of those covariates mentioned before.. The remaining 38% could be explained by parameters not included in the model, potentially involving density, moisture content, type of adhesives, focal point position, focal length, etc., but which were not included for being missing from most studies. That means the main influencing parameters on the feed speed are the power of laser and the thickness of the material. Table 3 shows the model estimates. The signs in the table indicate the direction of the influence. Thus, feed speed is increased with the increase in input power, while an increase in thickness leads to a decrease in feed speed. These relations correspond to the cutting models previously published and defined in Eq. 3.

We did a linear regression with SPSS in all figures presented here. The equation and R^2 are added for each individual case. Figure 5 shows the relations between feed speed and workpiece thickness. The dots connected by lines represent the minimum, median and maximum values. In these cases, the research includes different feed speeds for the same thickness and materials using different configurations. There is a clear inverse relation between feed speed and thickness, as shown in Figure 5. This relation is also more obvious here than at each individual study. This is shown for different laser power outputs (Figure 5 including all data together, Figure 6 for laser powers of 250 ± 50 W, 500 ± 50 W shown in Figure 7 and 1000 ± 50 W in Figure 8). All of them show an inverse relation between feed speed and thickness

except Figure 7, which equation does not fit well with the data ($R^2=0.45$). In this case the lack of more data points can explain this very low value of correlation. Higher laser power also allows higher feed speed, which means that for higher laser power a parallel shift of the curve can be observed. All these graphics correspond to Equation 3.

CO₂ Laser cutters in the market above 1 kW are linked to higher feed speeds. Only few articles provide information on this aspect (Peters and Banas 1977, Quintero et al. 2011a). Figure 9 shows the relation between feed speed and output power for different levels of output power (250 ± 50 W, 500 ± 50 W, 1000 ± 50 W, 2000 ± 50 W, 3000 ± 50 W, 4000 ± 50 W and 5000 ± 50 W). Workpiece thickness was fixed to 12 ± 3 mm and feed speeds are represented categorically as minimum, median and maximum values. All four material types are in this case clustered into one single group: cellulosic materials.

An increase in thickness considerably decreases feed speed. However, this speed can be increased again using a more powerful laser (Figure 9). In Equation 3, this relation is linear for a constant workpiece thickness. The figure also shows high levels of variation of this speed, produced by the different conditions of the material, e.g., higher density reduces the speed. Probably this high variation is due of using power of laser instead of the beam irradiance and additionally, the time difference between the published papers.

Finally, Figure 10 and Figure 11 show the influence of feed speed and thickness on kerf width with a fixed power level of 250 W. In Figure 10, the relation between kerf width and feed speed is clearly inverse. The trend seems as kerf width is reduced when the feed speed is higher, as previously shown (Peters and Banas 1977, Lum et al. 2000). Feed speed is linked to thickness, with low speeds associated with thicker materials, leading to wider kerf widths (see Figure 11).

3. Discussion

Circular sawing, as a contact process, implies an energy transfer from the cutting edges of the tool transfer to the workpiece, exerting a local stress disintegrating the material structure in the specific contact area. In this case, the cutting edge

compresses the zone in contact with the knife, until the material fails. The rotator motion of the knife then propagates in the direction of the move creating a chip (Fischer 1978). Consequently, a relative movement of the workpiece and the saw is needed to obtain a continuous cut, which is known as feed motion. Tool wear depends on the cutting distance, type of workpiece material and adhesives used within the workpiece, tool material and impurities within the processed workpiece, e.g., stones, metallic parts or sand (Csanády and Magoss 2013). The effectiveness of the cutting energy significantly depends on tool wear, meaning that a larger area needs to be compressed as the cutting teeth wear out (Fischer 1979, Fischer 1983). Furthermore, friction increases rapidly with increasing tool wear. Compared to traditional contact methods, laser cutting presents a major advantage, as tool wear is not present and the cutting tool and the material never get into contact. In laser cutting, it is the output energy from the laser beam what actually disintegrates material structure. It is the interaction between the laser beam and the material that produces a chemical and a thermal reaction which ultimately vaporizes the material. Laser technologies do not lead to an expanding crack in the material, although moving the workpiece is also required for cutting lengths. Even if tool wear is not present, some other parts of the equipment do have a specific service life and require exhaustive maintenance (e.g., laser unit, lenses and nozzle).

Feed speed in circular sawing, compared to laser cutting, is not limited by workpiece thickness, as larger blade diameters are used for thicker materials. Thus, a constant feed speed is used for CNC linear cutting processes from the beginning of the interaction between tool and workpiece. In general, material properties such as moisture content or surface coating can influence feed speed. On the other hand, laser cutting is highly influenced by material properties, and in particular, by thickness, as it frequently leads to burning instead of vaporization.

In laser machining, the cutting kerf is influenced by many parameters (laser power, cutting speed, focal point position and other material properties). However, its values fall between 0.2 and 1 mm for wood and wood based products, and this value is far from the cutting kerf generated by circular saw which is in the range of ten-fold to twenty-fold wider. The cutting kerf of a circular sawing depends only on the diameter of the tool (and thus its thickness).

Roughness is mainly influenced by laser power, while in circular sawing roughness depends extremely on tool wear (Hoffmeister and Lemke 1999) compared to band sawing where roughness is in big parts influenced by free clamping length of the tool. In many cases, post-processing is required following laser cutting to remove the section modified by heat input (chemical weak boundary layer). However, also for many conventional disintegration technologies require post-processing to flatten the more or less rough surface and to remove damaged cell walls close to the freshly created surface (mechanical weak boundary layer).

Most cutting models based on laser equipment are derived from linear regressions from experimental data. Most of these models are suitable applicable for cutting certain wood materials. However, no models to date describe accurately the process for both laser and circular cutting.

4. Conclusion

The main parameters influencing feed speed are laser power and workpiece thickness. Higher workpiece thickness considerably reduces cutting speed. Feed speed is also influenced by moisture content and workpiece density to some extent. Workpiece thickness also limits feed speed, and high speeds are only achievable with highly powerful laser units. However, these laser units tend to be very low electrically efficient. Thin materials such as paperboard or cardboard are cut by instantaneous vaporization, while thicker materials are mainly cut by burning. This last process reduces cutting speed; in addition, thickness also limits the depth of focus produced by the converging lens. All wood and wood-based materials cut by laser present a heat affected zone as a consequence of the pyrolytic process. We also showed an inverse linear relation between feed speed and thickness and between laser power and feed speed.

Finally, compared to circular sawing, the advantages and limitations of laser cutting technologies are clear. In laser cutting, workpiece thickness limits feed speed, while for circular sawing the speed is unaffected. A reduced kerf width and a smooth

surface after cutting are the main advantages of laser cutting over conventional cutting methods, which increase the yield of the process. Laser can cut a large variety of materials and it is much more versatile for techniques like engraving compared to circular sawing. Last but not least, lack of tool wear represents a major advantage of laser cutting.

Acknowledgements

Financial support for this work in the framework of the PhD-school DokIn´Holz funded by the Austrian Federal Ministry of Science, Research and Economy and the companies Fritz Egger GmbH, Doka Österreich GmbH and Springer Maschinenfabrik AG is gratefully acknowledged.

Literature

Andrews, G. W. (1955). "Sawing wood with circular head saws." Forest Products Journal 5: 186-192.

Anon. (2011). Cellulose, Food and Agriculture Organization of the United Nations, referred 3.12.2011. available: <http://www.fao.org/docrep/W6355E/w6355e0l.htm>.

Barcikowski, S., Koch, G. and Odermatt, J. (2006). "Characterisation and modification of the heat affected zone during laser material processing of wood and wood composites." Holz als Roh - und Werkstoff 64(2): 94-103.

Barnekov, V., Huber, H. A. and McMillin, C. W. (1989). "Laser machining wood composites." Forest Products Journal 39(10): 76-78.

Barnekov, V. G., McMillin, C. W. and Huber, H. A. (1986). "Factors influencing laser cutting of wood." Forest Products Journal 36(1): 55-58.

Bryan, E. L. (1963). "Machining wood with light." Forest Products Journal 13(1): 14.

Csanády, E. and Magoss, E. (2013). Mechanics of wood Machining, Springerverlag

DIN 8589-6 Fertigungsverfahren Spanen- Teil 6: Sägen- Einordnung, Unterteilung, Begriffe (Manufacturing processes chip removal - Part 6: Sawing; Classification, subdivision, terms and definitions); 2003.

840 Eltawahni, H. A., Olabi, A. G. and Benyounis, K. Y. (2011). "Investigating the CO2
841 laser cutting parameters of MDF wood composite material." Optics and Laser
842 Technology 43(3): 648-659.

843
844 Eltawahni, H. A., Rossini, N. S., Dassisti, M., Alrashed, K., Aldaham, T. A.,
845 Benyounis, K. Y. and Olabi, A. G. (2013). "Evalaution and optimization of laser
846 cutting parameters for plywood materials." Optics and Lasers in Engineering 51(9):
847 1029-1043.

848
849 Fischer, R. (1978). "Ein Beitrag zur Mechanik des Spannungsvorganges nicht
850 fließfähiger Werkstoffe am Beispiel von Holz." (Contributions to the mechanics of
851 cutting processes of non-flowable materials like wood) Holztechnologie 19: 75-80.

852
853 Fischer, R. (1979). "Orientierende Versuche zur Reibung beim Schneiden von Holz."
854 (Indicative examinations of friction by wood cutting) Holztechnologie 20: 111-115.

855
856 Fischer, R. (1983). "Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz und ein Beitrag
857 zur Modellierung der Abstumpfung von Holzbearbeitungswerkzeugen." (Advances
858 within the theory of wood cutting processes and contributions to modelling tool wear)
859 Holztechnologie 24((2)): 67-72.

860
861 Gottlöber, C. (2014). Zerspanen von Holz und Holzwerkstoffen (Machining of wood
862 and wood products). Carl Hanser Verlag

863
864 Heisel, U. and Weiss, E. (1991). "Entstehung, Erfassung und Messung von
865 Holzstaub." (Formation, detection and measurement of wood dust) HOB Die
866 Holzbearbeitung 38(7): 47-50.

867
868 Hernandez-Castaneda, J. C., Kursad Sezer, H. and Li, L. (2011). "The effect of
869 moisture content in fibre laser cutting of pine wood." Optics and Lasers in
870 Engineering 49(9-10): 1139-1152.

871
872 Hoffmeister, H.-W. and Lemke, B. (1999). "Oberflächenqualität in der
873 Massivholzbearbeitung." (Surface quality in wood processing) HOB Die
874 Holzbearbeitung 9: 85-90.

875
876 Hovikorpi, J., Laakso, P., Malmberg, H., Kujanpää, V. and Miikki, N. (2004). Laser
877 cutting of paper. Proceedings of the 23rd International Congress on Applications of
878 Lasers and Electro-Optics 2004.

879
880 Huber, H. A., McMillin, C. W. and Rasher, A. (1982). "Economics of cutting wood
881 parts with a laser under optical image analyzer control." Forest Products Journal
882 32(3): 16-21.

883
884 Ion, J. (2005). Laser processing of engineering materials, Elsevier.

885
886 Laakso, P., Hovikorpi, J., Malmberg, H., Kujanpää, V. and Miikki, N. (2004). Laser
887 cutting of solid boards. Proceedings of the 4th LANE 2004, August 2004, Erlangen,
888 Germany.

889
890 Li, L. and Mazumder, J. (1991). "A study of the mechanism of laser cutting of wood."
891 Forest Products Journal 41(10): 53-59.

892
893 Lum, K. C. P., Ng, S. L. and Black, I. (2000). "CO2 laser cutting of MDF 1.
894 Determination of process parameter settings." Optics and Laser Technology 32(1):
895 67-76.

896
897 Malmberg, H., Leino, K. and Kujanpää, V. (2006). Laser Cutting of Paper and Board
898 (ILACPAPER), Department of Mechanical Engineering, Lappeenranta University of
899 Technology, Finland: 344.

900
901 Malmberg, H., Laakso, P., Miikki, N. and Kujanpää, V. (2007). Laser cutting of
902 corrugated boards. 11th Nordic Conference in Laser Processing of Materials
903 (NOLAMP 11), Aug. 20-22, 2007, Acta Universitatis Lappeenrantaensis 273 V.
904 Kujanpää and A. Salminen.

905
906 McMillin, C. W. and Harry, J. E. (1971). "Laser machining of southern pine." Forest
907 Products Journal 21(10): 34-37.

908
909 McMillin, C. W. and Huber, H. A. (1985). "Gluebond strength of laser cut wood."
910 Forest Products Journal 35(1): 23-25.

911
912 Mukherjee, K., Grendzwell, T., Khan, P. A. A. and McMillin, C. W. (1990). "Gas flow
913 parameters in laser cutting of wood - nozzle design." Forest Products Journal 40(10):
914 39-42.

915
916 Ng, S. L., Lum, K. C. P. and Black, I. (2000). "CO2 laser cutting of MDF 2. Estimation
917 of power distribution." Optics and Laser Technology 32(1): 77-87.

918
919 Pagès, H., Piombini, H., Enguehard, F. and Acher, O. (2005). "Demonstration of
920 paper cutting using single emitter laser diode and infrared-absorbing ink." Optics
921 Express 13(7): 2351-2357.

922
923 Peters, C. C. and Marshall, H. L. (1975). "Cutting wood materials by laser." US For
924 Prod Lab Res Pap.

925

926 Peters, C. C. and Banas, C. M. (1977). "Cutting wood and wood-base products with a
927 multikilowatt CO2 laser." *Forest Products Journal* 27(11): 41-45.

928

929 Piili, H. (2013). Characterisation of laser beam and paper material interaction,
930 Lappeenranta University of Technology: 474.

931

932 Piili, H., Salminen, A. and Kujanpää, V. (2009b). Interaction between laser beam and
933 paper materials. 28th International Congress on Applications of Lasers & Electro-
934 Optics (ICALEO 2009).

935

936 Piili, H., Hirvimäki, M., Salminen, A. and Lindell, H. (2009a). Repeatability of laser
937 cutting of uncoated and coated boards. *Nolamp 2009*, 24– 26.8.2009, Copenhagen
938 Denmark

939

940 Powell, J. (1998). *CO2 Laser cutting*, Springer-Verlag.

941

942 Powell, J. and Kaplan, A. (2004). Laser cutting: from first principles to the state of the
943 art. *PICALO 2004 - 1st Pacific International Conference on Applications of Laser and*
944 *Optics, Conference Proceedings*.

945

946 Quintero, F., Riveiro, A., Lusquiños, F., Comesaña, R. and Pou, J. (2011a).
947 Feasibility study on laser cutting of phenolic resin boards. *Physics Procedia*.

948

949 Quintero, F., Riveiro, A., Lusquiños, F., Comesaña, R. and Pou, J. (2011b). "CO2
950 laser cutting of phenolic resin boards." *Journal of Materials Processing Technology*
951 211(11): 1710-1718.

952

953 Radovanovic, M. and Madic, M. (2011). "Experimental investigations of CO2 laser cut
954 quality: A review." *Nanoconventional Technologies Review* 4: 35-42.

955

956 Seeger, K. and E. Tönsing (1999). Stromeinsparpotentiale in der holzverarbeitenden
957 Industrie. Energie effizient nutzen - Schwerpunkt Strom (Electricity saving potential
958 within the wood processing industry. Efficient Energy usage – Main focus electricity).
959 P. Radgen and E. Jochem, Wirtschaftsministerium Baden-Württemberg.

960

961 Steen, W. (1991). *Laser Material Processing*. London, Springer-Verlag.

962

963 Stepanov, A., Piili, H. and Salminen, A. (2010). Color change in laser cutting of paper
964 material. 29th International Congress on Applications of Lasers and Electro-Optics,
965 ICALEO 2010 - Congress Proceedings.

966

967 Szymani, R. and Dickinson, F. E. (1975). "Recent developments in wood machining
968 processes: Novel cutting techniques." *Wood Science and Technology* 9(2): 113-128.

969
970 Yusoff, N., Ismail, S. R., Mamat, A. and Ahmad-Yazid, A. (2008). "Selected
971 Malaysian wood CO2-laser cutting parameters and cut quality." American Journal of
972 Applied Sciences 5(8): 990-996.

973
974 Zhou, B. H. and Mahdavian, S. M. (2004). "Experimental and theoretical analyses of
975 cutting nonmetallic materials by low power CO2-laser." Journal of Materials
976 Processing Technology 146(2): 188-192.

977

978

979

Figures:

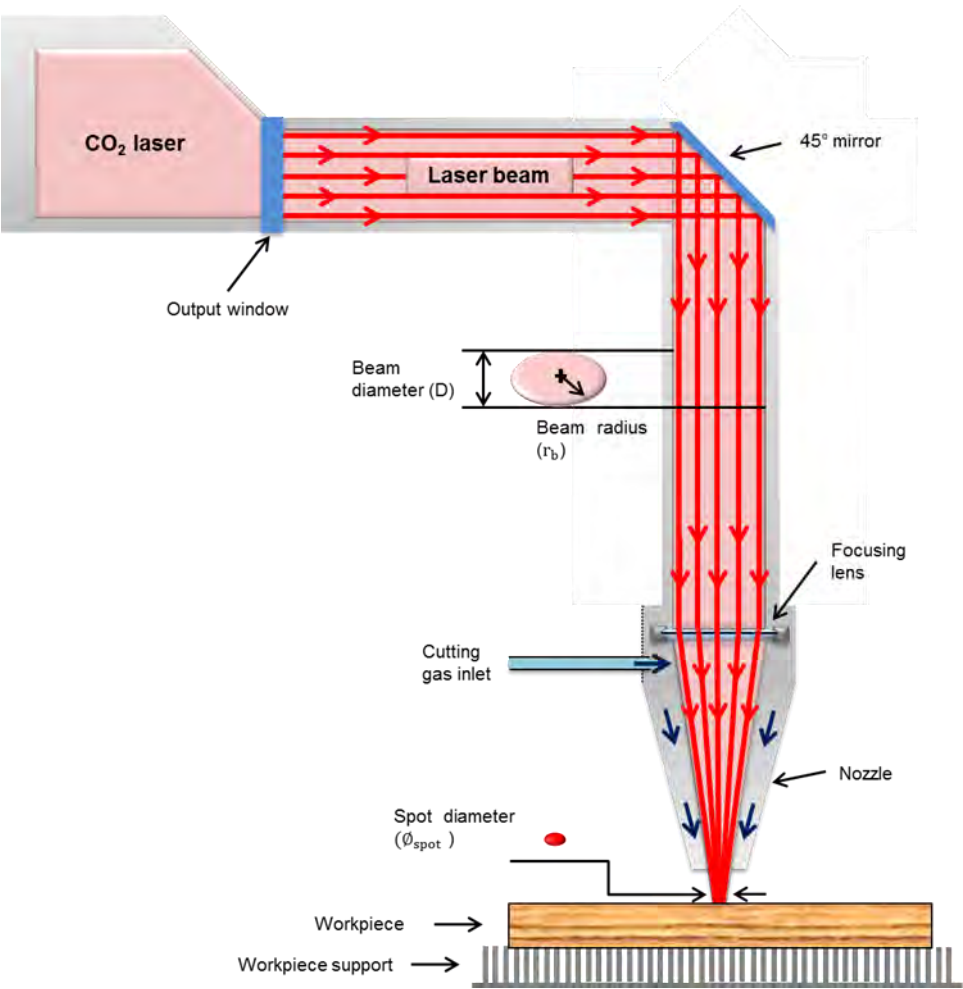


Figure 1: Diagram of CO₂ laser cutting assisted by a gas with all principal parts involved in the process

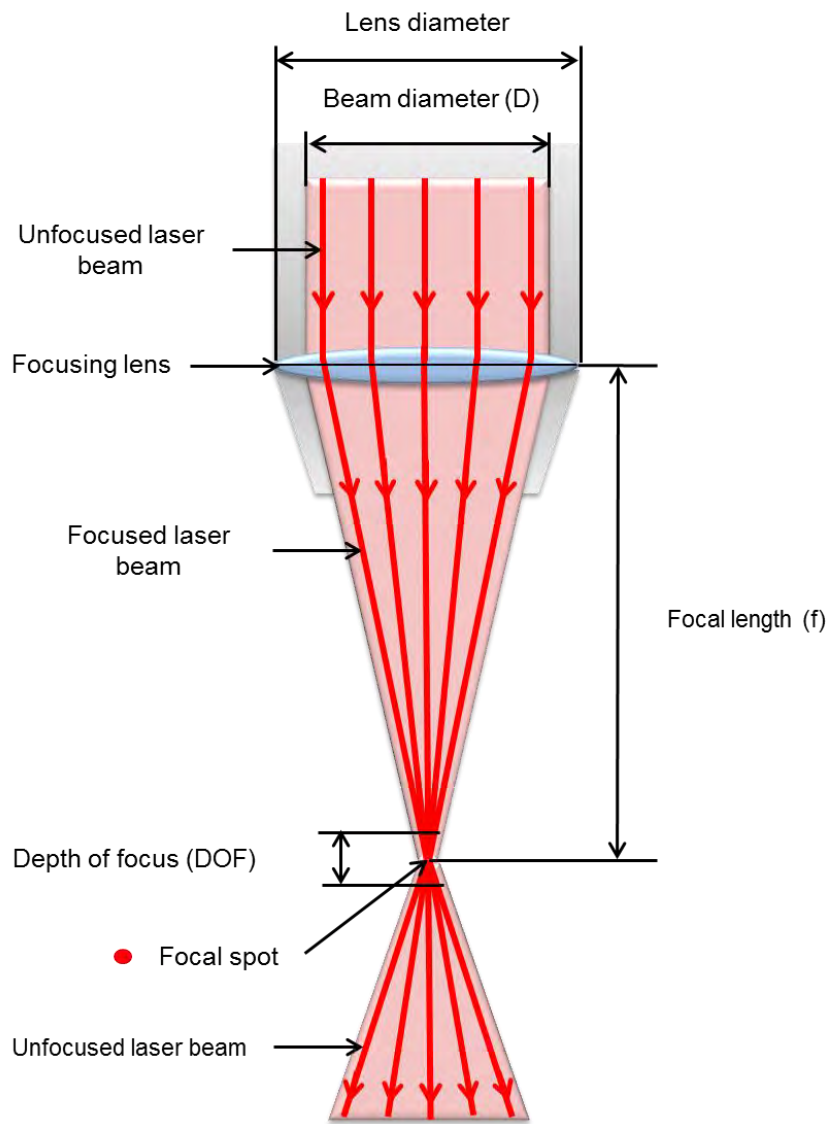


Figure 2: Laser beam and optic factors. The unfocused laser beam converges in the lens to create a focused laser beam up to its minimum spot size. Then the laser beam is unfocused again.

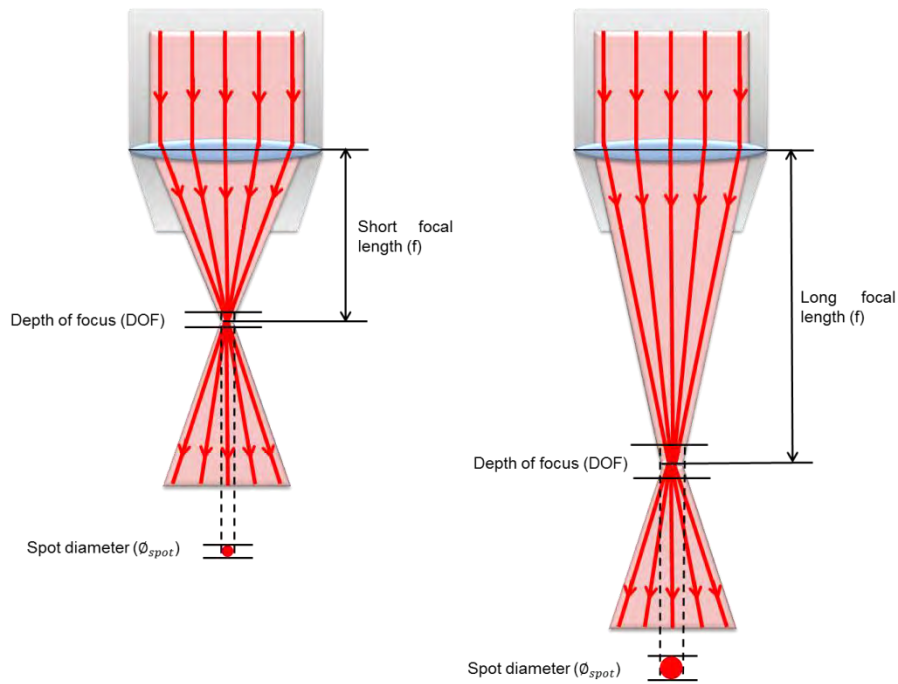


Figure 3: Schematic representation of the relationship between focal length, depth of focus and laser spot diameter.

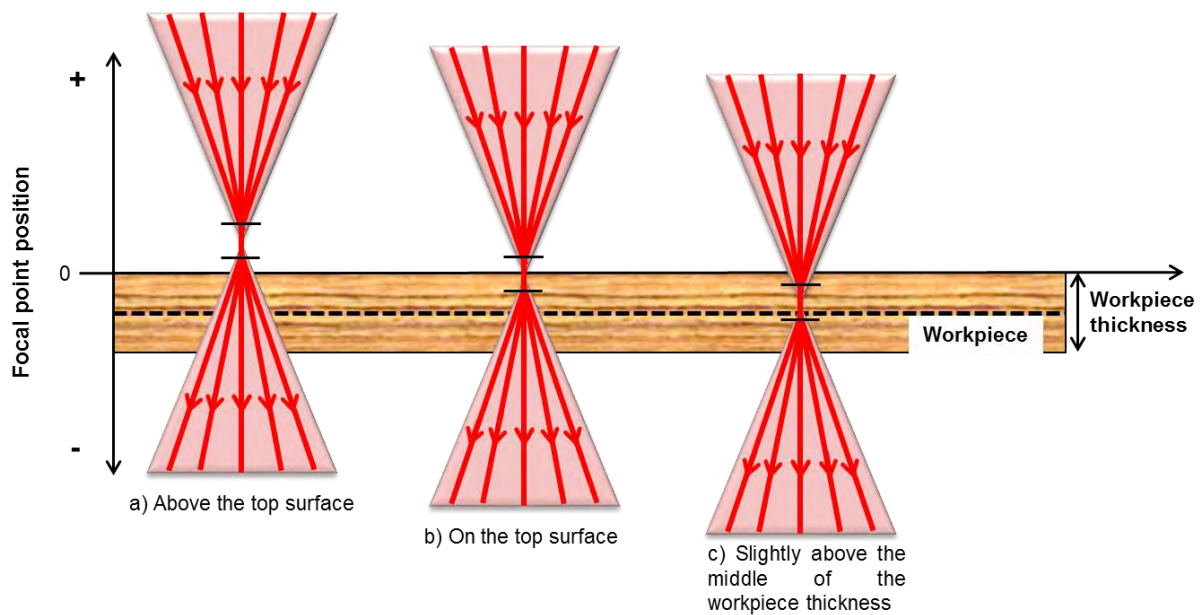


Figure 4: Schematic drawing showing the location of the focal point position relative to the top surface

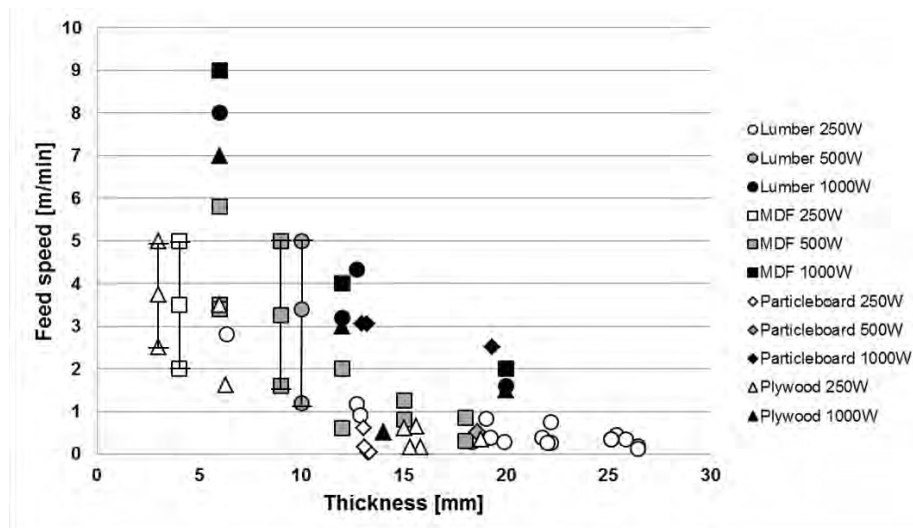


Figure 5: Relation between feed speed and thickness, classified into four material types (lumber, MDF, particleboard and plywood) and three laser power outputs: 250 ± 50 W, 500 ± 50 W and 1000 ± 50 W. The dots connected by lines represent the minimum, median and maximum values.

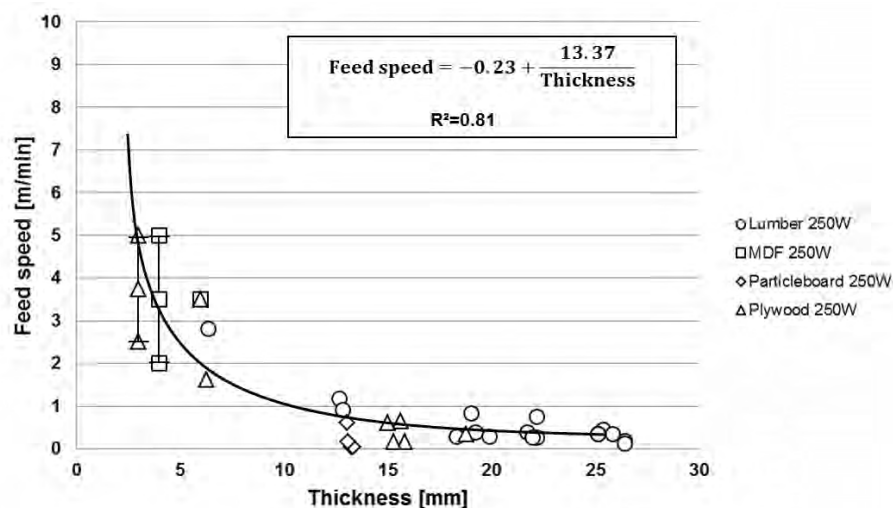


Figure 6: Relation between feed speed and thickness, (lumber, MDF, particleboard and plywood) and laser power output 250 ± 50 W. The dots connected by lines represent the minimum, median and maximum values.

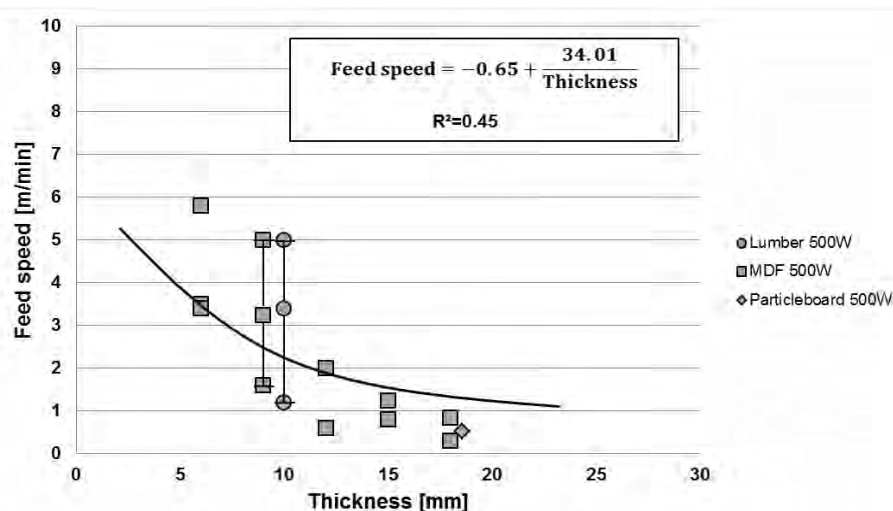


Figure 7: Relation between feed speed and thickness, classified into four material types (lumber, MDF and particleboard) and laser power output, 500 ± 50 W. The dots connected by lines represent the minimum, median and maximum values.

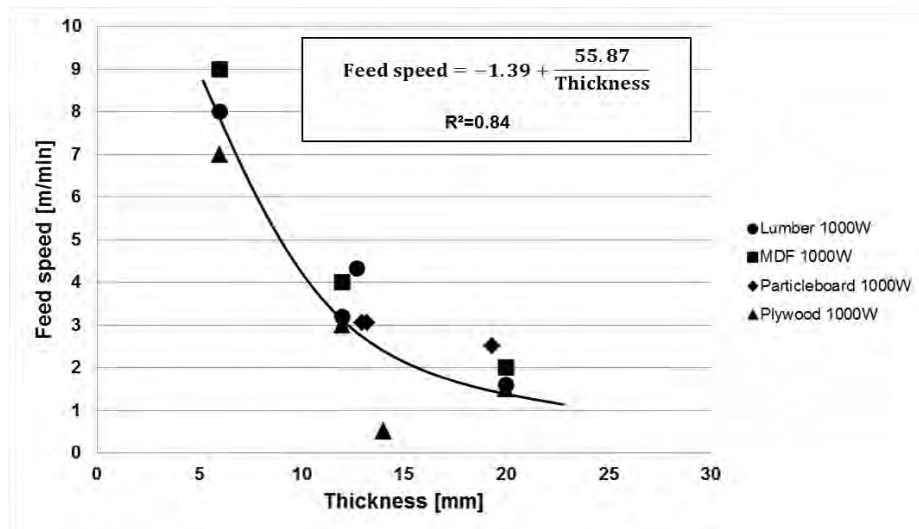


Figure 8: Relation between feed speed and thickness, classified into four material types (lumber, MDF, particleboard and plywood) and laser power output, 1000 ± 50 W.

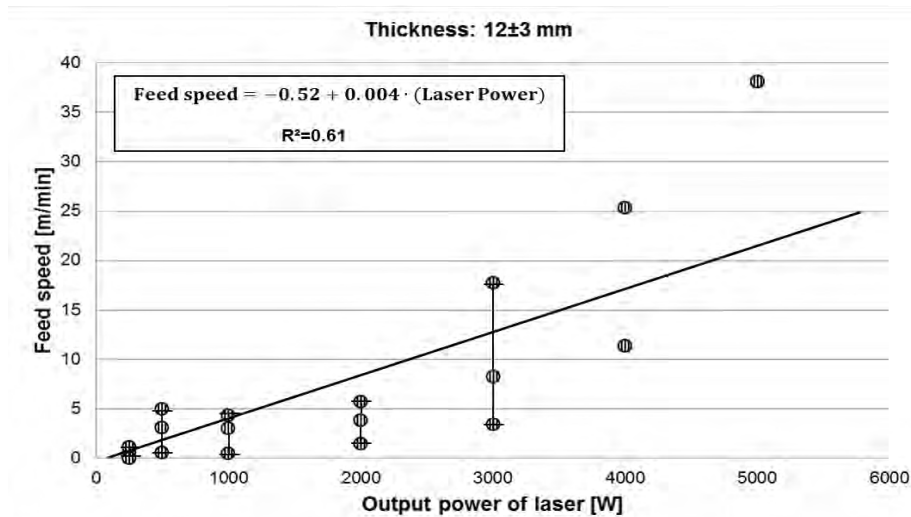


Figure 9: Relation between feed speed and output power of laser cutting cellulosic materials (lumber, MDF, particleboard and plywood) with a thickness of 12 ± 3 mm. The dots connected by lines represent the minimum, median and maximum values.

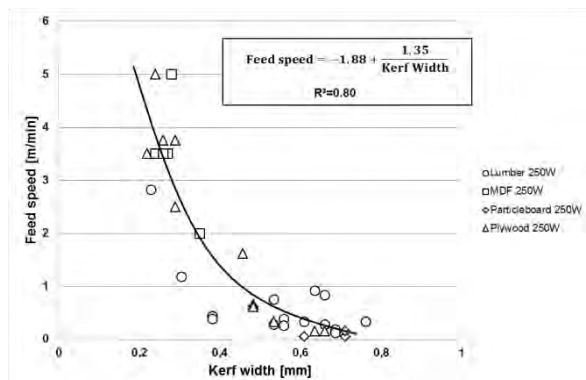


Figure 10 : Relationship between feed speed and kerf width, cutting four types of materials (lumber, MDF, particleboard and plywood) with an output power of 250 W for several thicknesses.

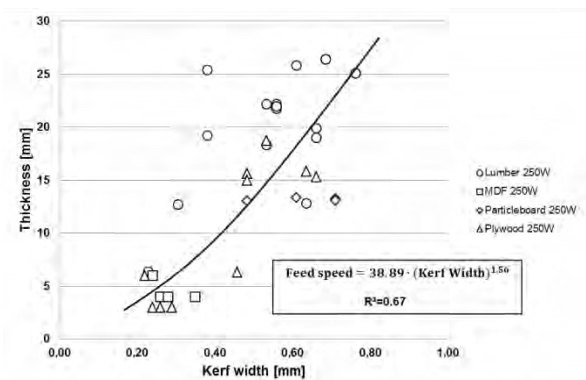


Figure 11: Relationship between workpiece thickness and kerf width, cutting four types of materials (lumber, MDF, particleboard and plywood) with an output power of 250 W for several thicknesses.

Tables:

Table 1: CO2 laser cutting experimental investigations used for the analysis.

Reference	Year of publication	Input parameters					Output parameters	
		OPL	Material type	WT	FPP	FL	FS	KW
(McMillin and Harry)	1971	■	Lumber	■	■	■	■	■
(Peters and Marshall)	1975	■	Lumber, plywood and particleboard	■	■	■	■	■
(Peters and Banas)	1977	■	Lumber, plywood and particleboard	■	■	■	■	■
(Barnekov et al.)	1989	■	Particleboard	■	■	■	■	
(Powell)	1998	■	Lumber, plywood and MDF	■			■	
(Lum et al.)	2000	■	MDF	■	■	■	■	■
(Quintero et al.)	2011a	■	Plywood and particleboard	■	■	■	■	■
(Eltawahni et al.)	2011	■	MDF	■	■	■	■	■
(Eltawahni et al.)	2013	■	Plywood	■	■	■	■	■

Where: OPL-output power of laser; WT-workpiece thickness; FPP-focal point position; FL-focal length; FS-feed speed; KW-kerf width

Table 2: General Lineal Model including feed speed as dependent variable and output power and thickness as covariates.

Dependent variable: Feed speed

Source	Type III Sum of Squares	df	Mean Square	F	Sig.
Corrected Model	189.666 ^a	2	94.833	66.207	0.000
Intercept	128.574	1	128.574	89.763	0.000
Power	42.298	1	42.298	29.530	0.000
Thickness	138.481	1	138.481	96.679	0.000
Error	111.725	78	1.432		
Total	726.118	81			
Corrected Total	301.391	80			

a. R Squared = 0.629 (Adjusted R Squared = 0.620)

1010

1011

1012 **Table 3: Estimation of parameters in a model including feed speed as dependent variable and output**
1013 **power and thickness as covariates.**

1014 Dependent Variable: Feed Speed

Parameter	B	Std. Error	t	Sig.	95% Confidence Interval	
					Lower Bound	Upper Bound
Intercept	3.657	0.386	9.474	0.000	2.888	4.425
Power	0.003	0.000	5.434	0.000	0.002	0.004
Thickness	-0.205	0.021	-9.833	0.000	-0.247	-0.164

1015

1016

9.8 Publikation VIII - Innovative mechanische Trenntechnologien von Holz

Müller U.; Vay O.; Martinez-Conde Lopez, A.; Frybort, S.; Krenke, T.; Konnerth, J.; Teischinger, A.; (2015) Innovative mechanische Trenntechnologien von Holz, Holztechnologie 56,2: 29-34,

Innovative mechanische Trenntechnologien von Holz

Ulrich Müller, Oliver Vay, Alejandro Martinez-Conde Lopez, Stephan Frybort, Thomas Krenke, Johannes Konnerth, Alfred Teischinger

Für praktisch alle Verarbeitungsprozesse bzw. in allen Prozessketten muss der Rohstoff Holz mechanisch aufgeschlossen (zerlegt, aufgeteilt, zerkleinert, etc.) werden. Bei den verschiedenen Trenntechnologien wie Sägen, Fräsen, Hacken, Messern, Schälen etc. entstehen wertgeminderte Koppelprodukte bzw. wird die natürlich mechanisch optimierte Struktur des Baumstammes durch Schnitte quer zu Faser empfindlich gestört bzw. zerstört. Eine kritische Betrachtung bestehender Produktions- bzw. Trennprozesse führt zu dem Schluss, dass die mechanischen Aufschlussmethoden, bei denen die Trennebenen der natürlich gewachsenen Struktur des Holzes folgt, optimierte Holzfraktionen liefert. Durch die Berücksichtigung des Holzaufbaus bei der Herstellung der optimierten Halbzeuge können Holzwerkstoffe hergestellt werden, die eine deutliche Steigerung der Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften besitzen. Mithilfe eines Cross Industry Innovation Process (CIIP) wurde in verschiedenen Projekten nach neuen mechanischen Trenntechnologien gesucht. In dem Artikel werden einerseits Beispiele der erfolgreichen Umsetzung neuer Zerteilungsverfahren vorgestellt, andererseits der Prozess der Lösungsfindung mit Hilfe des CIIP dargestellt.

Schlüsselwörter: Cross Industry Innovation Process, konzeptionelle Holztechnologie, mechanischer Aufschluss von Holz

Hintergrund

Für praktisch alle weiteren technologischen Herstellungsprozesse muss der Rohstoff Holz mechanisch zerlegt bzw. aufgeschlossen werden. Durch die aktuellen mechanischen Trenntechnologien wie Spanen und Zerteilen können die natürlichen optimierten mechanischen Eigenschaften (Festigkeitswerte) des Holzes für spätere Produkte nicht optimal genutzt werden, beziehungsweise werden sogar festigkeitsrelevante Holzstrukturen zerstört, wie am Beispiel der Stamm-Ast-Verbindungen deutlich wird. Der Stammkörper mit seinem komplexen Aufbau vor allem im Bereich der Stamm-Ast-Verbindungen zeigt in seiner natürlichen Form hervorragende mechanische Eigenschaften. Im Idealfall bleiben diese Eigenschaften in Teilfraktionen des Stammes nach dem Trennprozess erhalten. Jedoch zeigen Untersuchungen, dass bei aktuellen Trennprozessen der komplexe anatomische Holzaufbau nicht berücksichtigt werden kann und somit die hervorragenden mechanischen Eigenschaften des Ausgangsrohstoffs in den Teilfraktionen nicht erhalten werden können.

Holz zeigt in Faserrichtung hervorragende Steifigkeits- und Festigkeitswerte, aber schon geringfügige Faserabweichungen führen bereits zu deutlichen Festigkeits- bzw. Steifigkeitsverlusten. Bei der aktuellen Schnittholzerzeugung (aber auch bei allen anderen Zerteilungsverfahren, z. B. bei Furnieren oder Strands) wird jedoch im Zerteilungsprozess auf die Orientierung der Holzfaser keine Rücksicht genommen. So wird aus einem kegelförmigen und zum Teil auch mehr oder weniger gekrümmten Stamm ein prismatisches Schnittholz erzeugt. Bedingt durch die natürlichen Wuchseigenschaften des Holzes (Drehwuchs, Abholzigkeit, Äste) und den starren Schnittrichtungen folgt die Richtung der Schnittführung nicht zwingend der Faserrichtung. Insbesondere im Bereich von Ästen erfolgt die Zerteilung also nicht entlang, sondern oftmals quer zur Faserstruktur – zum Nachteil der Festigkeit und Steifigkeit.

Die Schnittholzerzeugung fordert, dass für die Herstellung von prismatischem Schnittholz die Randbereiche des Stammes abge-

spant werden. Diese Randbereiche werden dann zu Hackschnitzel bzw. Spanmaterial zerlegt. Untersuchungen haben allerdings gezeigt (*Teischinger et al.*, 2006), dass aber gerade diese Teile des Stammes die besten mechanischen Eigenschaften eines Stammes aufweisen. Basierend auf verschiedenen Einschnittbildern, Geometrien und Stammdurchmessern werden etwa 40 % des (mechanisch qualitativ hochwertigsten) Stammholzes nicht entsprechend seiner Eigenschaften genutzt. Die restlichen 60 % Brettware zeigen signifikante Defizite in den Festigkeitseigenschaften, weil die Holzfasern gerade an den kritischsten Stellen – den Ästen – stark abweichen und somit Schwachstellen darstellen.

Mittels Festigkeitssortierung ist es möglich, Bretter zumindest nach Festigkeitsklassen zu sortieren, aber die Ausbeute an höchsten Festigkeitswerten ist gering und das Potenzial der Sortierung ist noch nicht voll ausgeschöpft (*Sandomeer et al.*, 2009). Die Forschungen auf dem Gebiet der Festigkeitssortierung von Schnittholz ermöglichen eine deutlich verbesserte Differenzierung der Brettware im Vergleich zur visuellen Schnittholzsortierung. Dennoch wird in der Praxis vorrangig die visuelle Schnittholzsortierung eingesetzt. Neue Entwicklungen wie z. B. das Scannen von ganzen Holzstämmen mittels Computertomographie und die sich daraus ergebenden Möglichkeiten der Optimierung des Aufteilprozesses werden derzeit in ersten Werken implementiert.

Dennoch, das klassische Zerlegen und Zusammenfügen von Holzteilen zu Bauteilen (Brettschichtholz BSH, Kreuzlagenholz KLH, Furnierstreifenholz PSL, Furnierschichtholz LVL usw.) führt zu Werkstoffen, die das Festigkeitspotenzial von Holz in seiner natürlichen Form nicht mehr erreichen können (*Teischinger*, 2001). Über den Weg der Sortierung und das Zusammensetzen bzw. Zusammenfügen von einzelnen Brettern bzw. Holzfraktionen erfolgt eine Homogenisierung des Werkstoffs, wodurch eine weitere Verbesserung der Berechenbarkeit von daraus hergestellten Bauelementen erzielt werden kann. Der Preis dafür sind Kosten für die Sortierung und die Verklebung. Darüber hinaus erfordert die Herstellung von Bauelementen weitere Maßnahmen zur Homogenisierung, wie das Auskappen von Ästen und die anschließende Keilzinkung von Brettern. Diese zusätzlichen Arbeitsschritte verursachen zusätzliche Kosten. Damit ist es schwierig mit Holz und Holzwerkstoffen gegenüber anderen Baustoffen wie Ziegel, Beton oder Stahl konkurrenzfähig zu bleiben.

Konzeptionelle Holztechnologie als Ansatz für radikale Innovationen

Die oben dargestellten Verhältnisse machen klar, dass für die Holzindustrie eine signifikante Ausbeuteerhöhung bezüglich Qualität und Quantität beim Aufschluss des Rohholzes für die weitere Verarbeitung zu Bauelementen anzustreben ist, um die Konkurrenzfähigkeit gegenüber anderen Baustoffen zu stärken. Insbesondere soll beim Holzaufschluss ein Erhalt der natürlichen mechanischen Stoffeigenschaften und eine effektive Nutzung der Randzonen des Rundholzes mit seinen hervorragenden mechanischen Eigenschaften erreicht werden. Wie bei Schnittholz handelt es sich bei vielen Holzprodukten um Massenprodukte, die in sehr investitionsintensiven Anlagen produziert werden. Entlang der langen Abschreibungszeiträume werden diese Anlagen laufend technisch verbessert.

Radikale Änderungen des Produktionskonzepts sind jedoch nur in Ausnahmen möglich. Viele Produktionsprozesse sind somit für Jahre bzw. Jahrzehnte produktionstechnisch determiniert. Die verschiedenen Produktionsverfahren werden daher in ihrer gegebenen Form in Forschung und Lehre integriert, wodurch Paradigmen geschaffen werden. So gehen die Grundprinzipien der Sägetechnologie, das mechanisierte Herausschneiden von Brettern aus einem runden Stamm, mit Vorläufern der Gattersäge auf das 15. Jahrhundert zurück. Auch nachfolgende Technologien wie der Einschnitt mit der Kreissäge und der Bandsäge gehen prinzipiell von denselben Schnittmustern aus. Ein kritisches Überdenken des mechanischen Aufschlusses von Stammholz mit herkömmlichen Technologie an sich hat bis dato nicht stattgefunden.

Obwohl in der modernen Sägetechnologie im Durchlauf gearbeitet wird, hat sich in der Trocknungstechnik die batchweise Trocknung in Trocknungskammern etabliert. Trotz hoher Inhomogenität der Trocknungsgüter (Kern/Splint) werden anhand weniger Sensoren einheitliche Trocknungsschemata für das jeweilige Batch angewendet. Ein kritische Diskussion, ob gegebenenfalls eine individuelle Trocknung einzelner Bretter nicht zu deutlichen Effizienzsteigerungen führen könnte, wurde in der Branche bislang nicht auf einer breiten Basis diskutiert. Von den Autoren wurde ein Forschungsprojekt gestartet, um eine Basis für diese Diskussion zu schaffen.

Die zwei angeführten Beispiele sollen nicht als Kritik am Stand der Technik verstanden werden. In beiden Bereichen wurden in den letzten Jahrzehnten hohe technische Entwicklungen und wichtige Forschungsergebnisse geschaffen. Die Aufgabe eines Technologieinstituts ist es jedoch, bestehende Technologien zu analysieren und kritisch zu hinterfragen.

Unter konzeptioneller Holztechnologie verstehen wir daher, bestehende Technologien und Wertschöpfungsketten hinsichtlich ihrer Defizite und Limitierungen zu beleuchten und gegebenenfalls neue Lösungsansätze vorzuschlagen. Dafür wird ein analytischer Prozess mit drei Phasen vorgeschlagen: In Phase 1 (Analysephase) werden Limitierungen und Defizite von Verfahrensschritten, Eigenschaften von Halbzeugen und Produkten erhoben. In Phase 2 (Potenzialabschätzung) wird auf einer abstrakten Ebene ein Vergleich zwischen theoretisch möglichem Verbesserungspotenzial und dem Stand der Technik gezogen. In Phase 3 (Konzeptionsphase) werden abseits bestehender Verfahren und Technologien völlig frei neue alternative Produktionsverfahren in Betracht gezogen. Dabei werden einzelne Verfahrensschritte oder ganze Produktionsketten kritisch in Frage gestellt und falls notwendig durch neue ersetzt. Dabei ist es durchaus möglich, dass für einzelne neue Verfahrensschritte derzeit noch keine technischen Lösungen zur Verfügung stehen. Durch die Konzeptionsphase wird der notwendige Forschungs- und Entwicklungsbedarf vorgegeben. Um an diesem Punkt nicht in jahrelange Grundlagenforschung zurückzufallen, bzw. die angedachten Verbesserungspotenziale zu verwerfen, hat sich ein Cross Industry Innovation Process (CIIP) bewährt. Verschiedene Studien haben gezeigt, dass die kognitive Distanz zwischen zwei unterschiedlichen Branchen eine wertvolle Quelle für radikale Innovationen darstellen kann (*Keane*, 1987; *Dahl und Moreau*, 2002; *Majchrzak et al.*, 2004; *Wuyts et al.*, 2005; *Nootenboom et al.*, 2007). Das

Auffinden einsetzbaren Wissens aus fremden Branchen und Wissenszweigen wird durch Innovationsmanagement und Technologiemanagement systematisiert (Jantsch, 1967; Pfeiffer, 1971; Brunswicker und Hutschek, 2010). Als Instrument für die Auffindung solcher Analogien wird der sogenannte Cross Industry Innovation Process (CIIP) vorgeschlagen (Gassmann und Zeschky, 2008; Enkel und Gassmann, 2010; Brunswicker und Hutschek, 2010; Enkel und Horváth, 2010). Die Grundidee des CIIP ist es, analoge Technologien, Konzepte, Systeme bzw. Lösungen und Lösungsprinzipien von fundamentalen Problemen anderer Wissens- bzw. Industriezweige auf die

eigene Problemstellung zu übertragen und anzupassen. Wesentlicher Vorteil des CIIP ist, dass die Risiken einer radikalen Innovation vergleichsweise gering gehalten werden (De Bono, 1990), da ja bereits funktionierende Technologien zum Einsatz kommen.

Um Redundanzen, banale Lösungen bzw. Lösungsvorschläge, die bereits ausgiebig untersucht wurden und aufgrund industrieller Erfahrung ausgeschieden sind, zu vermeiden, muss systematisch vorgegangen werden. Gassmann und Zeschky (2008) schlagen dafür einen strikt systematischen und klar strukturierten Prozess mit drei Hauptphasen vor: (1) Abstraktion, (2) Analogie und (3) Adaption (Abb. 1).

Cross Industry Innovation Process anhand alternativer Holzzerteilung

Das Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe beschäftigt sich in Kooperation mit dem Kompetenzzentrum Wood K plus schon seit Jahren mit Fragen der Holzbearbeitung und der alternativen Holzzerteilung (Teischinger, 2000 und 2001). Auf dem Gebiet des Schneidens von dünnen Decklagen von Dreischichtplatten und Furnieren wurden unterschiedliche Schneidetechnologien, die eine extrem geringe Schnittfuge erlauben (Wasserstrahlschneiden, Sticheln und Messerschneiden), untersucht (Pöchacker, 2005).

Seit 2004 beschäftigt sich ein Projekt in Kooperation mit der Firma Doka mit alternativer Zerteilung von Rundholz. Ausgangspunkt hier war die Zielsetzung, langgestreckte Partikel aus einem Stammkörper herauszulösen, ohne dabei die gewachsene Struktur des Holzes zu zerstören. Damit sollten Partikel, sogenannte Makrofasern, hergestellt werden, die in ihrer Längserstreckung dem Faserverlauf folgen. Ausgangspunkt dieses Projektes war eine ausgedehnte Patentrecherche,

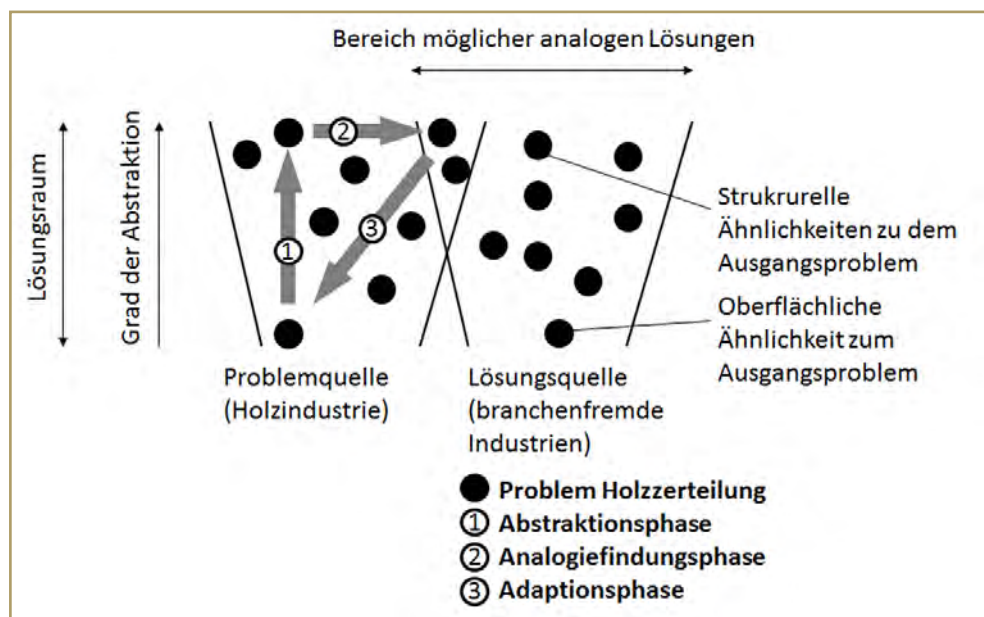


Abb. 1: Cross Industry Innovation Process nach Gassmann und Zeschky (2008) mit drei klar definierten Phasen: Abstraktion, Analogiefindung, Adaption

Fig. 1: Cross industry innovation process corresponding to Gassmann and Zeschky (2008) with three distinctive phases: abstraction, analogy and adaptation

im Zuge derer man auf mehrere Zerteilungsprinzipien wie z. B. Scrimber, SST und Quetschholz stieß (Josca et al., 2006). Die gefundenen Zerteilungstechnologien wurden kritisch bewertet und ein eigenes Produktionsverfahren daraus abgeleitet. Die Forschungsarbeit mündete in mehreren Patentanmeldungen, Publikationen (Frybort et al., 2012a und b) und in der Realisierung einer Pilotanlage mit einem Investitionswert von mehr als 0,5 Mio. Euro.

Bei den genannten Beispielen wurde zwar gezielt in anderen Industriebranchen nach technischen Lösungsprinzipien gesucht, mehrheitlich wurden in den Recherchen jedoch Patente und Literaturstellen und somit Lösungsansätze aus der eigenen Branche oder artverwandten Branchen gefunden. Der Grund dafür liegt darin, dass jede Branche über spezifische technische Begriffe verfügt. Dieses „Wording“ der jeweiligen Branche wird automatisch in die Recherchen übertragen. Damit ist aber das Auffinden interessanter und potenzieller Lösungen aus industriefremden Branchen stark eingeschränkt bis unmöglich. Aus diesem Grunde bedient man sich der sogenannten Funktionsanalyse (Koltze und Souchkov, 2011; Hentschel et al., 2010). Bei der Funktionsanalyse wird ein bestehendes technisches System in einzelne Funktionselemente zerlegt. Dabei erfüllt jedes Element nicht mehr eine technische Aufgabe, sondern dient zur Erfüllung einer Funktion. Die Übersetzung eines technischen Systems in eine Funktionsanalyse ermöglicht daher in der Abstrahierungsphase eine technische Fragestellung derart zu verallgemeinern, sodass mit der abstrahierten Sprache auch alle Branchen zugänglich gemacht werden. Im Zuge der Funktionsanalyse werden daher Suchbegriffe für Literatur- und Patentrecherche generiert, die weit über die üblichen Keywords einer „branchenspezifischen“ Recherche hinausgehen.

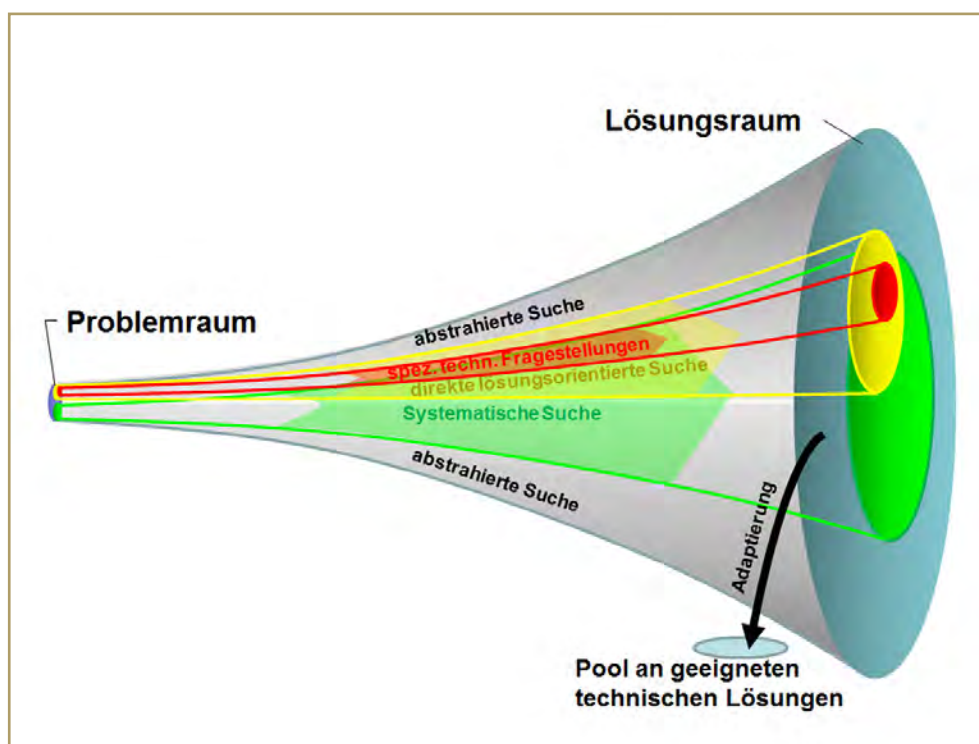


Abb. 2: Unterschiedliche Öffnung des Lösungsraumes in Cross-Industry-Innovation-Prozessen (durch die abstrahierte Suche mithilfe der Funktionsanalyse wurde beobachtet, dass der Lösungsraum in der Phase einer Literatur- und Patentrecherche am weitesten geöffnet werden konnte)

Fig. 2: Solution space depending on different approaches in cross industry innovation process (by means of function analysis a complete abstraction of the technical problem can be achieved)

Anhand der alternativen Rundholzzerteilung wurde mit bestehenden Maschinentechнологien eine Funktionsanalyse durchgeführt und daraus Suchbegriffe für eine ausgedehnte Patentrecherche generiert. Insgesamt wurden etwa 18.000 für die Zerteilungsproblematik relevante Patente aus unterschiedlichen Industriezweigen gefunden. In einer Vorselektion wurden daraus etwa 250 Patente für eine engere Bewertung ausgewählt. Eine Analyse dieser Patente hat nun ergeben, dass darin mehr als 40 neue Zerteilungsprinzipien enthalten sind, die potenziell für den mechanischen Aufschluss von Holz genutzt werden können. Gemeinsam mit den beteiligten Industriepartnern wurden nun sechs Technologien für eine nähere Betrachtung und Recherche ausgewählt.

Eine Expertenbefragung, eine eingehende Literaturrecherche und erste experimentelle Versuche sollen nun klären, welche der ausgewählten Zerteilungsprinzipien tatsächlich auf die speziellen Gegebenheiten des Holzes übertragen werden können. In der sogenannten Adaptionphase wird daher vertieft überprüft, ob jede einzelne der gesammelten Lösungen auf das ursprüngliche Problem einer alternativen Holzzerteilung anwendbar ist. Üblicherweise ist es dafür notwendig, bereits bestehende Technologien zu kombinieren bzw. für die Fragestellung entsprechend anzupassen. Punktuell soll, falls notwendig, in einfachen Versuchsanordnungen die prinzipielle Machbarkeit von Verfahren überprüft werden. Diese Arbeit soll jetzt im Zuge einer Dissertation im Rahmen der österreichischen Doktoratsinitiative „DokIn Holz“ (Anonymus, 2013) durchgeführt werden.

Vergleicht man nun die verschiedenen oben genannten Forschungsprojekte hinsichtlich der Öffnung des Lösungsraums, so zeigt sich, dass eine Recherche für ein spezifisches technisches Problem auch nur eine überschaubare Anzahl von tech-

nischen Lösungen liefert (siehe dünne Schnittfuge Furniere). Dem zweiten vorgestellten Projekt liegt die Idee zugrunde, sogenannte Makrofasern aus dem Stammkörper entlang der Faser herauszulösen. Bei einer Lösungsfindung wurden direkt, auf das Problem umlegbare Lösungsprinzipien gesucht. Die Anzahl der gefundenen Lösungsprinzipien lag deutlich über der spezifischen Suche. In der DIN 8580 (2003) sind alle Fertigungsverfahren systematisch dargestellt, darunter auch alle Trennverfahren. Eine Suche anhand dieser vorgegebenen Systematik spannt hingegen den Lösungsraum noch deutlich weiter auf (nähere Informationen zu dem dazugehörigen Forschungsprojekt können aus Geheimhaltungsgründen nicht geliefert werden). Die größte Öffnung des Lösungsraumes konnte für den Ansatz der Funktionsanalyse erreicht werden. In Abb. 2 sind schematisch die Lösungsräume für die unterschiedlichen Ansätze einer Rechercharbeit für Cross Innovation dargestellt.

Zusammenfassung

In der konzeptionellen Holztechnologie werden neue Fertigungsverfahren vorgeschlagen und damit notwendiger Forschungs- und Entwicklungsbedarf vorgegeben. Der Cross Industry Innovation Process ist eine Möglichkeit, um den Entwicklungsprozess an dieser Stelle zu verkürzen. Dafür ist es notwendig, bereits verfügbare technische Lösungsprinzipien in fremden Branchen und Wissenschaftsbereichen aufzufinden. Konventionelle Literatur- und Patentrecherchen mit speziellen, technischen Fragestellungen bzw. einer lösungsorientierten Suche liefern eine überschaubare Anzahl von Ergebnissen. Eine Suche mit einer vorgegebenen Systematik vermag den Lösungsraum deutlich weiter aufzuspannen. Beste Ergebnisse wurden hingegen durch die völlige Abstraktion des technischen Prob-

lems mittels Funktionsanalyse erzielt. Die Überführung eines technischen Systems in Funktionselemente ermöglicht den Lösungsraum am weitesten zu öffnen.

Danksagung

Das diesem Artikel zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln der Europäischen Union, des Europäischen Fonds für regionale Entwicklung (EFRE), und dem Land Niederösterreich, Abteilung Wirtschaft, Tourismus und Technologie gefördert. Des Weiteren bedanken sich die Autoren bei der Österreichischen Förderungsgesellschaft (FFG) und den beteiligten Firmen SPB Beteiligungsverwaltung GmbH, Doka Industrie GmbH, Fritz Egger GmbH & Co. OG, Springer Maschinenfabrik AG und HOMBAK Maschinen- und Anlagenbau GmbH für die finanzielle Unterstützung des Forschungsprojekts „Alternative Holzzerteilung“ (Nr. 836536). Für die Möglichkeit der Fortführung des Projekts im Rahmen der österreichischen Doktorsinitiative (Initiative des österreichischen Wissenschafts- und Forschungsministeriums in Zusammenarbeit mit der Kooperationsplattform Forst – Holz – Papier (FHP)) unter dem Projekttitel H3 „Grundlagen für einen neuen mechanischen Holzaufschluss als Basis für verbesserte bzw. neue Holzwerkstoffe und Engineered Wood Products“ sei den Fördergebern und den beteiligten Firmen Doka Industrie GmbH, Fritz Egger GmbH & Co. OG und Springer Maschinenfabrik AG ebenfalls Dank ausgesprochen.

Literatur

- Anonymus (2013) DokIn' Holz – Wenn Holz auf Hirn trifft. *Holz-kurier* 27, 04.07.2013
- Brunswicker S, Hutschek U (2010) Crossing horizons leveraging cross-industry innovation search in the front-end of the innovation process. *International Journal of Innovation Management* 14 (4): 683-702
- Dahl DW, Moreau P (2002) The influence and value of analogical thinking during new production ideation. *Journal of Marketing Research* 39: 47-60
- De Bono E (1990) *Lateral Thinking for Management*. London, Penguin Books
- DIN 8580 (2003) *Fertigungsverfahren – Begriffe, Einteilung*
- Enkel E, Gassmann O (2010) Creative imitation: exploring the case of cross-industry innovation. *R&D Management* 40 (3): 256-270
- Enkel E, Horváth A (2010) Mit Cross-Industry-Innovation zu radikalen Neuerungen. In: Serhan I (ed) *Open Innovation umsetzen*, Symposium Publishing
- Frybort S, Graeter P, Mauritz R, Mueller U (2012) Device for the production of macro-fibres from wood trunks and method for the production of a wood composite material by means of macro-fibres. Patentschrift WO002012042028A1
- Frybort S, Graeter P, Mauritz R, Mueller U (2012) Wood composite material. Patentschrift WO002012042027A1
- Gassmann O, Zeschky M (2008) Opening up the Solution Space: The Role of Analogical Thinking for Breakthrough Product Innovation. *Creativity and Innovation Management* 17 (2): 97-106
- Hentschel C, Gundlach C, Nähler HT (2010) *TRIZ Innovation mit System*. München, Hanser Verlag
- Jantsch E (1967) *Technological Forecasting in Perspective*. Paris, Organization for Economic Cooperation and Development (OECD)
- Joscak TA, Teischinger A, et al. (2006) Production and material performance of long-strand wood composites – Review. *Wood Research* 51 (3): 37-49
- Keane M (1987) On retrieving analogues when solving problems. *Quarterly Journal of Experimental Psychology Section A* 39: 29-41
- Koltze K, Souchkov V (2001) *Systematische Innovation – TRIZ Anwendung in der Produkt- und Prozessentwicklung*. München, Hanser Verlag
- Majchrzak A, Cooper LP, et al. (2004) Knowledge reuse for innovation. *Management Science* 50: 174-188
- Nooteboom B, van Haverbeke W, et al. (2007) Optimal cognitive distance and absorptive capacity. *Research Policy* 36: 1016-1034
- Pfeiffer W (1971) *Allgemeine Theorie der technischen Entwicklung*. Göttingen, Vandenhoeck & Ruprecht
- Pöchracker-Florian H (2005) *Technologien zur industriellen Fertigung von Intarsien*. Diplomarbeit, Universität für Bodenkultur Wien
- Sandomeer MK, Steiger R (2009) Rohstoff Holz – Potenzial der maschinellen Festigkeitssortierung von Schnittholz. In: Schwaner K (Hrsg.) *Zukunft Holz: Statusbericht zum aktuellen Stand der Verwendung von Holz und Holzprodukten im Bauwesen und Evaluierung zukünftiger Entwicklungspotenziale*. Institut für Holzbau, Hochschule Biberach, S. 361-370
- Teischinger A (2000) Wood machining – challenges for theory and practice shown with selected examples. In: Stanzl-Tschegg SE, Reiterer A (ed) *Proc. of the International Symposium on Wood Machining*, BOKU Vienna, S. 123-136
- Teischinger A (2001) *Holztechnologien der Zukunft – Herausforderung für Forschung und Lehre* (1). *Holzforschung und Holzverwertung* (1): 12-14
- Teischinger A, Patzelt M (2006) *XXL-Wood – Materialkenngrößen als Grundlage für innovative Verarbeitungstechnologien und Produkte zur wirtschaftlich nachhaltigen Nutzung der Österrei-*

chischen Nadelstarkholzreserven (*Softwood material parameters for innovative technologies and products*). *Berichte aus Energie- und Umweltforschung* Nr. 27/2006, Wien, Bundesministerium für Verkehr, Innovation und Technologie (BMVIT)

Wuyts S, Colombo MG, et al. (2005) *Emperical test of optimal cognitive distance*. *Journal of Economic Behaviour and Organization* 58: 277-302

Autoren

Priv.-Doz. Dr. Ulrich Müller, Jahrgang 1967, studierte nach einer Tischlerlehre Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur Wien (BOKU) und war nach einer Tätigkeit in der Holzindustrie als Universitätsassistent am Department für Materialwissenschaften, Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe, an der BOKU und als Key Researcher im Kompetenzzentrum Wood K plus beschäftigt. Von 2006 bis 2013 war Müller als Key Researcher und Bereichsleiter der Area Massivholz und Holzverbundwerkstoffe bei Wood K plus beschäftigt. 2013 ist er an die BOKU als Assistent an das Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe, Konrad-Lorenz-Straße 24, A-3430 Tulln, Österreich, zurückgekehrt, ist aber durch zahlreiche Projektaktivitäten weiterhin mit Wood K plus eng verbunden. ulrich.mueller@boku.ac.at

Dr. Oliver Vay studierte Holzwirtschaft an der Universität Hamburg. Seit 2008 ist er Mitarbeiter der Kompetenzzentrum Holz GmbH. 2013 schloss Vay ein Doktoratsstudium an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien ab.

M.Sc. Alejandro Martinez-Conde Lopez studierte Science in Industrial Engineering an der Technical University of Castilla-La Mancha, Ciudad Real, Spanien. Von 2012 bis 2013 war er wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der Dascanova GmbH. Seit 2014 absolviert Martinez-Conde ein Doktoratsstudium an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien.

Dipl.-Ing. Thomas Krenke studierte bis 2011 Verfahrenstechnik mit Spezialisierung auf Holz- und Faserwerkstofftechnik an der Technischen Universität Dresden. Seit 2012 ist er als wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH tätig. Gleichzeitig ist er Dissertant am Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe am Department für Materialwissenschaften und Prozesstechnik an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien.

Dr. Dipl.-Ing. Stephan Frybort, Jahrgang 1978, studierte Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien. Seit 2013 ist er als Senior Researcher bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH tätig.

Assoc. Prof. Dipl.-Ing. Dr. Johannes Konnerth, Jahrgang 1976, studierte Holztechnik und Holzwirtschaft an der Fachhochschule Salzburg/Kuchl mit anschließendem Doktoratsstudium und Habilitation für „Materialwissenschaft Holz“ an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien. Er war mehrere Jahre in der Holzverarbeitenden Industrie tätig, bevor er die wissenschaftliche Laufbahn einschlug. Heute ist er assoziierter Professor in der Gruppe von Prof. Teischinger und Key Researcher in der Kompetenzzentrum Holz GmbH.

Prof. Dipl.-Ing. Dr. Alfred Teischinger, Jahrgang 1954, studierte Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien, war anschließend Professor für Holztechnologie und Leiter der Versuchsanstalt für Holzindustrie an der HTBL u. VA Mödling. Er ist heute Universitätsprofessor für Technologie des Holzes am Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe und Leiter des Departments für Materialwissenschaften und Prozesstechnik. Gleichzeitig ist er wissenschaftlicher Leiter der Kompetenzzentrum Holz GmbH (Wood K plus).

ABSTRACT

Cross industry innovation process for finding new mechanical disintegration technologies of wood

The primary material wood is used in huge quantities and is typically fragmented by tradition based technologies like sawing, peeling, hammer milling, refining and others in a first process step. A compulsory need of radical innovation was identified in order to amend current fragmentation technologies. Existing ones are not able to consider the mechanical potential of the material. A couple of these technologies exhibit insufficient yield of high quality material. We hypothesize that it is possible to fractionize wood in a different and also more efficient way than the existing ones most notably by using non-cutting based technologies retaining the natural optimized structure of wood. Wood composites produced out of these optimized particles are assumed to have improved mechanical properties. Based on an interdisciplinary and cross innovation process new technologies for mechanical disintegration of wood were investigated in different projects. The article presents some examples of new mechanical disintegration methods and shows the basic principle of a cross industry innovation process (CIIP).

Keywords: *Cross industry innovation process, innovative concepts for wood technology, mechanical disintegration of wood*

10 Persönliche Daten

10.1 Lebenslauf/CV

Persönliche Daten

Name	Thomas Krenke
Geburtstag	08.08.1986
Geburtsort	Osnabrück
Land	Deutschland
Staatsbürgerschaft	Deutsch
Familienstand	Ledig
Universität	Universität für Bodenkultur, Department für Materialwissenschaften und Prozesstechnik, Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe

Ausbildung/ Berufliche Tätigkeit

Seit 10/2014	Lektor an der Universität für Bodenkultur, Department für Materialwissenschaften und Prozesstechnik, Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe
Seit 09/2012	Wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Kompetenzzentrum Holz GmbH
Seit 09/2012	Doktoratsstudium der Ingenieurwissenschaften am Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe
02/2011 – 9/2012	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Holzforschung Dresden (IHD)
10/2006 – 02/2011	Studium der Verfahrenstechnik mit Spezialisierung auf Holz und Faserwerkstoffe am Institut für Holz- und Papiertechnik
Tulln, März 2017	Thomas Krenke

10.2 Publikationsliste

Peer reviewed papers

1. Krenke, T.; Frybort, S.; Müller, U. (2014) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil I. Holztechnologie 55 (4): 38-45.
2. Krenke, T.; Frybort, S.; Martinez-Conde Lopez, A.; Müller, U. (2015) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil II, Holztechnologie 55,6: 38-47
3. Müller, U.; Vay, O.; Martinez-Conde Lopez, A.; Frybort, S.; Krenke, T.; Konnerth J.; Teischinger, A. (2015) Innovation mechanische Trenntechnologien von Holz, Holztechnologie 56 (1): 29-34.
4. Krenke, T.; Frybort, S.; Martinez-Conde Lopez, A.; Müller, U. (2015) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil III, Holztechnologie 56,2: 43-50
5. Krenke, T.; Frybort, S.; Müller, U. (2016) Applying system function for determining cutting force parameters. Machining Science and Technology, accepted (20.6.2016)
6. Krenke, T.; Frybort, S.; Müller, U. (2017) cutting force analysis of a linear cutting process of spruce. Wood Material Science and Engineering: accepted with revisions
7. Martinez-Conde Lopez, A.; Krenke, T.; Frybort, S.; Müller, U. (2017) Review: Comparative analysis of CO2 laser and conventional sawing for cutting wood-based materials. Wood science and technology: accepted
8. Müller U.; Vay O.; Martinez-Conde Lopez, A.; Frybort, S.; Krenke, T.; Konnerth, J.; Teischinger, A.; (2015) Innovative mechanische Trenntechnologien von Holz, Holztechnologie 56,2: 29-34,
9. Frybort, S.; Krenke, T.; Pinkl, S.; Mösel, B.; Mauritz, R.; Teischinger, A.; Müller, U.; (2017) A high strength wood particle made by means of a novel chipless production process. In Arbeit

Proceedings & Präsentationen

1. Müller, U., Vay, O., Martinez-Conde, A., Frybort, S., Krenke, T., Konnerth, J., Teischinger, A. (2014): Innovative Trenn- und Aufteiltechnologien. 16. Holztechnologisches Kolloquium, Dresden, Deutschland, 03.-04.04.2014, in: Technische Universität Dresden, Institut für Holz- und Papiertechnik, Tagungsband des 16. holztechnologischen Kolloquiums, Dresden, TU Dresden, Schriftenreihe Holz- und Papiertechnik, Band 12, ISBN 978-3-86780-385-4, S. 113-120.
2. Frybort, S., Krenke, T., Müller, U. (2014): Deformation analysis of cutting processes. 57th SWST International Convention, 7th Wood Structure and Properties Conference

- des 16. holztechnologischen Kolloquiums, Dresden, TU Dresden, Schriftenreihe Holz- und Papiertechnik, Band 12, ISBN 978-3-86780-385-4, S. 113-120.
2. Frybort, S., Krenke, T., Müller, U. (2014): Deformation analysis of cutting processes. 57th SWST International Convention, 7th Wood Structure and Properties Conference and 6th European Hardwood Conference, Zvolen, June 23–27. In: H. Michael Barnes and Victoria L. Herian, Proceedings of the 57th International Convention of Society of Wood Science and Technology, Technical University in Zvolen.
 3. Krenke, T., Frybort, S., Vay, O., Müller, U. (2014): A new method of dynamic 3D-cutting force analysis of wood. 57th SWST International Convention, 7th Wood Structure and Properties Conference and 6th European Hardwood Conference, Zvolen, June 23–27. In: H. Michael Barnes and Victoria L. Herian, Proceedings of the 57th International Convention of Society of Wood Science and Technology. pp: 47-52, Technical University in Zvolen.
 4. Vay, O.; Konnerth, J.; Frybort, S. Krenke, T.; Teischinger, A.; Müller, U. (2014) Cross Industry Innovation Process to Identify „New“ Technologies for mechanical Wood Disintegrations. 57th SWST International Convention, 7th Wood Structure and Properties Conference and 6th European Hardwood Conference, Zvolen, June 23–27. In: H. Michael Barnes and Victoria L. Herian, Proceedings of the 57th International Convention of Society of Wood Science and Technology. pp:909-914, Technical University in Zvolen
 5. Krenke, T., Frybort, S., Müller, U. (2014): 3D-cutting force analysis of hardwoods compared to softwoods. IAWS Plenary Meeting 2014 – Sopron (Hungary) – Vienna (Austria) – Eco-Efficient Resource Wood with special focus on Hardwood, Sopron & Vienna, 15-18th September. In: Róbert Németh & Alfred Teischinger & Uwe Schmitt, Proceedings of the “IAWS Plenary Meeting 2014 - Sopron (Hungary) – Vienna (Austria)” – Eco-Efficient Resource Wood with special focus on Hardwoods. Sopron & Vienna, 2014, pp: 97-98
 6. Frybort, S., Krenke, T., Herwijnen, E., Müller, U., Mauritz, R. (2015): A Novel Wood Composite. [Innovations in Wood Materials and Processes, Brno, Czech Republic , 19th - 22nd May] In: Horacek, P; Rademacher, P; Wimmer, R; Kudela, J; Kolarova, V; Decky, D (Eds.), InWood2015: Innovations in Wood Materials and Processes - International Conference, p. 126-127; ISBN: 978-80-7509-2
 7. Krenke, T., Frybort, S., Martinez-Conde Lopez, A., Müller, U. (2015): Cutting force analysis of spruce and beech by means of a novel filtering method. [22nd International Wood Machining Seminar, Quebec City, Canada , June 14-17] In:

Universite Laval, Quebec City, Proceedings of 22nd International Wood Machining Seminar , p. 13-20 <http://www.iwms22.ca>; ISBN: 978-0-9947964-0-0

8. Müller, U., Vay, O., Martinez-Conde, A., Frybort, S., Krenke, T., Konnerth, J. Teischinger, A. (2015): Neue Wege im mechanischen Holzaufschluss - alternative Technologien, Energieeinsparung und Ressourceneffizienz. [Holz als neuer Werkstoff - Innovationen mit holzbasierten Materialien, Regensburg, 12.11.2015] In: Bayern Innovativ Bayerisches Staatsministerium für Wirtschaft und Medien, Energie und Technologie, Holz als neuer Werkstoff - Innovationen mit holzbasierten Materialien
9. Müller, U., Vay, O., Martinez-Conde, A., Frybort, S., Krenke, T., Konnerth, J., Teischinger, A. (2016): Converting wood into timber and particles – new approaches. Alternative cutting technologies, saving of energy and resource efficiency. WTCE 2016-Vienna (Austria), August 22-25th. Proceedings of the World Conference on Timber Engineering

Buchbeiträge

10. Krenke, T. Frybort, S. (2016): die Fehra – Schnittkraftuntersuchung bei Kiefernholz. LIGNOVISIONEN, Bd.31, 97 - 107; Universität für Bodenkultur Wien (BOKU Wien), Wien; ISSN 1681-280

Nebenschneide werden die im Schneidenpunkt betrachteten Parameter mit einem Apostroph (') versehen (Abbildung 2).

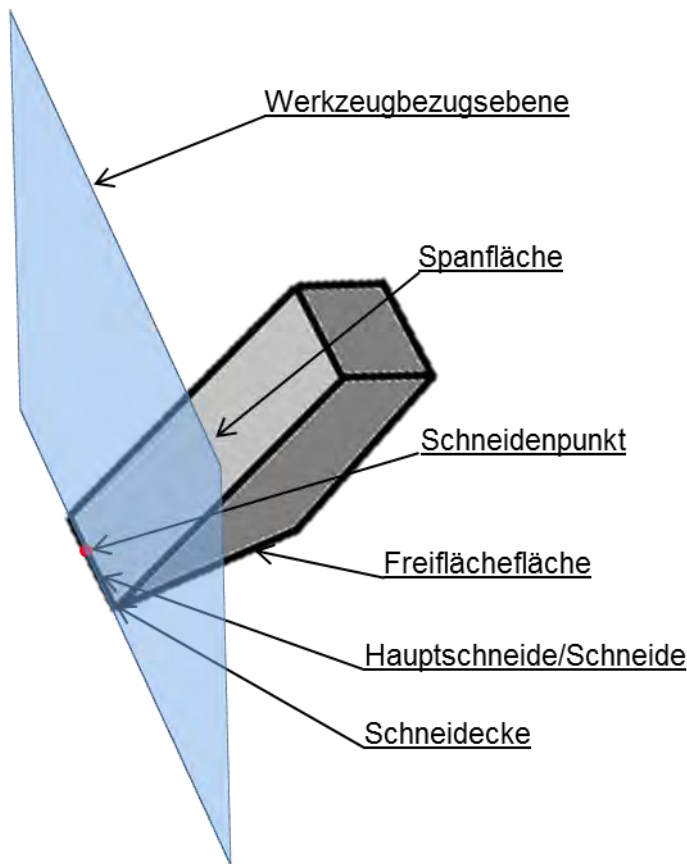


Abbildung 2: Werkzeug mit eingezeichneter Span- und Freifläche, sowie der Werkzeugbezugsebene, der Hauptschneide, dem Schneidenpunkt und der Schneidecke.

Freiwinkel α nach (DIN 6581, 1985)

Der Freiwinkel α bezeichnet den Winkel zwischen Schneidenebene und der Freifläche und wird in der Keilmessebene gemessen (Abbildung 3).

Keilwinkel β nach (DIN 6581, 1985)

Der Keilwinkel β bezeichnet den Winkel zwischen der Freifläche und der Spanfläche und wird in der Keilmessebene gemessen (Abbildung 3).

Spanwinkel γ nach (DIN 6581, 1985)

Der Spanwinkel γ bezeichnet den Winkel zwischen der Wirk- bzw. Werkzeugbezugsebene und der Spanfläche und wird in der Keilmessebene gemessen (Abbildung 3).

Schnittwinkel δ (in den Analytischen Modellansätzen θ) nach (DIN 6581, 1985)

Der Schnittwinkel oder auch Spannungswinkel (δ) ist die Summe aus Keilwinkel (β) und Freiwinkel (α). Dieser Winkel beschreibt die räumliche Lage der Spanfläche bezogen auf die

Werkstoffoberfläche und beschreibt somit unter welchem Winkel der Span erzeugt wird (Abbildung 3).

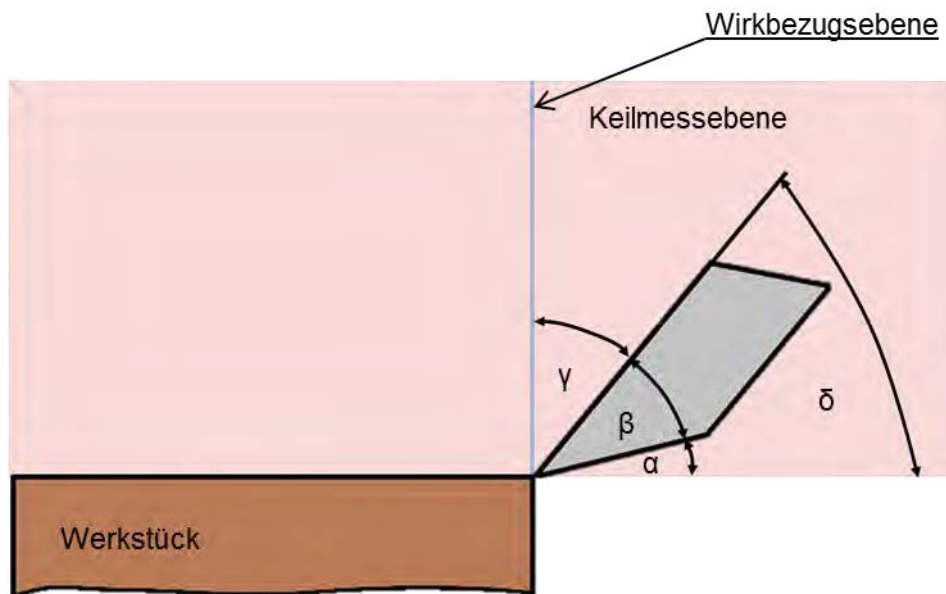


Abbildung 3: Werkstück mit Schneidkeil inklusive eingezeichneter Keilmessebene, Wirkbezugsebene, sowie dem Frei- (α), Keil- (β), Span- (γ) und Schnittwinkel (δ).

Einstellwinkel κ (nach DIN 6581, 1985)

Der Einstellwinkel κ ist der Winkel zwischen Schneiden- und Arbeitsebene und wird in der Wirk- oder Werkzeugbezugsebene gemessen (siehe Abbildung 4) (DIN 6581, 1985).

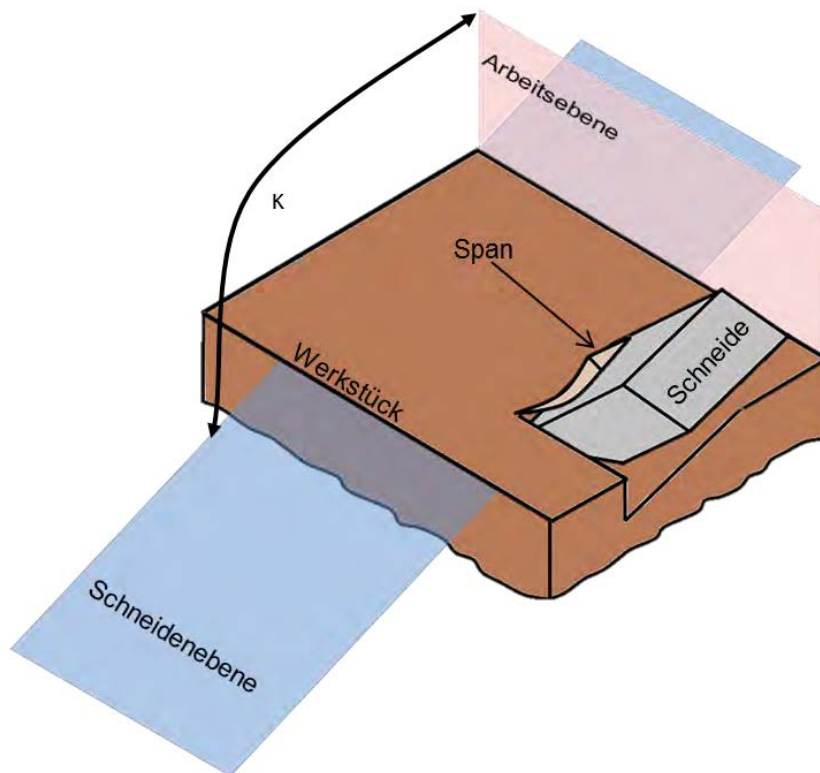


Abbildung 4: Graphische Darstellung des Einstellwinkels und des Schneidkeils (Winkel zwischen Arbeits- und Schneidebene) (Krenke et al., 2014).

Neigungswinkel λ (nach DIN 6581, 1985)

Als Neigungswinkel bzw. Achsenwinkel (Ettelt und Gittel, 2004) wird der Winkel in der Schneidebene zwischen der Schneide und der Wirk- oder Werkzeugbezugsebene bezeichnet (siehe Abbildung 5).

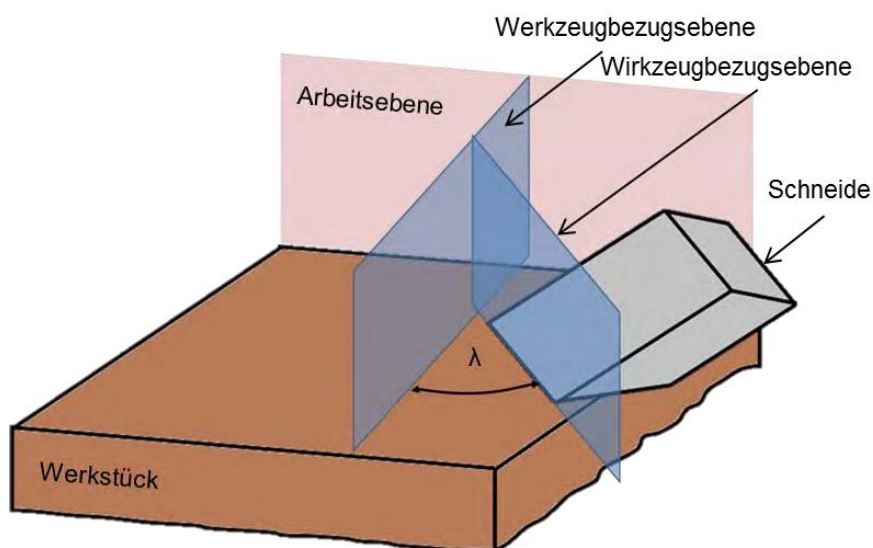


Abbildung 5: Graphische Darstellung des Neigungswinkels des Schneidkeils (Winkel zwischen Wirkbezugsebene und Werkzeugbezugsebene) (Krenke et al., 2014).

wird durch die Schnittrichtung und Schnittgeschwindigkeit v_c während des Wirkprozesses beschrieben (Abbildung 7).

Schnittrichtung nach DIN 6580 (1985)

Als Schnittrichtung wird die momentane Richtung der Schnittbewegung im ausgewählten Schneidenpunkt bezeichnet (Abbildung 7).

Schnittgeschwindigkeit v_c nach DIN 6580 (1985)

Als Schnittgeschwindigkeit v_c wird die momentane Geschwindigkeit der Schnittbewegung im ausgewählten Schneidenpunkt definiert.

Vorschubbewegung nach DIN 6580 (1985)

Als Vorschubbewegung wird die Relativbewegung zwischen der Werkzeugschneide und dem Werkstück bezeichnet, die zusammen mit der Schnittbewegung eine stetige bzw. mehrmalige Spanabnahme ermöglicht. Die Vorschubbewegung kann stetig oder schrittweise erfolgen und wird durch die Vorschubrichtung und Vorschubgeschwindigkeit v_f während des Wirkprozesses beschrieben. Die Vorschubrichtung und Vorschubgeschwindigkeit v_f sind analog zu der Schnittrichtung und der Schnittbewegung definiert (Abbildung 7).

Wirkbewegung nach DIN 6580 (1985)

Die aus der Schnitt- und Vorschubbewegung resultierende Bewegung wird als Wirkbewegung bezeichnet und ermöglicht erst den Zerspanungsprozess (Abbildung 7). Sie kann analog zu den andern beiden Bewegungen mittels der entsprechenden Richtung und der entsprechenden Geschwindigkeit beschrieben werden.

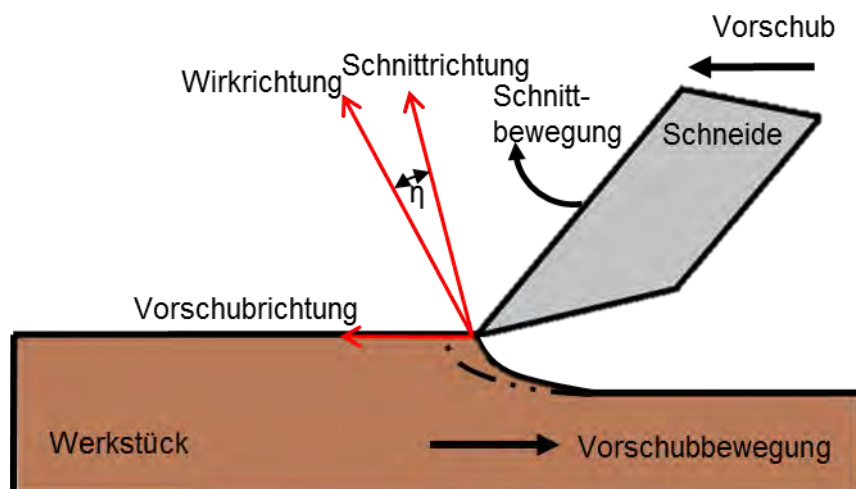


Abbildung 7: Werkstück mit Schneide, der eingezeichneten Schnitt- und Vorschubbewegung, sowie der entsprechenden Schnitt-, Vorschub- und Wirkrichtung inklusive dem Wirkrichtungswinkel (η).

Spanungsbreite b nach DIN 6580 (1985)

Die Spannungsbreite b ist die Breite des Spanungsquerschnittes und entspricht bei vereinfachten Betrachtungen der Breite der sich im Eingriff befindende Hauptschneide (Abbildung 8).

$$b = a_p \times \sin \kappa \quad (4)$$

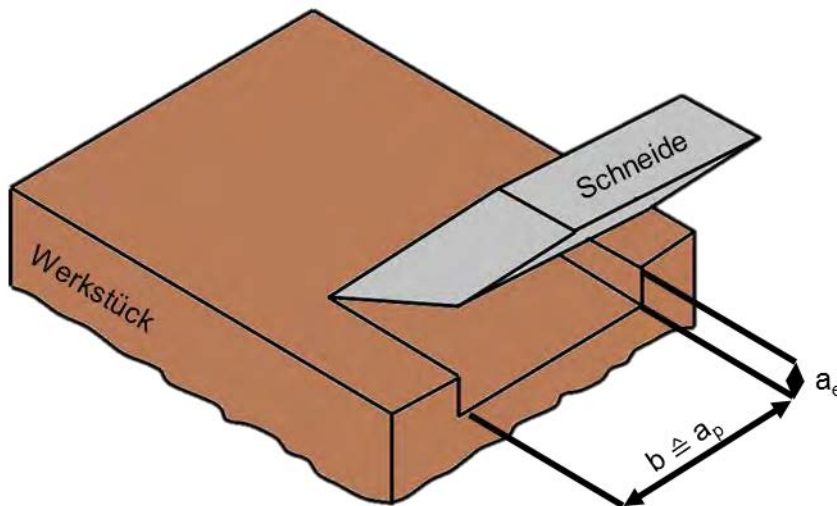


Abbildung 8: Werkstück mit Schneide und eingezeichneter Spannungsbreite (b), sowie der Schnittbreite (a_p) und dem Arbeitseingriff (a_e).

Überstand $\ddot{u}$ nach DIN 6580 (1985)

Als Überstand $\ddot{u}$ bezeichnet man die Distanz zwischen dem höchsten Punkt des Kreissägeblattes und der Oberseite des Werkstückes, wenn das Werkzeug in der Arbeitsebene über das Werkstück hinaussteht.

Eingriffswinkel φ_e nach DIN 6580 (1985)

Der Eingriffswinkel φ_e beschreibt den Winkel des Kreissegmentes in dem die Schneide im Werkstück im Eingriff ist. Wenn das Werkzeug keinen Überstand im Zerspanungsprozess aufweist, wird der Eingriffswinkel entsprechen der Formel 5 berechnet. Sollte das Werkzeug einen Überstand im Zerspanungsprozess haben, wird der Eingriffswinkel mit der Formel 6 berechnet (Abbildung 9).

$$\varphi_e = \arccos\left(\frac{\frac{d}{2} - a_e}{\frac{d}{2}}\right) = \arccos\left(\frac{d - 2a_e}{d}\right) \quad (5)$$

$$\varphi_e = \arccos\left(1 - \frac{2 \times (\ddot{u} + a_e)}{d}\right) - \arccos\left(1 - \frac{2 \times \ddot{u}}{d}\right) \quad (6)$$

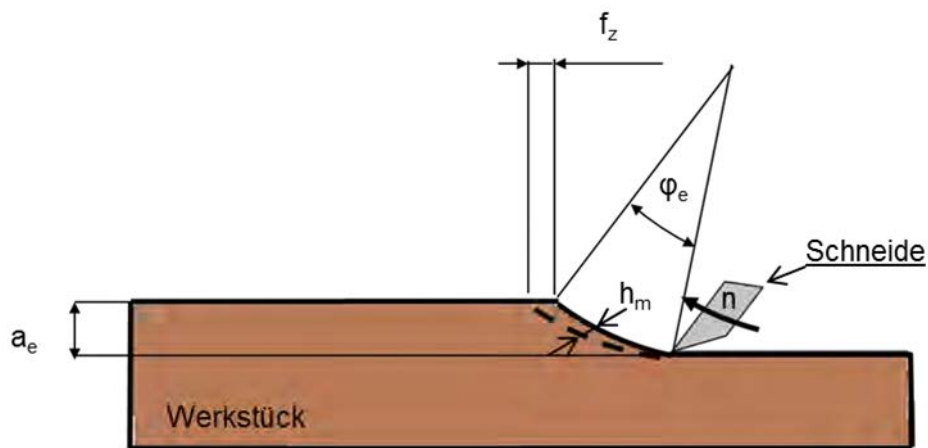


Abbildung 9: Werkstück, Werkzeug, sowie der Eingriffswinkel φ_e , der Zahnvorschub f_z , der Arbeitseingriff a_e und die mittlere Spanungsdicke h_m (nach Ettelt und Gittelt, 2004).

1.2.5 Zerspankraft nach DIN 6584 (1982)

Die Zerspankraft F ist die resultierende Gesamtkraft aller an der Schneide auftretenden Kräfte während des Zerspanungsprozesses. Bezogen auf die Arbeitsebene kann die Zerspankraft in die Aktivkraft F_a und die Passivkraft F_p , die gleichzeitig die beiden wichtigsten Kraftkomponenten darstellen, zerlegt werden. Die Zerlegung der Zerspankraft in Aktivkraft und Passivkraft ist in Abbildung 10 dargestellt.

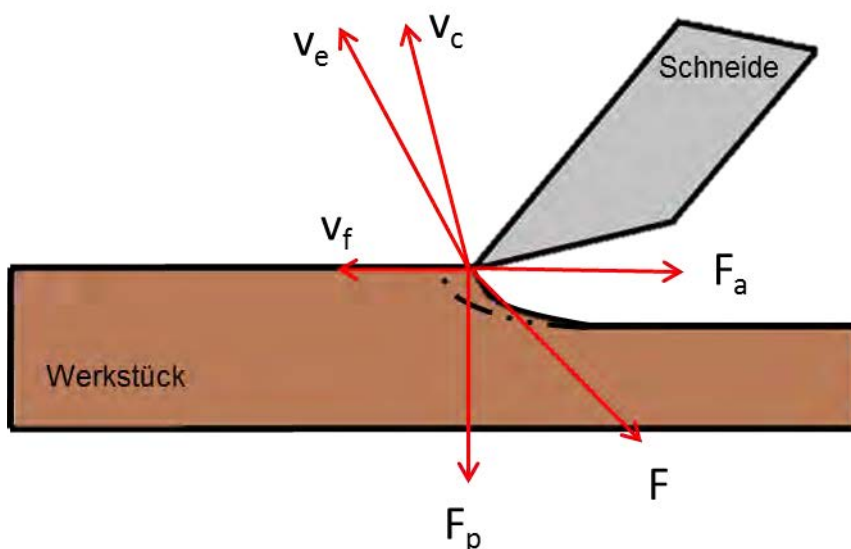


Abbildung 10: Vektorielle Darstellung der Zerspan- (F), Aktiv- (F_a), und Passivkraft (F_p), sowie der Wirk- (v_e), Vorschub- (v_f) und Schnittgeschwindigkeit (v_c); (nach DIN 6584).

Aktivkraft F_a nach DIN 6584 (1982)

Die Aktivkraft F_a liegt in der Arbeitsebene und bestimmt unter anderem den Leistungsaufwand für das Zerspanen. Die Aktivkraft F_a ist in der oben stehenden **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.** dargestellt und kann sowohl bezogen auf die Schnittrichtung, Wirkrichtung, und Vorschubrichtung zerlegt werden. Die bei der vektoriellen Zerlegung der Aktivkraft in Wirkrichtung entstehenden Komponenten werden als Wirkkraft F_e und Wirk-Normalkraft F_{eN} bezeichnet. Die Wirkkraft F_e zeigt in Wirkrichtung und die Wirk-Normalkraft F_{eN} steht senkrecht zur dieser in der Arbeitsebene. In diesen Ausführungen werden die beschriebenen Komponenten nicht weiter betrachtet. Wird die Aktivkraft hingegen in Schnittrichtung betrachtet und zerlegt, so erhält man die Schnittkraft F_c und senkrecht zur Schnittrichtung in der Arbeitsebene die Schnitt-Normalkraft F_{cN} (Abbildung 11).

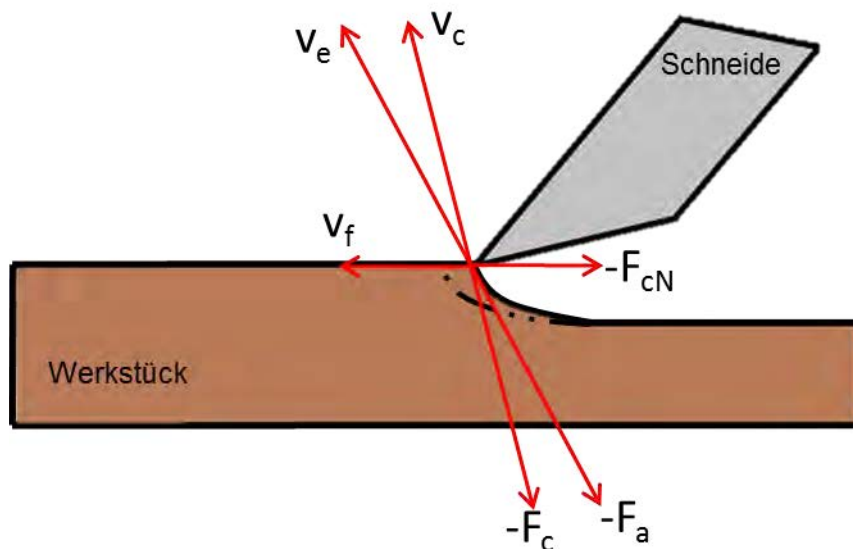


Abbildung 11: Zerlegung der Aktivkraft (F_a) in Schnittrichtung und Darstellung der vektoriellen Aktiv- (F_a), Schnitt- (F_c) und Schnittnormalkraft (F_{cN}), sowie der vektoriellen Wirk- (v_e), Vorschub- (v_f), und Schnittgeschwindigkeit (v_c); (nach DIN 6584).

Die Vorschubkraft F_f und die Vorschub-Normalkraft F_{fN} erhält man bei der vektoriellen Aufspaltung der Aktivkraft in Vorschubrichtung (Abbildung 12). Diese Komponenten können bei der direkten Kraftmessung am einfachsten gemessen werden und für die weiteren Betrachtungen in die Schnittkraft transformiert werden.

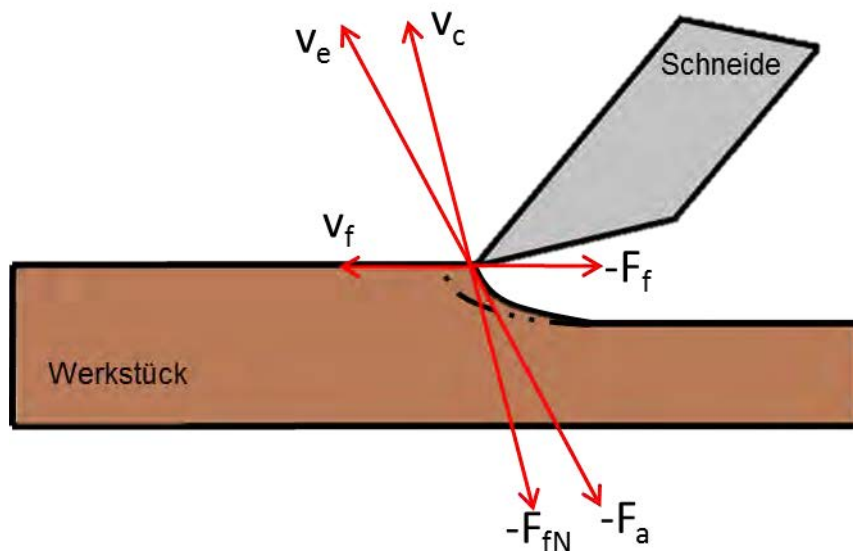


Abbildung 12: Zerlegung der Aktivkraft in Vorschubrichtung, mit vektorieller Darstellung der Aktiv- (F_a), Vorschub- (F_f) und Vorschubnormalkraft (F_{fN}), sowie der vektoriellen Wirk- (v_e), Vorschub- (v_f), und Schnittgeschwindigkeit (v_c); (DIN 6584).

Passivkraft F_p nach DIN 6584 (1982)

Die Passivkraft F_p steht senkrecht zu der Aktivkraft und somit zur Arbeitsebene und hat keinen Einfluss auf die Leistungsberechnung. Diese ist nur relevant für Werkzeuge mit einem $\lambda > 0^\circ$ und ist in der **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.** dargestellt.

1.3 Stand der Technik (Schnittkraftberechnung)

Für das Zerspanen mit geometrisch bestimmter Schneide wird seit Mitte des 20. Jahrhunderts eine mathematisch, physikalisch determinierte Beschreibung des Wirkprozesses angestrebt. Diese Beschreibung wurde in der Vergangenheit sowohl mittels analytischer als auch empirischer Ansätze angestrebt. Die numerischen und statistischen Modellansätze wurden erst mit der Revolutionierung der Computertechnik für die Beschreibung der Zerspanungsprozesse interessant und verwendet (Mattes, 2008).

1.3.1 Empirische Ansätze

Die in Europa wichtigsten empirischen Modellansätze der Holzbranche wurden von Kronenberg (1927) bzw. Sachsenberg (1936) aus der Metallbranche (Taylor, 1907) für die Verwendung in der Holzbranche überführt. Dieses Modell bestimmte die Schnittkraft in Abhängigkeit des Zerspanungsvolumens. Dieses Modell ist das Produkt aus Spanungsbreite b , Spandicke h/h_m und dem Schneidenvorschub f_z , nach Taylor (1907), Viktor (1917) und Kienzel (1952) und der von Kronenberg (1927) festgestellten spezifischen Schnittkraft.

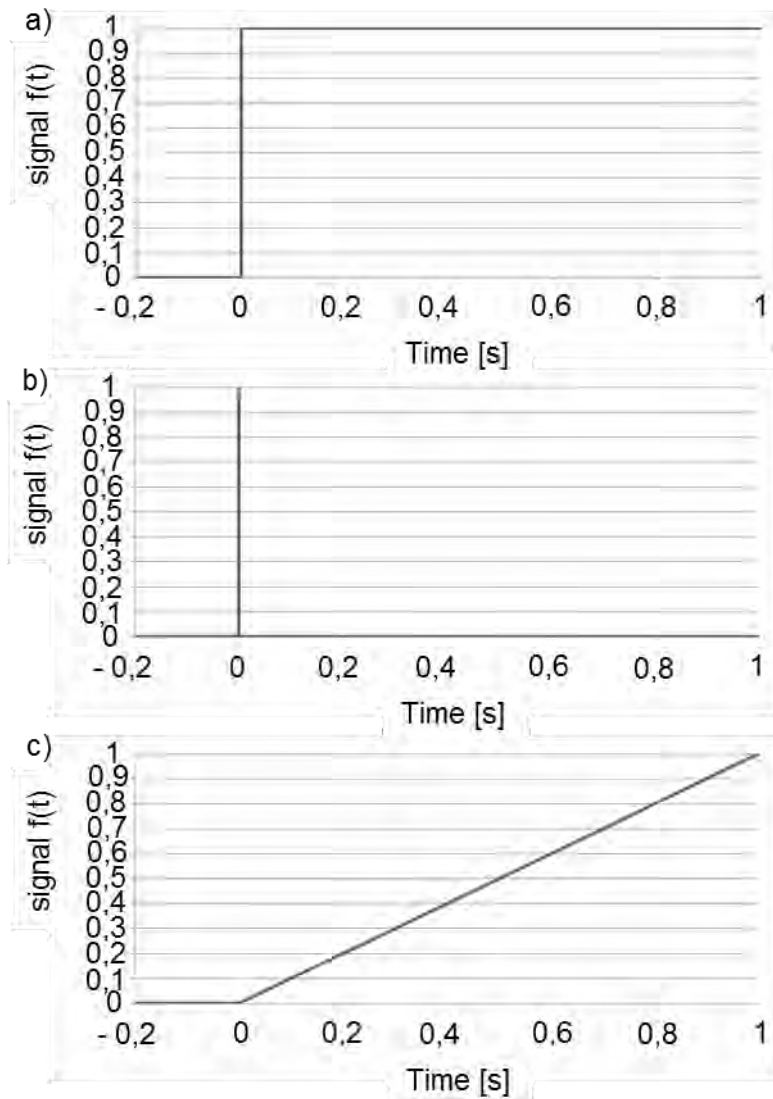


Abbildung 17: schematische Darstellung der idealen Signalverläufe. a) Sprungsignal; b) Pulssignal und c) Rampensignal.

Stepsignal

Für die Einleitung des Stepsignals in die z- Achsen-Richtung (F_{CN} Schnitt-Normalkraft) wurde der Werkzeughalter mit einem Gewicht von 1016 g schnell und stoßfrei belastet. Es ist jedoch wichtig, hierbei ein unkontrolliertes Pendeln des Gewichtes zu vermeiden, da es sonst zu einer unkontrollierbaren Anregung durch ungewollte Be- und Entladung des Versuchsaufbaus mit dem Prüfgewicht kommen kann. Neben der mathematischen Beschreibung des Versuchsaufbaus können zusätzlich Parameter wie Totzeit, Verzögerungszeit und Dämpfung grafisch aus dem aufgezeichneten Ausgangssignal des Stepsignals bestimmt werden.

prozesse mit Hilfe der Funktionsanalyse nach Triz beschrieben und hinsichtlich ihres Potentials und ihrer Limitierungen analysiert. In der Funktionsanalyse wird der ausgewählte Zerspanungsprozess als ein System mit sogenannten Systemoberkomponenten beschrieben. Diese Systemoberkomponenten bestehen wiederum aus Subsystemen, als auch aus Funktionsträgern, sowie Systemkomponenten, oder Komponenten Hentschel *et al.* (2008). Im Anschluss werden diese Funktionen hinsichtlich ihrer Eigenschaften sowie ihrer Erfüllung bewertet. Auf diese Weise können besonders schädliche Komponenten, sowie Komponenten, die eine Anhäufung an schlecht erfüllten Funktionen haben, identifiziert werden Hentschel *et al.* (2008). Durch die Anwendung verschiedener Lösungsansätze könnten so die entsprechenden Komponenten mit den schlecht erfüllten Funktionen verbessert werden. Zusätzlich ermöglicht diese Funktionsanalyse aber auch die Abstrahierung des Prozesses bzw. des Problems aus der Fachsprache der Branche in eine allgemeingültige Beschreibung, mit der Branchenübergreifend nach Lösungen für die Erfüllung der einzelnen Funktionen gesucht werden kann Koltze und Souchkov (2001). Dies wird im Cross Industry Innovation Prozess als Abstraktionsphase bezeichnet. In der zweiten Phase der Analogiefindungsphase werden analoge Technologien, Konzepte, sowie Lösungsansätze aus fremden Branchen bzw. fremden Wissens- und Industriezweigen identifiziert und auf die eigene Problemstellung übertragen. Die möglichen Ergebnisse werden in einem nachfolgenden Bewertungsprozess, hinsichtlich ihrer Umsetzbarkeit und der physikalischen Machbarkeit bewertet. Die positiv bewerteten Methoden, Technologien und Lösungsansätze werden dann in der sogenannten Adaptionsphase (Phase 3 des Cross Industry Innovation Prozesses) mittels weiterer Versuchen, Recherchen und Konstruktionen für die eigene Problemlösung adaptiert. Gassmann und Zeschky (2008) fassen diese prinzipielle Vorgehensweise in Abbildung 19 zusammen.

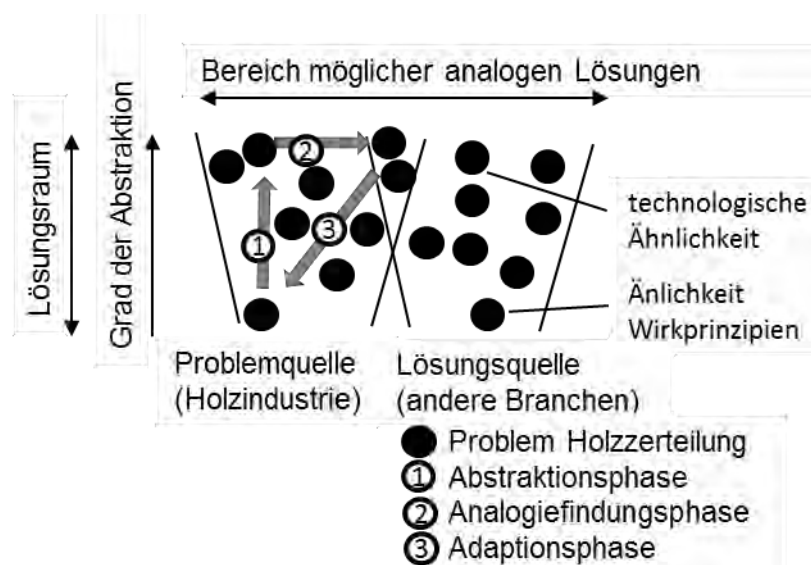


Abbildung 19: Cross Industry Innovation Process nach Gassmann und Zeschky (2008) mit den drei Hauptphasen (Abstraktion, Analogiefindung und Adaption).

Übertragungskonstante K beschrieben und wird als Verstärkungsfaktor bei ($K > 1$), bzw. als Dämpfungsfaktor bei ($K < 1$) bezeichnet (Meyer, 2011).

$$T^2 \ddot{y}(t) + 2dT\dot{y}(t) + y(t) = Ku(t) \quad (19)$$

In der Automatisierungstechnik wird für die Lösung der Differentialgleichung (Gleichung 19), das Messsystem auf eine bestehende Totzeit (T_t) analysiert und anschließend die Laplace-Transformation angewendet (Czichos, 1989). Zur Überprüfung einer relevanten Totzeit im Übertragungsverhalten des Systems, wurde das aufgezeichnete Ausgangssignal des sogenannten Kugelfalltests hinsichtlich einer Verzögerung analysiert. Hierbei muss überprüft werden, ob es eine zeitgleiche Änderung des Ausgangssignales bei Änderung des Eingangssignals gibt (Meyer, 2011). Eine zeitverzögerte Reaktion des Systems ist daran zu erkennen, dass das Ausgangssignal nach Anregung des Systems noch eine Zeit im Ruhezustand verharrt bevor es auf die Änderung des Eingangssignals reagiert. Die Zeit von der Anregung des Systems bis zum Verlassen des Ruhezustandes wird als Totzeit bezeichnet. Die Gefahr bei einem System mit einer Totzeit wäre, dass dieses System bei einer zu schnellen Änderung des Eingangssignales nicht reagieren würde, da diese Änderung im Ausgangssignal nicht angezeigt werden würde. Die Analyse des während des Kugelfalltest aufgezeichneten Ausgangssignals wies eine sofortige Reaktion des Versuchsaufbaues auf, wodurch die Totzeit kleiner als ein Zeitintervall der Abtastfrequenz ist und somit als nicht messbar bzw. nach Girod (2007) als nicht vorhanden angenommen wird. Zur Verdeutlichung ist in Abbildung 21 das während des Kugelfalltest aufgezeichnete Ausgangssignal, die Zeitspanne vom fallen lassen der Kugel bis zum Aufschlagen auf den Versuchstand, als auch der Brems- und der Beschleunigungsimpuls der Kugel, dargestellt.

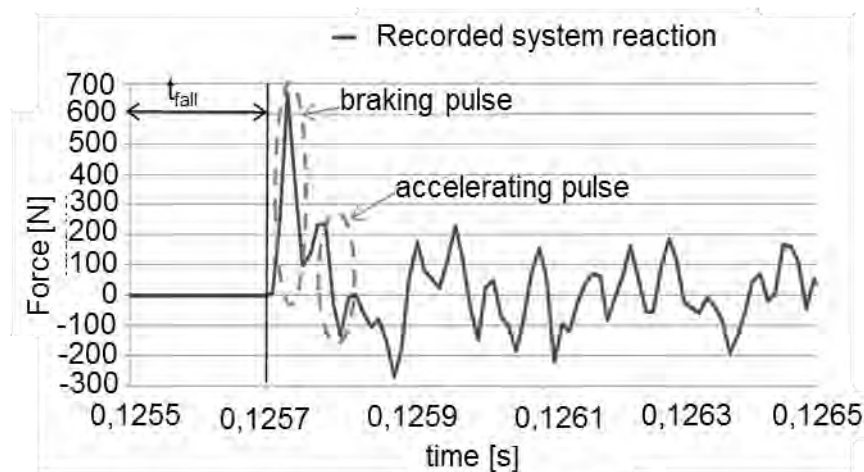


Abbildung 21: Aufgezeichnetes Ausgangssignal des Kugelfalltest mit eingezeichneter Fallzeit der Kugel und des entsprechenden Brems- und Beschleunigungs-impulses.

Es ist zu erkennen, dass der Testaufbau sofort auf die Anregung reagiert, wodurch keine Totzeit berücksichtigt werden muss und die Übertragungsfunktion (Gleichung 19) mittels der Laplace-Transformation in die Gleichung (20) überführt werden kann.

$$G(s) = \frac{K}{1+2dT_s+T^2s^2} \quad (20)$$

Der Übertragungsfaktor K kann aus der Systemantwort graphisch bestimmt werden, wenn der Versuchsaufbau durch die Einleitung eines Sprungsignals angeregt wird und ist das Verhältnis zwischen dem Pegel des Ausgangssignals und des Eingangssignals (Meyer, 2011). Um den Übertragungsfaktor des Versuchstandes zu bestimmen wurde dieser mit dem Sprungsignal belastet und das aufgezeichnete Ausgangssignal mittels „gleitender Mittelwert“ geglättet, um so das sogenannte Rauschen zu eliminieren. In der Abbildung 22 sind das Eingangssignal, sowie das aufgezeichnete Ausgangssignal, als auch das geglättete Ausgangssignal für die z-Achse dargestellt.

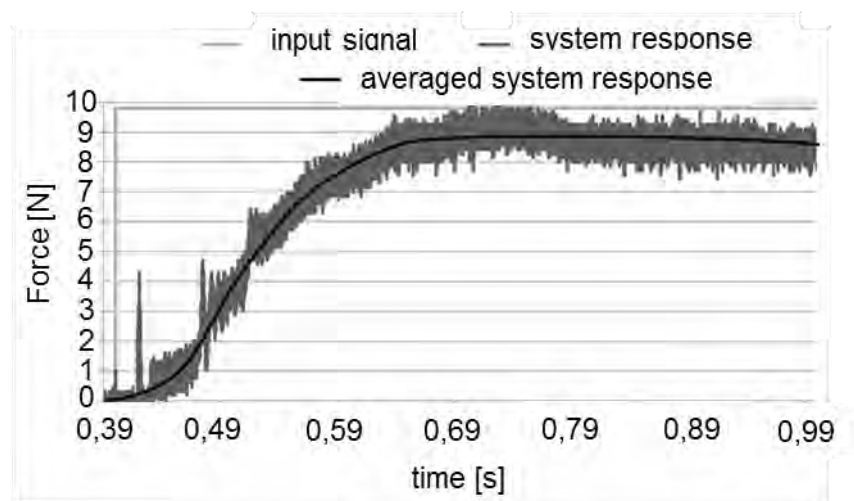


Abbildung 22: Eingeleitetes Sprungsignal, sowie das aufgezeichnete Ausgangssignal und das geglättete Ausgangssignals.

Wie in der Abbildung 22 zu erkennen ist, wurde der Versuchsaufbau mit 9,81 N belastet, zeigt jedoch nur eine Belastung von 8,5 N an. Daraus ergibt sich somit ein Übertragungsfaktor (bzw. Dämpfungsfaktor) von $K = 0,866$. Diese entsprechende Verringerung ist auf die verschiedenen verbauten Materialien und den Verbindungen zwischen den einzelnen Messkomponenten des Versuchsaufbaues zurück zu führen. Für den untersuchten Versuchsaufbau wurde für die beiden anderen Achsen (x und y) ein Übertragungsfaktor von $K = 1$ bestimmt.

Die Zeitkonstante T (Abklingzeit) kann durch Anlegen einer Tangente im ersten Anstieg des aufgezeichneten Ausgangssignals der Sprungantwort bestimmt werden (Czichos, 1989). Im Gegensatz zu der Totzeit, beschreibt die Abklingzeit die Trägheit des Messaufbaus. Das bedeutet, dass die Signalübertragung langsamer als tatsächlich ist. Die Verzögerungszeit

festgestellten Dämpfung wurden die eigenen Messwerte zur Auswertung mittels der Systemfunktion um 20% ihres Niveaus angehoben. Zusätzlich wurde der erste Teil der Messkurve aufgrund der festgestellten Überschwingung des Messaufbaues bei der Auswertung nicht berücksichtigt. Diese Entscheidung, den Anschnittprozess in der Auswertung nicht zur Berücksichtigen, ist auch durch bisherige Berechnungsmodelle anderer Studien (Sitkei, 1983; Atkins, 2003, etc.), in denen der Anschnittprozess ebenfalls nicht berücksichtigt wird, begründet. Für die Untersuchung der Schnittkraft in Abhängigkeit der Schnittrichtung (B zu A) wurde ein Mittelwert für den verbleibenden Schnittkraftverlauf gebildet und mit den Arbeiten von Cristóvão et al. (2012), Goli et al. (2005), Gottlöber (2014), oder Kivimaa (1950, 1952, 1953) verglichen. Dies Vorgehen ermöglicht die Qualität der eignen Messwerte einzuschätzen. Zusätzlich wird so die Grundlage für die mathematische Beschreibung des Zusammenhanges zwischen Schnittkraftverlauf und Schnittrichtung ermöglicht, da sich zwar Cristóvão et al. (2012), Goli (2004), Gottlöber (2014), oder Kivimaa (1950, 1952, 1953) mit der Untersuchung des Einfluss beschäftigt jedoch keinen mathematischen Zusammenhang verfasst haben, Eigene Messergebnisse weisen den gleichen tendenziellen Anstieg der Schnittkraft in Abhängigkeit der Schnittrichtung von B zu A (Kivimaa 1950), wie in der Literatur bei Kivimaa (1950, 1952), Goli (2004), Cristóvão et al. (2012) und Gottlöber (2014) beschrieben, auf. Im Gegensatz zur Literatur jedoch zeigen die eigenen Messwerte nur einen vernachlässigbar geringen Anstieg zwischen ABA 67.5° und ABA 45° (Abbildung 23).

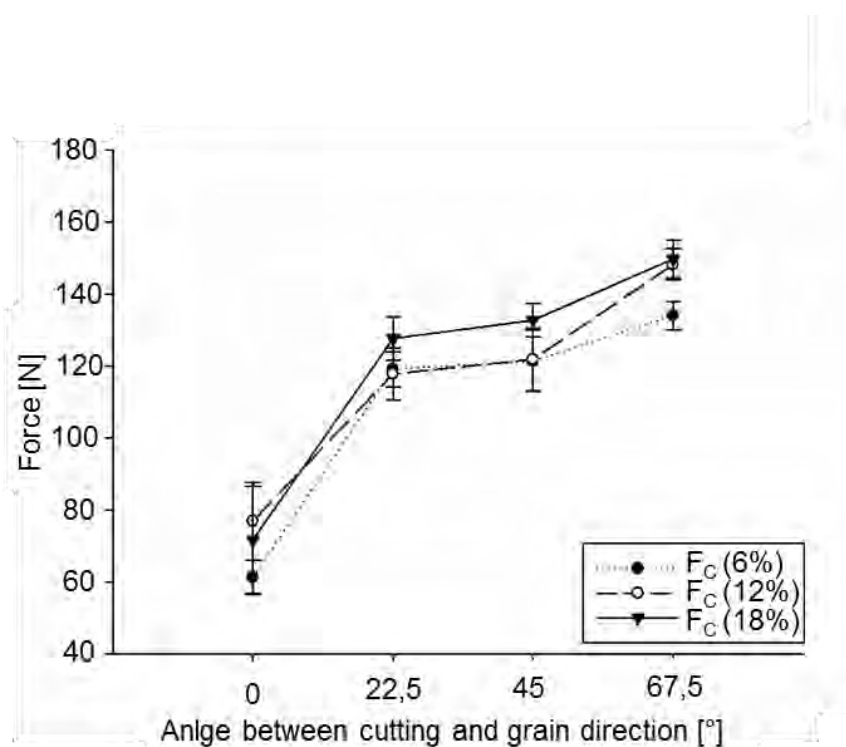


Abbildung 23: Die gemessene Schnittkraft in Abhängigkeit des Winkels zwischen der Schnittrichtung und der Faserorientierung für die untersuchten Holzfeuchten 6 %, 12 % und 18 %

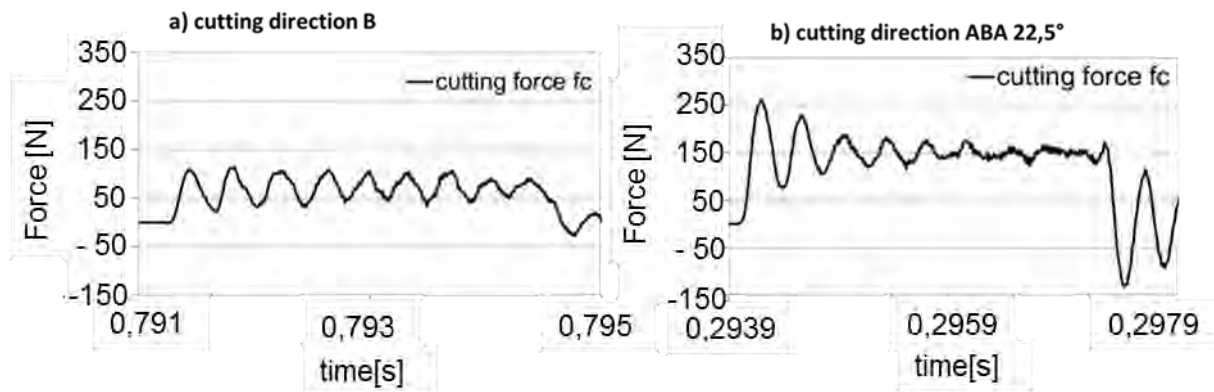


Abbildung 24: Schnittkraftverläufe für verschiedene Schnittrichtungen, a) Schnittrichtung B und b) Schnittrichtung ABA 22,5°. Die Beschriftung der Schnittrichtung ist nach Kivimaa (1950).

Der Schnittkraftverlauf in Schnittrichtung ABA 22,5° zeigte ein mittleres Schneidkraftniveau von etwa 150 N, sowie eine deutlich geringere Schwingung von etwa 5 N. Im Vergleich zur Schneidrichtung B war die mittlere Schnittkraft etwa 70 N höher. Zusätzlich war die Höhe der Oszillation der Schnittkraftkurve in Schnittrichtung ABA 22,5° signifikant niedriger und die Frequenz der Kurve signifikant höher als die Kurve der Schneidkraft in B-Richtung.

Die abnehmende Vorspaltung (von B nach ABA 22,5) und das gleichzeitige Abscheren vieler kleiner Spanteilchen führt zu einem viel kleineren Oszillieren und einem mehr oder weniger periodischen Vibrieren. Es laufen somit die vier Stufen des Modells von Fisher (1978) während des Trennprozesses kontinuierlich nebeneinander wiederholt ab. Hierbei muss berücksichtigt werden, dass die Stufen gleichzeitig entlang der Schneidkante auftreten. Für eine weitere Veranschaulichung des Prozesses kann angenommen werden, dass sich ein Teil des Werkzeugs beim Aufschlagen auf die Oberfläche des Werkstückes befindet, während ein anderer Teil des Werkzeugs bereits im Spanabhebungsprozess befindet. Dies macht deutlich, dass ein Vorspalten bei einem der kleinen Spanteilchen weniger signifikant bei der Schnittkraft Berechnung ist, als bei der Vorspaltung über die komplette Schnittbreite (Schnittrichtung B) ist. Diese unterschiedlichen, gleichzeitig auftretenden Vorgänge führten zu einer geringeren Amplitude der in Abbildung 24b gezeigten Schwingungen. Jedoch war eine Validierung dieser Annahmen bisher nicht möglich.

4.4 Identifizierung alternativer Trenntechnologien

Ausgehend vom Defizit, dass die mechanisch hochwertigeren Bereiche des Holzes aufgrund ihrer Dauerhaftigkeit und der geometrischen Vorgabe entfernt und zerstört werden, beschäftigen sich die Kompetenzzentrum Holz GmbH in zwei verschiedenen Projekten mit der Entwicklung alternative Aufschlussverfahren. Zielsetzung beim Projekt mit dem Kooperationspartner DOKA ist es, langgestreckte Partikel (Makrofasern) aus der

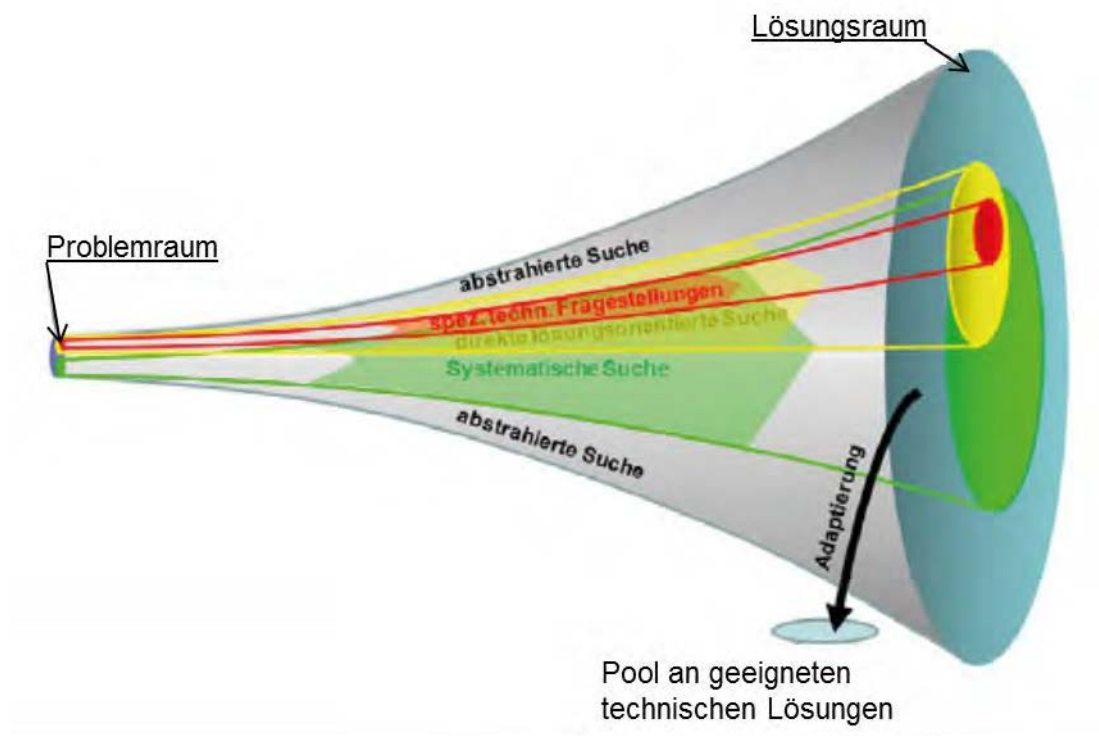


Abbildung 25: Unterschiedliche Öffnungen des Lösungsraumes in Cross-Industry-Prozessen. Der Abstrahierungsgrad der Suchanfragen konnte mittels Funktionsanalyse erhöht werden (Müller et al., 2015).

Basierend auf der Funktionsanalyse und dem Cross-Industry-Prozess konnten neue mögliche Trennverfahren in den verschiedenen Forschungsprojekten identifiziert werden. Somit ist die Funktionsanalyse und der Cross-Industry-Prozess eine Möglichkeit den Entwicklungsprozess aufgrund der Identifizierung von verfügbaren technischen Lösungsprinzipien in anderen Branchen zu verkürzen. Hierbei zeigte sich, dass der Lösungsraum und somit die besten Ergebnisse mit einer vollständigen Abstrahierung der technischen Problems mittels Funktionsanalyse erzielt wurden. (Müller *et al.*, 2015). Zusätzlich bietet die Funktionsanalyse auch noch die Möglichkeit, Optimierungsbedarf an einzelnen Komponenten der bestehenden Verfahren zu identifizieren.

Review:

Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz

Teil 1

Thomas Krenke, Stephan Frybort, Ulrich Müller

Seit Mitte des 20. Jahrhunderts wird eine mathematisch, physikalisch determinierte Beschreibung des Wirkprozesses für die spanende Holzbearbeitung angestrebt. Dies wurde sowohl anhand empirischer als auch analytischer Ansätze verfolgt. Trotz umfangreicher Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der Schnittkraftuntersuchung konnte bis heute keine in der Praxis anwendbare und vollständige Beschreibung des Wirkprozesses entwickelt werden. Aus diesem Grund wird versucht, die unterschiedlichen Ansätze zusammen zu führen, um daraus, ähnlich wie in der Metallindustrie, ein möglichst genaues und dennoch anwendungsfreundliches Schnittkraftmodell entwickeln zu können. Grundvoraussetzung dafür ist jedoch eine Vereinheitlichung der verwendeten Begriffe und Definitionen. In diesem Teil der Arbeit werden deshalb die geometrischen Grundlagen im Schnittprozess dargestellt. Zum besseren Verständnis der bisher entwickelten Modelle werden im ersten Teil des Reviews vor allem die empirischen Modelle vorgestellt. Zusätzlich dazu werden die Vor- und Nachteile der analytischen Modelle diskutiert.

Schlüsselwörter: Schnittkraftmodell, empirisch, analytisch, Holz

Einleitung

Das Trennen gehört in der Be- und Verarbeitung von Holz und Holzwerkstoffen zu den wichtigsten Prozessschritten (Maier; 2001; Heisel und Tröger; 2001). Von der Auswahl der Trenntechnologie und den jeweiligen Maschinen hängen der Durchsatz, die Ausbeute und die Qualität (Oberflächentopografie, Weiterverarbeitbarkeit) der zu erzeugenden Halbzeuge und Produkte ab.

Um allerdings die bestehenden Trennverfahren zu optimieren oder aber neue Trenntechnologien zu entwickeln bzw. in der Branche implementieren zu können, ist es von großer Bedeutung, den Wirkprozess und die Wechselwirkungen zwischen dem Werkzeug und dem Werkstück auf makroskopischer und mikroskopischer Ebene mathematisch beschreiben zu können. Fast alle wichtigen Trennverfahren in der Holzbranche werden nach DIN 8580 (1963) ff. in das Zerspanen mit geometrisch bestimmter Schneide eingeordnet. Für diese Fertigungsverfahren existieren bereits unterschiedliche Modelle zur Beschreibung des physikalischen Wirkprozesses. Diese Grundmodelle sind auf empirischer, semi-empirischer,

analytischer und numerischer Basis erstellt worden. In der Holzbranche sind die ersten und bis heute wichtigsten Ansätze auf das empirische Modell von Kronenberg (1927) bzw. Sachsenberg (1936) zurückzuführen, deren Grundlagen aus der Metallbranche stammen (Taylor; 1907).

Weitere Untersuchungen zur Identifizierung und Beschreibung der Einflussfaktoren des Werkstücks Holz und der Zerspanungs- und Prozessparameter auf die Ausprägung der Schnittkraft auf makroskopischer Ebene wurden von Kivimaa (1950, 1952a und b) und Pahlitzsch (1966) sowie Pahlitzsch und Jostmeier (1964a und b, 1965) durchgeführt. Die identifizierten Einflussfaktoren wurden allerdings nicht in die empirischen Modelansätze integriert. Aus diesem Grund wurde von Fischer (1978, 1979, 1983) und Fischer et al. (1980) ein analytischer Modellansatz entwickelt, um diese zusätzlichen Einflussfaktoren berücksichtigen zu können. Die analytischen Modelle bilden wiederum die Grundlage für erste numerische Schnittkraftmodelle (Fischer; 1989a und b).

Ein direkter Vergleich bzw. ein Zusammenführen von Mess-

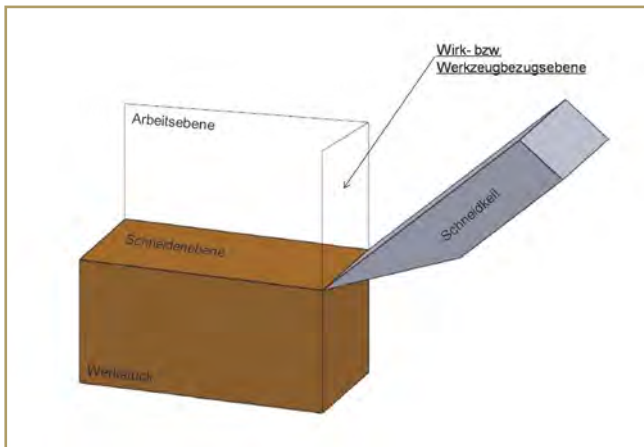


Abb. 1: Bezugsebenen beim Schnittvorgang

Fig. 1: Reference planes during the cutting process

werten aus unterschiedlichen Untersuchungen ist aufgrund fehlender Angaben zur Versuchsdurchführung nicht möglich. Unter anderem fehlen bei Untersuchungen Angaben zur Messgenauigkeit sowie Angaben über die Art der Messdatenprotokollierung und Weiterverarbeitung, wie Abtastfrequenz, Digitalisierung, Filterungsart und -ordnung (Medic und Fajdiga, 1996; Heisel und Tröger, 2001). Diese Parameter beeinflussen jedoch wesentlich die darzustellende Messkurve und die daraus abgeleiteten Ergebnisse. So besagt zum Beispiel das Nyquist-Kriterium, dass die Reproduzierbarkeit eines Messsignals, in einem zu erwartenden Frequenzbereich, nur dann gegeben ist, wenn dieses mit mindestens der doppelten Abtastfrequenz ermittelt wird (Meyer, 2011). Außerdem fehlen in vielen Untersuchungen Angaben zur verwendeten Schneidengeometrie sowie zum Schnittwinkel (Goli et al., 2005; Ekevad et al., 2012). Jedoch haben bereits Pahlitzsch und Dziobek (1968) einen Zusammenhang zwischen der Schneidengeometrie, im speziellen Fall deren räumliche Lage bezogen auf das Werkstück, und der Schnittkraft festgestellt. Ebenso fehlen bei vielen Untersuchungen nähere Spezifikationen zum zu untersuchenden Werkstück, wie zum Beispiel Faserwinkel und Dichte (Heisel und Tröger, 2001; Palmqvist

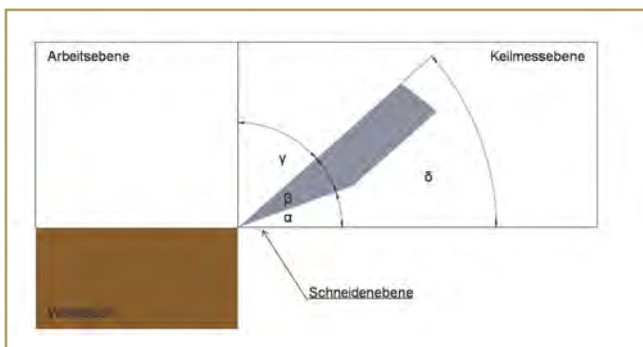


Abb. 2: Bezugsebenen beim Schnittvorgang sowie Winkel am Schneidkeil

Fig. 2: Reference planes during the cutting process and angles of the cutting tool

et al., 2005; Pfriem und Buchelt, 2011), obwohl bereits in der Untersuchung von Kivimaa (1950) der Einfluss des Faserwinkels und der Rohdichte auf die Schnittkraft nachgewiesen wurde.

Um aus den bestehenden Modellen in weiterer Folge ein semi-empirisches Modell, wie es in der Metall- und Kunststoffbranche üblich ist, entwickeln zu können, werden im ersten Teil des Reviews die nötigen Definitionen und die Limitierungen der bestehenden Modellansätze betrachtet. Im zweiten Teil werden die analytischen Modelle näher vorgestellt und deren unterschiedliche Merkmale, Stärken und Schwächen sowie Chancen und Risiken diskutiert. Im dritten Teil wird mittels eines interdisziplinären Ansatzes versucht, die bestehenden Modellansätze zusammenzuführen und daraus ein für Holz gültiges, semi-empirisches Schnittkraftmodell zu entwickeln.

Definitionen

Schnittkraft F_c

Als Schnittkraft F_c wird die zum Abtrennen und Deformieren des Spanes aufzubringende Kraft bezeichnet, die als Aktivkraftkomponente in Schnittrichtung in der Arbeitsebene liegt (Autorenkollektiv, 1988; DIN 6584, 1982; ISO 3002, 1992). Die Trennkraft ist die benötigte Kraft, um die Kohäsionskräfte im Werkstückgefüge zu überwinden. Mit der Verformungskraft wird die Kraft bezeichnet, die aus der elastischen und plastischen Verformung des Werkstück- und Spangefüges entsteht. In Autorenkollektiv (1990) wird zu den Komponenten Trenn- und Verformungskraft noch die Reibkraft hinzugefügt. Als Reibkraftkomponente wird die resultierende Kraft bezeichnet, die aufgrund des Gleitens der Werkzeugschneide auf den Flächen des Werkstückes und des Spanes entsteht. In ISO 3002 (1992) wird als Schnittkraft die Kraftkomponente der Zerspankraft bezeichnet, die bei einem Spanabhub auf die einzelnen Schneidkeile wirkt. Ettelt und Gittel (2004) ergänzen diese Kraftkomponenten um die Kraft zur Beschleunigung des abgelösten Spanes und um die Kraft zum Umlenken des Spanes.

Geometrische Grundlagen im Schnittprozess

Um die beiden grundsätzlichen Modellansätze, die analytischen und die empirischen Modelle, in einen semi-empirischen Modellansatz, wie es in der Metallbranche üblich ist, überführen zu können (siehe Teil 3), ist es notwendig die Begriffe, die Bezugssysteme, die Ebenen, die Winkel und die Geometrien und Kinematik beim Schnittprozess zu definieren und gegebenenfalls zu vereinheitlichen. Aus Gründen der Verständlichkeit und Vergleichbarkeit mit den semi-empirischen Modellen aus anderen Branchen sollen die normierten Begriffe der empirischen Modelle verwendet werden. Zunächst soll dies anhand des orthogonalen Schnittes (lineare Spanbildung mit Schneidkeil) entwickelt und später auf die rotierende Schnittbewegung übertragen werden. Zum besseren Verständnis der vorgestellten Ebenen und Winkel am Schneidkeil sind diese in Abb. 1 bis 4 dargestellt.

Die Bezugssysteme, die Ebenen und die Begriffe bzw. Bezeichnungen zur eindeutigen Beschreibung der Geometrie, der Bewegungsrichtung und der Lage des Schneidkeils sind in den Normen DIN 6580 (1963) und DIN 6581 (1966) festgehalten.

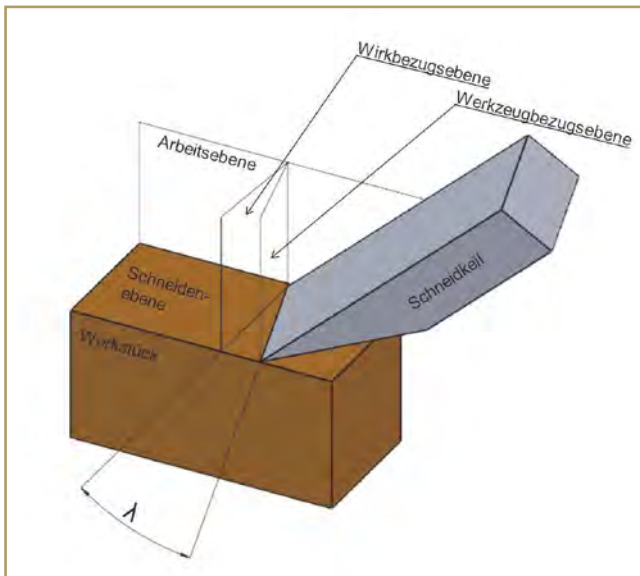


Abb. 3: Neigungswinkel des Schneidkeils zwischen Wirkbezugsebene und der Schneidkante

Fig. 3: Oblique angle of the cutting tool between operational reference plane and cutting edge

Zur Beschreibung dieser Bezeichnungen und der Geometrie werden grundsätzlich zwei Bezugssysteme, das Werkzeug- und das Wirkbezugssystem, verwendet.

Das Werkzeugbezugssystem wird für die Herstellung, Instandhaltung und Prüfung des Werkzeuges verwendet. Dieses Bezugssystem berücksichtigt lediglich das Werkzeug und nicht den Ort und die Lage zum Werkstück.

Das Wirkbezugssystem berücksichtigt hingegen die räumliche Anordnung des Werkzeuges zum Werkstück.

Um zu unterscheiden, mit welchem Bezugssystem man arbeitet, fordert die Norm, dass vor den jeweiligen Bezeichnungen für das Wirkbezugssystem der Zusatz „Wirk-“ bzw. für das Werkzeugbezugssystem der Zusatz „Werkzeug-“ stehen soll.

Ebenen (nach DIN 6580, 1963 und DIN 6581, 1966)

Die unterschiedlichen Ebenen beim Schnittprozess sind in Abb. 1 und 2 dargestellt.

Arbeitsebene:

Als Arbeitsebene bezeichnet man eine gedachte Ebene, die die Vorschub- und Schnittrichtung enthält (Ettelt und Gittel, 2004). In dieser Ebene kann die Bewegungsrichtung des entstehenden Spanes beschrieben werden. Die Arbeitsebene wird durch den Vorschub- und Schnittrichtungsvektor aufgespannt (rotierender Schnitt) (Risse, 2012). Im speziellen Fall sind Keilmessebene und Arbeitsebene identisch.

Schneidenebene:

Als Schneidenebene wird die Ebene bezeichnet, die die Schneidkante beinhaltet und im Wirkbezugssystem in die Wirkrichtung bzw. im Werkzeugbezugssystem in der gedachten Schnittrichtung aufgespannt wird.

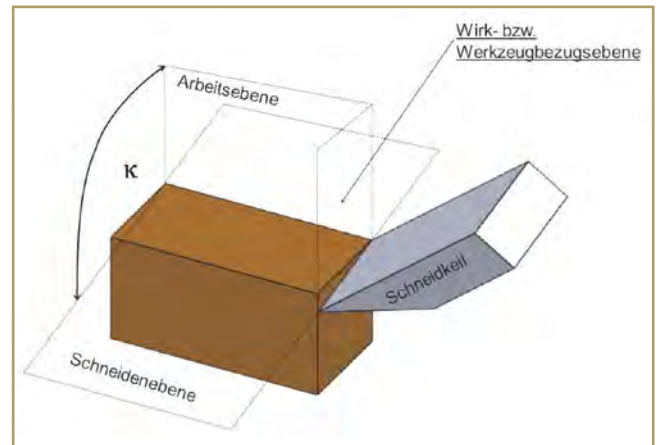


Abb. 4: Einstellwinkel des Schneidkeils zwischen Arbeits- und Schneidenebene

Fig. 4: Tool cutting edge angle between working reference plane and cutting reference plane

Wirk- und Werkzeugbezugsebene:

Als Wirkbezugsebene wird die Ebene bezeichnet, die senkrecht zur Schneid- und Arbeitsebene steht und durch den betrachteten Schneidkeil verläuft.

Als Werkzeugbezugsebene wird die Ebene bezeichnet, die durch die Schneidkante läuft und senkrecht zur angenommenen Schnittrichtung verläuft.

Keilmessebene:

Die Keilmessebene ist eine Ebene, die senkrecht zur Schneidenebene und zur Wirk- bzw. Werkzeugbezugsebene verläuft. In dieser Ebene werden die Winkel des Schneidkeils gemessen. Im speziellen Fall sind die Arbeits- und Keilmessebene identisch.

Winkel zur geometrischen Beschreibung des Schneidkeils (nach DIN 6580, 1963 und DIN 6581, 1966)

Die Winkel am Schneidkeil sowie der Bezug der Winkel zu den unterschiedlichen Ebenen sind in Abb. 2 bis 4 dargestellt.

Freiwinkel α :

Der Freiwinkel α bezeichnet den Winkel zwischen Schneidenebene und der Freifläche und wird in der Keilmessebene gemessen.

Keilwinkel β :

Der Keilwinkel β bezeichnet den Winkel zwischen der Freifläche und der Spanfläche und wird in der Keilmessebene gemessen.

Spanwinkel γ :

Der Spanwinkel γ bezeichnet den Winkel zwischen der Wirk- bzw. Werkzeugbezugsebene und der Spanfläche und wird in der Keilmessebene gemessen.

Winkel zur Beschreibung der Lage des Schneidkeils

Schnittwinkel δ (in den analytischen Modellansätzen θ):

Der Schnittwinkel oder auch Spannungswinkel δ ist die Summe

me aus Keil- und Freiwinkel, dargestellt in der Arbeitsebene. Dieser Winkel beschreibt die räumliche Lage der Spanfläche bezogen auf die Werkstoffoberfläche und beschreibt somit, unter welchem Winkel der Span erzeugt wird.

Einstellwinkel κ (nach DIN 6581, 1966):

Der Einstellwinkel κ ist der Winkel zwischen Schneiden- und Arbeitsebene. Er wird in der Wirk- oder Werkzeugbezugsebene gemessen.

Neigungswinkel λ (nach DIN 6581, 1966):

Als Neigungswinkel bzw. Achsenwinkel λ (Ettelt und Gittel, 2004) wird der Winkel in der Schneidebene zwischen der Schneide und der Wirk- oder Werkzeugbezugsebene bezeichnet.

Winkel zur Beschreibung der Orientierung der physikalischen Vektoren (nach DIN 6580, 1963)

Vorschubrichtungswinkel φ :

Der Vorschubrichtungswinkel φ ist der Winkel zwischen Vorschub- und Schnittrichtung.

Wirkrichtungswinkel η :

Der Wirkrichtungswinkel η ist der Winkel zwischen Wirk- und Schnittrichtung.

Schnittkraftmodelle

Empirische Schnittkraftmodelle

Im Vergleich zu dieser einheitlichen und mittlerweile ausführlichen schriftlichen Definition gibt es in der Holzbranche zwei grundsätzliche Herangehensweisen zum Aufstellen der physikalischen bzw. mathematischen Beschreibung der Schnittkraft. Die bekannteren Schnittkraftmodelle von Ettelt und Gittel (2004), ein einparametrisches Rechenmodell, bzw. von Kivimaa (1953) und Palitzsch (1962), ein zweiparametrisches Rechenmodell, basieren auf den empirischen verfahrenstechnischen Beschreibungsmodellen in Abhängigkeit des Zerspanungsvolumens, d. h. dem Produkt aus Spanungsbreite, Spandicke und dem Schneidenvorschub, nach Taylor (1907), Viktor (1917) und Kienzle (1952). Diese Berechnungsformel wurde sukzessive erweitert. So konnte Kronenberg (1927) nachweisen, dass die spezifische Schnittkraft k_c , die auf die Spanquerschnittsfläche A bezogene Schnittkraft, fast ausschließlich von der Spandicke h und nur vernachlässigbar von der Spanungsbreite b beeinflusst wird. Er stellte die Abhängigkeit der spezifischen Schnittkraft als Funktion der Spanungsfläche dar (Gl. 1).

$$k_c = f(A) \quad (1)$$

Nach der Übertragung der damaligen Schnittkraftformel auf die Holzspanung wurden Schnittdrehmoment, Gleich- und Gegenlauf sowie Faserwinkel auf ihre Einflüsse auf die Schnittkraft untersucht (Pause, 1943; Baumann, 1951; Kivimaa, 1952; Hipp und Schönborn, 1955). Allerdings wurden

die identifizierten Einflüsse nicht in die Schnittkraftformel als Korrekturfaktoren implementiert, sondern ausschließlich als Bezeichnungsindizes berücksichtigt. So findet bis heute die Ermittlung der Schnittkraft anhand der empirischen Modelle aus dem Zerspanungsvolumen und der spezifischen Schnittkraft k_c nach Kivimaa (1953) und Palitzsch (1962) breite Anwendung (Gl. 2-3):

$$F_c = k_c \cdot A_m = k_c \cdot h_m \cdot b = \left[w_0 + \frac{K}{h_m} \right] \cdot h_m \cdot b \quad (2)$$

Dabei bedeuten:

- F_c – Schnittkraft
- A_m – Zerspanungsquerschnitt

$$A_m = h_m \cdot b$$

- h_m – Mittlere Spandicke

$$h_m = f \cdot \sin \kappa$$

- k_c – Spezifische Schnittkraft

$$k_c = w_0 + \frac{K}{h_m} \quad (3)$$

wobei K und w_0 Konstanten sind, die den Kurvenverlauf beschreiben und empirisch ermittelt werden müssen.

Ettelt und Gittel (2004) konnten anhand der Gl. 4 nachweisen, dass die spezifische Schnittkraft bei Verwendung eines Exponenten n von 0,5 annäherungsweise konstant ist:

$$F_c = k_{cn} \cdot (h_m)^n \cdot b \quad (4)$$

Hierfür wurde weiterhin zu Grunde gelegt, dass die spezifische Schnittkraft k_{cn} eine lineare Funktion der Spandicke ist, die jedoch empirisch ermittelt werden muss. Anhand von folgenden zwei Sonderfällen wurde die spezifische Schnittkraft untersucht:

1. Die Schnittkraft F_c ist nicht mehr unmittelbar von der Spandicke h_m abhängig. Um dies zu erreichen setzt man in Gl. 6 den Exponent $n = 0$. Da $(h_m)^0 = 1$ ist, beeinflusst die Spandicke h_m nur mehr die spezifische Schnittkraft.
2. Die Schnittkraft F_c ist an der Stelle $n = 1$ linear von der Spandicke abhängig.

Aufgrund vieler Versuchsreihen konnte nachgewiesen werden, dass zum einen der Faktor k_{cn} der spezifischen Schnittkraft mit zunehmender Spandicke ansteigt, wenn der Exponent $n = 0$ ist und zum anderen der Faktor k_{cn} abfällt, wenn der Exponent $n = 1$ (Gl. 4) ist. Des Weiteren konnte somit

festgestellt werden, dass die spezifische Schnittkraft $k_{c0,5}$ in dem Bereich der Exponenten n von 0,5 bis 0,6 nicht mehr von der mittleren Spandicke abhängig ist. Allerdings wurde der Einfachheit halber der Exponent auf 0,5 festgelegt (Ettelt und Gittel, 2004).

Für eine überschlagsmäßige Abschätzung der auftretenden Schnittkräfte, wie sie zum Beispiel für eine Maschinenauslegung benötigt wird, liefert das empirische Modell eine ausreichende Genauigkeit (Martynenko et al., 2006). Aufgrund der geringen Komplexität ihrer mathematischen Formulierung bietet es eine gute Anwendbarkeit bei den Technologen. Zudem eignet es sich aufgrund der Vereinfachung zur grafischen Beschreibung des Zerspanungsprozesses.

Analytische Schnittkraftmodelle

Im Gegensatz zu den empirischen Modellen wird beim zweiten grundlegenden Ansatz zur Beschreibung des Zerspanungsprozesses ein analytischer Weg gewählt. Dieses Modell beruht auf physikalischen (Mechanik, Geometrie, Reibung) und materialtheoretischen (Werkstoffeigenschaften sowie Werkstoffinhomogenität) Überlegungen. Hierzu zählen die Schnittkraftmodelle von Fischer (1978), Sitkei (1983) und Csanády und Magoss (2013), sowie Atkins (2009). Diese Modelle beschreiben den gesamten Wirkprozess, zerlegt in seine einzelnen Komponenten anhand ihrer physikalischen Prinzipien unter Berücksichtigung ihrer räumlichen Lage. Diese Modelle beinhalten teilweise werkstoffspezifisches Verhalten (Fischer, 1978), sowie prozesstechnische Auswirkungen, wie etwa die Deformation des Spans und des Werkstückes (Csanády und Magoss, 2013). Das bedeutet, dass zum Beispiel die zu überwindende Reibkraft zwischen Schneidkeil und Werkstückoberfläche als Kraftvektorfeld angenommen wird. Außerdem wird in den analytischen Modellen auch die Deformation und Bruchinitiierung durch die Schneidkeilspitze, der Verschleiß des Schneidkeils sowie die Biegebeanspruchung im Span durch das Umlenken auf der Spanfläche berücksichtigt. Allerdings ist die Anwendung bis heute nur in Sonderfällen möglich, da für die berücksichtigten viskoelastischen und plastoelastischen Glieder nur vereinzelt Kennwerte vorhanden sind (Fischer, 1978). Zudem steigt die Komplexität der mathematischen Formulierungen des Wirkprozesses durch die Berücksichtigung der Kennwertfunktionen an (Fischer, 1980).

Gegenüberstellung der unterschiedlichen Schnittkraftmodelle

Bei den empirischen Modellen wird im Gegensatz zu den analytischen Modellen angenommen, dass die Schnittkraft vektoriell an der geometrisch idealen Schneidkante angreift. Der vektorielle Verlauf der Schnittkraft ist somit ausschließlich durch den Vorschub- und Schnittrichtungsvektor definiert (ISO 3002, 1992). Das bedeutet, dass sich die Schnittkraft ausschließlich aus den technologischen Einflüssen, dem Produkt aus Spannungsvolumen und spezifischer Schnittkraft, zusammensetzt und die Schnittkraftrichtung durch die mathematische Vektorenbeschreibung erfolgt. Martynenko et al. (2006) vergleichen die beiden empirischen Beschreibungsmodelle

von Kivimaa (1953) und Palitzsch (1962) sowie Ettelt und Gittel (2004) hinsichtlich ihrer Genauigkeit und Einfachheit und Anwendbarkeit. Dabei konnten sie nachweisen, dass der Ansatz von Ettelt und Gittel (2004) nur für grobe überschlagsmäßige Berechnungen verwendet werden kann, da die kalkulierten F_c -Werte in den Randbereichen der mittleren Spandicke eine Streubreite von bis zu 40 % aufweisen. Allerdings hielten sie auch fest, dass aufgrund der mangelhaften Genauigkeit der Daten aus der Praxis dieser Ansatz durchaus für die Auslegung von Maschinen ausreichend ist. So kann festgehalten werden, dass sich die Beschreibung der Spanbildung mit dem empirischen Spannungsmodell auf wissenschaftliche Erfahrung stützt, jedoch aufgrund der hohen Streuung eine Vielzahl von Versuchen voraussetzt.

Im Gegensatz zu den empirischen Modellen wird bei den analytischen Modellen die Schnittkraft nicht einem bestimmten Ort zugeordnet. Hierbei wird die Wirkrichtung und räumliche Lage der Einflussfaktoren bei der Berechnung der Einzelkomponenten berücksichtigt. Bei den analytischen Ansätzen werden die Auswirkungen der materialspezifischen Eigenschaften und verfahrenstechnischen Einflüsse einbezogen. So berücksichtigte Fischer (1978) bei der Berechnung der Schnittkraft bereits die Schneidenverrundung. Im darauffolgenden Jahr konnte Fischer (1979) nicht nur den Einfluss des Schneidenverschleißes auf die neu erzeugte Werkzeugoberfläche beobachten, sondern konnte dies anhand des analytischen Modellansatzes auch beschreiben und in das Modell zur Beschreibung der Schnittkraft mit aufnehmen. Im Vergleich zu Atkins (2003), sowie Sitkei (1983) und Csanády und Magoss (2013) berücksichtigt das Modell von Fischer (1978) nicht nur die Reibung an der Oberseite der Schneide, d. h. zwischen Span und Spanfläche, sondern auch die Reibung zwischen Werkstück und Unterseite der Schneide (Freifläche). Besonders hervorzuheben ist die Tatsache, dass die durch die Inhomogenität und Anisotropie des Holzes hervorgerufenen unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften in Abhängigkeit der Faserrichtung bereits im Modell von Fischer (1978) miteinbezogen wurden.

Sitkei (1983) erweiterte das analytische Beschreibungsmodell des Wirkprozesses um die Spanumlenkung und die daraus entstehende Biegebeanspruchung im entstehenden Span. In der Metallbranche wurden sowohl die empirischen Ansätze als auch die analytischen Ansätze weiterentwickelt. So konnte Atkins (2003) für die Metallbranche ein analytisches Modell entwickeln, welches neben den bereits bekannten Einflussfaktoren auch die Bruchenergie berücksichtigt. Dies konnte er teilweise auch auf andere Werkstoffe, wie zum Beispiel auf Holz, übertragen. Csanády und Magoss (2013) konnten anhand der Wirkprozessbeschreibung von Sitkei (1983) weitere Einflussfaktoren, wie die Temperaturentwicklung im Werkzeug, untersuchen und deren Einfluss auf den Schneidenverschleiß nachweisen.

Eine analytische Herangehensweise für die Entwicklung eines Schnittkraftmodells ist aus wissenschaftlicher Sicht zu begrüßen, weil damit die einzelnen Phänomene (Fließen, Reibung, Deformation) und deren Auswirkungen (Fließkraft, Reibkraft, Deformationskraft, Scherkraft) auf den gesamten Prozess (Span und Werkstück) untersucht werden können.

Hingegen ist eine analytische Herangehensweise aus technologischer Sicht eher unvorteilhaft, da sich viele Faktoren im Laufe der Bearbeitung verändern und einige Faktoren teilweise noch unbestimmt sind (Fischer, 1978; Csanády und Magoss, 2013). Zudem werden die verfahrenstechnischen Einflüsse, wie zum Beispiel die Schnittgeschwindigkeit, nicht berücksichtigt. Damit sind die Ergebnisse nur sehr eingeschränkt auf die Praxis übertragbar, bzw. ist die Nutzung dieser Modelle für die Maschinen- und Werkzeugauslegung limitiert.

Resümee und Ausblick

Aufgrund der mathematischen Komplexität und der noch fehlenden Parameter sind die analytischen Beschreibungsmodelle in der Praxis wesentlich unbekannter als die empirischen Beschreibungsmodelle. Jedoch werden in der Holzbranche die in den analytischen Beschreibungsmodellen berücksichtigten Einflüsse des Werkzeuges (Verschleiß, Material) und des Werkstückes (wie zum Beispiel Rohdichte, Faserwinkel) in den empirischen Modellen nur als Bezeichnungsindizes berücksichtigt. Die bislang in der Holzbranche verwendeten empirischen Beschreibungsmodelle des Wirkprozesses sind auf Basis der zuvor durchgeführten praktischen Versuche abgeleitet worden. Aus technologischer Sicht besteht die Bestrebung ein Beschreibungsmodell zu entwickeln, welches ähnlich den analytischen Modellen sämtliche signifikante Einflussfaktoren berücksichtigt, die jedoch gleichzeitig eine geringere mathematische Komplexität aufweisen. So werden im zweiten Teil des Reviews die analytischen Modellansätze erläutert, um abschließend im dritten Teil die jeweiligen technologisch relevanten Einflussfaktoren zu identifizieren und definieren zu können. Im dritten Teil soll anhand eines interdisziplinären Ansatzes der aus der Kunststoff- und Metallbranche bekannte und bereits oben erwähnte semi-empirische Modellansatz auf die Zerspanungsprozesse der Holzbranche übertragen werden.

Danksagung

Das diesem Artikel zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln der Europäischen Union, des Europäischen Fonds für regionale Entwicklung (EFRE) und dem Land Niederösterreich, Abteilung Wirtschaft, Tourismus und Technologie, gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Literatur

- Atkins AG (2003) *Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: quantitative explanations for some longstanding problems*. *International Journal of Mechanical Science* 45: 373-396
- Atkins T (2009) *The Science and Engineering of Cutting*. Butterworth-Heinemann, Amsterdam
- Autorenkollektiv (1988) *Wissenspeicher Holztechnik – Grundlagen*. 2. Auflage, Fachbuchverlag, Leipzig
- Autorenkollektiv (1990) *Lexikon der Holztechnik*. 4. Auflage, Fachbuchverlag, Leipzig
- Baumann W (1951) *Kreissägeblätter und ihre Kräfteeinwirkungen auf das Holz*. *Holz als Roh- und Werkstoff* 9: 427-431
- Csanády E, Magoss E (2013) *Mechanics of Wood Machining*. 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg
- DIN 6580 (1963) *Begriffe der Zerspantechnik – Bewegungen und Geometrie des Zerspanungsvorganges*
- DIN 6581 (1966) *Begriffe der Zerspantechnik – Geometrie am Schneidkeil des Werkzeuges*
- DIN 6584 (1982) *Begriffe der Zerspantechnik – Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen*
- DIN 8580 (1963) *Begriffe der Fertigungsverfahren – Einteilung*
- Ekevad M, Marklund B, Gren P (2012) *Wood-chip formation in circular saw blades studied by high-speed photography*. *Wood Material Science and Engineering* 7: 115-119
- Ettelt B, Gittel H-J (2004) *Sägen, Fräsen, Hobeln, Bohren – Die Spannung von Holz und ihre Werkzeuge*. 3. Auflage, DRW-Verlag, Leinfelden-Echterdingen
- Fischer R (1978) *Ein Beitrag zur Mechanik des Spanungsvorganges nicht fließfähiger Werkstoffe am Beispiel von Holz*. *holztechnologie* 19: 75-80
- Fischer R (1979) *Orientierende Versuche zur Reibung beim Schneiden von Holz*. *holztechnologie* 20: 111-115
- Fischer R (1983) *Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz und ein Beitrag zur Modellierung der Abstumpfung von Holzbearbeitungswerkzeugen*. *holztechnologie* 24: 70-72
- Fischer R (1989a) *Die rechnergestützte Simulation von Vorgängen der mechanischen Bearbeitung von Holzwerkstoffen – Teil 1: Konzept für ein physikalisch determiniertes Modell*. *holztechnologie* 30: 89-92
- Fischer R (1989b) *Die rechnergestützte Simulation von Vorgängen der mechanischen Bearbeitung von Holzwerkstoffen – Teil 2: Erste Fassung eines Rechnerprogrammes zum maschinenlosen Experimentieren an der Wirkpaarung Schneide/Werkstoff*. *holztechnologie* 30: 281-282
- Fischer R, Knüpfner W, Regensburger K (1980) *Orientierende Versuche zur Deformation beim Schneiden von Holz*. *holztechnologie* 21: 49-54
- Goli G, Fioravanti M, Sodini N, Jiangang Z, Uzielli L (2005) *Wood Processing: a contribute to the interpretation of surface origin according to grain orientation*. In: *Proc. of 17th International Wood Machining Seminar*, Rosenheim, Germany

- Heisel U, Tröger J (2001) Aktueller Handlungsbedarf zur Bestimmung der Kräfte am Schneidkeil (2). *HOB Die Holzbearbeitung* 47: 72-76
- Hipp K, Schönborn H-H (1955) Trägheitsfreie Schnittkraftmessung beim Holzfräsen. *Holz als Roh- und Werkstoff* 13: 21-23
- ISO 3002 (1992) Grundbegriffe für das Zerspanen und Schleifen – Teil 1: Geometrie am Schneidteil spanender Werkzeuge – Allgemeine Begriffe, Bezugssysteme, Werkzeuge und Wirkwinkel, Spanformer
- Kienzle O (1952) Bestimmung von Kräften an Werkzeugmaschinen. *Z-VDI 94*: 299-305
- Kivimaa E (1950) Cutting force in woodworking. *Valtion Teknillinen Tutkimuslaitoksen Julkaisuja* 18: 102
- Kivimaa E (1952a) Die Schnittkraft in der Holzbearbeitung. *Holz als Roh- und Werkstoff* 10: 94-108
- Kivimaa E (1952b) Was ist die Abstumpfung der Holzbearbeitungswerkzeuge? *Holz als Roh- und Werkstoff* 10: 425-428
- Kivimaa E, Kovanen M (1953) Microsharpening of veneer lathe knives. Translation, Commonwealth of Australia CSIRO (1985), No. 3907 (Transl. from Valtion teknillinen tutkimuslaitos. Tiedotus No. 126, pp 21)
- Kronenberg M (1927) Grundzüge der Zerspanung, Verlag von Julius Springer, Berlin
- Maier G (2001) Was ist eigentlich ...? – Schnittleistung beim Spanen (3). *HOB Die Holzbearbeitung* 47: 73-75
- Martynenko S, Scholz F, Tröger J (2006) Modellierung der Kräfte am Schneidkeil. *holztechnologie* 47: 32-38
- Medić M, Fajdiga M (1996) Messungen der Schnittkraft beim Hobeln von Holz mit einer schräggestellten Hobelmesserwelle. *Holz als Roh- und Werkstoff* 54: 27-35
- Meyer M (2011) Signalverarbeitung – Analoge und digitale Signale, Systeme und Filter. 6. Auflage, Vieweg und Teubner Verlag, Wiesbaden
- Pahlitzsch G (1962) Internationaler Stand der Forschung auf dem Gebiet des Sägens. *Holz als Roh- und Werkstoff* 20: 381-392
- Pahlitzsch G (1966) Internationaler Stand der Forschung auf dem Gebiet des Hobelns und des Fräsen von Holz und Holzwerkstoffen. *Holz als Roh- und Werkstoff* 24: 579-593
- Pahlitzsch G, Dziobek K (1968) Untersuchungen über das Abstumpfungsverhalten eines Schneidzahn. *Holz als Roh- und Werkstoff* 26: 162-170
- Pahlitzsch G, Jostmeier H (1964a) Beobachtung über das Abstumpfungsverhalten beim Fräsen von Spanplatten. *Holz als Roh- und Werkstoff* 22: 139-146
- Pahlitzsch G, Jostmeier H (1964b) Weitere Beobachtungen über das Abstumpfungsverhalten und den Einfluß der Schnittgeschwindigkeit beim Fräsen von Spanplatten. *Holz als Roh- und Werkstoff* 22: 424-429
- Pahlitzsch G, Jostmeier H (1965) Beobachtung über das Abstumpfungsverhalten beim Fräsen von Schichtstoff-Verbundplatten. *Holz als Roh- und Werkstoff* 23: 121-124
- Palmqvist J, Lenner M, Gustafsson S-I (2005) Cutting-forces when up-milling in beech. *Wood Science and Technology* 39: 674-684
- Pause H (1943) Die Antriebsleistung der Holzhobelmaschine. *Holz als Roh- und Werkstoff* 6: 54-60
- Pfriem A, Buchelt B (2011) Influence of the slicing technique on mechanical properties of the produced veneer. *European Journal of Wood and Wood Products* 69: 93-99
- Risse A (2012) Fertigungsverfahren der Mechatronik, Feinwerk- und Präzisionsgerätetechnik – Kapitel 4: Trennen. Vieweg und Teubner Verlag, Wiesbaden
- Sachsenberg (1936) Arbeitsgenauigkeit der Werkzeugmaschinen unter Berücksichtigung auftretender Schnittkräfte. *Die Werkzeugmaschine*
- Sitkei G (1983) Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz. *holztechnologie* 24: 67-72

ABSTRACT

Review:

State of the art of cutting force examinations of wood Part 1

Since the middle of the 20th century several studies concentrate on the mathematical description of the cutting process of wood. In order to resolve this problem, empirical as well as analytical approaches were applied. Despite extensive research until now still no practical as well as a complete description of the interaction process of wood cutting exists. For this reason the aim of the following work is bringing together different approaches to develop an accurate and yet user-friendly explanation of cutting forces in wood, likewise in the metal working industry. Basic requirement is the consistent use of the general definitions. Therefore this part of the work deals with the geometric principals of the cutting process. Furthermore previously developed models, especially empirical models, are presented. Additionally assets and drawbacks of the analytical models are discussed.

Keywords: Cutting force model, empirical, analytical, wood

Taylor FW (1907) On the Art of Cutting Metals. Transactions ASME 28: 31-350

Viktor H (1917) Beitrag zur Kenntnis der Schnitkräfte. T.H., Hannover

Autoren

Dipl.-Ing. Thomas Krenke studierte bis 2011 Verfahrenstechnik mit Spezialisierung auf Holz- und Faserwerkstofftechnik an der Technischen Universität Dresden. Seit 2012 ist er als wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH, A-3430 Tulln, Österreich, Konrad-Lorenz-Straße 24, tätig. Gleichzeitig ist er Dissertant am Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe am Department für Materialwissenschaften und Prozesstechnik an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien. t.krenke@kplus-wood.at

Dipl.-Ing. Dr. Stephan Frybort, Jahrgang 1978, studierte Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien. Seit 2013 ist er als Senior Researcher bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH tätig.

Priv.-Doz. Dr. Ulrich Müller, Jahrgang 1967, studierte nach einer Tischlerlehre Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur Wien (BOKU) und war nach einer Tätigkeit in der Holzindustrie als Universitätsassistent am Department für Materialwissenschaften, Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe, an der BOKU und als Key Researcher im Kompetenzzentrum Wood K plus beschäftigt. Von 2006 bis 2013 war Müller als Key Researcher und Bereichsleiter der Area Massivholz und Holzverbundwerkstoffe bei Wood K plus tätig. Seit 2013 ist er an die BOKU als Assistent des Instituts für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe zurückgekehrt, ist aber durch zahlreiche Projektaktivitäten weiterhin mit Wood K plus eng verbunden.

PRODUKTE/MELDUNGEN

„Holzböden im Freien“ bekommt Staatspreis

Die drei „schönsten Bücher Österreichs“ wurden am 7. Mai 2014 im Bundeskanzleramt mit dem begehrten Staatspreis ausgezeichnet. Eine hochkarätige Jury wählte unter 191 Einreichungen von 139 Verlagen das von proHolz Austria herausgegebene Buch „Holzböden im Freien“ aus. Das Siegerbuch, vorgestellt im vorigen Heft der **holztechnologie**, wurde für die „höchste gestalterische Professionalität“ in der Kategorie „Wie wir leben“ ausgewählt. Den Preis für die graphische Gestaltung

übernahm Andrea Redolfi (Atelier Gassner Redolfi KG). Der „Wolkenhimmel-Umschlag“ weckt nicht nur beim Fachpublikum das Interesse am Thema Bodenbeläge aus Holz, sondern auch bei einer breiten Öffentlichkeit. Die Holzforschung Austria hat den fachlichen Inhalt für das Siegerbuch geliefert. Die wissenschaftliche Grundlage dafür wurde an der Forschungsterrasse Tulln im Zuge eines mehrjährigen Forschungsprojektes erarbeitet, an dem rund 40 Partner beteiligt waren.

Biobasierte Dispersionslacke

Forschern des Fraunhofer-Instituts WKI sowie der Firmen Worlée-Chemie und Remmers Baustofftechnik gelang es, biotechnologisch produzierte Itaconsäure, eine der Schlüsselchemikalien für den Zugang zu chemischen Produkten aus nachwachsenden Rohstoffen, für Lackharze zu nutzen. Mit finanzieller Förderung des Bundesministeriums für Ernährung und Landwirtschaft entwickelten sie Dispersionslacke auf Wasserbasis, für die sie auf Derivate der Itaconsäure zurückgriffen.

Die unter UV-Strahlung härtenden Dispersionen lassen sich in Abhängigkeit von den eingesetzten Komponenten zu Matt- oder Hochglanzvarianten verarbeiten. Wahlweise entstehen flexible Lasuren oder Hartlacke mit Einsatzfeldern sowohl für die Außenanwendung als auch im Innenbereich. Insbesondere die Beständigkeit der neuen Produkte bei der Beschichtung von

Hölzern im Außenbereich wird als vergleichbar mit kommerziell am Markt erhältlichen UV-PU-Acrylaten angesehen. Die 100 % UV-vernetzbaren Bindemittel eignen sich für Grundierungen im Bereich Möbel- oder Parkettlacke. Den Partnern gelang es zudem, den Herstellungsprozess des Bindemittels effizient und kostengünstig zu gestalten und dabei einen bislang unerlässlichen Prozessschritt einzusparen.

Die Abschlussberichte stehen in der Datenbank der FNR (www.fnr.de → Projekte & Förderung) unter den Förderkennzeichen 22020408 (Grundlagen), 22004510 (Synthese) und 22004610 (Formulierung, Applikation, Produktbewertung) zur Verfügung.

Fachagentur Nachwachsende Rohstoffe e.V.

Review:

Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz

Teil 2

Thomas Krenke, Stephan Frybort, Alejandro Martinez-Conde Lopez, Ulrich Müller

Seit Mitte des 20. Jahrhunderts wird eine mathematisch, physikalisch determinierte Beschreibung des Wirkprozesses für die spanende Holzbearbeitung angestrebt. Dies wurde sowohl anhand empirischer als auch analytischer Ansätze verfolgt. Trotz umfangreicher Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der Schnittkraftuntersuchung konnte bis heute keine in der Praxis anwendbare und vollständige Beschreibung des Wirkprozesses entwickelt werden. Aus diesem Grund wird versucht, die unterschiedlichen Ansätze zusammen zu führen, um daraus, ähnlich wie in der Metallindustrie, ein möglichst genaues und dennoch anwendungsfreundliches Schnittkraftmodell entwickeln zu können. Im ersten Teil wurden die geometrischen Grundlagen im Schnittprozess dargestellt und die bisher entwickelten empirischen Modelle vorgestellt. In diesem Teil des Reviews werden der wissenschaftliche Stand der analytischen Beschreibungsansätze dargestellt und deren Anwendbarkeit auf Holz diskutiert.

Schlüsselwörter: Schnittkraftmodell, empirisch, analytisch, Holz

Einleitung

Im ersten Teil des Reviews wurde der wissenschaftliche Stand der empirischen Beschreibungsmodelle auf dem Gebiet des mechanischen Trennens von Holz und Holzwerkstoffen diskutiert. Dabei wurde teilweise bereits ein Bezug zu den analytischen Beschreibungsmodellen von *Fischer* (1978), *Sitkei* (1983) und *Atkins* (2009) hergestellt. Während empirische Modelle anhand einer Vielzahl von Untersuchungen abgeleitet werden, soll der Wirkprozess bei einer analytischen Beschreibung mittels physikalisch determinierter Modelle dargestellt werden. Das bedeutet aber, dass die empirischen Modelle strenggenommen nur für den jeweiligen im Versuch dargestellten Wirkprozess anwendbar sind. Im Gegensatz dazu beruhen die analytischen Modelle jedoch auf physikalisch begründetem Wissen und sind somit allgemeingültig (*Fischer*, 1978). Die Anwendung dieser Modelle hat sich mangels teilweise nicht zur Verfügung stehender Materialkennwerte in der Praxis nicht durchgesetzt. Zusätzlich wird aufgrund der getroffenen Annahmen zur Vereinfachung des mechanischen Materialverhaltens die Verifizierbarkeit der Beschreibungsmodelle anhand von Schnittkraftmessungen erschwert. Hinzu

kommt, dass eine exakte Validierung der einzelnen Terme aus der theoretischen Beschreibung nur unter sehr hohem Aufwand durchführbar ist.

Unabhängig von dem zu zerspanenden Material gibt es bei schneidenden Trennvorgängen verfahrenstechnische Parameter und gesetzmäßige Zusammenhänge, die durch die Eigenschaften des Werkstücks nicht beeinflusst werden (*Sitkei*, 1983). Diese Zusammenhänge können daher auch auf den anisotropen Werkstoff Holz übertragen werden. Um ein Beschreibungsmodell entwickeln zu können, welches in der Lage ist, sämtliche signifikante Einflüsse auf den Wirkprozess beim Trennvorgang von Holz zu berücksichtigen, werden in der folgenden Arbeit die bekanntesten analytischen Beschreibungsmodelle vorgestellt. Anschließend werden diese hinsichtlich ihrer Stärken und Schwächen diskutiert.

Schnittkraftmodelle

Die empirischen Modellansätze in der Holzindustrie zur Beschreibung von Schnittvorgängen sind auf die in der Me-

tallindustrie entwickelten Ansätze zurückzuführen (Taylor, 1907; Viktor, 1917). Hingegen sind zwei der drei wichtigsten Ansätze der analytischen Beschreibung des Trennprozesses von Holz direkt im Holzbereich von Fischer (1978) und Sitkei (1983) geschaffen bzw. von Csanády und Magoss (2013) weiterentwickelt worden. Atkins (2003) findet seine theoretische Beschreibung des Schnittmechanismus für den Metallbereich und überführte diese später auf inhomogene, anisotrope und hygroskopische Werkstoffe (Atkins, 2009). Grundlegend beinhalten alle drei Ansätze einen Reibungsanteil, einen Komprimierungs- und einen Schubverformungsanteil, sowie einen Bieigungsanteil (Fischer, 1979; Sitkei, 1983; Atkins, 2009).

Analytisches Schnittkraftmodell nach Fischer (1979)

Prozessbeschreibung

Bei der Entwicklung des physikalisch determinierten Beschreibungsmodells unterteilt Fischer den Zerspanungsvorgang in vier Stufen.

a) Erste Stufe:

In der ersten Prozessstufe trifft der Schneidkeil auf der Werkstückoberfläche auf. Diese wird solange deformiert bis die Reibungskraft und die Kraft zur Überwindung der Druckfestigkeit des Werkstücks vor der Schneidkante in Schnittrichtung (x) überwunden ist. Dies ist in Gl. 1 beschrieben.

$$c_1(x_0 - x_1) + \rho_1(\dot{x}_0 - \dot{x}_1) = R_1 + R_3 \quad (1)$$

Hierbei bedeutet:

- c_1 – Federglied
- x_0 – Horizontale Position der Schneide zum Zeitpunkt t_0
- x_1 – Horizontale Position der Schneide zum Zeitpunkt t_1
- ρ_1 – Geschwindigkeitsabhängiges Dämpfungsglied
- $\dot{x}_0$ – Schnittgeschwindigkeit
- $\dot{x}_1$ – Geschwindigkeit der Schneide zum Zeitpunkt t_1
- R_1 – Reibungskraft (siehe Abschnitt „Definition zu den mechanischen Kräften“)
- R_3 – Kraft, die benötigt wird, um den Werkstoff vor der Schneide bis zur Initialisierung des Materialbruchs zu deformieren (siehe Abschnitt „Definition zu den mechanischen Kräften“)

b) Zweite Stufe:

In dieser Stufe wird mittels des d'Alembertschen Prinzips das eigentliche Eindringen des Schneidkeils in das Werkstück (Anschnitt) und die dabei im System entstehenden Schwingung und deren Dämpfung beschrieben. Diese Systemschwingungen entstehen zum einen durch die Rückverformung des elastischen Verformungsanteiles bei der Initialisierung des Materialbruchs. Zum anderen entstehen diese durch die Inhomogenität des Werkstoffes, wie zum Beispiel Jahrringgrenzen oder Rohdichteschwankungen. Diese Schwingungen können im Weiteren aber auch durch bestimmte Schnittbedingungen, wie zum Beispiel den von Kivimaa (1952a und b) festgestellten Einfluss des Faserverlaufes auf das Brechen des Spanes, angeregt werden. Das bedeutet für die Beschreibung des Zerspanungsprozesses, dass sich die Beschreibungsstufen

eins und zwei während des Schnittprozesses kontinuierlich abwechseln können. Somit kommt es aus mechanischer Sicht bei diesen Bedingungen zu einem Auftreffen der Schneide auf der Werkstückoberfläche, dem Deformieren der Oberfläche, der Initialisierung des Materialbruchs, einem Vorspalten mit anschließendem Vorrauseilen des Risses und dadurch zu einem kurzzeitigen Stoppen des Trennprozesses. Sollte der Sonderfall des Vorspaltes bzw. das Vorrauseilen des Risses und somit der kurzzeitige Abbruch des Trennprozesses nicht eintreten bzw. die Systemschwingungen (hervorgerufen durch das Zurückfedern des elastisch verformten Werkstoffes) abgeklungen sein, ergibt sich für die Bewegungsgleichungen aus mechanischer Sicht ein stationärer Zustand. Das bedeutet, die Bewegungsgleichungen werden gleich Null gesetzt, siehe Gl. 2 und 3.

$$c_1(x_0 - x_1) + \rho_1(\dot{x}_0 - \dot{x}_1) - R_1 - R_3 - [c_2(y_0 - y_1) + \rho_2(\dot{y}_0 - \dot{y}_1)] \cdot \tan(\alpha_2 + \delta) = 0 \quad (2)$$

$$c_2(y_0 - y_1) + \rho_2(\dot{y}_0 - \dot{y}_1) - R_2 - m\ddot{y}_1 = 0 \quad (3)$$

Hierbei bedeutet:

- c_1, c_2 – Federglieder
- x_0 – Horizontale Position der Schneide zum Zeitpunkt t_0
- x_1 – Horizontale Position der Schneide zum Zeitpunkt t_1
- ρ_1, ρ_2 – Geschwindigkeitsabhängige Dämpfungsglieder
- $\dot{x}_0$ – Schnittgeschwindigkeit
- $\dot{x}_1$ – Geschwindigkeit der Schneide zum Zeitpunkt t_1
- R_1 – Reibungskraft
- R_3 – Kraft, die benötigt wird, um den Werkstoff vor der Schneide bis zur Initialisierung des Materialbruchs zu deformieren
- y_0 – Vertikale Position des Spanes zum Zeitpunkt t_0
- y_1 – Vertikale Position des Spanes zum Zeitpunkt t_1
- $\dot{y}_0$ – Geschwindigkeit des Spanes zum Zeitpunkt t_0
- $\dot{y}_1$ – Geschwindigkeit der Schneide zum Zeitpunkt t_1
- R_2 – Kraft zum Abtrennen bzw. Lösen des Spanes (siehe Abschnitt „Definition zu den mechanischen Kräften“)
- $m\ddot{y}_1$ – Umlenkkraft
- α_2 – Reibungswinkel an der Spanfläche
- δ – Schnittwinkel

c) Dritte Stufe:

In dieser Phase wird ausschließlich der Spanabhebungsprozess, nachdem die Schneide bereits in das Werkstück eingedrungen ist und sich die Bewegungsgleichung im stationären Zustand befindet, beschrieben. Das bedeutet, Stufe 1 und 2 sind abgeschlossen und brauchen für die Beschreibung aus mechanischer Sicht nicht berücksichtigt zu werden. Bei der physikalisch determinierten Teilprozessbeschreibung des Spanabhebungsprozesses muss ausschließlich die Reibungskraft unterhalb der Schneide, die Deformationskraft und die Kraft zum Abtrennen des Spanes, die Umlenkkraft und die Reibungskraft auf der Spanfläche, berücksichtigt werden. Unter Einbeziehung der Vereinfachungen aus dem stationären Zustand (z. B. es gibt keine Geschwindigkeitsdifferenzen) kann der Spanabhebungsprozess mit Gl. 4 beschrieben werden.

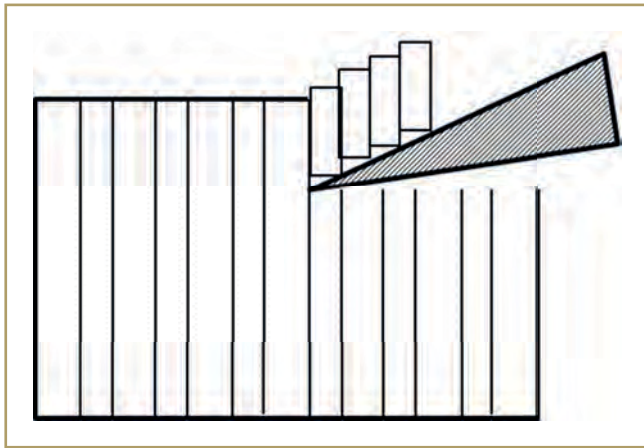


Abb. 1: Schnittrichtung A, Himschnitt (Fischer, 1978)

Fig. 1: Cutting direction A, end grain cut (Fischer, 1978)

$$F_s = R_1 + R_3 + (R_2 + m\ddot{y}_1) \cdot \tan(\alpha_2 + \delta) \quad (4)$$

Hierbei bedeutet:

- F_s – Spanabhebungskraft
- R_1 – Reibungskraft (unterhalb der Schneide)
- R_3 – Kraft, die benötigt wird, um den Werkstoff vor der Schneide bis zur Initialisierung des Materialbruchs zu deformieren (Deformationskraft)
- R_2 – Kraft zum Abtrennen bzw. Lösen des Spanes
- $m\ddot{y}_1$ – Umlenkkraft
- α_2 – Reibungswinkel an der Spanfläche
- δ – Schnittwinkel

d) Vierte Stufe:

In diesem letzten Teilprozess wird ausschließlich die mechanische Wechselwirkung zwischen dem abgelösten Span und dem Werkzeug mittels der d'Alembertschen Bewegungsgleichung beschrieben. Dabei handelt es sich beim translativen Keilschneiden lediglich um die Abfuhr des abgelösten Spanes, welche mittels vektorieller Beschleunigung beschrieben wird. Aus diesem Grund hat dieser Teilprozess auf den eigentlichen Trennvorgang keinen Einfluss und wird somit bei Fischer (1978) vernachlässigt.

Definition zu den mechanischen Kräften

a) Reibungskraft R_1 :

Als Reibungskraft wird die Kraft bezeichnet, die benötigt wird, um die Reibung zwischen der Kontaktfläche des sich im Eingriff befindlichen Werkzeuges und dem Werkstück zu überwinden (vgl. Abb. 5 in Fischer, 1978). Hierbei berechnet sich die Fläche aus der Spanungsbreite und der Verschleißmarkenbreite. Aufgrund einiger Vereinfachungsannahmen (die Deformationstiefe beträgt den halben Schneidkantenradius, die Druckspannungen liegen im elastischen Bereich) kann die Normalkraft, die senkrecht auf die Kontaktfläche wirkt, berechnet werden (Fischer, 1983). Unter Verwendung des Reibungswinkels an der Kontaktfläche (zwischen Freifläche der Schneide und dem Holz) kann die Reibkraft unterhalb der Schneide ermittelt werden (Gl. 5).

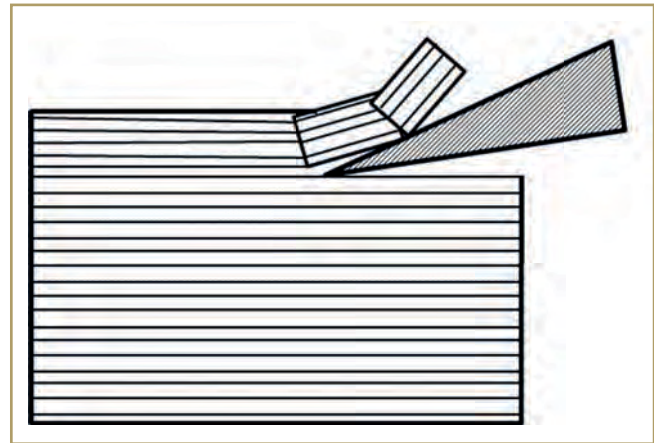


Abb. 2: Schnittrichtung B, Längsschnitt (Fischer, 1978)

Fig. 2: Cutting direction B, longitudinal cut (Fischer, 1978)

$$R_1 = \frac{r \cdot E \cdot B \cdot b \cdot \tan \alpha_1}{2 \cdot l_0} \quad (5)$$

Hierbei bedeutet:

- R_1 – Reibungskraft (unterhalb der Schneide)
- r – Schneidkantenradius
- E – Elastizitätsmodul
- B – Verschleißmarkenbreite
- b – Spanungsbreite
- α_1 – Reibungswinkel an der Freifläche
- l_0 – Entfernung vom Umlenkpunkt des Spanes bis zu dem Punkt an der die Spannung gegen Null geht

b) Kraft zum Abtrennen des Spanes R_2 :

Als Kraft zum Abtrennen des Spanes wird die Kraft bezeichnet, die zum Lösen des Spanmaterials vom Werkstück benötigt wird. Aufgrund der Anisotropie des Holzes entstehen für die unterschiedlichen Schnittrichtungen nach Kivimaa (1952a und b) verschiedene mechanische Belastungsfälle:

Schnittrichtung A

Zum Lösen des Spanes in Schnittrichtung A (siehe Abb. 1) wird angenommen, dass lediglich die Schubfestigkeit des Werkstoffes überwunden werden muss. Die dazu benötigte Kraft wird in Gl. 6 dargestellt.

$$R_{2A} = \tau \cdot h \cdot b \quad (6)$$

Hierbei bedeutet:

- R_{2A} – Kraft zum Abtrennen des Spanes in Schnittrichtung A
- τ – Schubfestigkeit
- h – Spanungsdicke
- b – Spanungsbreite

Schnittrichtung B

In Schnittrichtung B (siehe Abb. 2) wird der angeschnittene Span vom Grundkörper bis zum Materialversagen im Werk-

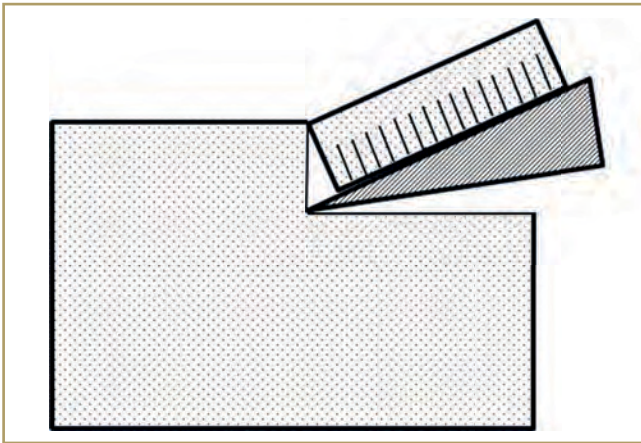


Abb. 3: Schnittrichtung C, Tangentialschnitt (Fischer, 1978)

Fig. 3: Cutting direction C, tangential cut (Fischer, 1978)

stück weggebogen. Aufgrund dieser Annahme wird die Kraft zum Ablösen des Spanes mittels Bruchspannung und Widerstandsmoment berechnet (Gl. 7):

$$R_{2B} = \frac{\sigma_{bB} \cdot b \cdot h^2}{6 \cdot l} \quad (7)$$

Hierbei bedeutet:

- R_{2B} – Kraft zum Abtrennen des Spanes in Schnittrichtung B
- σ_{bB} – Bruchspannung
- b – Spanungsbreite
- h – Spanungsdicke
- l – Vorspaltlänge

Schnittrichtung C

Hingegen wird in Schnittrichtung C (siehe Abb. 3) das Spanmaterial als zusammenhängender Span über die Spanfläche gleitend umgelenkt. Hierbei wird zur Vereinfachung angenommen, dass es zu einem Druckversagen in der oberen Hälfte des Spanungsquerschnittes kommt. Aus diesem Grund wird die Kraft zum Ablösen des Spanes in Schnittrichtung C nach Gl. 8 berechnet:

$$R_{2C} = \frac{\sigma_{bB} \cdot b \cdot h}{2 \cdot \tan(\alpha_2 + \delta)} \quad (8)$$

Hierbei bedeutet:

- R_{2C} – Kraft zum Abtrennen des Spanes in Schnittrichtung C
- σ_{bB} – Bruchspannung
- b – Spanungsbreite
- h – Spanungsdicke
- α_2 – Reibungswinkel an der Spanfläche
- δ – Schnittwinkel

c) Deformationskraft R_3 :

Die Deformationskraft ist die Kraft, die benötigt wird, um den Werkstoff vor der Schneidkante bis zur Bruchinitialisierung in

Schnittrichtung zu deformieren (vgl. Abb. 7 in Fischer, 1978). Da die zu projizierende Fläche zur Komprimierung des Materialgefüges vom Schneidkantenradius und der Kontaktfläche oberhalb und unterhalb der Schneidkante abhängt, wird diese vereinfacht als Rechteck angenommen. Dieses Rechteck besitzt als Länge die Spanungsbreite und als Breite den doppelten Schneidkantenradius. Mit Hilfe des Hookeschen Gesetzes lässt sich die Deformationskraft somit wie folgt beschreiben (Gl. 9):

$$R_3 = \varepsilon_b \cdot E \cdot b \cdot 2 \cdot r \quad (9)$$

Hierbei bedeutet:

- R_3 – Deformationskraft
- ε_b – Bruchstauchung
- E – Elastizitätsmodul
- b – Spanungsbreite
- r – Schneidkantenradius

d) Umlenkraft $m\ddot{y}_1$

Als Umlenkraft wird die Kraft bezeichnet, die benötigt wird, um das gelöste Spanmaterial umzulenken (vgl. Abb. 8 in Fischer, 1978). Das bedeutet, die Späne bzw. die einzelnen Spansegmente sind bereits vom Werkstück gelöst und müssen um den Schnittwinkel umgelenkt werden. Die Masse des umzulenkenden Materials wird durch das Volumen und die Dichte bestimmt. Das Volumen ermittelt sich aus Spanungsbreite, Spanungsdicke und dem zurückgelegten Schnittweg. Unter Berücksichtigung der trigonometrischen Funktionen kann die Umlenkraft nach Gl. 10 berechnet werden:

$$m\ddot{y}_1 = h \cdot b \cdot \rho \cdot v^2 \cdot \tan \delta \quad (10)$$

Hierbei bedeutet:

- $m\ddot{y}_1$ – Umlenkraft
- h – Spanungsdicke
- b – Spanungsbreite
- ρ – Dichte vom Werkstoff
- v – Geschwindigkeit
- δ – Schnittwinkel (Frei- + Keilwinkel)

Diskussion

Durch die Unterteilung des Zerspanungsprozesses in vier Stufen können die einzelnen Einflüsse gut beschrieben werden, jedoch wird dadurch das Beschreibungsmodell mathematisch sehr komplex und zur Maschinenauslegung nur schwer anwendbar. Im Weiteren stellt Fischer fest, dass die Anwendung seines entwickelten analytischen Beschreibungsmodells aufgrund der fehlenden plasto-elastischen Glieder Fehler aufweist. Für eine genaue Beschreibung müssten die für das Modell angenommenen plasto-elastischen Glieder in der Lage sein, neben einer Verschiebung auch eine Verdrehung zu berücksichtigen. Fischer (1978) nimmt an, dass durch die hohen Schnittgeschwindigkeiten die Stufen 1 und 2 zur Kal-

kulation der Schnittkraft zu vernachlässigen sind. Somit kann die Schnittkraft ausreichend genau anhand von Stufe 3 und 4 berechnet werden. Für die Validierung seines Schnittkraftmodells führte *Fischer* (1978) Versuche mit einer werkstoffseitigen Kraftmessung durch. Da jedoch die in der 4. Stufe beschriebene Beschleunigung des Spanes keinen Einfluss auf die am Werkstoff gemessenen Schnittkräfte hat, kann daher auch Stufe 4 vernachlässigt werden. Aus diesen Gründen ist die gemessene Schnittkraft mit der Spanabhebungskraft gleichzusetzen. Aktuelle Schnittkraftversuche mit einer Schnittgeschwindigkeit von rund 7 m/s, sowie Abstraten von 90 kHz und verbesserten dynamischen Eigenschaften der Messkette (hinsichtlich Übertragungsverhalten, Abschwingverhalten und Dämpfung) zeigen Schnittkraftverläufe, bei denen die von *Fischer* vernachlässigten Schwingverhalten aus Stufe 1 und 2 abwechselnd auftreten (*Krenke et al.*, 2014a und b). In der Analyse der höher aufgelösten Schnittkraftmessungen ist festzustellen, dass es bedingt durch die Inhomogenität von Holz nie zu einem stationären Zustand der Bewegungsgleichung kommt. Durch die von *Fischer* (1978) durchgeführte eigene Evaluierung stellte sich heraus, dass das Beschreibungsmodell bis zu einem Schnittwinkel von 60° mit den von *Kivimaa* (1952a und b) experimentell bestimmten Schnittkraftwerten übereinstimmt. Im Weiteren untersuchte *Fischer* (1979 und 1980) auf Basis seines Modells die Reibungskraftkomponente bzw. die Auswirkungen dieser auf die Deformation des Werkstückes. Allerdings wurden die Ergebnisse dieser Untersuchungen nicht in das analytische Beschreibungsmodell aufgenommen. In der Folge untersuchte *Fischer* (1986) die bei der Zerspanung auftretenden Spannungen und Verformungen im Werkstück und konnte für die Hauptschnitttrichtungen allgemeingültige Beschreibungen aufstellen. Er entwickelte aus diesen Ansätzen (*Fischer*, 1978, 1979, 1980 und 1986) ein rechnergestütztes Simulationsmodell für die mechanische Bearbeitung von Holz (*Fischer*, 1989a und b).

Analytisches Schnittkraftmodell nach *Sitkei* (1983)

Prozessbeschreibung

Für dieses mechanisch determinierte Beschreibungsmodell wird angenommen, dass der entstehende Span auf der Spanfläche um den Radius R umgelenkt wird. Dabei muss die Reibung zwischen Spanfläche und Span überwunden werden. Werden die horizontalen und vertikalen Kraftkomponenten sowie die Reibungskraft unter Berücksichtigung der trigonometrischen Rechenvorschriften addiert, ergibt sich die resultierende Kraft F (siehe Abb. 4). Diese ist um den Winkel δ' im kartesischen Koordinatensystem von der vertikalen Achse (Schnitt-Normalrichtung) geneigt. Die Berechnung wird in Gl. 11 dargestellt.

$$\tan \delta' = \frac{\tan \delta + \mu}{1 - \mu \cdot \tan \delta} \quad (11)$$

Hierbei bedeutet:

- δ' – Neigungswinkel
- μ – Reibungsbeiwert
- δ – Schnittwinkel (Frei- + Keilwinkel)

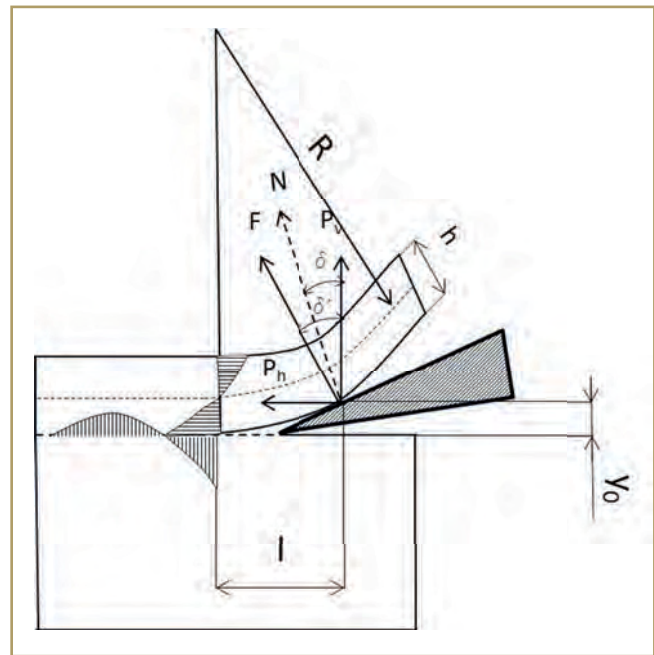


Abb. 4: Kräfte und Spannungsverteilung beim Spanen (*Sitkei*, 1983)

Fig. 4: Forces and stresses at the cutting process (*Sitkei*, 1983)

Die Umlenkung des Spanes erzeugt im Span eine Biegebeanspruchung, deren Spannungsverteilung in tangentialer Richtung des Werkzeugs (Abb. 5) zur Prozessvorschubrichtung verläuft. Jedoch ist diese Spannungsverteilung aufgrund der Anisotropie des Holzes, dessen Zugfestigkeit in Faserrichtung doppelt so groß ist wie die Druckfestigkeit, asymmetrisch. Hierbei verschiebt sich die neutrale Linie in Richtung der Zugbeanspruchung. Aufgrund der durch die Vorschubkraft induzierten Druckspannungen wird die asymmetrische Ausprägung der Spannungsverteilung weiter verstärkt. Die Reibung zwischen Span und Werkzeug sowie die durch die Umlenkung bedingte Biegebeanspruchung in Schnittrichtung, mit dem Abstand l von der Kontaktfläche, verursacht eine Spannungsverteilung in radialer Richtung des Werkzeuges (siehe Abb. 6) zwischen Spanfläche und Span (Gl. 12). Übersteigt die auftretende radiale Zugspannung die Zugfestigkeit des Werkstückwerkstoffes, führt dies zum sogenannten Vorspalten.

$$\sigma_{xr} = k \cdot y \quad (12)$$

Hierbei bedeutet:

- σ_{xr} – Radiale Zugspannung
- k – Deformationsmodul
- y – Deformation

Anhand des sogenannten Boussinesq-Problems aus der Elastizitätstheorie konnte *Timoshenko* (1951) nachweisen, dass das Deformationsmodul k und die Deformation y vereinfacht mittels Druckstempelversuch bestimmt werden kann. So ergibt sich unter der Bedingung, dass die maximale Spannung an der Schneidkante auftritt, die Gl. 13 zur Berechnung der radialen Zugspannung (siehe Abb. 4).

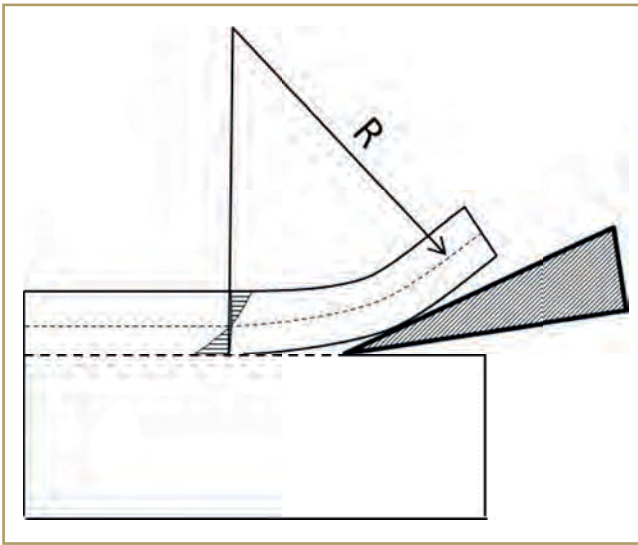


Abb. 5: Tangentiale Spannungsverteilung beim Spanen (nach Sitkei, 1983)

Fig. 5: Tangential stress distribution at the cutting process (adapted from Sitkei, 1983)

$$\sigma_{\tau} = -\frac{k \cdot P_v \cdot (1 + \beta \cdot l)}{2 \cdot \beta^3 \cdot E \cdot I} \quad \text{mit } \beta = \sqrt{\frac{k}{4 \cdot E \cdot I}} \quad \text{und } k = -\frac{4 \cdot E}{(1 - \nu^2) \cdot d} \quad (13)$$

Hierbei bedeutet:

- σ_{τ} – Radiale Zugspannung
- k – Deformationsmodul
- P_v – Vertikale Komponente der Kraft F
- l – Horizontaler Abstand der vertikalen Kraftkomponente vom Spanungsnullpunkt
- E – Elastizitätsmodul in radialer Richtung
- I – Trägheitsmoment des Spanes
- ν – Poissonsche Konstante

Aufgrund der Berücksichtigung der Druckbeanspruchung in der Biegespannungsverteilung, die in tangentialer Richtung des Werkzeugs verläuft, wird zur Berechnung der Kraft für die Spanabhebung ein Gleichgewicht der Biegemomente in radialer und tangentialer Richtung des Werkzeugs angenommen (Gl. 14).

$$M = \sum P_v \cdot l + \sum P_h \cdot y_0 = \sigma_z \cdot W \quad (14)$$

Hierbei bedeutet:

- M – Biegemoment
- P_v – Vertikale Komponente der Kraft F
- P_h – Horizontale Komponente der Kraft F
- l – Horizontaler Abstand der Angriffspunkte der Kraftkomponenten vom Spanungsnullpunkt
- y_0 – Vertikaler Abstand der Angriffspunkte der Kraftkomponenten vom Spanungsnullpunkt

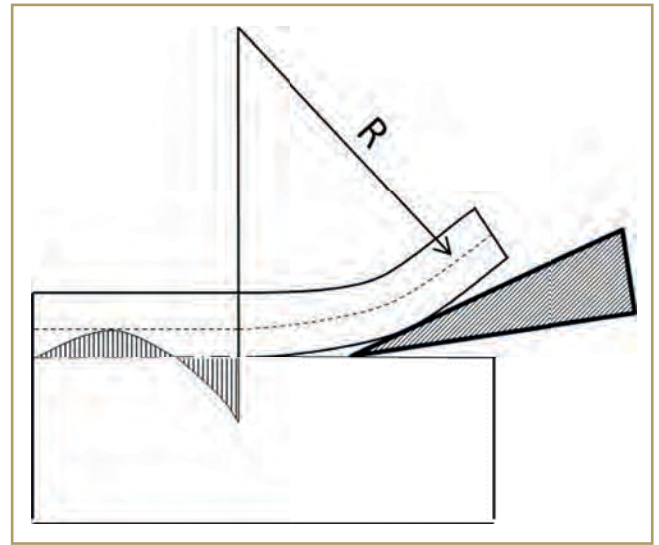


Abb. 6: Radiale Spannungsverteilung beim Spanen (nach Sitkei, 1983)

Fig. 6: Radial stress distribution at the cutting process (adapted from Sitkei, 1983)

■ σ_z – Zugspannung des Spanes

■ W – Widerstandsmoment

Bedingt durch die Anisotropie des zu zerspanenden Werkstoffes und der daraus resultierenden Verschiebung der neutralen Linie, können das Widerstandsmoment und die relative Dehnung nicht nach den bekannten Beziehungen berechnet, sondern müssen nach Gl. 15 und 16 bestimmt werden.

$$\varepsilon = \frac{h}{5 \cdot R} \quad (15)$$

$$W = \frac{b \cdot h^2}{10} \quad (16)$$

Hierbei bedeutet:

- ε – Relative Dehnung
- h – Spanungsdicke
- R – Deformationsradius des Spanes
- W – Widerstandsmoment
- b – Spanungsbreite

Unter Berücksichtigung der Gl. 15 und 16 lassen sich aus Gl. 14 die Komponenten der Schnittkraft für einen idealen Schneidkeil in vertikaler (Gl. 17) und in horizontaler Richtung (Gl. 18) berechnen. Da die Schneidkante in der Praxis immer eine Verrundung aufweist, muss jedoch eine zusätzliche Reibungskraft in horizontaler Richtung, abhängig von der Schneidkante und der Spanungsbreite, überwunden werden (Gl. 19).

$$P_v = \frac{1}{f(\mu, \delta)} \cdot \frac{E \cdot b}{50} \cdot \left(\frac{h}{R}\right)^2 \cdot h \quad (17) \quad (17)$$

$$P_h = \frac{\tan \delta'}{f(\mu, \delta)} \cdot \frac{E \cdot b}{50} \cdot \left(\frac{h}{R}\right)^2 \cdot h \quad (18)$$

$$P_h = s \cdot \sigma_d + \frac{\tan \delta'}{f(\mu, \delta)} \cdot \frac{E \cdot b}{50} \cdot \left(\frac{h}{R}\right)^2 \cdot h \quad (19)$$

$$\text{mit } f(\mu, \delta) = \sin(\delta \cdot (1 - \mu \cdot \tan \delta)) + \left(\sin \delta - \frac{x_0}{R}\right) \cdot \tan(\delta \cdot (\tan \delta + \mu))$$

Hierbei bedeutet:

- P_v – Vertikale Komponente der Kraft F
- μ – Reibungsbeiwert
- δ – Schnittwinkel
- E – E-Modul in radialer Richtung
- b – Spannungsbreite
- h – Spannungsdicke
- R – Deformationsradius des Spanes
- P_h – Horizontale Komponente der Kraft F
- δ' – Neigungswinkel der Kraft F zur vertikalen Richtung
- s – Stärke der Schneidkante
- σ_d – Druckfestigkeit des Werkstückmaterials

Wird die horizontale Kraftkomponente P_h , die der Schnittkraft entspricht, durch die Spannungsbreite b dividiert, ergibt sich daraus die spannungsbreitenbezogene Schnittkraft. Eine weitere Spezifizierung der Schnittkraft auf die Spannungsdicke h bringt die heute übliche spezifische Schnittkraft k_c (Gl. 20).

$$k_c = \frac{P_h}{b \cdot h} \quad (20)$$

Diskussion

Das hier vorgestellte mechanische Schnittkraftmodell nach Sitkei (1983) ist für lineare Schnittprozesse mittels keilförmiger Schneide ohne Neigungs- und Anstellwinkel (siehe Teil 1 dieser Veröffentlichung, Krenke et al., 2014c) gültig. Dieser Modellansatz wurde von Csanády und Magoss (2013) für verschiedene Untersuchungen modifiziert und weiterentwickelt. Für diese Gleichungen wird jedoch vorausgesetzt, dass der Deformationsradius des Spanes bzw. der Abstand der radialen Deformation zur Kontaktfläche des Spanes und der Spanfläche bekannt sind. Allerdings weisen die Autoren drauf hin, dass diese Variablen nicht bestimmt werden können. Aus diesem Grund werden mittels einer physikalisch determinierten Beschreibung der Spandeformation sowohl für nicht fließfähige, als auch fließfähige Materialien Lösungsansätze diskutiert. Dabei soll zum einen das Verhältnisse von Schnittdicke zum Deformationsradius für fließfähiges Material hergeleitet werden. Zum anderen soll das Verhältnis von horizontalem Abstand der auftretenden Spannungen zur Schneidkante zum Deformationsradius bestimmt werden. Allerdings weisen die Vergleiche zwischen den Messwerten und den theoretisch ermittelten Werten starke Abweichungen auf. Diese werden jedoch nicht näher analysiert bzw. Auswirkungen der gewählten Vereinfachungen auf das theoretische Ergebnis nicht weiter diskutiert. Während Sitkei (1983) sowie Csanády und Magoss (2013) zu Beginn der Analyse des Zerspanungsprozesses auf

dieses Problem hinweisen, wird in der Entwicklung bzw. Weiterentwicklung des Modells nur die Anisotropie in Faserlängsrichtung berücksichtigt. Im Weiteren wurde in diesem Modellansatz die Bestimmung der spezifischen Schnittkraft diskutiert.

Analytisches Schnittkraftmodell nach Atkins (2003)

Im Gegensatz zu den bislang vorgestellten analytischen Schnittkraftmodellen entwickelte Atkins (2003) sein Beschreibungsmodell zunächst für den Metallbereich und somit für einen isotropen und homogenen Werkstoff. Anschließend wurde die Anwendung dieses Modellansatzes vom Autor auf anisotrope Werkstoffe erweitert (Atkins, 2009). Dabei blieb die ursprüngliche Grundidee des Beschreibungsmodells bei der Übertragung auf anisotrope Werkstoffe erhalten. Für die Entwicklung des mechanischen Beschreibungsmodells von Trennvorgängen unterstellt Atkins dem Ablöseprozess ein mechanisches Einzelgrenzflächen-Schermodell (single shear plane model) mit Coulombscher Reibung (Abb. 7). Dieses Modell wurde ursprünglich von Piispanen (1937) entwickelt und unter anderem von Cook et al. (1954) und Mallock (1981) vervollständigt. Im Schnittkraftmodell von Atkins wird außerdem angenommen, dass für die Überwindung der konstanten Deformation eine signifikante Oberflächenarbeit geleistet werden muss. Diese Oberflächenarbeit setzt sich aus der plastischen Verformungsarbeit entlang der Scherebene, der Kraft zum Überwinden der Reibung zwischen Werkzeug und Span, sowie der Brucharbeit zusammen (Gl. 21).

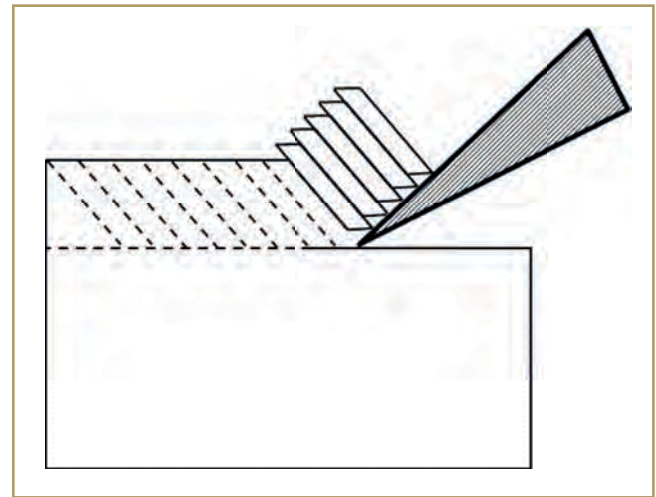


Abb. 7: Einzelgrenzflächen-Schermodell nach Piispanen (Atkins, 2003)

Fig. 7: Piispanen's single shear plane model (Atkins, 2003)

$$F_c \cdot V = (\tau_y \cdot \gamma) \cdot (t_0 \cdot w \cdot V) + [F_c \cdot \sec(\beta - \alpha) \cdot \sin \beta] \cdot \frac{V \cdot \sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} + R \cdot w \cdot V \quad (21)$$

Hierbei bedeutet:

- F_c – Horizontale Zerspankraftkomponente (Schnitt- bzw. Vorschubkraft)
- V – Schnittgeschwindigkeit

- τ_y – Schubfließgrenze
- γ – Schubverformung
- t_0 – Spanungsdicke
- w – Spanungsbreite
- β – Reibungswinkel
- α – Spanwinkel
- φ – Orientierung der Scherebene
- R – Spezifische Brucharbeit

Zum besseren Verständnis werden die einzelnen Terme aus Gl. 21 einzeln erläutert, obwohl diese beim Spanen gleichzeitig auftreten. Der Autor stellt in der Gesamtgleichung einen Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Schnittkraft dar. Dies ist jedoch ausschließlich mittels einer Erweiterung der Gesamtgleichung durch die Schnittgeschwindigkeit umgesetzt.

Plastische Verformungskraftkomponente

Das Werkzeug greift über die Spanungsbreite (Breite der im Eingriff befindlichen Schneide) in das Werkstück, mit der Spanungsdicke als vertikalem Abstand zwischen der bisherigen zur neu entstehenden Oberfläche am Werkstück (Abb. 7), ein. Aufgrund des Vorschubes des Werkzeuges wird das Spanmaterial elastisch und plastisch auf Druck beansprucht und verformt. Dem entgegen steht jedoch die Steifigkeit des Werkstoffmaterials. Aus mechanischer Sicht kann so die aus der Steifigkeit des Materials resultierende Kraft gegen die Verformung als eine der Vorschubkraft der Schneide entgegengesetzte resultierende Kraft betrachtet werden. Diese liegt jedoch nicht auf gleicher horizontaler Ebene wie die Trennebene, sondern befindet sich an der Werkstückoberfläche. Aufgrund der Massenerhaltung bzw. dem Zusammenhalt des Spangefüges kommt es zu einer Schubdeformation. Diese Schubdeformation wird durch das vertikale Verdrängen des vom Werkstück gelösten Spanes durch das Werkzeug und den noch bestehenden Verbindungen des Gefüges im Spanmaterial verstärkt. Die für diese plastische Verformung benötigte Kraftkomponente wird in der Gl. 22 dargestellt:

$$F_v \cdot V = (\tau_y \cdot \gamma) \cdot (t_0 \cdot w \cdot V) \quad (22)$$

Hierbei bedeutet:

- F_v – Plastische Verformungskraftkomponente
- V – Schnittgeschwindigkeit
- τ_y – Schubfließgrenze
- γ – Schubverformung
- t_0 – Spanungsdicke
- w – Spanungsbreite

Reibungskraftkomponente

Bei der vertikalen Verdrängung des Spanmaterials kommt es auf der Spanfläche des Werkzeuges zum Abgleiten des vom Werkstück abgelösten Spanes und dadurch zur Reibung. Diese wird beeinflusst durch die Oberflächentopografie sowie den Anpressdruck des Spanes auf das Werkzeug und die Vorschubbewegung. Die Kraftkomponente zum Überwinden der Reibung ist vom Spannungswinkel, der Orientierung der

Scherebene, der Schnittgeschwindigkeit und dem Reibungskoeffizienten abhängig (Gl. 23):

$$F_r \cdot V = [F_c \cdot \sec(\beta - \alpha) \cdot \sin \beta] \cdot \frac{V \cdot \sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (23)$$

Hierbei bedeutet:

- F_r – Reibungskraftkomponente
- V – Schnittgeschwindigkeit
- F_c – Horizontale Zerspankraftkomponente (Schnitt- bzw. Vorschubkraft)
- β – Reibungswinkel
- α – Spanwinkel
- ϕ – Orientierung der Scherebene

Brucharbeit

Die Brucharbeit beschreibt den Kraftkomponentenanteil der benötigt wird, um das eigentliche Trennen des Spanes zu bewerkstelligen. Da sowohl die Druck- als auch die Schubfestigkeit überwunden werden müssen, und dies von materialspezifischen Parametern abhängt, wurde dies in der spezifischen Brucharbeit zusammengefasst. Die Kraftkomponente wird zusätzlich von der Schnittgeschwindigkeit und der Schnittbreite beeinflusst (Gl. 24):

$$F_b \cdot V = R \cdot w \cdot V \quad (24)$$

Hierbei bedeutet:

- F_b – Bruchkraft
- V – Schnittgeschwindigkeit
- w – Spanungsbreite
- R – Spezifische Brucharbeit

Diskussion

Im Gegensatz zu den beiden anderen vorgestellten Beschreibungsmodellen ist dieses Modell ursprünglich für homogene, isotrope Materialien entwickelt worden. Dieses setzt eine einheitliche Spanbildung für alle Schnittrichtungen voraus. Dies ist jedoch bei anisotropen, inhomogenen Materialien nicht der Fall. Das dem Modell zugrunde liegende Einzelgrenzflächen-Schermodell ist bei der Beschreibung des Trennprozesses für Vollholz ohne Einschränkung lediglich bei einem Hirschnitt (Schnittrichtung A II, nach Kivimaa, 1950) anwendbar. Zusätzlich könnte das zugrunde gelegte Modell mit Einschränkungen auch für die Zwischenrichtung ABA nach Kivimaa (1950) verwendet werden. Jedoch kann die Spanentstehung nahe der Schnittrichtung B (nach Kivimaa, 1950) nicht mehr durch ein Einzelgrenzflächen-Schermodell beschrieben werden.

Atkins (2003) weist bereits darauf hin, dass neben seinem gewählten Ansatz geeignetere Schermodelle zur Beschreibung von Trennprozessen verfügbar wären. Ein weiteres Problem bei der Anwendung dieses Schnittkraftmodells ergibt sich aus den bisher nur unzureichend bereitgestellten Kennwerten für die spezifische Brucharbeit bei anisotropen Werkstoffen.

Gegenüberstellung der unterschiedlichen Schnittkraftmodelle

Alle drei analytischen Beschreibungsmodelle sind auf zwei unterschiedliche mechanische Basismodelle zurückzuführen. So wurde das Modell nach *Fischer* (1978) auf Basis der d'Alembertschen Bewegungsgleichung entwickelt. Da diese Bewegungsgleichung aus mathematischer Sicht mehrere mögliche Lösungen aufweist, muss der Zerspanungsprozess in verschiedene Phasen unterteilt werden. Hierbei entspricht jeweils eine Phase einer mathematischen Lösung. Im Gegensatz dazu verwendet *Sitkei* (1983) als Basis ein Beschreibungsmodell auf Grundlage von Druck- und Biegespannungen. Demgegenüber entwickelt *Atkins* (2003) sein Beschreibungsmodell auf Basis des entstehenden Spanes, bei dem es aufgrund der hohen Festigkeit und Steifigkeit des Werkstückes zu Schubverformungen kommt. Zudem wird der Span aufgrund des Scherversagens vom Werkstück gelöst. Da diese mechanischen Spannungsmodelle (Druck-, Biege-, Scherspannungen) jedoch nicht schwingungsabhängig sind, muss vorausgesetzt werden, dass die Spanabhebung im stationären Prozess abläuft. Aus diesem Grund können ausschließlich quasi-kontinuierliche Spanabhebungen verglichen werden. Die Ansätze von *Atkins* (2003) und *Sitkei* (1983) sind nicht ohne Weiteres kompatibel, da das Modell von *Sitkei* auf einer vorrangigen Biegebeanspruchung und das Modell von *Atkins* auf einer Scherbeanspruchung beruht. Hingegen berücksichtigt *Fischer* (1978) mit seinem mechanischen Beschreibungsmodell beide Beanspruchungsfälle der Ansätze von *Atkins* (2009) und *Sitkei* (1983) bzw. *Csanády und Magoss* (2013).

Resümee und Ausblick

Die vorgestellten und diskutierten analytischen Beschreibungsmodelle des Zerspanungsprozesses sind zur Darstellung der Einflüsse der materialspezifischen Parameter auf den Zerspanungsprozess und den Auswirkungen des Prozesses auf das Werkstück sehr gut geeignet. Aufgrund der teilweise fehlenden Parameter bzw. ihrer mathematischen Komplexität sind diese in der Praxis nicht bzw. nur sehr eingeschränkt anwendbar. Desweiteren wird die Genauigkeit der theoretischen Ergebnisse aufgrund der getroffenen Vereinfachungen signifikant verschlechtert. Aus diesen Gründen werden neue Optimierungs- bzw. Modellierungsbeschreibungen mittels semi-empirischer Modelle entwickelt (*Gottlöber*, 2003a und b; *Fischer und Gottlöber*, 2005). Im dritten Teil des Reviews sollen anhand der bereits vorgestellten analytischen und empirischen Modelle mögliche semi-empirische mechanische Beschreibungsansätze diskutiert werden. Im Anschluss daran sollen aus dieser Diskussion die Grundlagen für ein in der Praxis anwendbares Modell vorgeschlagen werden.

Danksagung

Das diesem Artikel zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln der Europäischen Union, des Europäischen Fonds für regionale Entwicklung (EFRE) und dem Land Niederösterreich,

Abteilung Wirtschaft, Tourismus und Technologie, gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Literatur

Atkins AG (2003) *Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: quantitative explanations for some longstanding problems*. *International Journal of Mechanical Science* 45: 373-396

Atkins T (2009) *The Science and Engineering of Cutting*. Butterworth-Heinemann, Amsterdam

Csanády E, Magoss E (2013) *Mechanics of Wood Machining*. 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg

Cook NH, Finnie I, Shaw Mc (1954) *Discontinuous chip formation*. *Transactions of the ASME* 76: 53-62

Ettelt B, Gittel H-J (2004) *Sägen, Fräsen, Hobeln, Bohren – Die Spanung von Holz und ihre Werkzeuge*. 3. Auflage, DRW-Verlag, Leinfelden-Echterdingen

Fischer R (1978) *Ein Beitrag zur Mechanik des Spanungsvorganges nicht fließfähiger Werkstoffe am Beispiel von Holz*. *holztechnologie* 19: 75-80

Fischer R (1979) *Orientierende Versuche zur Reibung beim Schneiden von Holz*. *holztechnologie* 20: 111-115

Fischer R (1983) *Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz und ein Beitrag zur Modellierung der Abstumpfung von Holzbearbeitungswerkzeugen*. *holztechnologie* 24: 70-72

Fischer R (1989a) *Die rechnergestützte Simulation von Vorgängen der mechanischen Bearbeitung von Holzwerkstoffen – Teil 1: Konzept für ein physikalisch determiniertes Modell*. *holztechnologie* 30: 89-92

Fischer R (1989b) *Die rechnergestützte Simulation von Vorgängen der mechanischen Bearbeitung von Holzwerkstoffen – Teil 2: Erste Fassung eines Rechnerprogrammes zum maschinenlosen Experimentieren an der Wirkpaarung Schneide/Werkstoff*. *holztechnologie* 30: 281-282

Fischer R, Gottlöber C (2005) *Grundlagen der Optimierung von Spanungsprozessen an Holz und Holzwerkstoffen*. – In: *holztechnologie* 46: 44-51

Fischer R, Knüpfner W, Regensburger K (1980) *Orientierende Versuche zur Deformation beim Schneiden von Holz*. *holztechnologie* 21: 49-54

Gottlöber C (2003) *Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung – Teil 1: Motivation und Prozessanalyse*. *HOB Die Holzbearbeitung* 50: 55-57

Gottlöber C (2003) *Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung – Teil 2: Darstellung des Optimierungssystems*. *HOB Die Holzbearbeitung* 50: 66-70

Kivimaa E (1950) Cutting force in woodworking. *Valtion Teknillisten Tutkimuslaitoksen Julkaisu* 18: 102

Kivimaa E (1952a) Die Schnittkraft in der Holzbearbeitung. *Holz als Roh- und Werkstoff* 10: 94-108

Kivimaa E (1952b) Was ist die Abstumpfung der Holzbearbeitungswerkzeuge? *Holz als Roh- und Werkstoff* 10: 425-428

Kivimaa E, Kovanen M (1953) Microsharpening of veneer lathe knives. Translation, Commonwealth of Australia CSIRO (1985), No. 3907 (Transl. from Valtion teknillinen tutkimuslaitos. Tiedotus No. 126, pp 21)

Krenke T, Frybort S, Müller U (2014a) A new method of dynamic 3D-cutting force analysis of wood. In: *Proceedings of the SWST International Convention in Zvolen*

Krenke T, Frybort S, Müller U (2014b) Cutting force measurements of spruce. *Unpublished results*

Krenke T, Frybort S, Müller U (2014c) Review: Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz – Teil 1. *holztechnologie* 55 (4): 38-45

Mallock A (1981) The action of cutting tools. *Proceedings of Royal Society*

Pahlitzsch G (1962) Internationaler Stand der Forschung auf dem Gebiet des Sägens. *Holz als Roh- und Werkstoff* 20: 381-392

Pahlitzsch G (1966) Internationaler Stand der Forschung auf dem Gebiet des Hobelns und des FräSENS von Holz und Holzwerkstoffen. *Holz als Roh- und Werkstoff* 24: 579-593

Piispanen V (1937) Eripaines Teknilliseslä Aikakauslehdeslä 27. Übersetzt in *Journal of Applied Physics* (1948)

Sitkei G (1983) Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz. *holztechnologie* 24: 67-72

Taylor FW (1907) On the Art of Cutting Metals. *Transactions ASME* 28: 31-350

Timoshenko S, Goodier J (1951) *Theory of Elasticity*. New York, McGraw-Hill – Engineering societies monographs

Viktor H (1917) Beitrag zur Kenntnis der Schnitkräfte. Hannover, T.H.

Autoren

Dipl.-Ing. Thomas Krenke studierte bis 2011 Verfahrenstechnik mit Spezialisierung auf Holz- und Faserwerkstofftechnik an der Technischen Universität Dresden. Seit 2012 ist er als wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH, A-3430

Tulln, Österreich, Konrad-Lorenz-Straße 24, tätig. Gleichzeitig ist er Dissertant am Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe am Department für Materialwissenschaften und Prozesstechnik an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien. t.krenke@kplus-wood.at

Dipl.-Ing. Dr. Stephan Frybort, Jahrgang 1978, studierte Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien. Seit 2013 ist er als Senior Researcher bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH tätig.

M.Sc. Alejandro Martinez-Conde Lopez Science in Industrial Engineering an der Technical University of Castilla-La Mancha, Ciudad Real, Spanien. Von 2012 bis 2013 war er wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der Dascanova GmbH. Seit 2014 absolviert Martinez-Conde ein Doktoratsstudium an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien.

Priv.-Doz. Dr. Ulrich Müller, Jahrgang 1967, studierte nach einer Tischlerlehre Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur Wien (BOKU) und war nach einer Tätigkeit in der Holzindustrie als Universitätsassistent am Department für Materialwissenschaften, Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe, an der BOKU und als Key Researcher im Kompetenzzentrum Wood K plus beschäftigt. Von 2006 bis 2013 war Müller als Key Researcher und Bereichsleiter der Area Massivholz und Holzverbundwerkstoffe bei Wood K plus tätig. 2013 ist er an die BOKU als Assistent an das Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe zurückgekehrt, ist aber durch zahlreiche Projektaktivitäten weiterhin mit Wood K plus eng verbunden.

ABSTRACT

Review:

State of the art of cutting force examinations of wood Part 2

Since the middle of the 20th century several studies concentrate on the mathematical description of the cutting process of wood. In order to resolve this problem, empirical as well as analytical approaches were applied. Despite extensive research until now still no practical as well as a complete description of the interaction process of wood cutting exists. For this reason the aim of the following work is bringing together different approaches to develop an accurate and yet user-friendly explanation of cutting forces in wood, likewise in the metal working industry. The first part dealt with the geometric principals of the cutting process. Furthermore previously developed models, especially empirical models, were presented. In this part of the work the state of the art of analytical approaches for the description of cutting models are presented and their applicability on wood is discussed.

Keywords: Cutting force model, empirical, analytical, wood

Review:

Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz

Teil 3

Thomas Krenke, Stephan Frybort, Alejandro Martinez-Conde Lopez, Ulrich Müller

Seit Mitte des 20. Jahrhunderts wird an der Entwicklung eines Modells zur Beschreibung des Wirkprozesses für die spanende Holzbearbeitung gearbeitet. Die jeweiligen Ansätze (empirisch, analytisch, statistisch, numerisch und semi-empirisch) sind jedoch aufgrund der hohen Anzahl an Einflussfaktoren bzw. der nicht vorhandenen Parameter nicht oder nur sehr eingeschränkt in der Praxis anwendbar. Aus diesem Grund werden in den drei Teilen dieser Publikationsreihe die unterschiedlichen Ansätze vorgestellt und kritisch diskutiert. Darauf aufbauend wird, in Anlehnung an das praxistaugliche Schnittkraftmodell aus der Metallindustrie, ein Grundkonzept für ein anwendungsfreundliches Schnittkraftmodell mit verschiedenen Lösungsansätzen vorgeschlagen.

Schlüsselwörter: Schnittkraftmodell, statistisch, numerisch, semi-empirisch, Holz

Einleitung

Trotz des hohen Umfangs an Publikationen zur Modellierung und Optimierung der mechanischen Trennvorgänge von Holz und Holzwerkstoffen konnte der Zerspanungsprozess mit seinen vielen Einflussparametern noch nicht grundlegend verstanden werden. Daraus ergibt sich, dass dieser bisher auch noch nicht mit allgemein gültigen mathematischen Beziehungen beschrieben werden konnte. Die im ersten Teil dieser Publikation (Krenke *et al.*, 2014) vorgestellten empirischen Modellansätze beinhalten zwar die prozesstechnischen Einflüsse, wie z. B. Spandicke oder Spanungsbreite, jedoch werden materialspezifische Einflüsse nur als beschreibende Bedingungen angeführt. Das bedeutet, dass diese materialspezifischen Einflüsse für die Generierung des Modelles als konstant betrachtet werden. Strenggenommen ergibt sich daraus, dass für jede Veränderung am Prozess oder am Werkstück ein neuer Versuch durchgeführt werden muss. Auf Basis dieser Ergebnisse müssen wiederum die Parameter erneut für das empirische Beschreibungsmodell abgeleitet werden. Außerdem bleibt fest zu halten, dass durch diese Herangehensweise kein verbessertes Verständnis zum Wirkprozess gewonnen wird (Krenke *et al.*, 2014). Ausgehend von dem Problem, dass die empirischen Modelle nicht allgemeingültig und anwendbar sind, wurde versucht, den Prozess an Hand von physikalisch determinierten Formeln allgemein gültig zu beschreiben. Diese analytischen Be-

schreibungsansätze wurden im zweiten Teil dieser Publikation (Krenke *et al.*, 2015) vorgestellt. Sie berücksichtigen in ihren Ansätzen zwar die Werkzeug-, Werkstück- und Prozesseinflüsse (Krenke *et al.*, 2015), sind jedoch aufgrund ihrer mathematischen Komplexität, der teilweise fehlenden Parameter (Fischer, 1978) und der teilweise fehlenden Berücksichtigung der anisotropen Eigenschaften des Holzes nicht oder nur bedingt anwendbar.

Ein weiterer Ansatz ist der Versuch, den Prozess mit statistischen und numerischen bzw. semi-empirischen Ansätzen abzubilden. Diese Ansätze sollen in diesem Teil der Publikation vorgestellt und diskutiert werden. Anschließend soll auf Basis der diskutierten Stärken und Schwächen der einzelnen Beschreibungsmodelle ein Grundkonzept für ein anwendbares Beschreibungsmodell abgeleitet und vorgestellt werden. Ähnlich wie in der Metallindustrie soll dieses zur Schnittkraftabschätzung für Maschinen- und Werkzeugauslegung anwendbar sein. Dieses Beschreibungsmodell soll die in der Literatur schon identifizierten und als relevant eingestuften Einflussfaktoren als Parameter berücksichtigen. Die vorhandenen Beschreibungsansätze verdeutlichen jedoch bereits die Komplexität des Prozesses. Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit ein Grundkonzept mit verschiedenen Lösungsansätzen diskutiert. Die genaue mathematische Formulierung, bzw. die Bestimmung der einzelnen

Therme, kann nur in weiteren Forschungsarbeiten und durch die Zusammenarbeit der unterschiedlichen Forschungseinrichtungen in diesem Themengebiet bestimmt werden.

Schnittkraftmodelle

Die im ersten Teil dieser Publikationsreihe vorgestellten empirischen Modellansätze versuchen den Spanvorgang auf Basis wissenschaftlicher Erfahrungen, die aus einer Vielzahl von Experimenten gewonnen wurden, zu beschreiben. Allerdings werden die Materialeinflüsse für die empirischen Berechnungsgleichungen der Schnittkraft nur als Indizes berücksichtigt (beispielsweise Kivimaa, 1950, 1952a und b; Pahlitzsch, 1962 und 1966; Ettelt und Gittel, 2004). Die im zweiten Teil dieser Publikation vorgestellten analytischen Modellansätze versuchen hingegen den Spanungsprozess mittels physikalisch begründbaren Gesetzmäßigkeiten zu beschreiben. Diese basieren auf geometrischen bzw. verfahrenstechnischen Betrachtungen, aufbauend auf materialtheoretischen Überlegungen und prozesstechnischen Auswirkungen auf den Werkstoff, das Werkzeug und den Wechselwirkungen zwischen Werkstück und Werkzeug, sowie der Spanbildung (Fischer, 1978; Sitkei, 1983; Atkins, 2003 und 2009).

Jedoch zeigen verschiedene Veröffentlichungen (Fischer, 1978; 1989a und b; Sitkei, 1983; Krenke, 2014), dass diese Modelle aufgrund der fehlenden Parameter bzw. der mathematischen Komplexität nicht anwendbar sind.

Statistische Schnittkraftmodelle

Bei den statistischen Schnittkraftmodellen soll der funktionale Zusammenhang zwischen den signifikanten Einflussgrößen und der Schnittkraft mittels statistischer Modelle beschrieben werden. Hierfür muss der Zerspanungsprozess mit den verschiedensten Prozess- und Materialbedingungen simuliert werden. Im Anschluss an die Versuche werden mittels statistischer Analyseverfahren die signifikanten Einflussgrößen identifiziert sowie der funktionale Zusammenhang zwischen der Schnittkraft und der signifikanten Parameter ermittelt. Hierbei gibt es eine Verbindung zwischen den mathematischen Zusammenhängen, bzw. der Komplexität des funktionalen Zusammenhangs sowie den Grenzwerten, zum gewählten statistischen Modellierungsansatz. Zusätzlich wird versucht über sogenannte Modell Anpassungen den Prozess mit so wenig signifikanten Einflussparametern wie möglich bei minimalen Residuen abzubilden. So stellte Axelsson et al. (1993) ein nichtlineares, multivariablen Schnittkraftmodell in Abhängigkeit von acht Parametern vor (Gl. 1). Zum besseren Verständnis, sowie zur Erleichterung der Diskussion der einzelnen Modelle untereinander, wurden die ursprünglich angegebenen Formelzeichen beider Modelle durch allgemein gebräuchliche Formelzeichen ersetzt.

$$F_c = -7,37 + a_p(0,38 \cdot D - 224,5 \cdot \gamma_F) + 15,61 \cdot \varphi_v - 2,6 \cdot \varphi_v^2 + 1,31 \cdot \rho + 0,2 \cdot v_c + m_c(0,3 \cdot \varphi_v - 0,1 \cdot T) \quad (1)$$

Hierbei bedeutet:

- F_c – Schnittkraft
- a_p – Spandicke

- D – Durchschnittliche Holzdicke für Pinus sylvestris bei 8 % Holzfeuchte
- γ_F – Spanwinkel
- ϕ_v – Winkel zwischen Schnittgeschwindigkeitsvektor und Faserwinkel
- ρ – Schneidkantenverschleiß
- v_c – Schnittgeschwindigkeit
- m_c – Holzfeuchtigkeit
- T – Holztemperatur

Hingegen stellte Porankiewicz et al. (2011) für die gleichen acht Parameter folgenden Zusammenhang dar (Gl. 2).

$$F_c = \frac{[224914,765 + 6,411 \cdot 10^{-5} \cdot \cos(\varphi_v - 0,04709)] \cdot a_p^{18,90097} \cdot \gamma_F^{1,17260} \cdot \gamma_F^{215734} \cdot \rho^{-0,05021} \cdot v_c^{-0,07183} \cdot D^{2,43628}}{[0,99865 - e^{(m_c \cdot 6,883 \cdot 10^{-3})}] \cdot (-27269,686 - e^{(T \cdot 0,02962)})} + \frac{[2,57193 + 10,57092 \cdot \sin(\varphi_v + 0,0955)] \cdot a_p^{0,15203} \cdot \gamma_F^{0,4157} \cdot \gamma_F^{0,17439} \cdot \rho^{0,23563} \cdot v_c^{0,19396} \cdot D^{1,21835}}{(-0,57335 - e^{(m_c \cdot (-0,24134))}) \cdot (-878,18 - e^{(T \cdot 0,01668)})} + 27,65757 \quad (2)$$

Hierbei bedeutet:

- F_c – Schnittkraft
- a_p – Spandicke
- D – Durchschnittliche Holzdicke für Pinus sylvestris bei 8 % Holzfeuchte
- γ_F – Spanwinkel
- ϕ_v – Winkel zwischen Schnittgeschwindigkeitsvektor und Faserwinkel
- ρ – Schneidkantenverschleiß
- v_c – Schnittgeschwindigkeit
- m_c – Holzfeuchtigkeit
- T – Holztemperatur

Diskussion

Aufgrund einer fehlenden Validierung der beiden Modelle kann keine Aussage bezüglich der Güte des jeweiligen Modells getroffen werden. Trotz der hohen Anzahl an signifikanten Einflüssen, als auch deren Wechselwirkungen, ist es möglich, ein Modell zu entwickeln. Dieses Modell beschreibt jedoch lediglich die untersuchten Zerspanungsbedingungen. Daraus ergibt sich auch, dass hier keine Allgemeingültigkeit vorliegt. Das bedeutet, das abgeleitete Modell beschreibt zwar den Zusammenhang zwischen Schnittkraft und den getesteten Parametern aus dem jeweiligen Versuch, ist jedoch nicht geeignet um auftretende Schnittkräfte bei geänderten Bedingungen vorherzusagen. Wie auch bei den empirischen Modellen ist daher für die Entwicklung eines allgemeingültigen statistischen Modells eine Unzahl von Untersuchungen erforderlich. Mit statistischen Modellen können die Auswirkungen des Prozesses auf das Werkstück sowie auf das Werkzeug weder abgeleitet noch untersucht werden und ermöglichen daher kein besseres Verständnis vom Trennprozess. Das bedeutet, man kann weder den Prozess bzw. das Werkzeug hinsichtlich Energieeffizienz (z. B. Reibungsminimierung) noch hinsichtlich Werkstoffqualität optimieren. Zur Werkstoffqualitáteinschätzung würde sich z. B. eine sogenannte mechanisch geschwächte Grenzfläche (Mechanical weak boundary layer (Dunky und Niemz, 2002)) eignen. Auf und kurz unterhalb der Werkstückoberfläche kommt es durch die zuvor durchgeführten Trennprozesse zu einer Zerstörung bzw. Schädigung des Materialgefüges.

Numerische Schnittkraftmodelle

Als numerische Schnittkraftmodelle werden Berechnungsansätze bezeichnet, die das Werkstoffverhalten, die Belastungen und/oder den Prozess unter Verwendung von approximativen Berechnungsverfahren simulativ untersuchen. Hierfür müssen jedoch die zu untersuchenden Objekte zunächst geometrisch sowie physikalisch beschrieben und die Belastungs- und Randbedingungen definiert werden. Fischer (1989a und b) entwickelte ein rechnergestütztes Simulationsprogramm zur Betrachtung der Schneidenverrundung. Darin werden seine analytischen Betrachtungen zur Schnittkraft (Fischer, 1978), zur Reibung (Fischer, 1979), zur Deformation (Fischer et al., 1980), zur Abstumpfung der Schneide (Fischer, 1983), sowie zu den Spannungen und Verformungen am Werkstück während des Zerspanungsprozesses berücksichtigt (Fischer, 1986).

Im Gegensatz dazu charakterisiert die bekanntere Finite-Element-Methode (FEM) die Belastungsfälle sowie Randbedingungen als Vektoren und die zu untersuchenden Objekte mit der Steifigkeitsmatrix. Da es sich bei der FEM um numerische Näherungsverfahren handelt, sind zwar die theoretischen Grundlagen sowie das generelle Vorgehen gleich, jedoch können die mathematisch, numerischen Berechnungsverfahren der einzelnen Simulationsprogramme unterschiedlich sein. Aus diesem Grund sollen hier nur die Theorie und das prinzipielle Vorgehen für die strukturelle Simulation von Objekten erläutert werden. Vereinfacht kann man sich vorstellen, dass das zu untersuchende Werkstück und/oder Werkzeug mit einem sehr feinmaschigen Netz überzogen wird. Jeder Knotenpunkt dieses Netzes ist über die zuvor festgelegten Verknüpfungsbedingungen definiert und überträgt an alle verbundenen Segmente die gleichen Verschiebungen und Verdrehungen. Die in dem simulierten Prozess auftretende Gesamtverformung des Objektes und die resultierenden Spannungen ergeben sich durch die einzelnen Knotenverschiebungen. Für die Berechnungen müssen zunächst für alle finiten Elemente des Objektes die Steifigkeitsmatrizen definiert werden. Da jedoch die meisten Simulationsprogramme für isotrope Werkstoffe entwickelt wurden, sehen sie für die Erzeugung der Steifigkeitsmatrix für alle Raumrichtungen nur einen, für das Finit-Element-Objekt, globalen E-Modul vor. Anschließend wird aus den Einzelsteifigkeitsmatrizen eine Gesamtsteifigkeitsmatrix berechnet. Aus dieser Matrix und den Vektoren für Belastungen und Randbedingungen wird ein Gleichungssystem gebildet. Die Lösung des Gleichungssystems ergibt die Verschiebungen und Verdrehungen der Knotenpunkte aus denen die Spannungen und Dehnungen berechnet werden können (Fröhlich, 1995). Durch die exponentiell steigenden Rechnerleistungen und den Fortschritten in der Softwaretechnologie entwickelt sich FEM von der Modellierung von Spezialfällen zum industriellen Standard als Hilfsmittel zur Prozessauslegung (Arbesmeier et al., 2007). Inzwischen findet FEM in der simulativen Untersuchung von strukturellen, thermodynamischen, elektro- und magneto-statischen sowie strömungsmechanischen und akustischen Problemstellungen Anwendung (Fröhlich, 1995).

Bei der Simulation des beim Zerspanungsprozesses ablaufenden Spanentstehungsprozess müssen die folgenden Modelle berücksichtigt werden: Im „ersten Teilmodell“ werden die Materialeigenschaften des Objektes beschrieben. Um die plastizi-

tätsmechanischen Vorgänge bei der Spanentstehung simulieren zu können, müssen das elastische, das plastische, sowie das viskoelastische Materialverhalten definiert werden. Zudem müssen beispielsweise bei den FEM-Simulationsprogrammen der Kunststoff- und Metallindustrie die Fließbedingungen, die Fließregeln und die Verfestigungsgesetze bestimmt werden (Gerloff, 1998). Um diese Werkstoffgesetze auf Holz anwendbar zu machen, müsste man sich mittels der oben genannten Parameter dem tatsächlichen Bruchverhalten iterativ annähern. Das bedeutet, dass die Materialeigenschaften in Abhängigkeit von Dehnung, Dehnrate und Temperatur beschrieben werden müssen. Das „zweite Teilmodell“ definiert bei welchem Grenzwert, in Abhängigkeit der mechanischen und/oder geometrischen Kriterien, sich der Körper in Werkstückgrundkörper und Span teilt. Mit dem „dritten Teilmodell“ werden die thermischen Einflüsse des Zerspanungsprozesses auf die Festigkeit des Werkstoffes beschrieben. Im „vierten Teilmodell“ werden die zwischen Schneide (Spanfläche) und Span auftretenden Reibung und die dadurch hervorgerufenen Spannungen modelliert.

Diskussion

Die numerischen Beschreibungsmodelle bieten aufgrund der simulativen Untersuchung den Vorteil, langwierige Zerspanungsversuche zu ersetzen, Experimente zu ergänzen und Spezialfälle, wie besondere Beanspruchungsbereiche bei komplexen Geometrien, im Vorfeld zu identifizieren. Da es sich bei diesen Ansätzen jedoch um Näherungsverfahren handelt, die auf vereinfachten Modellbeschreibungen beruhen, kann die Wirklichkeit nicht exakt simuliert werden. Diese Vereinfachungen bzw. Idealisierungen sind bei der Bauteilgeometrie sowie den Randbedingungen und/oder Belastungen angenommen. Aufgrund der Vielzahl an benötigten Parametern, die für Holz jedoch nicht alle zur Verfügung stehen und der Tatsache, dass es sich bei Holz um einen natürlich gewachsenen Rohstoff mit hoher Eigenschaftsstreuung handelt, kann der Spanentstehungsprozess lediglich vereinfacht simuliert werden. Dadurch ergeben sich zwischen dem Ergebnis aus der Simulation und den tatsächlichen Gegebenheiten nicht abzuschätzende Differenzen und keine oder sehr eingeschränkte Aussagekraft des Modells. Allerdings gibt es bei den verschiedensten Forschungseinrichtungen das Bestreben, anhand der in der Kunststoff- und Metallindustrie etablierten Spanentstehungsmodelle für isotrope und fließfähige Materialien, ein Schnittkraftmodell für anisotropes und teilweise nicht fließfähiges Material, wie beispielsweise Holz, zu erarbeiten. (Krenke et al., 2014 und 2015) Es ist außerdem denkbar bzw. realistisch, dass wenn der Zerspanungsprozess mit seinen Auswirkungen analytisch oder physikalisch determiniert beschrieben ist, zur Simulation der verschiedenen Bedingungen (Werkzeugverschleiß, mechanical boundary layer, etc.) verwendet wird. Voraussetzung dafür ist allerdings ein grundlegendes Verständnis und eine exakte mechanische und mikromechanische Beschreibung des Zerspanungsprozesses.

Semi-empirische Schnittkraftmodelle

Als semi-empirische Schnittkraftmodelle werden Modellierungsansätzen bezeichnet, die sowohl auf empirisch ermittel-

ten Erkenntnissen, als auch auf anderen (numerischen, statistischen oder analytischen) Modellansätzen basieren. Unter Berücksichtigung des semi-empirischen Beschreibungsansatzes entwickelte *Gottlöber* (2003a und b) ein Optimierungsmodell für Zerspanungsprozesse von Holz und Holzwerkstoffen in Abhängigkeit von Verschleiß, Qualität, Energie, Staub und Lärm. Hierbei werden der Verschleiß mittels Standardschnittweg, die Qualität mittels Messerschlagweite, die Energie mittels spezifischer Schnittkraft, der Staub mittels prozentualen Staubanteils und der Lärm mittels Lärmpegel dargestellt. Die einzelnen Parameter werden jeweils durch Modelle der unterschiedlichen Ansätze (statistisch und analytisch) sowie durch Kombination der Ansätze definiert. Da jedoch in dieser Publikation vorrangig die Berechnung der Schnittkraft behandelt wird, sei an dieser Stelle nur die Berechnung der spezifischen Schnittkraft (Gl. 3) nach *Gottlöber* (2003a und b) dargestellt.

$$k_c = C_{E,2} + \frac{1}{h_m} \left(C_{E,1} + \frac{C_{E,3}}{v_c} + C_{E,4} \cdot \delta \right) \quad (3)$$

Hierbei bedeutet:

- F_c – Schnittkraft
- $C_{E,1}, C_{E,2}, C_{E,3}, C_{E,4}$ – Korrelationsfaktoren
- h_m – Mittlere Spandicke
- v_c – Schnittgeschwindigkeit
- δ – Schnittwinkel

Die spezifische Schnittkraft wird sowohl durch die statistischen Koeffizienten sowie den empirischen Parametern, als auch durch die in den analytischen Beschreibungen definierten Schnittwinkel und der Berechnungsformel für die mittlere Spandicke beschrieben.

Ein weiterer Ansatz zur Beschreibung der spezifischen Schnittkraft wurde von *Fischer und Gottlöber* (2005) publiziert. Dieser basiert allerdings, im Gegensatz zu den letztgenannten Publikationen (*Gottlöber*, 2003a und b), auf analytischen und empirischen Beschreibungsansätzen (Gl. 4-9).

$$F_c = b \cdot \left[\frac{h_1}{2} \cdot c \cdot (\mu + \tan \alpha_m) + h \cdot (f_{A,B,C}(\sigma) + \rho \cdot v_c^2 \cdot \tan(\alpha + \beta)) \cdot (\mu + \tan(\alpha + \beta)) \right] \quad (4)$$

Mit:

$$f_A(\sigma) = 2 \cdot \tau_B \quad (5)$$

$$f_B(\sigma) = \frac{\sigma_{bB}}{60} \quad (6)$$

$$f_C(\sigma) = \frac{\sigma_{bB}}{2 \cdot (\mu + \tan(\alpha + \beta))} \quad (7)$$

$$h_1 = \sin \alpha_m \cdot \sqrt{l_c \cdot \frac{2 \cdot \frac{v_{c2}}{v_{c1}} \cdot D_{V1} \cdot \sin \beta}{\sin(\alpha + \alpha_m) \cdot \sin(\alpha + \alpha_m + \beta)}} \quad (8)$$

$$k_c = \frac{F_c \cdot l_c}{b \cdot h_m \cdot l_c} \quad (9)$$

Hierbei bedeutet:

- F_c – Schnittkraft
- b – Spanungsbreite
- h_1 – Verschleißmaß
- c – Federwert des Werkstückes
- μ – Reibungsbeiwert
- α_m – Mikrofreiwinkel
- h – Spanungsdicke
- ρ – Dichte
- v_{c1}, v_{c2} – Schnittgeschwindigkeiten
- α – Freiwinkel
- β – Keilwinkel
- τ_B – Schubfestigkeit
- σ_{bB} – Biegefestigkeit
- σ_{dB} – Druckfestigkeit
- l_c – Schnittweg
- D_{V1} – Schnittflächenspezifisches Verschleißvolumen (Verschleißschichtdicke) bei Schnittgeschwindigkeit v_{c1}

Diskussion

Die sogenannten „semi-empirischen Modelle“ sind strenggenommen Kombinationen der unterschiedlichen Beschreibungsansätze. Da die jeweiligen Ansätze das Problem alleine nicht hinreichend genug beschreiben oder für die jeweilige Beschreibung des Prozesses nicht anwendbar sind, soll über die Kombination der einzelnen Beschreibungsansätze ein anwendbarer Lösungsansatz entwickelt werden. Die von *Gottlöber* (2003a und b) vorgestellte Berechnungsvorschrift für die spezifische Schnittkraft, auf Basis der empirischen und statistischen Modellansätze, wurde in den jeweiligen Publikationen ohne Angabe bzw. Definition der benötigten statistischen Koeffizienten gemacht. Im Weiteren wurden in den besagten Veröffentlichungen (*Gottlöber*, 2003a und b) weder eine Validierung der Berechnungsvorschrift durchgeführt noch der Gültigkeitsbereich des Modells angegeben. Jedoch soll hier erwähnt sein, dass die Korrelationskoeffizienten und der Gültigkeitsbereich in *Gottlöber* (2003c) auf der Grundlage einfacher exemplarischer Experimente zum Umfangsplanfräsen angegeben sind. Um die Tauglichkeit des empirischen und statistischen Modellansatzes für die Beschreibung des Zerspanungsprozesses beurteilen zu können, sind aber noch Forschungsarbeiten ausständig. Dabei müsste einerseits anhand von ausgewählten Zerspanungsbedingungen die Modellbeschreibung mit exakten Messwerten aus einem Schnittkraftmessstand validiert werden. Andererseits ergäbe sich aus einer Messreihe mit unterschiedlichen Zerspanungsbedingungen die Möglichkeit die Gültigkeitsbereiche des gewählten Modellansatzes festzusetzen. Im Gegensatz dazu ist die Berechnungsvorschrift auf analytischer und empirischer Basis durch die Verwendung der allgemeingültigen mechanischen Eigenschaften prinzipiell uneingeschränkt nutzbar. Jedoch müssen für die Verwendung dieser Berechnungsvorschrift viele spezielle mechanische Kennwerte von Holz, wie z. B. Federwert oder Biege-, Druck- und Torsionsfestigkeiten vorhanden sein. Für statische Belastungsfälle

sind diese Größen teilweise vorhanden, können aber aufgrund der viskoelastischen Eigenschaften auf hochdynamische Belastungsfälle nicht übertragen werden. Damit sind diese dynamischen Messgrößen mehrheitlich nicht vorhanden bzw. sind diese nur mit großem Aufwand bestimmbar.

Grundkonzept Schnittkraftmodell

Ausgehend von dem Problem, dass die derzeit existierenden Modellansätze den Prozess nicht hinreichend genau beschreiben können, bzw. für praktische Fragestellungen nicht anwendbar sind, soll unter Berücksichtigung der bislang durchgeführten Untersuchungen sowie aus Lösungsansätzen anderer Branchen ein Modellansatz des schneidenden Trennprozesses für die Anwendung von praktischen Fragestellungen entwickelt werden.

In der Metall- bzw. Kunststoffindustrie wird für viele praktische Fragestellungen der Zerspanungsprozess hinreichend genau mit einem semi-empirischen Schnittkraftmodell auf Basis des empirischen Beschreibungsmodelles von *Taylor* (1907) und einigen im Laufe der Zeit hinzugefügten Korrekturfaktoren (*Kienzle und Victor*, 1952; und andere) beschrieben. Wie im ersten Teil des Reviews beschrieben, wurde dieser empirische Ansatz für die Abschätzung der Schnittkräfte in die Holzbranche übernommen.

Spezifische Schnittkraft

Die spezifische Schnittkraft wurde durch *Viktor* (1917) als materialspezifischer Parameter für die Metallindustrie definiert. Diese wird unter folgenden standardisierten Prüfbedingungen bestimmt:

- Schnittgeschwindigkeit = 1,6 m/s
- Freiwinkel = 5°
- Keilwinkel = 79°
- Spanwinkel = 6°
- Eckenwinkel = 90°
- Neigungswinkel = -4°
- Eckenradius Haupt- zur Nebenschneide = 1 mm

Die mit den zuvor genannten Prozessparametern für jeden Werkstoff empirisch mittels linearem Schnitt (eine mit konstantem Vorschub bewegte Schneide, welche in ein rotierendes Werkstück eingreift und dadurch einen Span abnimmt – Drehbearbeitung mit einem Einstellwinkel von 90°) ermittelte spezifische Schnittkraft wird der jeweiligen Werkstoffgruppe, die über die maximale Biegespannung bzw. Härte definiert und gruppiert ist, zugeordnet. Exemplarisch ist dies in Tab. 1 dargestellt.

Diese materialabhängige spezifische Schnittkraft für einen Spanungsquerschnitt von 1 mm² (Spanungsdicke und Spanungsbreite von jeweils 1 mm) kann über die von *Kienzle und Victor* (1952) veröffentlichte Gleichung für verschiedenen Spannungsdicken angepasst werden (Gl. 10):

$$k_c = \frac{k_{c1.1}}{h^{m_c}} \quad (10)$$

Hierbei bedeutet:

Tab. 1: Ausschnitt aus der Tabelle für die spezifische Schnittkraft nach Viktor (1917), gültig für Schnittgeschwindigkeiten von 1,6 m/s bis 2 m/s und die Schneidenwinkel $\alpha = 5^\circ$, $\beta = 79^\circ$, $\gamma = 6^\circ$, $\varepsilon = 90^\circ$ und $\lambda = -4^\circ$ sowie den Schneideneckenradius $r = 1$ mm

Tab. 1: Part of the table of the specific cutting force according to Viktor (1917), valid for cutting speeds between 1,6 m/s and 2 m/s and the edge angles $\alpha = 5^\circ$, $\beta = 79^\circ$, $\gamma = 6^\circ$, $\varepsilon = 90^\circ$ and $\lambda = -4^\circ$ as well as the edge corner radius $r = 1$ mm

Werkstoff	Biegefestigkeit σ_B bzw. Härte	Spezifische Schnittkraft $k_{c1.1}$ für Spanungsdicke $h = 1$ mm
St34, St37	340/370 N/mm ²	1780 N/mm ²
16 MNCr5	770 N/mm ²	2100 N/mm ²
GG-10	300 HB	750 N/mm ²
Hartguss	55 HRC	2280 N/mm ²

- k_c – Spezifische Schnittkraft
- $k_{c1.1}$ – Spezifische Schnittkraft bei einer Spanungsbreite und Spanungsdicke von jeweils 1 mm (1 mm² Spanungsquerschnitt)
- h – Spanungsdicke
- m_c – Tangens des Steigungswinkels

Im Vergleich dazu wurde bislang versucht, die spezifische Schnittkraft in der Holzbranche als eine relativ einfache Funktion (ein- oder zweiparametrisch) zu definieren (*Krenke*, 2014 und 2015), die aber dennoch für alle eventuell auftretenden Variationen der signifikanten Parameter anwendbar sein soll. Jedoch zeigen die bereits im ersten Teil dieser Publikationsreihe angeführten Probleme und Einschränkungen, dass zunächst unter definierten Zerspanungsbedingungen, mit konstanten Werkzeug- und Prozessbedingungen, materialabhängige spezifische Schnittkräfte ermittelt werden müssen. Hierbei ist es vorstellbar, dass die materialabhängige spezifische Schnittkraft entweder von allen signifikanten Parametern abhängt oder dass einige der materialspezifischen Bedingungen konstant gehalten werden, wie z. B. Holzfeuchte, Faserwinkel, Dichte usw. Das bedeutet aber auch, dass unter veränderten Spanungsbedingungen, ähnlich dem Vorgehen von *Kienzle und Victor* (1957), die materialabhängige spezifische Schnittkraft jeweils angepasst werden müsste. Denkbar wäre z. B., dass verschiedene materialabhängige spezifische Schnittkräfte für verschiedene Faserwinkel ermittelt werden. Diese werden dann ähnlich der Auslegung von Dachkonstruktionen bei den Bauingenieuren zusammengefasst. Hierbei werden die jeweiligen Belastungsarten für die Berechnung der auftretenden Gesamtbelastung nur anteilsweise berücksichtigt, da davon ausgegangen wird, dass nicht alle Belastungen gleichzeitig und im vollen Umfang auftreten. Also könnten beispielsweise die einzelnen materialabhängigen spezifischen Schnittkräfte in die unterschiedlichen Faserwinkel auf diese Weise für einen rotierenden Schnitt zusammengefasst werden, wie dies in Gl. 11 dargestellt ist.

$$k_c = \Sigma(k_{def,i} \cdot k_{c1.1,i}) \quad (11)$$

Hierbei bedeutet:

- k_c – Gesamte spezifische Schnittkraft
- $k_{def,i}$ – Berechnungsbeiwert (der beispielsweise ausschließlich die prozentuale Verteilung der spezifischen Schnittkraft für die während des Zerspanens auftretenden Faserwinkel darstellt)
- $k_{c1,i}$ – Spezifische Schnittkraft bei einer Spannungsbreite und Spannungsdicke von jeweils 1 mm für einen speziellen materialspezifischen Parameter, z. B. die einzelnen Faserwinkel

Eine weitere Variante könnte sein, dass beispielsweise die Anpassung der Parameter, wie zum Beispiel Feuchtigkeit, über sogenannte Nomogramme und der enthaltenden Kurvenschar erfolgen kann. Ein anderer Ansatz wäre die Beschreibung einer materialabhängigen spezifischen Schnittkraft für eine definiert Gruppe oder Holzart. Hierbei könnten die Gruppen anhand von mechanischen Festigkeitswerten oder deren Rohdichte bzw. Darrdichte gebildet werden. Diese wird dann über Multiplikation mit einer Matrix und einer entsprechenden Addition nach dem Superpositionsprinzip für die jeweilige Schnittrichtung zur spezifischen Schnittkraft zusammengefasst bzw. berechnet. Ein anderer zur Diskussion stehender Ansatz wäre, die spezifische Schnittkraft auf Basis des Spannungsintensitätsfaktors aus der Bruchmechanik zu beschreiben. Auf diese Weise könnte für jeden Zerspanungsprozess an Hand des entsprechenden „Fracture modes“ die spezifische Schnittkraft mit der Spannungsintensitätsgleichung berechnet werden. Für die Wahl eines geeigneten Ansatzes ist aber vorweg eine exakte mechanische und mikromechanische Beschreibung und damit ein umfassendes Verständnis des Vorganges notwendig. Eine labortechnische Beschreibung des Trennprozesses ist auch notwendig, um die einzelnen Ansätze zur Bestimmung der spezifischen Schnittkraft auf ihre Anwendbarkeit nachträglich zu untersuchen.

Schnittkraft

Nach der Bestimmung der spezifischen Schnittkraft kann im Anschluss die Schnittkraft auf Basis des im ersten Teil dieser Publikationsreihe beschriebenen empirischen Modells berechnet werden. Hierbei muss nur beachtet werden, dass die zuvor fixierten Prozess- und Werkzeugparameter und deren Einflüsse auch berücksichtigt werden. Hierbei wäre denkbar, dass einige Parameter über Korrekturfaktoren einfließen und andere vielleicht über statistische Beschreibungsmodelle oder über physikalisch determinierte Formeln. Auch bei diesen Parametern müssen erst noch weitere Untersuchungen zu Ihrem Einfluss und somit dem mathematischen Zusammenhang zwischen Schnittkraft und dem jeweiligen Parameter durchgeführt werden.

Resümee und Ausblick

Im Rahmen dieser Publikationsreihe ist eine weitgehend vollständige Aufarbeitung der bekanntesten Beschreibungsansätze von Zerspanungsprozessen dargestellt. Entwicklungen im Werkzeugbereich sowie exakte Berechnungen für die Motorisierung von Holzbearbeitungsmaschinen verlangen nach einer praxistauglichen Modellbeschreibung des Zerspanungsprozesses. Aufgrund der Einschränkungen bestehender Modelle wurden mögliche Herangehensweisen zur Entwicklung von

anwendbaren bzw. allgemein gültigen Beschreibungsansätzen identifiziert. Aus der Diskussion der bisherigen Beschreibungsansätze konnten Probleme, wie z. B. Vernachlässigung der dynamischen Eigenschaften des Prüfaufbaus, Vernachlässigung des Einflusses der Datenverarbeitung, fehlende Angaben zu Versuchsaufbauten und Versuchsdurchführung etc. aufgezeigt werden, die es zur Entwicklung der jeweiligen Beschreibungsmodelle zu lösen gilt.

Nur eine interdisziplinäre Herangehensweise kann zur Entwicklung eines allgemeingültigen physikalisch determinierten Modelles führen.

Danksagung

Das diesem Artikel zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln der Europäischen Union, des Europäischen Fonds für regionale Entwicklung (EFRE) und dem Land Niederösterreich, Abteilung Wirtschaft, Tourismus und Technologie, gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Literatur

- Arbesmeier B, Griesbach B, Petzold B (2007) *Durchlaufzeit- und Kostenreduzierung im Werkzeugbau durch digitale Technologien. 3D-Erfahrungsforum „Innovation im Werkzeug und Formenbau“ München 30: 1-9*
- Atkins AG (2003) *Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: quantitative explanations for some longstanding problems. International Journal of Mechanical Science 45: 373-396*
- Atkins T (2009) *The Science and Engineering of Cutting. Butterworth-Heinemann, Amsterdam*
- Axelsson B, Lundberg S, Grönlund A (1993) *Studies of the main cutting force at and near a cutting edge. Holz als Roh und Werkstoff 52: 43-48*
- Csanády E, Magoss E (2013) *Mechanics of Wood Machining. 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg*
- Cook NH, Finnie I, Shaw Mc (1954) *Discontinuous chip formation. Transactions of the ASME 76: 53-62*
- Dunky M, Niemz P (2002) *Holzwerkstoffe und Leime. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg*
- Ettelt B, Gittel H-J (2004) *Sägen, Fräsen, Hobeln, Bohren – Die Spanung von Holz und ihre Werkzeuge. 3. Auflage, DRW-Verlag, Leinfelden-Echterdingen*
- Fischer R (1978) *Ein Beitrag zur Mechanik des Spanungsvorganges nicht fließfähiger Werkstoffe am Beispiel von Holz. holztechnologie 19: 75-80*
- Fischer R (1979) *Orientierende Versuche zur Reibung beim Schneiden von Holz. holztechnologie 20: 111-115*

- Fischer R (1983) Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz und ein Beitrag zur Modellierung der Abstumpfung von Holzbearbeitungswerkzeugen. *holztechnologie* 24: 70-72
- Fischer R (1986) Modell zur Beschreibung der Spannungen und Verformungen im Werkstück während des Schnittes. *holztechnologie* 27: 187-191
- Fischer R (1989a) Die rechnergestützte Simulation von Vorgängen der mechanischen Bearbeitung von Holzwerkstoffen – Teil 1: Konzept für ein physikalisch determiniertes Modell. *holztechnologie* 30: 89-92
- Fischer R (1989b) Die rechnergestützte Simulation von Vorgängen der mechanischen Bearbeitung von Holzwerkstoffen – Teil 2: Erste Fassung eines Rechnerprogrammes zum maschinenlosen Experimentieren an der Wirkpaarung Schneide/Werkstoff. *holztechnologie* 30: 281-282
- Fischer R, Gottlöber C (2005) Grundlagen der Optimierung von Spanungsprozessen an Holz und Holzwerkstoffen. – In: *holztechnologie* 46: 44-51
- Fischer R, Knüpfner W, Regensburger K (1980) Orientierende Versuche zur Deformation beim Schneiden von Holz. *holztechnologie* 21: 49-54
- Fröhlich P (1995) FEM-Leitfaden: Einführung und praktischer Einsatz von Finite-Element-Programmen. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg
- Gerloff S (1998) Analyse des Drehens duktiler Werkstoffe mit der Finite-Elemente-Methode. Dissertation, Technische Universität Berlin
- Gottlöber C (2003a) Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung – Teil 1: Motivation und Prozessanalyse. HOB Die Holzbearbeitung 50: 55-57
- Gottlöber C (2003b) Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung – Teil 2: Darstellung des Optimierungssystems. HOB Die Holzbearbeitung 50: 66-70
- Gottlöber C (2003c) Ein Weg zur Optimierung von Spanungsprozessen am Beispiel des Umfangsfräsens von Holz und Holzwerkstoffen. Dissertation, Technische Universität Dresden
- Kivimaa E (1950) Cutting force in woodworking. *Valtion Teknillinen Tutkimuslaitoksen Julkaisuja* 18: 102
- Kivimaa E (1952a) Die Schnittkraft in der Holzbearbeitung. Holz als Roh- und Werkstoff 10: 94-108
- Kivimaa E (1952b) Was ist die Abstumpfung der Holzbearbeitungswerkzeuge? Holz als Roh- und Werkstoff 10: 425-428
- Krenke T, Frybort S, Müller U (2014) Review: Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz – Teil 1. *holztechnologie* 55 (4): 38-45
- Krenke T, Frybort S, Alejandro Martinez-Conde Lopez, Müller U (2015) Review: Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz – Teil 2. *holztechnologie* 56 (1): 35-44
- Kienzle O, Victor H (1952) Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen. *Z-VDI* 94 (11-12): 299-305
- Kienle O, Victor H (1957) Spezifische Schnittkräfte bei der Metallbearbeitung. *Werkst. u. Masch.* (5)
- Pahlitzsch G (1962) Internationaler Stand der Forschung auf dem Gebiet des Sägens. Holz als Roh- und Werkstoff 20: 381-392
- Pahlitzsch G (1966) Internationaler Stand der Forschung auf dem Gebiet des Hobelns und des Fräsens von Holz und Holzwerkstoffen. Holz als Roh- und Werkstoff 24: 579-593
- Porankiewicz B, Axelsson B, Grönlund A, Marklund B (2011) Main and normal cutting forces by machining wood of *Pinus sylvestris*. *Bioresources* 6: 3687-3713
- Sitkei G (1983) Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz. *holztechnologie* 24: 67-72
- Taylor FW (1907) On the Art of Cutting Metals. *Transactions ASME* 28: 31-350
- Viktor H (1917) Beitrag zur Kenntnis der Schnittkräfte. Hannover, T.H.

ABSTRACT

Review:

State of the art of cutting force examinations of wood Part 3

Since the middle of the 20th century several studies concentrate on the mathematical description of the cutting process of wood. Application of existent approaches (empirical, analytic, statistical, numerical, and semi-empirical) is not or limited due to the high amount of influencing factors and not existing parameters, respectively. For that reason different approaches are presented and discussed critically within these three parts of the review. Based thereon a basic concept as well as different solutions for the generation of a user-friendly cutting force model is presented.

Keywords: Cutting force model, statistical, numerical, semi-empirical, wood

Autoren

Dipl.-Ing. Thomas Krenke studierte bis 2011 Verfahrenstechnik mit Spezialisierung auf Holz- und Faserwerkstofftechnik an der Technischen Universität Dresden. Seit 2012 ist er als wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH, A-3430 Tulln, Österreich, Konrad-Lorenz-Straße 24, tätig. Gleichzeitig ist er Dissertant am Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe am Department für Materialwissenschaften und Prozesstechnik an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien.
t.krenke@kplus-wood.at

Dipl.-Ing. Dr. Stephan Frybort, Jahrgang 1978, studierte Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien. Seit 2013 ist er als Senior Researcher bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH tätig.

M.Sc. Alejandro Martinez-Conde Lopez Science in Industrial Engineering an der Technical University of Castilla-La Mancha,

Ciudad Real, Spanien. Von 2012 bis 2013 war er wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der Dascanova GmbH. Seit 2014 absolviert Martinez-Conde ein Doktoratsstudium an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien.

Priv.-Doz. Dr. Ulrich Müller, Jahrgang 1967, studierte nach einer Tischlerlehre Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur Wien (BOKU) und war nach einer Tätigkeit in der Holzindustrie als Universitätsassistent am Department für Materialwissenschaften, Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe, an der BOKU und als Key Researcher im Kompetenzzentrum Wood K plus beschäftigt. Von 2006 bis 2013 war Müller als Key Researcher und Bereichsleiter der Area Massivholz und Holzverbundwerkstoffe bei Wood K plus tätig. 2013 ist er an die BOKU als Assistent an das Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe zurückgekehrt, ist aber durch zahlreiche Projektaktivitäten weiterhin mit Wood K plus eng verbunden.

Determining cutting force parameters by applying a system function

Thomas Krenke^a, Stephan Frybort^a, and Ulrich Müller^b

^aCompetence Centre for Wood Composites and Wood Chemistry, Wood K Plus, Wood Materials Technologies, Tulln, Austria; ^bInstitute of Wood Science and Technology, Department of Material Science and Process Engineering, University of Natural Resources and Life Science, Tulln, Austria

Q1

ABSTRACT

For the development of a general cutting force model, cutting forces at various cutting parameters have to be known. Therefore, influences arising from the test setup or data processing have to be eliminated without alteration of the results by also removing influences arising from the examined disintegration process. For wood cutting processes, these disturbing influences arising from the test setup have not been yet of great concern. So far, applied methods for elimination of disturbing influences were not able to distinguish between influences arising by the setup or by the workpiece leading to faulty results. Within the following work, a method for the characterization of test setups is presented, enabling a correction method of different examinations. The following approach is based on applying the system function known from control engineering enabling a correction method for elimination of influences arising from the setup and from data processing by the identification of transmission characteristics of the test setup. Subsequently, the identified transmission characteristic is used for the correction of own cutting force measurements. Based on these results consequences by neglecting the specific transmission characteristics are discussed.

KEYWORDS

Cutting force analysis;
dynamic characterization;
signal processing;
transmission characteristics;
transmission function

Introduction

Mechanical disintegration techniques are one of the key processes within the wood industry. In nearly every process chain in wood processing, the raw material has to be disintegrated in some way, i.e., dividing (splitting or slicing), chipping with a geometrical defined cutting edge (sawing, drilling, milling, planing, turning), and chipping with a geometrically undefined cutting edge (sanding). Even though these processes are highly developed with respect to mechanical engineering and process control, until now no applicable model exists to describe the cutting process itself. However, a better understanding of the interaction of the tool and wood material

5

Q2

CONTACT Thomas Krenke ✉ t.krenke@kplus-wood.at  Competence Centre for Wood Composites and Wood Chemistry, Wood K Plus, Wood Materials Technologies, Konrad Lorenz Straße 24, Tulln 3430, Austria.
Color versions of one or more of the figures in this article can be found online on at www.tandfonline.com/lmst.

© 2017 Taylor & Francis Group, LLC

- 10 will help to optimize cutting processes. On the other hand, an applicable model can be used for designing tools and machines.

Development and optimization of cutting processes in wood industry are mainly based on experience and on trial and error. Exact values of cutting forces cannot be estimated by existing models and equations. Consequently, electroengines are
15 overdimensioned by applying safety factors. Shortage of raw materials and increasing energy costs demand higher energy efficiency and improved cutting technologies in wood processing. To optimize the machine's performance, driving power has to be adapted on forces arising when the tool separates wood material. Cutting processes of other materials as metals are well described and established on a scientific
20 as well as on a practical level. Models based on an empirical approach, as used by the metalworking industry, contain processing parameters. These parameters are correlated to the actual cutting conditions (e.g., material-specific parameters) and tool wearing (Kienzle, 1952; Tylor, 1907; Viktor, 1917). However, these models are limited by describing cutting processes of inhomogeneous and anisotropic materials
25 like wood (Krenke et al., 2014). Fischer (1978), Sitkei (1983), and Atkins (2003) tried to describe the cutting process by physically determined models. However, some of the parameters in these models are lacking. Therefore, these approaches are more useful for a theoretical and an academic point of view but cannot be applied in practice (Krenke et al., 2015a). Other models are based on statistical analysis (Axelsson
30 et al., 1993; Porankiewicz et al., 2011) or a combination of statistical analysis and a theoretical or empirical approach (Gottlöber, 2003a,b,c). Even for these models, all parameters are described, they are not applicable in general, because they are only valid in each case for one cutting processes examined (Krenke et al., 2015b).

The main problem for describing the high dynamic cutting process is that the
35 test setup for measuring cutting forces has a significant effect on the test results. Depending on measurement setup, the results can be biased in two different ways. First, different axes can show different damping behaviors leading to distortion of the results. Second, the chosen measurement test setup can cause very high decay times and consequently a continuous superimposition between measure-
40 ment chain and measurement signal, due to a subsequent stimulation of the test setup. Both biases are crucial when it comes to reproducibility of the examinations, e.g., examination of a milling process in which a tool has more than one knife. Another essential aspect affecting the reproducibility of different examinations is data processing, i.e., sensor's sampling rate, chosen filtering type, etc. In the field of
45 measurement and automation engineering as well as signal processing, the transfer function is used as an approach for the measurement setup's characterization (Girod, 2007). The system which has to be characterized is presumed as a "black box" and is described by the mathematical link between input signal and output signal (Meyer, 2011). The hypothesis having to be tested is that the system function
50 for static and dynamic characterizations of an experimental test setup can be used to identify the measurement setup's influences, which also includes influences due to data processing. Due to the fact that systematic errors can be corrected

subsequently by the so-called “system function,” results of different examinations based on this correction method can be used for the identification of significant influences which are the basis for the generation of general applicable parameters. 55

Theoretical basis of research problem

To characterize the experimental setup and the measurement chain by the system theory, the required components have to be summed up in the so-called “black box.” This black box is described by the transfer function, which defines the mathematical relationship between input and output signals (Equation 1). Thus, the interpretation 60 of a cutting process within the system theory means that the recorded measurement signal is the output signal and therefore it includes all influences, which are caused by the experimental setup itself and by data processing. Consequently, the input signal, as it is called in the system theory, is the signal, which arises through the interaction of a tool (cutting edge) with a workpiece. On this account, the input 65 signal is assumed as the dependent variable. For determining the transfer function (G_s) describing the “black box” (of the test setup), a known input signal is essential. Therefore, the test setup has to be stimulated by a known input signal which is then opposed to the measured output signal (Equation 1).

$$G_s = \frac{\text{output signal}}{\text{input signal}} \quad (1)$$

Materials and methods 70

Test setup

The test setup was built up by considering relevant basics of mechanics, i.e., avoiding any unnecessary lever arms and extremely vibrating components, etc. To prevent or to reduce troublesome vibrations to a minimum, a massive modified pendulum (Wolpert, Vienna, Austria) made out of gray cast iron was used for the examinations 75 of approximate linear cutting processes, achieving cutting speeds of 7.09 m/s (Figure 1).

A massive vertically adjustable machine table (IEF Werner, Furtwangen, Germany) is mounted at the bottom dead center of the pendulum. The table carries a force sensor and a cutting tool. The wood samples are mounted on the falling down 80 Q3 hammer and was passing the cutting tool. Sample geometry is shown in Q4 Figure 2. The table enables adjustment of different cutting thicknesses in steps of 1 μm . The 3D piezo force sensor 260A02 (PCB Piezotronics, New York, USA) is fixed between machine table and tool holder (Figure 1 on the right side). The sampling rate ranges from 0.01 Hz to 90 kHz, with a sensitivity of 0.56 mV/N for the z -axis and 1.12 mV/N 85 for the x - and y -axes. The high sampling rate enables the examination of cutting speeds up to 70 m/s. The chosen test setup allows transferring the respective axis of the sensor to the main cutting force F_c (y -axis), cutting normal force F_{cn} (z -axis),

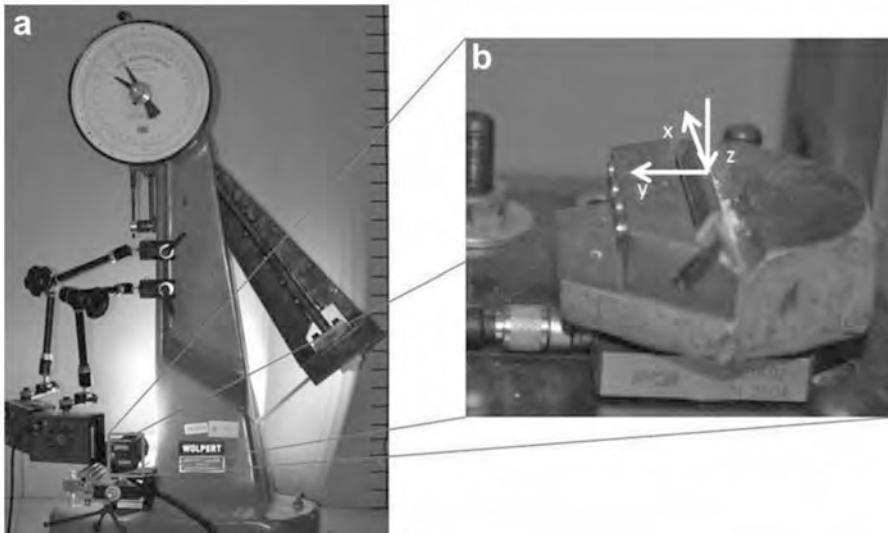


Figure 1. Test setup (a) based on a modified pendulum for linear cutting processes with cutting speeds of 7.0 m/s. Detail on the right (b) is showing the cutting force sensor with three spatial axes.

and passive force (x -axis). The comparatively high mass of the hammer (6,000 g) enables a constant cutting speed during the cutting process.

The measurement signal originating from the force sensor is amplified by an external signal conditioner 482C16 (PCB Piezotronics, New York, USA) and read out over a four-channel analog PC input module NI 9215 with a 16-bit simultaneous resolution (National Industry, Austin, USA). The self-developed measurement software is reading and recording the unmodified raw data and plotting the force curve over time.

For the analysis of occurring speeds as well as a controlling tool for the analysis of the chosen simplifications, a high-speed camera Motion NX 7 (IDT, Tallahassee,

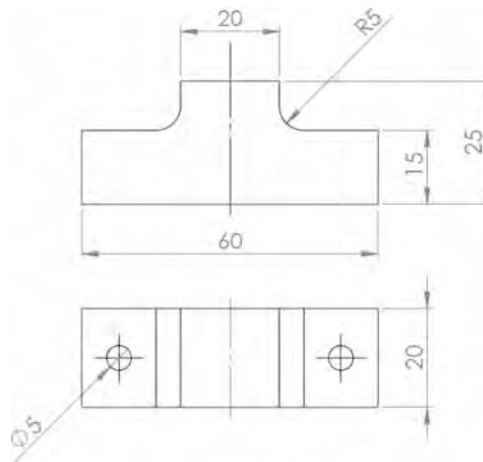


Figure 2. Sample geometry, upper image is showing the lateral view of the sample, lower image is showing the top view of the sample.

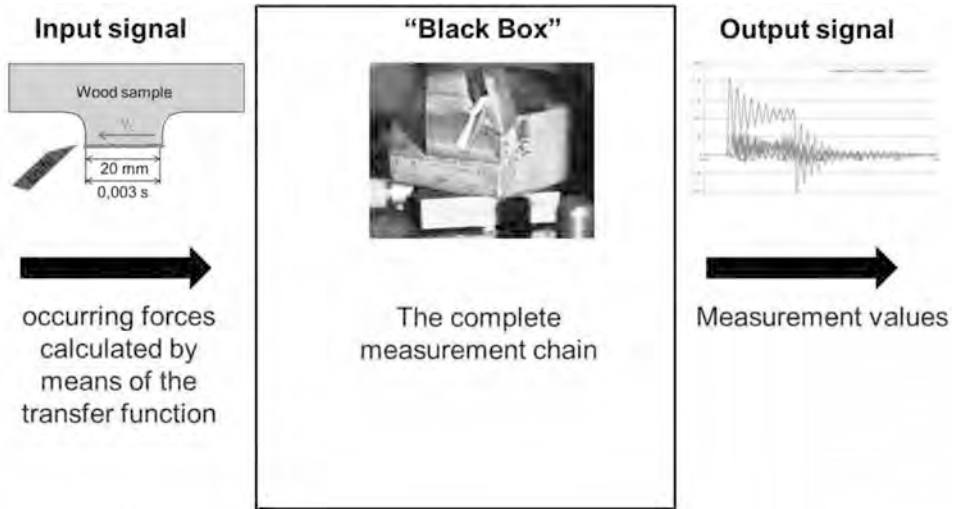


Figure 3. Schematic view of test setup, from the system theory perspective showing the cutting process (input signal) that is altered by the test setup including data processing, summarized within the so-called “black box,” to the plotted measurement values (output signal).

USA) was used. To achieve exposure times around $1 \mu\text{s}$, two 800-W cold-light sources (Optronis, Kehl, Germany) were mounted onto the pendulum. For this specific test setup, the black box is considered to include the cutting edge, tool holder, machine table, piezo force sensor as well as the amplifier and the analog to digital converter. Figure 3 shows a schematic view of the test setup from the system theory perspective.

For cutting force measurement, orthogonal cutting ($\lambda = 0$) in the directions BI to ABA 22.5° according to Kivimaa (1950) were analyzed. Seven samples per cutting direction were examined, whereas seven cuts were examined on each sample. (B, ABA 67.5° , ABA 45° , ABA 22.5°). The cutting thickness (a_e) was held constant at 0.1 mm for all cutting examinations. Before every cutting examination, a leveling cut of 0.02 mm thickness was performed. To guarantee a sharp edged tool during the whole examination, the blade (Leitz blabla) was changed after 10 samples at the latest. The cutting angle $\delta = (\alpha + \beta)$ was held constant and amounted to 30° . Cutting force samples were kept in a climate room (20°C , 65% R.H.) before each cutting force examination.

Signal generation

For generation of such a known input signal within measurement and automation engineering as well as signal processing, usually a step signal, pulse signal, or ramp signal is used (Meyer, 2011). Figure 4 shows the schematic and ideal signal paths.

As only step signal and pulse signals can be produced manually and therefore applied on more easily, these stimulation types were used for the characterization of test setup.

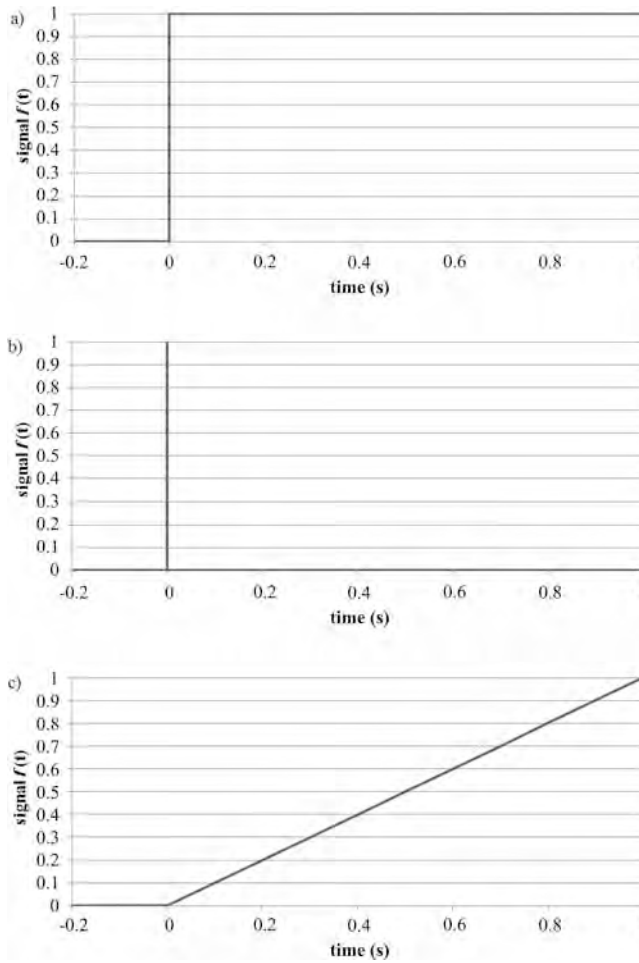


Figure 4. Ideal input signals: (a) step signal, (b) pulse signal, and (c) ramp signal.

For initiating the step signal in the measurement's so-called z-axis direction (F_{cn} , cutting normal force), the tool holder was rapidly loaded by a weight of 1,016 g. It is important to be vigilant about load application, whereas swinging should be avoided while it is set down, because this would cause a temporary uncontrollable loading and unloading of the test setup.

For generation of the pulse signal, a steel ball was dropped from different heights to induce different and defined impulses into the test setup. Exemplarily, this characterization process is described for the z-axis (vertical direction) in more detail, whereby this procedure has to be done also for all the other axes. Besides a mathematical determination of parameters describing the test setup, like dead time, delay time, and damping, these can also be determined graphically within the output graph of the step signal. In contrast, vibration behavior as well as decay time can be determined by the output signal of the pulse signal, once it is induced.

To prevent the unknown and undesired effects of unclearly defined lateral contact between the dropping steel ball and tool tip which causes an undefined oscillation

overlay of the impulse generation, the tool was excluded from the measurement system. Therefore, the steel ball was dropped directly on the tool holder, to generate the impulse.

Necessarily, the input signal and output signal have to be triggered or synchronized, so that the experimental setup can be mathematically described by the transfer function. For the characterization procedure of test setup, a simplified synchronization method was applied, meaning that the load was applied within one time interval of the sampling rate. For synchronization, it was assumed that the load started simultaneously with the measurement. This implies, for the generation of the step respond, that the measurement was started when the load was initiated. The measurement starts when the steel ball starts free fall. By neglecting aerodynamic drag, the time duration the ball needs to reach the surface of the measurement system (t_{fall}) was calculated using Equation (2) and the impulse signal recorded was corrected manually by subtracting the time span calculated.

$$t_{\text{fall}} = \frac{h}{v_{\text{steel ball}}} = \frac{h}{\sqrt{2 \times g \times h}} \quad (2)$$

h is the drop height, $v_{\text{steel ball}}$ is the speed of the steel ball at reaching the surface of the tool holder, and g is the acceleration due to gravity.

The pulse signal's generation and initiation by the drop test was implemented in the exact direction of the coordinate axis of the force sensor. For this test, a hardened steel ball was used with a mass of 6.89 g and a diameter of 11.90 mm, respectively. The drop height (distance between the underside of the steel ball and the tool holder) was 300 mm. Figure 5 shows the setup for the drop test for the vertical stimulation of the pulse signal.

For the generation of pulse signal into x and y directions, the ball was fixed at the end of a thread (mass of the thread can be neglected) acting as a pendulum. The steel

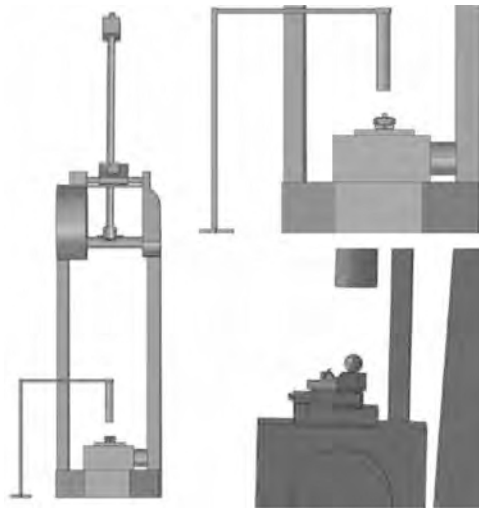


Figure 5. Test setup for the characterization of test setup by the impulse signal using the ball drop test.

ball was then dropped on a circular path initiating a horizontal impact on the death point, by which the tool holder was inducted in the exact x -axis and y -direction, respectively.

Signal simulation

165 For estimating the transfer frequency, the corresponding input signals had to be produced mathematically to relate them with the associated output signals. For this purpose, Simulink R2013 (MathWorks, Ismaning, Germany) was used, which includes a signal generator. For the mathematically produced lossless jump function, it was necessary to define the signal generator's step height (load level). The predefined
170 ideal impulse of the signal generator could not be used for producing the pulse signals because this impulse would run from zero to infinity within one time unit. For this purpose, a finite impulse was used, which had to be defined by pulse duration and pulse height, which corresponds with the mechanically produced signal. Hence, to define these two parameters, the ball drop test has to be described from the phys-
175 ical point of view. The drop test can be described as an elastic impact, whereby two impulses occur. The first impulse (braking impulse) arises when the ball is decelerated (from velocity of free fall to zero). The second impulse arises during the ball's acceleration (releasing). That means for the measurement setup that it is activated by impulses, two times in a very short time span.

180 A simplified solution approach is that there is no superimposition of the two impulses within the measurement setup. Thus, the braking impulse can be neglected. The impulse's height (accelerating impulse, $p_{\text{accelerating}}$) can normally be calculated using the measured velocity. But, as examinations clearly showed that the impact cannot be simplified as an ideal elastic impact as the impact showed a loss of
185 energy, e.g., an acoustic perception of the impact and friction losses due to the elastic deformation. On the basis of high-speed recordings, the speed of steel ball after initiating the accelerating impulse (v_{measured}) was determined. Hence, the calculation was determined using Equation (3).

$$p_{\text{accelerating}} = m \times v_{\text{measured}} \quad (3)$$

For signal simulation of the impulse by Simulink, the impulse duration was calculated by the analysis of high-speed recordings (35,000 fps). The ball's remaining
190 time on the test setup, the impulse duration, was estimated to be around 11 μs . For further calculations, the impulse duration was simplified as a time interval based on sampling frequency of the force sensor.

Correction of measurement values

195 After generation of an known input signal and mathematical simulation of the corresponding input signal, the specific transfer function (Equation 1) is generated. From the perspective of signal processing, it is assumed that a specific measurement system behaves the same, independently of examinations performed (Meyer, 2011).

For this reason, the identified transfer function can be applied for the correction of measured output signals to calculate effective input values (Equation 4). 200

$$\text{Input signal} = \text{measurement values} \times G_s \quad (4)$$

Results and discussion

The chosen test setup shows a proportional transmission behavior with a second-order delay, which is designated as a PT2 behavior. Transmission behavior of the measurement system of the specific time domain is therefore described by the mathematical relationship between input signal ($u(t)$) and output signal ($y(t)$) 205 (Equation 5), where the constant T describes the delay of the system and d is the dimensionless damping factor. The time constant T is defined as the time, in which the signal intensity of a process increases exponentially to a level of 63.2% of the intensity (Meyer, 2011). The dimensionless damping factor describes the reaction of a vibrating system after stimulation (Meyer, 2011). The variation of the signal 210 intensity is described by the transfer constant K , which will be called amplification factor, if its ($K > 1$) and damping factor, if its ($K < 1$) (Meyer, 2011). Q6

$$T^2 \ddot{y}(t) + 2dT\dot{y}(t) + y(t) = Ku(t) \quad (5)$$

The mathematical problem of Equation (5) is well known in automation engineering and for the solution, the differential equation Laplace transformation is applied and the system to be described is analyzed for an existing significant 215 dead time (T_t) (Czichos, 1989). For the verification of significant dead time of the transmission behavior of the chosen test up, the recorded signal of the drop test was analyzed.

For detecting a possible dead time of transmission behavior of the test setup, the reaction of the test setup to the ball drop test was analyzed. Figure 6 shows that 220 the test setup reacts immediately to the stimulation, meaning that no dead time was measurable. Therefore, the transfer function (Equation 6) can be calculated by

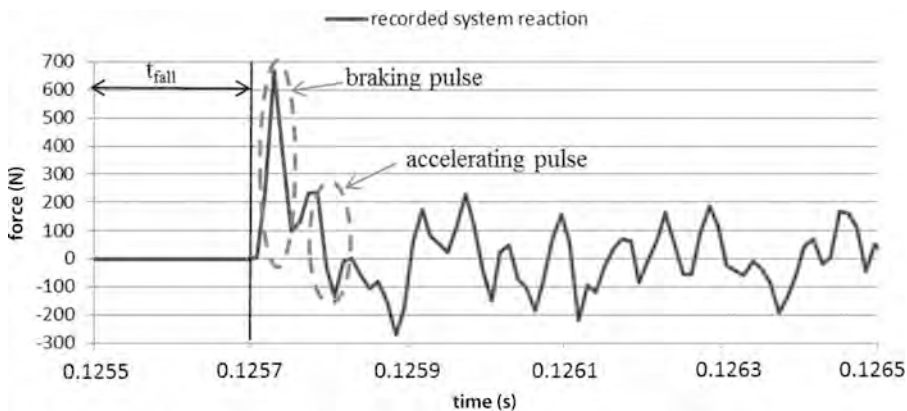


Figure 6. Output signal of the test setup when stimulated by the ball drop test. The curve is showing the falling time of the steel ball (0.1255 s until 1.257 s) and the generated braking and accelerating pulse, when the steel ball was in contact to the test setup.

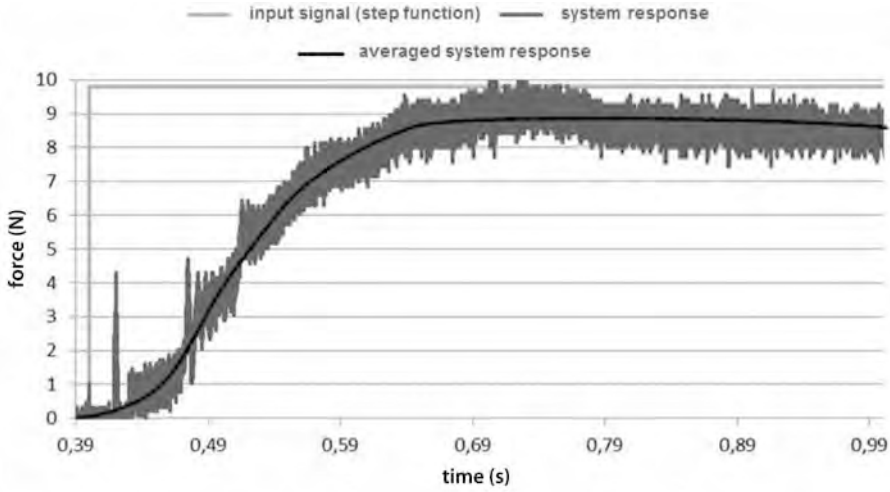


Figure 7. Averaged output signal (black line) of the original output signal (dark grey line) from the test setup, when stimulated by the step impact (light gray line).

the Laplace transformation of Equation (5) (Girod, 2007). An existing dead time would lead to a time lag between stimulation and responding output signal (Meyer, 2011). Apparently, an existing dead time would cause no reaction of the measurement system due to a highly frequent load. For the analysis of a cutting process, that could cause some severe problems as possible load alternations, caused by structural changes within the workpiece (e.g., density variations), below the dead time, could not be detected. Subsequently, specific material effects (e.g., abrupt change of grain orientation, density variation, etc.) are neglected and therefore not taken into account. However, these peaks of cutting forces affect the cutting process and should be therefore considered for machine or tool design. If the system shows a dead time longer or equal to the time interval based on the sampling rate, this time shift needs to be considered within the evaluation of test results. The only practical alternative is the modification of test setup, for example, using more rigid connecting elements.

$$G(s) = K/(1 + 2dT_s + T^2s^2). \quad (6)$$

The transmission factor K can be determined graphically by the system response by introducing a step signal (Meyer, 2011). Therefore, the ratio between the level of output and input signals is determined.

As it is presented in Figure 7, the measurement system shows an output signal, smoothed using the moving average for elimination of influences arising by noise, resulting in 8.5 N, even though the actual load, that was induced, should result in a signal level of 9.81 N. The difference between the induced and measured force can be attributed to a transmission factor K . The calculation of transmission factor (or damping factor) for data measured results in $K = 0.866$. The respective reductions of the force or damping characteristics depend on the respective measurement setup, respective connections between the measurement components as well as the material properties of the test setup. In addition, damping behavior can vary between different axes, which means that damping factor is equal or smaller than 1. For

the test setup examined, no damping behavior was observed for both other axes (x and y). 250

The time constant T (decay time) can be determined by applying a tangent within the signal path's first gradient (Czichos, 1989). In contrast to the dead time, decay time describes the measurement setup's inertia. That means that the reaction to an impact will be delayed, i.e., transmitted more slowly than it actually occurs. The delay time of the measurement setup was determined graphically to one time unit of the sampling rate ($T = 22 \mu s$). Changes of the input signal within the cutting process, e.g., due to density variations within the workpiece, occurring within $22 \mu s$ would lead to a superposition of the output signals. That means variations occurring within a time span from $22 \mu s$ could not be resolved. 255

By the determination of transfer function, using the step signal, a dimensionless attenuation $d = 1$ was calculated for the test setup. That means, the test setup is attenuated from a vibration point of view and therefore no overshooting of measurements occurs, thereby the output signal approximates the end value within minimal response time. But, as it could not be guaranteed that no oscillations occurred during generation of the step signal, the calculated dimensionless attenuation was additionally determined by the ball drop test. Figure 6 shows the curve progression recorded after the stimulation of test setup by the ball's falling test. Based on the sensor's high temporary resolution, the output function shows two impulses (initiated by the ball). The first part of the curve corresponds to the braking process to decelerate the ball to a velocity of zero. The following second peak corresponds to the load (caused by the lying ball) and to the reaction force when the ball is bouncing back from the test setup, that is, the descending part of the second peak conforms the accelerating impulse caused by the ball before it intersects the time axis. At the intersection point of the force curve with the time axis, the measurement system is not loaded anymore. In an ideal case, the measurement system would remain on a zero force level. Nevertheless, the actual behavior shows oscillations within the test setup. That corresponds to the parts of the curve from the first zero-crossing after the second peak until to that moment when the curve shape is not oscillating more than it did before the stimulation, i.e., the noise which was identified for the test setup. The calculated dimensionless attenuation amounted is $d = 0.945$, which means, that the test setup is weakly attenuated and therefore leads to an overshooting of the output values, thereby the measurement value is oscillating around the final value of the output signal. How fast these oscillations diminish is depend on the dimensionless attenuation (Meyer, 2011). The smaller the dimensionless attenuation, the longer the system oscillates (Czichos, 1989). For analysis of cutting force examinations at the specific set-up that means only values at the end of the cutting progress, when oscillation diminished, can be used. 260 265 270 275 280

Based on Equation (6) and the determined constants, the transmission function can be expressed for the specific Laplace domain. Q7 Q8 Q9 Q10

$$G(s) = \frac{0.866}{1 + (4.158 \times 10^{-5})s + (4.84 \times 10^{-10})s^2} \quad (7)$$

290 When Equation 7 is Laplace transformed back, it results in Equation (8) as the
 Q11 solution for the differential equation of the specific time domain.

$$y(t) = 0.866 - 2.6477 \times e^{-851.35t} \times \sin[2973.366t + \tan^{-1}(0.3461)]. \quad (8)$$

Based on Equation (8), Equation (4) leads to the output values corrected by the influences of test setup.

Cutting force measurement

295 For a cutting force analysis of spruce wood, the test setup described was used. Measurements were performed with a sampling rate of the measurement chain set at 90 kHz. The sampling rate leads to a temporal resolution of 11 μ s. Based on the test setup and specimen geometry (cutting length 20 mm, cutting speed 7 m/s), the disintegration process is described by 257 measurement values. When cutting speed is
 300 increased keeping the sampling rate at 90 kHz, the temporal resolution decreases. In addition, a sampling rate of 90 kHz implies, considering the “Nyquist–Shannon sampling theorem” (Equation 9), that variations of signal, for example, based on density variations, can only be detected if their duration is longer than 22 μ s. If the frequency of the input signal is larger or equal to the sampling rate, these frequencies
 305 cannot be resolved. As a consequence, the contained frequency components which are larger or equal to the sampling rate will be interpreted as a lower frequency by the measurement system. In signal processing, this is called alias effect and is schematically shown in Figure 8 (Meyer, 2011). Avoiding the alias effect, all frequency components of the input signal ($f_{\max}$) have to be at least half of the frequency from
 310 the sampling rate ($f_{\text{sampling rate}}$). This condition is verified, by the “Nyquist–Shannon sampling theorem” (Meyer, 2011), depicted in Equation (9).

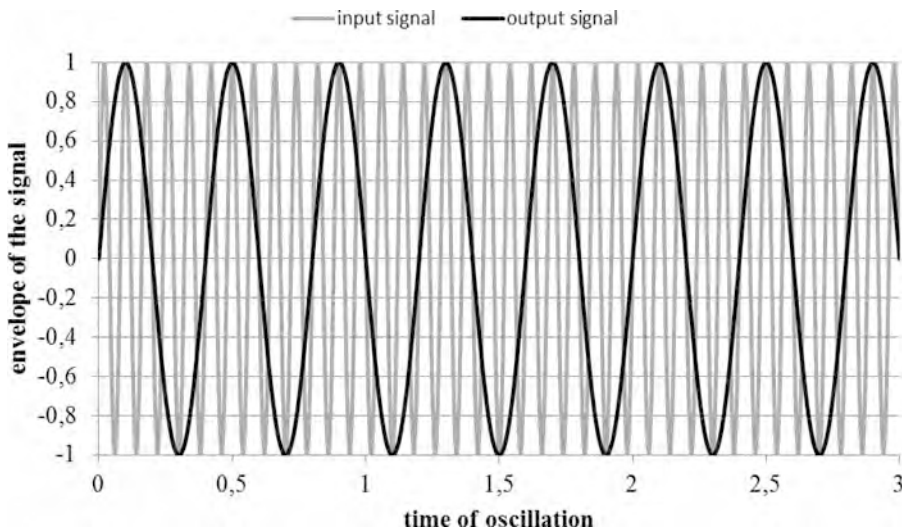


Figure 8. Schematic illustration of the alias function; the highly frequent curve (light gray curve) is showing the actual input signal, whereas the lower frequent signal (black curve) is the output signal distorted by the alias effect.

$$f_{(\text{sampling rate})} = 2 \cdot f_{\text{max}} \quad (9)$$

A sampling rate of 2.5 kHz results in only seven force values along a cutting length of 20 mm. In addition, frequencies higher or equal to 1.25 kHz would be interpreted as lower frequencies (alias effect) by the measurement chain, thereby biasing the output signal. Variations of the workpiece, e.g., due to density variations caused by late and early wood, within 5 mm would lead to the so-called alias effect.

A recorded measurement signal of the main force, without modification (e.g., damping behavior, filtering) and with a sampling rate set at 90 kHz is shown in Figure 9 (grey). In this study, only the main cutting force will be analyzed because of the comparability to other studies, which are using similar test setups. Other studies, e.g., Cristóvão et al. (2012) or Axelsson et al. (1993), used as a first filtering step the moving average, thereby important information is missing as it is not described on which amount of values the average was built. To enable comparability of test results and to discuss impacts of filtering on output values, own measurements were also filtered by applying the moving average over 13 measurement values (black curve in Figure 9). These 13 measurement values resulted by a fast Fourier transform analysis of the unloaded measurement signal, leading to a more or less minimal smoothing of the occurring frequencies. Besides, amplitude shifting curve progression also experiences a temporal shift leading to additional misinterpretation of the detailed cutting process at comparably low cutting speeds. Nevertheless, the application of the moving average enables a principal identification of various influences arising by the cutting process. Based on these results, a general statistical comparison of the curves is enabled. In this specific example, displayed the filtered cutting force (F_c) amounts to 110 N, which is in the range of measurement values from the literature, e.g., Fischer (1996), Eyma et al. (2005), and Cristóvão et al. (2012). Nevertheless,

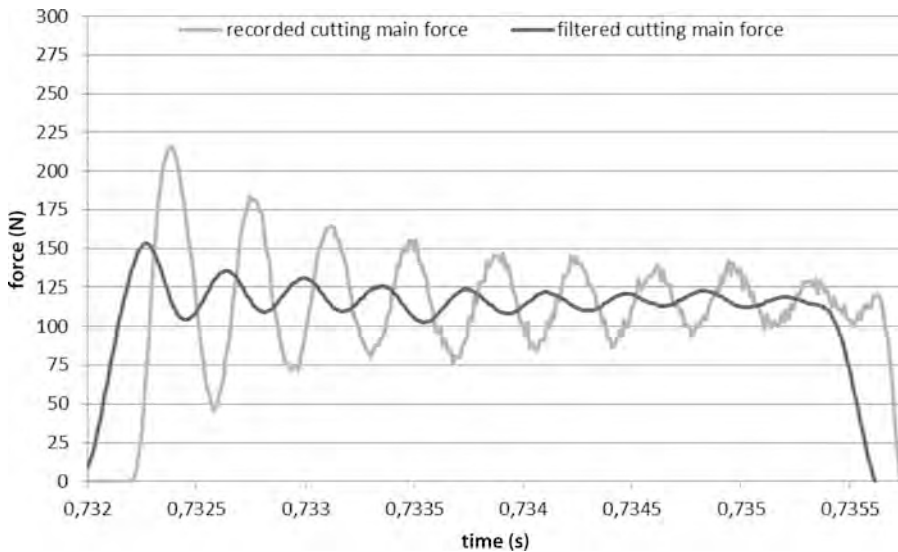


Figure 9. Measured cutting main force (light gray curve), filtered cutting main force by applying the moving average (black curve).

none of these studies considered influences arising due to the test setup. If analyses at the specific test setup are performed without knowledge of the damping behavior, measurement values will be underestimated by about 15%. In this specific example, displayed filtered cutting force (F_c) amounts to 110 N, whereas corrected, real cutting force ($F_{c\text{ corr}}$) amounts to 130 N.

A model based on uncorrected results can hardly be used in praxis. As a result, higher safety factors have to be applied for tool and machine dimensioning. For that reason, it is essential to determine systematic mistakes that subsequently have to be taken into account for generation of test results as precise as possible.

Conclusion

1. The determination of a transfer function of a specific test setup delivers a mathematical description of the relation between input and output signals.
2. The transfer function represents a method for the characterization of a test setup as well as a dynamic calibration method.
3. This method allows the identification of maximum process parameter (e.g., maximal operation frequency) that can be examined by the specific test setup.
4. The identification and implementation of the transmission function enables comparison of examinations from different test setups.
5. If unfiltered raw data are available, the transmission function even allows correction of measurements by hindsight without eliminating the properties originating from the processed material.
6. The presented method is an essential tool for the identification of significant process, material, or tool parameters influencing the highly dynamic cutting process.
7. In comparison to conventional filtering methods, the application of transfer function enables a correction method of the measurement values without loss of information and without deleting influences arising through the test setup itself.

Funding

The project (Project No. WST3-T/022-2012) was financially supported by the European Union/Europäischer Fonds für Regionale Entwicklung and the Land Niederösterreich, Abteilung Wirtschaft, Tourismus und Technologie.

Nomenclature

x -axis	passive force direction
y -axis	cutting force/main cutting force direction
z -axis	cutting normal force direction

F_c	system/transfer function	
F_{cn}	time the ball needs to fall the distance h	375
G_s	system/transfer function	
t_{fall}	time the ball needs to fall the distance h	
h	distance (30 cm) between the bottom of the ball and the top of the tool holder	
$v_{steel\ ball}$	velocity of the falling steel ball	380
g	gravitational acceleration	
m	mass of the steel ball	
$p_{accelerating}$	accelerating impulse	
$v_{calculated}$	simplified calculated velocity of the falling steel ball	
$v_{measured}$	measured velocity of the steel ball bouncing off the tool holder	385
T	time constant	
$\ddot{y}(t)$	2nd derivation of output signal	
d	dimensionsless damping factor	
$\dot{y}(t)$	1st derivation of output signal	
$y(t)$	output signal	390
$u(t)$	input signal	
K	transfer constant	
s	dependent variable	
$f_{sampling\ rate}$	frequency of the sampling rate	
f_{max}	maximum frequency of the measurement signal	395

References

- Atkins, A.G. (2003) Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: Quantitative explanations for some longstanding problems. *International Journal of Mechanical Science*, 45: 373–396.
- Axelsson, B.O.M.; Lundberg, A.S.; Grönlund, J.A. (1993) Studies of the main cutting force at and near a cutting edge. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 51(1): 43–48. 400
- Cristóvão, L.; Broman, O.; Grönlund, A.; Ekevad, M.; Siteo, R. (2012) Main cutting force models for two species of tropical wood. *Wood Material Science and Engineering*, 1–7.
- Czichos, H. (1989) *HÜTTE Die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften*, vol. 29, Auflage. Springer-Verlag, Berlin.
- Eyma, F.; Méausoone, P.-J.; Larricq, P.; Marchal, R. (2005) Utilization of a dynamometric pendulum to estimate cutting forces involved during routing. Comparison with actual calculated values. *Annals of Forest Science*, 62: 441–447. 405
- Fischer, R. (1978) Ein Beitrag zur Mechanik des Spannungsvorganges nicht fließfähiger Werkstoffe am Beispiel von Holz. *Holztechnologie*, 19: 75–80.
- Fischer, R. (1996) Die mechanische Holzbearbeitung. *HOB Die Holzbearbeitung*, 6: 65–96. 410
- Girod, B. (2007) *Einführung in die Systemtheorie*, vol. 4, Auflage. Teubner-Verlag, Wiesbaden.
- Gottlöber, C. (2003a) Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung—Teil 1: Motivation und Prozessanalyse. *HOB Die Holzbearbeitung*, 50: 55–57.
- Gottlöber, C. (2003b) Spanungsprozesse in der Holzbearbeitung—Teil 2: Darstellung des Optimierungssystems. *HOB Die Holzbearbeitung*, 50: 66–70. 415
- Gottlöber, C. (2003c) Weg zur Optimierung von Spanungsprozessen am Beispiel des Umfangsfräns von Holz und Holzwerkstoffe. Dissertation. Technische Universität, Dresden.

Q13

Kienzel, O. (1952) Bestimmung von Kräften an Werkzeugmaschinen. *Z-VDI*, 94: 299–305.

420 Kivimaa, E. (1950) Cutting force in woodworking. *Valtion Teknillinen Tutkimuslaitoksen Julkaisu*, 18: 102.

Krenke, T.; Frybort, S.; Martinez-Conde Lopez, A.; Müller, U. (2015a) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil II. *Holztechnologie*, 55(6): 38–47.

Krenke, T.; Frybort, S.; Martinez-Conde Lopez, A.; Müller, U. (2015b) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil III. *Holztechnologie*, 56(2): 43–50.

425 Krenke, T.; Frybort, S.; Müller, U. (2014) Internationaler Stand zur Schnittkraftuntersuchung bei Holz, Review Teil I. *Holztechnologie*, 55(4): 38–45.

Meyer, M. (2011) Signalverarbeitung—Analoge und digitale Signale, Systeme und Filter, vol. 6, Auflage. Vieweg und Teubner Verlag, Wiesbaden.

430 Porankiewicz, B.; Axelsson, B.; Grönlund, A.; Marklund, B. (2011) Main and normal cutting forces by machining wood of *Pinus sylvestris*. *BioResources*, 6(4): 3687–3713.

Sitkei, G. (1983) Fortschritte in der Theorie des Spanens von Holz. *Holztechnologie*, 24: 67–72.

Q14

Taylor, F.W. (1907) On the art of cutting metals. *Transactions ASME*, 28: 31–350.

Q15

Viktor, H. (1917) Beitrag zur Kenntnis der Schnittkräfte. In Hannover, T.H.

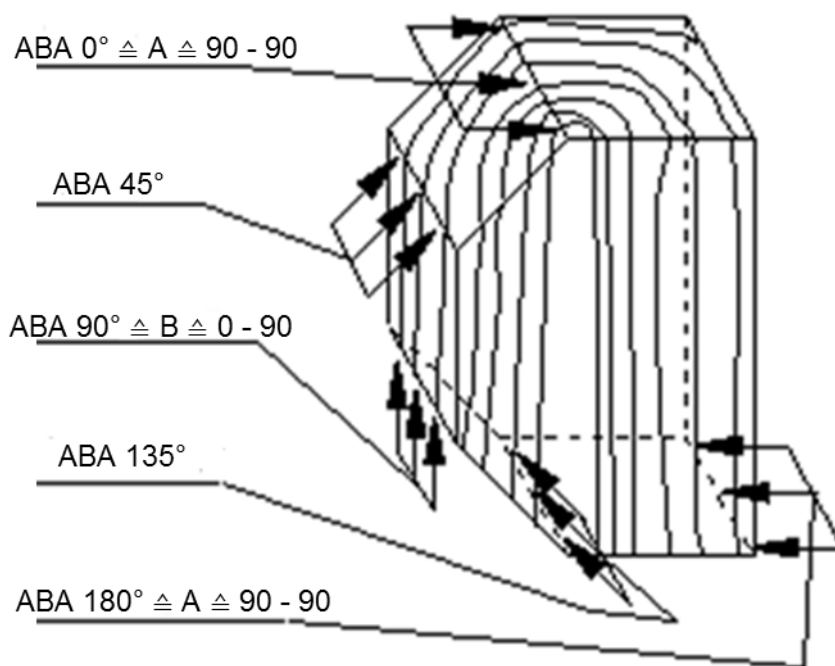


Figure 1: Wood cutting in relation to the grain. Cutting directions are indicated as arrows.

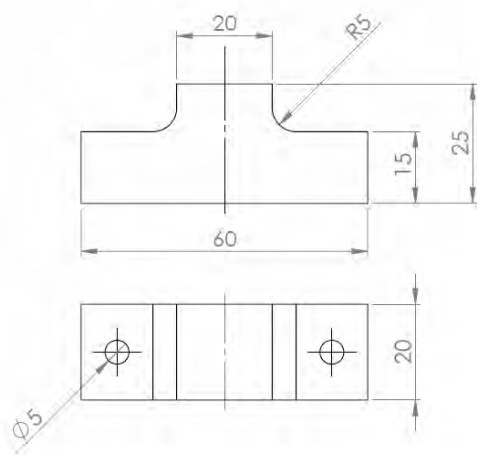


Figure 2: Sample geometry. Upper image is showing the lateral view of the sample, lower image is showing the top view of the sample.

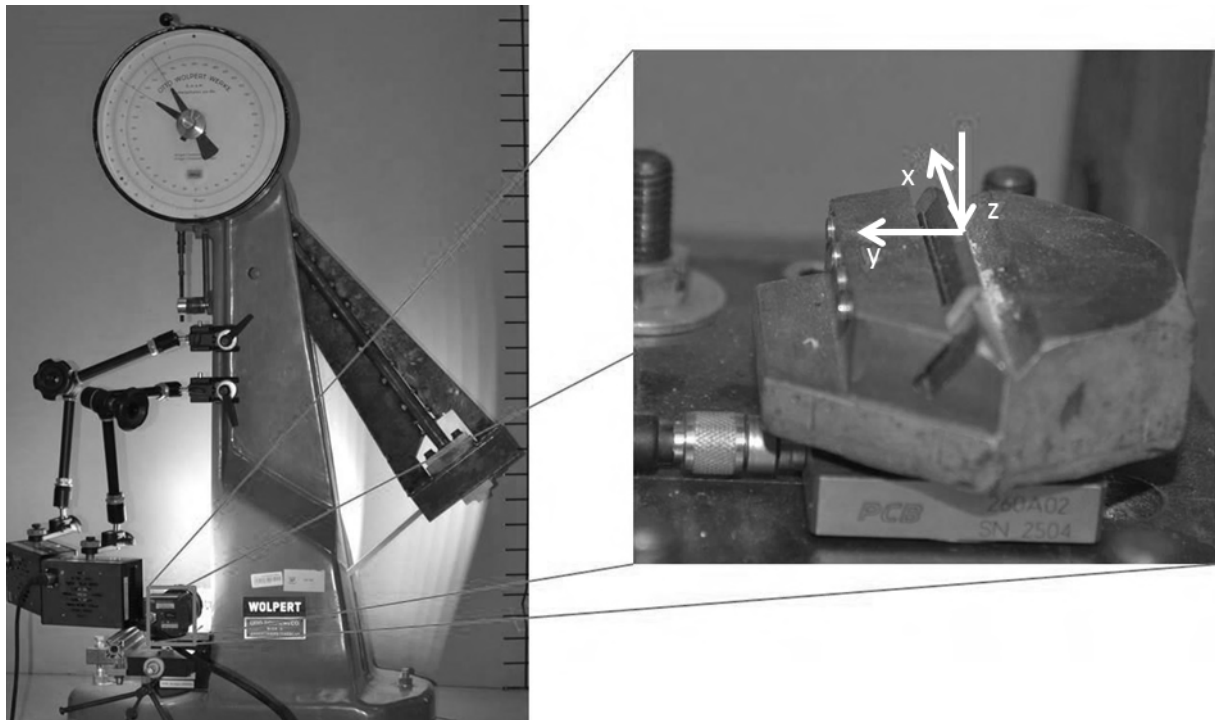


Figure 3: Test setup based on a modified pendulum for linear cutting processes with cutting speeds around 7.0 m/s. On the right side a detailed picture of the cutting force sensor with the three spatial axes is shown.

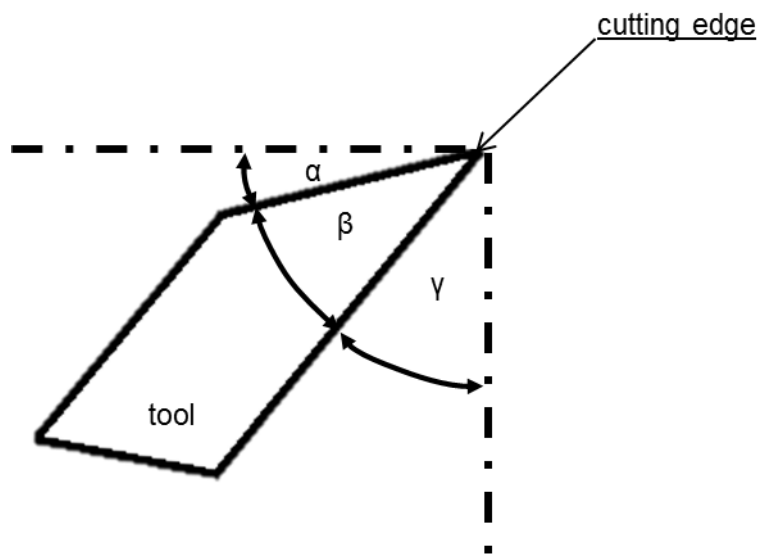


Figure 4: cutting tool, with the cutting edge, rake angle (γ), wedge angle (β) and clearance angle (α).

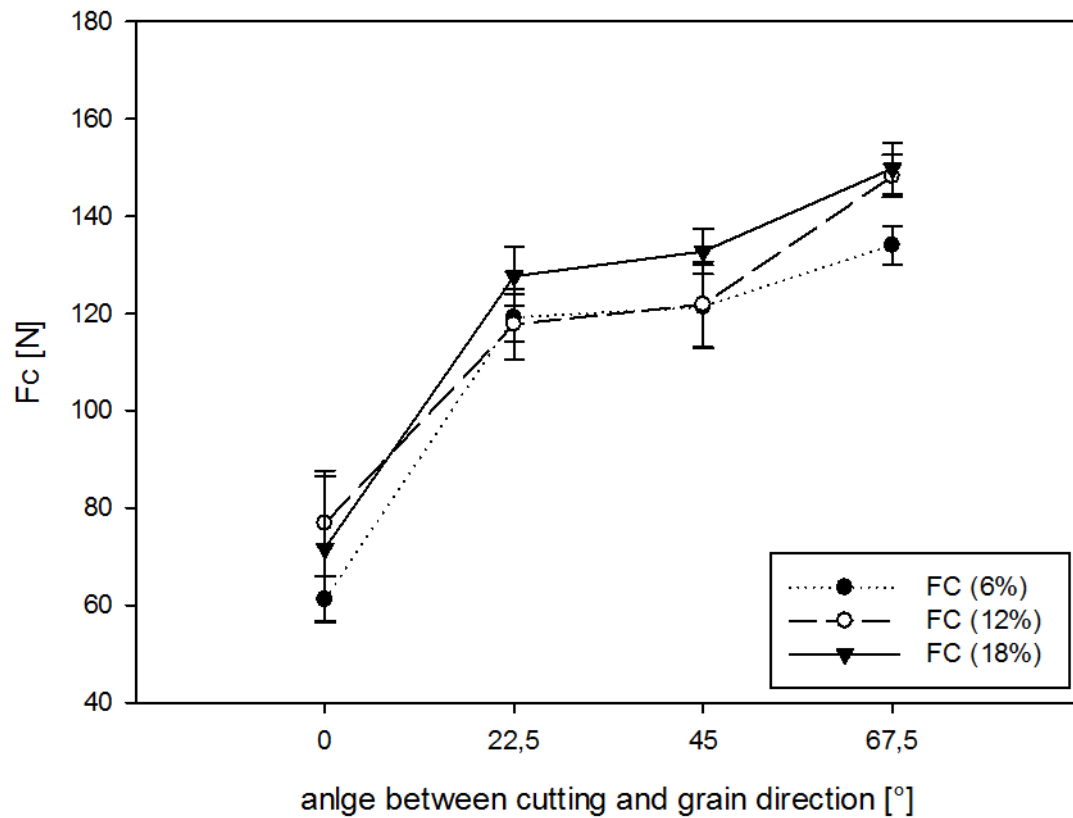


Figure 5: cutting force progression depending on angle between cutting direction and fiber direction ($0^\circ = B$; $22,5^\circ = ABA\ 67.5$; $45^\circ = ABA45$ and $67,5^\circ = ABA22.5^\circ$) by different moisture content (6 % 12 % and 18 %).

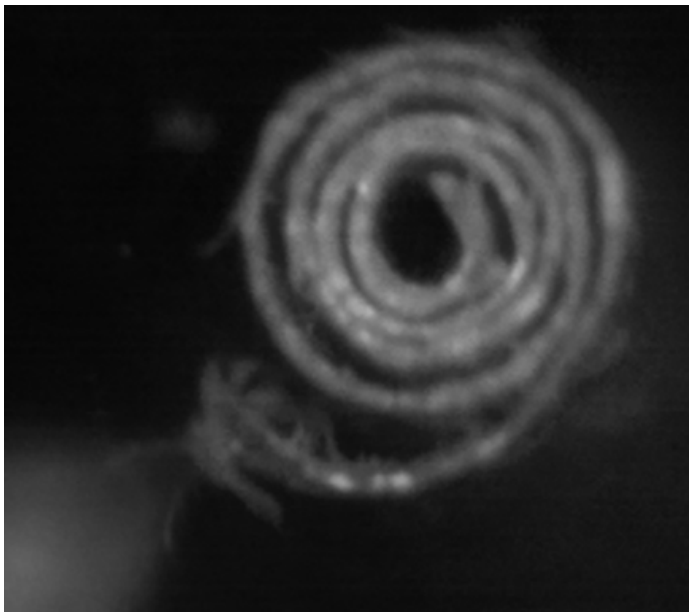


Figure 6: A rolled up chip, which was produced by cutting with the angle between wood grain and cutting direction of 0° , which was described by Kivimaa (1950) as cutting direction B.



Figure 7: Segmented chip, produced by cutting with the angle between wood grain and cutting direction of 0° , which was described by Kivimaa (1950) as cutting direction B.

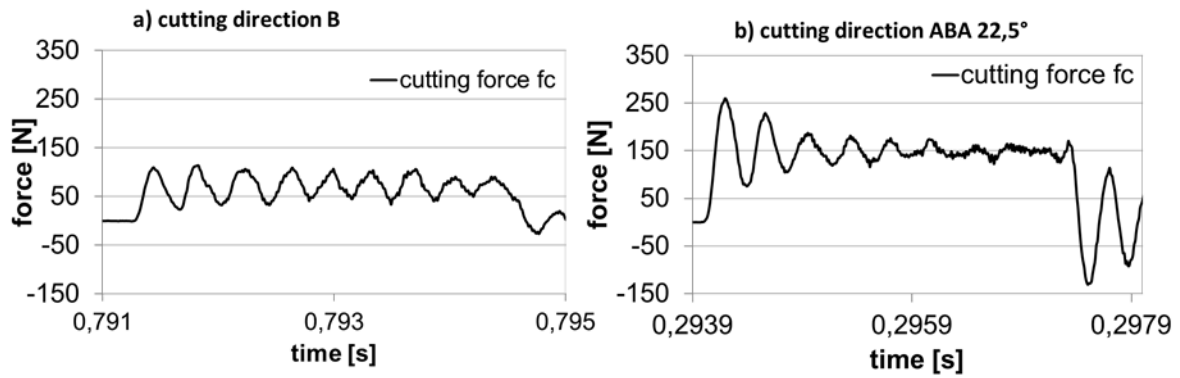


Figure 8: cutting force progression for different cutting directions, a) cutting direction B, b) cutting direction ABA 22.5. Description of the cutting direction is according to Kivimaa (1950).

Figures:

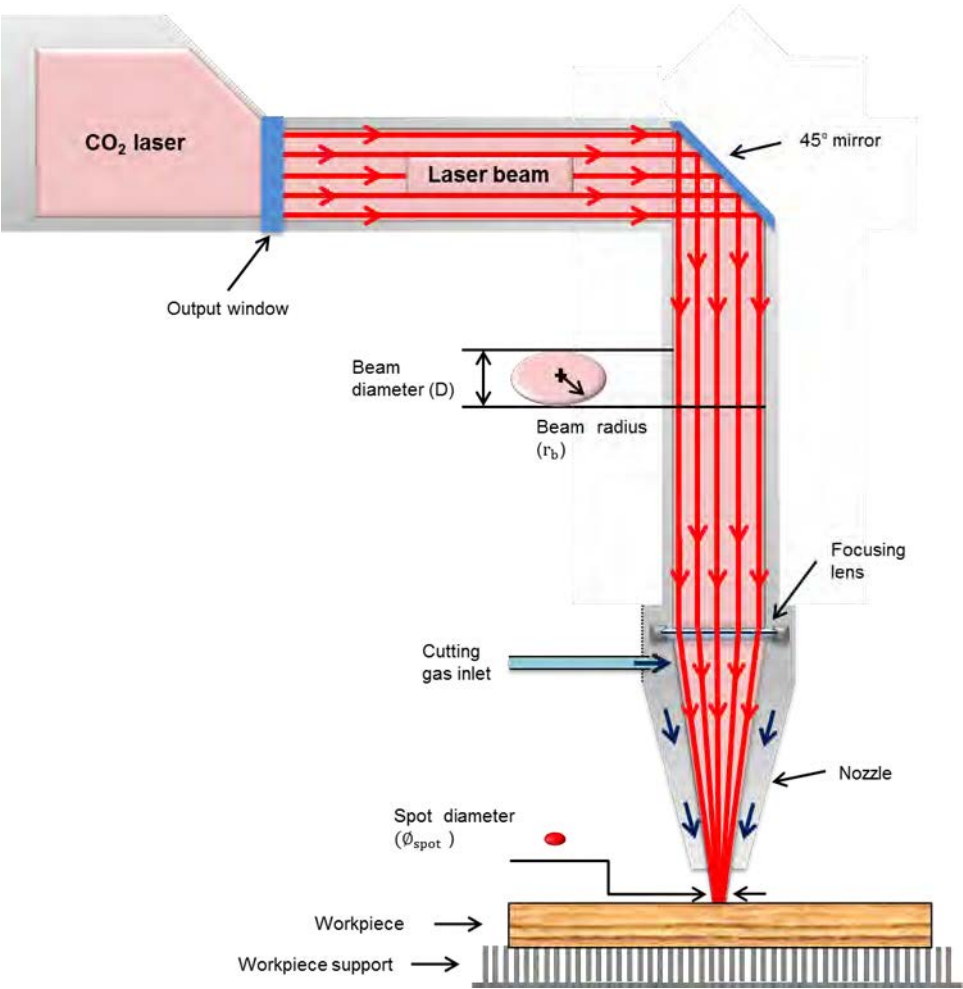


Figure 1: Diagram of CO₂ laser cutting assisted by a gas with all principal parts involved in the process

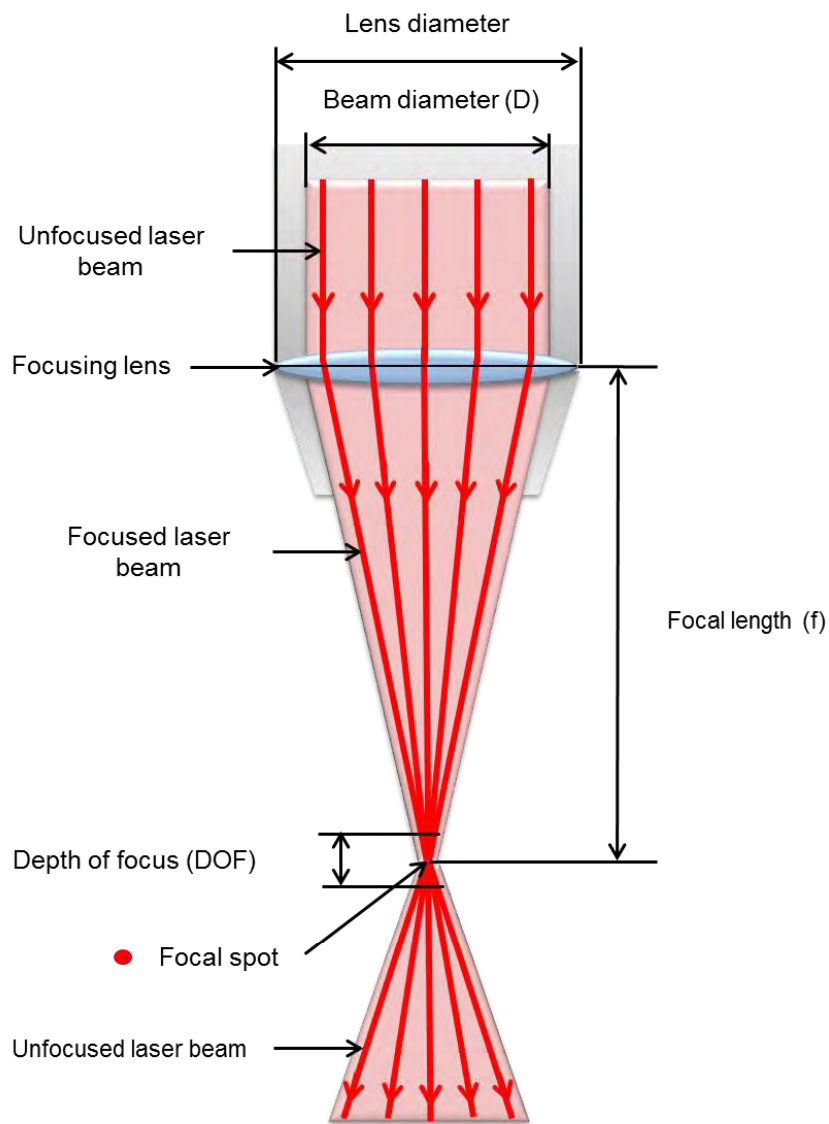


Figure 2: Laser beam and optic factors. The unfocused laser beam converges in the lens to create a focused laser beam up to its minimum spot size. Then the laser beam is unfocused again.

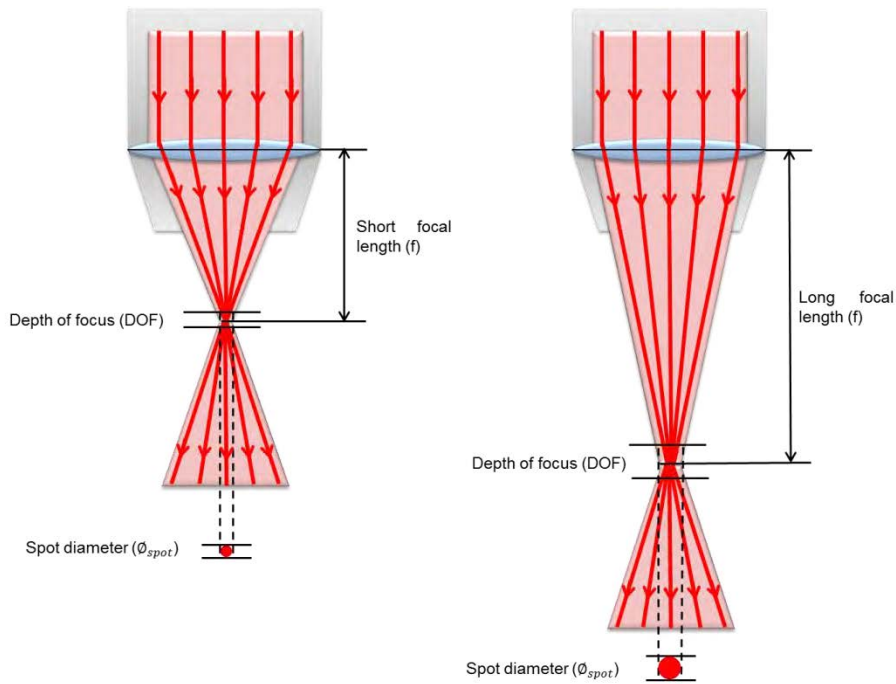


Figure 3: Schematic representation of the relationship between focal length, depth of focus and laser spot diameter.

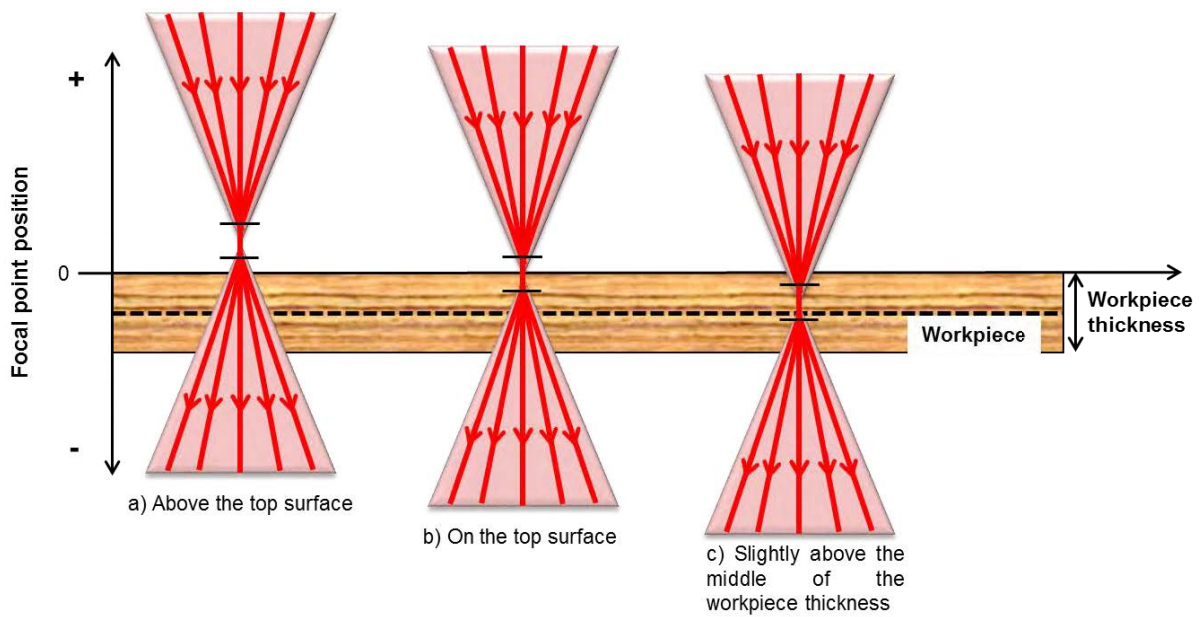


Figure 4: Schematic drawing showing the location of the focal point position relative to the top surface

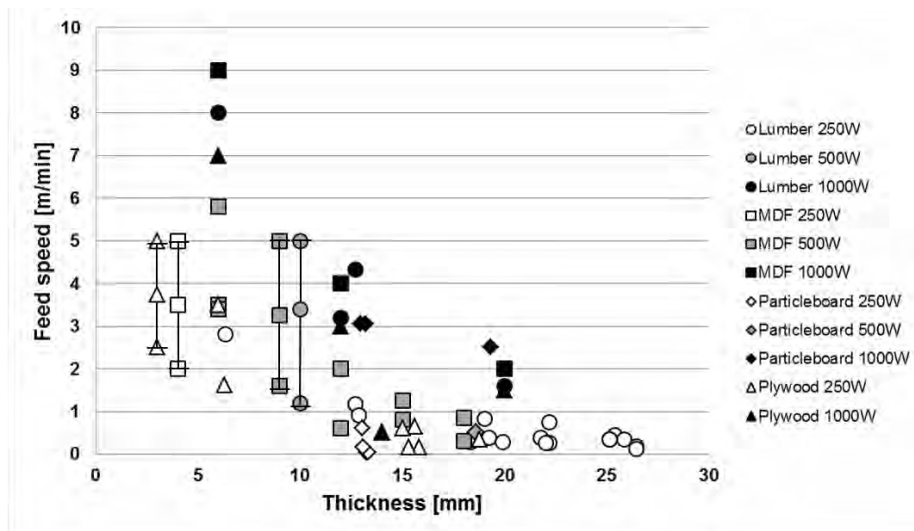


Figure 5: Relation between feed speed and thickness, classified into four material types (lumber, MDF, particleboard and plywood) and three laser power outputs: 250 ± 50 W, 500 ± 50 W and 1000 ± 50 W. The dots connected by lines represent the minimum, median and maximum values.

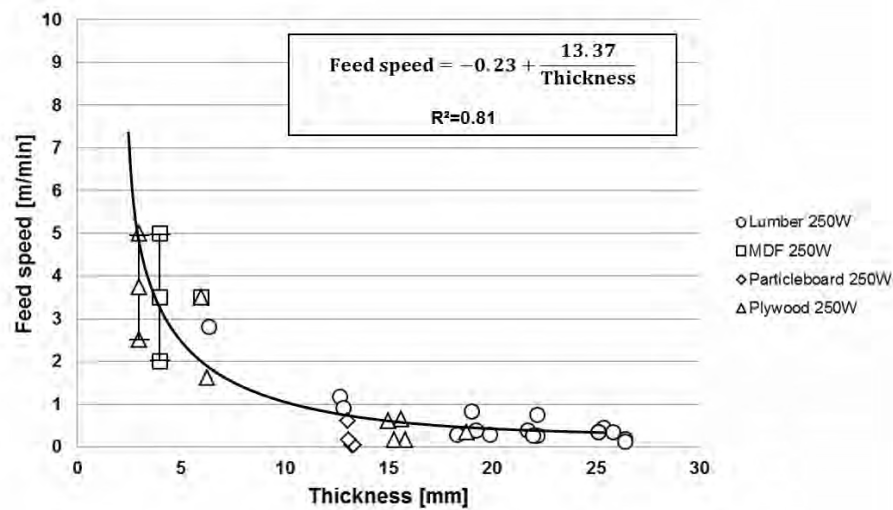


Figure 6: Relation between feed speed and thickness, (lumber, MDF, particleboard and plywood) and laser power output 250 ± 50 W. The dots connected by lines represent the minimum, median and maximum values.

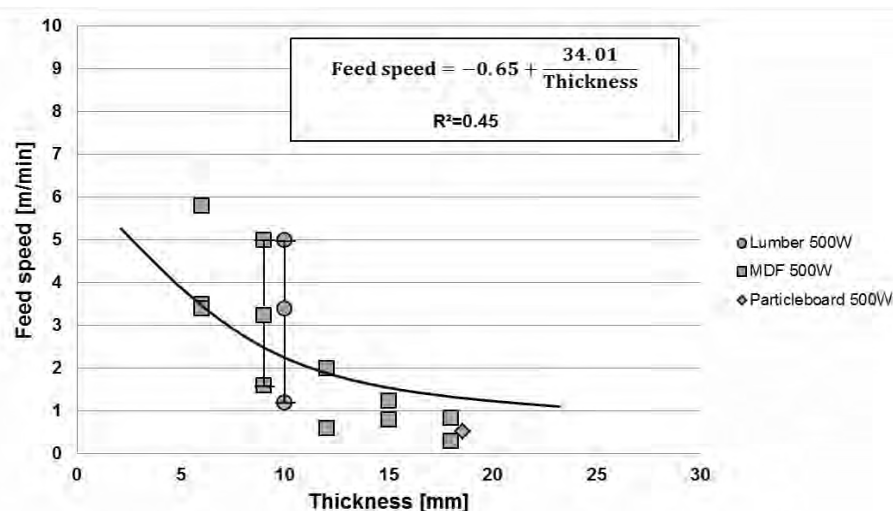


Figure 7: Relation between feed speed and thickness, classified into four material types (lumber, MDF and particleboard) and laser power output, 500 ± 50 W. The dots connected by lines represent the minimum, median and maximum values.

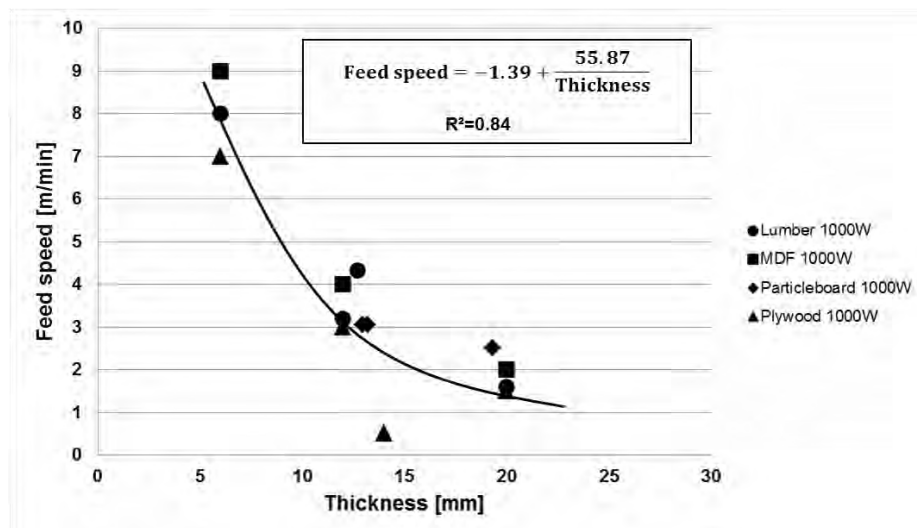


Figure 8: Relation between feed speed and thickness, classified into four material types (lumber, MDF, particleboard and plywood) and laser power output, 1000 ± 50 W.

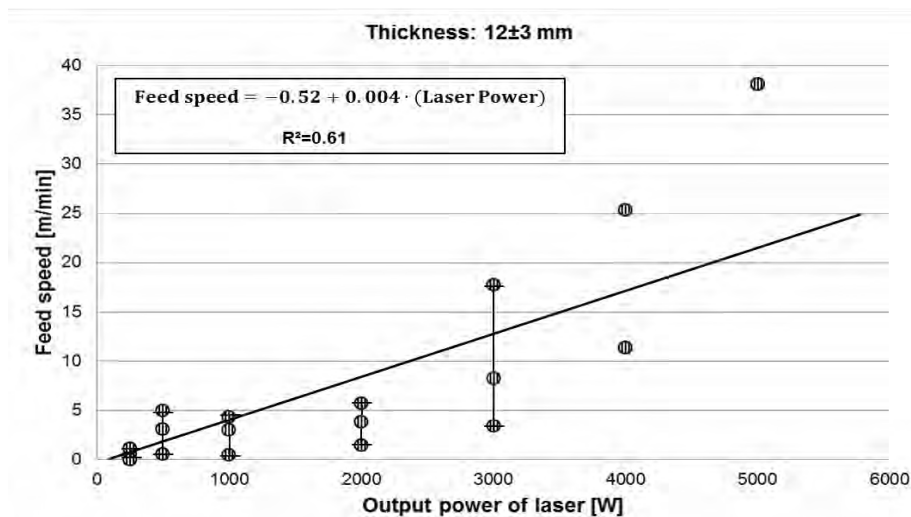


Figure 9: Relation between feed speed and output power of laser cutting cellulosic materials (lumber, MDF, particleboard and plywood) with a thickness of 12 ± 3 mm. The dots connected by lines represent the minimum, median and maximum values.

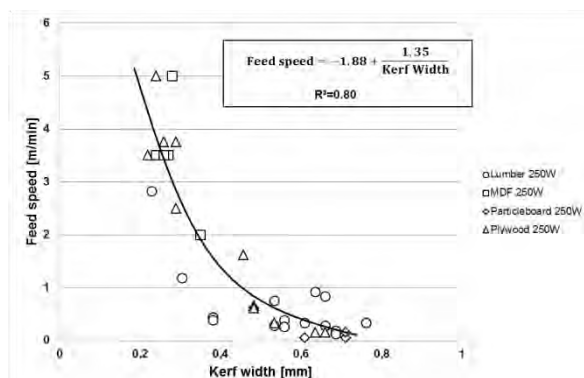


Figure 10 : Relationship between feed speed and kerf width, cutting four types of materials (lumber, MDF, particleboard and plywood) with an output power of 250 W for several thicknesses.

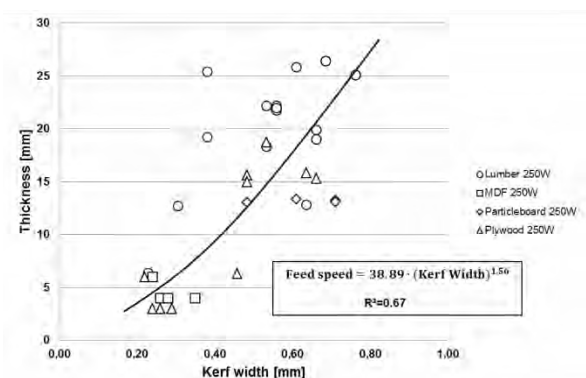


Figure 11: Relationship between workpiece thickness and kerf width, cutting four types of materials (lumber, MDF, particleboard and plywood) with an output power of 250 W for several thicknesses.

Tables:

Table 1: CO2 laser cutting experimental investigations used for the analysis.

Reference	Year of publication	Input parameters					Output parameters	
		OPL	Material type	WT	FPP	FL	FS	KW
(McMillin and Harry)	1971	■	Lumber	■	■	■	■	■
(Peters and Marshall)	1975	■	Lumber, plywood and particleboard	■	■	■	■	■
(Peters and Banas)	1977	■	Lumber, plywood and particleboard	■	■	■	■	■
(Barnekov et al.)	1989	■	Particleboard	■	■	■	■	
(Powell)	1998	■	Lumber, plywood and MDF	■			■	
(Lum et al.)	2000	■	MDF	■	■	■	■	■
(Quintero et al.)	2011a	■	Plywood and particleboard	■	■	■	■	■
(Eltawahni et al.)	2011	■	MDF	■	■	■	■	■
(Eltawahni et al.)	2013	■	Plywood	■	■	■	■	■

Where: OPL-output power of laser; WT-workpiece thickness; FPP-focal point position; FL-focal length; FS-feed speed; KW-kerf width

Table 2: General Lineal Model including feed speed as dependent variable and output power and thickness as covariates.

Dependent variable: Feed speed

Source	Type III Sum of Squares	df	Mean Square	F	Sig.
Corrected Model	189.666 ^a	2	94.833	66.207	0.000
Intercept	128.574	1	128.574	89.763	0.000
Power	42.298	1	42.298	29.530	0.000
Thickness	138.481	1	138.481	96.679	0.000
Error	111.725	78	1.432		
Total	726.118	81			
Corrected Total	301.391	80			

a. R Squared = 0.629 (Adjusted R Squared = 0.620)

Innovative mechanische Trenntechnologien von Holz

Ulrich Müller, Oliver Vay, Alejandro Martinez-Conde Lopez, Stephan Frybort, Thomas Krenke, Johannes Konnerth, Alfred Teischinger

Für praktisch alle Verarbeitungsprozesse bzw. in allen Prozessketten muss der Rohstoff Holz mechanisch aufgeschlossen (zerlegt, aufgeteilt, zerkleinert, etc.) werden. Bei den verschiedenen Trenntechnologien wie Sägen, Fräsen, Hacken, Messern, Schälen etc. entstehen wertgeminderte Koppelprodukte bzw. wird die natürlich mechanisch optimierte Struktur des Baumstammes durch Schnitte quer zu Faser empfindlich gestört bzw. zerstört. Eine kritische Betrachtung bestehender Produktions- bzw. Trennprozesse führt zu dem Schluss, dass die mechanischen Aufschlussmethoden, bei denen die Trennebenen der natürlich gewachsenen Struktur des Holzes folgt, optimierte Holzfraktionen liefert. Durch die Berücksichtigung des Holzaufbaus bei der Herstellung der optimierten Halbzeuge können Holzwerkstoffe hergestellt werden, die eine deutliche Steigerung der Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften besitzen. Mithilfe eines Cross Industry Innovation Process (CIIP) wurde in verschiedenen Projekten nach neuen mechanischen Trenntechnologien gesucht. In dem Artikel werden einerseits Beispiele der erfolgreichen Umsetzung neuer Zerteilungsverfahren vorgestellt, andererseits der Prozess der Lösungsfindung mit Hilfe des CIIP dargestellt.

Schlüsselwörter: Cross Industry Innovation Process, konzeptionelle Holztechnologie, mechanischer Aufschluss von Holz

Hintergrund

Für praktisch alle weiteren technologischen Herstellungsprozesse muss der Rohstoff Holz mechanisch zerlegt bzw. aufgeschlossen werden. Durch die aktuellen mechanischen Trenntechnologien wie Spanen und Zerteilen können die natürlichen optimierten mechanischen Eigenschaften (Festigkeitswerte) des Holzes für spätere Produkte nicht optimal genutzt werden, beziehungsweise werden sogar festigkeitsrelevante Holzstrukturen zerstört, wie am Beispiel der Stamm-Ast-Verbindungen deutlich wird. Der Stammkörper mit seinem komplexen Aufbau vor allem im Bereich der Stamm-Ast-Verbindungen zeigt in seiner natürlichen Form hervorragende mechanische Eigenschaften. Im Idealfall bleiben diese Eigenschaften in Teilfraktionen des Stammes nach dem Trennprozess erhalten. Jedoch zeigen Untersuchungen, dass bei aktuellen Trennprozessen der komplexe anatomische Holzaufbau nicht berücksichtigt werden kann und somit die hervorragenden mechanischen Eigenschaften des Ausgangsrohstoffs in den Teilfraktionen nicht erhalten werden können.

Holz zeigt in Faserrichtung hervorragende Steifigkeits- und Festigkeitswerte, aber schon geringfügige Faserabweichungen führen bereits zu deutlichen Festigkeits- bzw. Steifigkeitsverlusten. Bei der aktuellen Schnittholzerzeugung (aber auch bei allen anderen Zerteilungsverfahren, z. B. bei Furnieren oder Strands) wird jedoch im Zerteilungsprozess auf die Orientierung der Holzfaser keine Rücksicht genommen. So wird aus einem kegelförmigen und zum Teil auch mehr oder weniger gekrümmten Stamm ein prismatisches Schnittholz erzeugt. Bedingt durch die natürlichen Wuchseigenschaften des Holzes (Drehwuchs, Abholzigkeit, Äste) und den starren Schnittrichtungen folgt die Richtung der Schnittführung nicht zwingend der Faserrichtung. Insbesondere im Bereich von Ästen erfolgt die Zerteilung also nicht entlang, sondern oftmals quer zur Faserstruktur – zum Nachteil der Festigkeit und Steifigkeit.

Die Schnittholzerzeugung fordert, dass für die Herstellung von prismatischem Schnittholz die Randbereiche des Stammes abge-

spannt werden. Diese Randbereiche werden dann zu Hackschnitzel bzw. Spanmaterial zerlegt. Untersuchungen haben allerdings gezeigt (*Teischinger et al.*, 2006), dass aber gerade diese Teile des Stammes die besten mechanischen Eigenschaften eines Stammes aufweisen. Basierend auf verschiedenen Einschnittbildern, Geometrien und Stammdurchmessern werden etwa 40 % des (mechanisch qualitativ hochwertigsten) Stammholzes nicht entsprechend seiner Eigenschaften genutzt. Die restlichen 60 % Brettware zeigen signifikante Defizite in den Festigkeitseigenschaften, weil die Holzfasern gerade an den kritischsten Stellen – den Ästen – stark abweichen und somit Schwachstellen darstellen.

Mittels Festigkeitssortierung ist es möglich, Bretter zumindest nach Festigkeitsklassen zu sortieren, aber die Ausbeute an höchsten Festigkeitswerten ist gering und das Potenzial der Sortierung ist noch nicht voll ausgeschöpft (*Sandomeer et al.*, 2009). Die Forschungen auf dem Gebiet der Festigkeitssortierung von Schnittholz ermöglichen eine deutlich verbesserte Differenzierung der Brettware im Vergleich zur visuellen Schnittholzsortierung. Dennoch wird in der Praxis vorrangig die visuelle Schnittholzsortierung eingesetzt. Neue Entwicklungen wie z. B. das Scannen von ganzen Holzstämmen mittels Computertomographie und die sich daraus ergebenden Möglichkeiten der Optimierung des Aufteilprozesses werden derzeit in ersten Werken implementiert.

Dennoch, das klassische Zerlegen und Zusammenfügen von Holzteilen zu Bauteilen (Brettschichtholz BSH, Kreuzlagenholz KLH, Furnierstreifenholz PSL, Furnierschichtholz LVL usw.) führt zu Werkstoffen, die das Festigkeitspotenzial von Holz in seiner natürlichen Form nicht mehr erreichen können (*Teischinger*, 2001). Über den Weg der Sortierung und das Zusammensetzen bzw. Zusammenfügen von einzelnen Brettern bzw. Holzfraktionen erfolgt eine Homogenisierung des Werkstoffs, wodurch eine weitere Verbesserung der Berechenbarkeit von daraus hergestellten Bauelementen erzielt werden kann. Der Preis dafür sind Kosten für die Sortierung und die Verklebung. Darüber hinaus erfordert die Herstellung von Bauelementen weitere Maßnahmen zur Homogenisierung, wie das Auskappen von Ästen und die anschließende Keilzinkung von Brettern. Diese zusätzlichen Arbeitsschritte verursachen zusätzliche Kosten. Damit ist es schwierig mit Holz und Holzwerkstoffen gegenüber anderen Baustoffen wie Ziegel, Beton oder Stahl konkurrenzfähig zu bleiben.

Konzeptionelle Holztechnologie als Ansatz für radikale Innovationen

Die oben dargestellten Verhältnisse machen klar, dass für die Holzindustrie eine signifikante Ausbeuteerhöhung bezüglich Qualität und Quantität beim Aufschluss des Rohholzes für die weitere Verarbeitung zu Bauelementen anzustreben ist, um die Konkurrenzfähigkeit gegenüber anderen Baustoffen zu stärken. Insbesondere soll beim Holzaufschluss ein Erhalt der natürlichen mechanischen Stoffeigenschaften und eine effektive Nutzung der Randzonen des Rundholzes mit seinen hervorragenden mechanischen Eigenschaften erreicht werden. Wie bei Schnittholz handelt es sich bei vielen Holzprodukten um Massenprodukte, die in sehr investitionsintensiven Anlagen produziert werden. Entlang der langen Abschreibungszeiträume werden diese Anlagen laufend technisch verbessert.

Radikale Änderungen des Produktionskonzepts sind jedoch nur in Ausnahmen möglich. Viele Produktionsprozesse sind somit für Jahre bzw. Jahrzehnte produktionstechnisch determiniert. Die verschiedenen Produktionsverfahren werden daher in ihrer gegebenen Form in Forschung und Lehre integriert, wodurch Paradigmen geschaffen werden. So gehen die Grundprinzipien der Sägetechnologie, das mechanisierte Herausschneiden von Brettern aus einem runden Stamm, mit Vorläufern der Gattersäge auf das 15. Jahrhundert zurück. Auch nachfolgende Technologien wie der Einschnitt mit der Kreissäge und der Bandsäge gehen prinzipiell von denselben Schnittmustern aus. Ein kritisches Überdenken des mechanischen Aufschlusses von Stammholz mit herkömmlichen Technologie an sich hat bis dato nicht stattgefunden.

Obwohl in der modernen Sägetechnologie im Durchlauf gearbeitet wird, hat sich in der Trocknungstechnik die batchweise Trocknung in Trocknungskammern etabliert. Trotz hoher Inhomogenität der Trocknungsgüter (Kern/Splint) werden anhand weniger Sensoren einheitliche Trocknungsschemata für das jeweilige Batch angewendet. Ein kritische Diskussion, ob gegebenenfalls eine individuelle Trocknung einzelner Bretter nicht zu deutlichen Effizienzsteigerungen führen könnte, wurde in der Branche bislang nicht auf einer breiten Basis diskutiert. Von den Autoren wurde ein Forschungsprojekt gestartet, um eine Basis für diese Diskussion zu schaffen.

Die zwei angeführten Beispiele sollen nicht als Kritik am Stand der Technik verstanden werden. In beiden Bereichen wurden in den letzten Jahrzehnten hohe technische Entwicklungen und wichtige Forschungsergebnisse geschaffen. Die Aufgabe eines Technologieinstituts ist es jedoch, bestehende Technologien zu analysieren und kritisch zu hinterfragen.

Unter konzeptioneller Holztechnologie verstehen wir daher, bestehende Technologien und Wertschöpfungsketten hinsichtlich ihrer Defizite und Limitierungen zu beleuchten und gegebenenfalls neue Lösungsansätze vorzuschlagen. Dafür wird ein analytischer Prozess mit drei Phasen vorgeschlagen: In Phase 1 (Analysephase) werden Limitierungen und Defizite von Verfahrensschritten, Eigenschaften von Halbzeugen und Produkten erhoben. In Phase 2 (Potenzialabschätzung) wird auf einer abstrakten Ebene ein Vergleich zwischen theoretisch möglichem Verbesserungspotenzial und dem Stand der Technik gezogen. In Phase 3 (Konzeptionsphase) werden abseits bestehender Verfahren und Technologien völlig frei neue alternative Produktionsverfahren in Betracht gezogen. Dabei werden einzelne Verfahrensschritte oder ganze Produktionsketten kritisch in Frage gestellt und falls notwendig durch neue ersetzt. Dabei ist es durchaus möglich, dass für einzelne neue Verfahrensschritte derzeit noch keine technischen Lösungen zur Verfügung stehen. Durch die Konzeptionsphase wird der notwendige Forschungs- und Entwicklungsbedarf vorgegeben. Um an diesem Punkt nicht in jahrelange Grundlagenforschung zurückzufallen, bzw. die angedachten Verbesserungspotenziale zu verwerfen, hat sich ein Cross Industry Innovation Process (CIIP) bewährt. Verschiedene Studien haben gezeigt, dass die kognitive Distanz zwischen zwei unterschiedlichen Branchen eine wertvolle Quelle für radikale Innovationen darstellen kann (*Keane*, 1987; *Dahl und Moreau*, 2002; *Majchrzak et al.*, 2004; *Wuyts et al.*, 2005; *Nootenboom et al.*, 2007). Das

Auffinden einsetzbaren Wissens aus fremden Branchen und Wissenszweigen wird durch Innovationsmanagement und Technologiemanagement systematisiert (Jantsch, 1967; Pfeiffer, 1971; Brunswicker und Hutschek, 2010). Als Instrument für die Auffindung solcher Analogien wird der sogenannte Cross Industry Innovation Process (CIIP) vorgeschlagen (Gassmann und Zeschky, 2008; Enkel und Gassmann, 2010; Brunswicker und Hutschek, 2010; Enkel und Horváth, 2010). Die Grundidee des CIIP ist es, analoge Technologien, Konzepte, Systeme bzw. Lösungen und Lösungsprinzipien von fundamentalen Problemen anderer Wissens- bzw. Industriezweige auf die

eigene Problemstellung zu übertragen und anzupassen. Wesentlicher Vorteil des CIIP ist, dass die Risiken einer radikalen Innovation vergleichsweise gering gehalten werden (De Bono, 1990), da ja bereits funktionierende Technologien zum Einsatz kommen.

Um Redundanzen, banale Lösungen bzw. Lösungsvorschläge, die bereits ausgiebig untersucht wurden und aufgrund industrieller Erfahrung ausgeschieden sind, zu vermeiden, muss systematisch vorgegangen werden. Gassmann und Zeschky (2008) schlagen dafür einen strikt systematischen und klar strukturierten Prozess mit drei Hauptphasen vor: (1) Abstraktion, (2) Analogie und (3) Adaption (Abb. 1).

Cross Industry Innovation Process anhand alternativer Holzzerteilung

Das Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe beschäftigt sich in Kooperation mit dem Kompetenzzentrum Wood K plus schon seit Jahren mit Fragen der Holzbearbeitung und der alternativen Holzzerteilung (Teischinger, 2000 und 2001). Auf dem Gebiet des Schneidens von dünnen Decklagen von Dreischichtplatten und Furnieren wurden unterschiedliche Schneidetechnologien, die eine extrem geringe Schnittfuge erlauben (Wasserstrahlschneiden, Sticheln und Messerschneiden), untersucht (Pöchacker, 2005).

Seit 2004 beschäftigt sich ein Projekt in Kooperation mit der Firma Doka mit alternativer Zerteilung von Rundholz. Ausgangspunkt hier war die Zielsetzung, langgestreckte Partikel aus einem Stammkörper herauszulösen, ohne dabei die gewachsene Struktur des Holzes zu zerstören. Damit sollten Partikel, sogenannte Makrofasern, hergestellt werden, die in ihrer Längserstreckung dem Faserverlauf folgen. Ausgangspunkt dieses Projektes war eine ausgedehnte Patentrecherche,

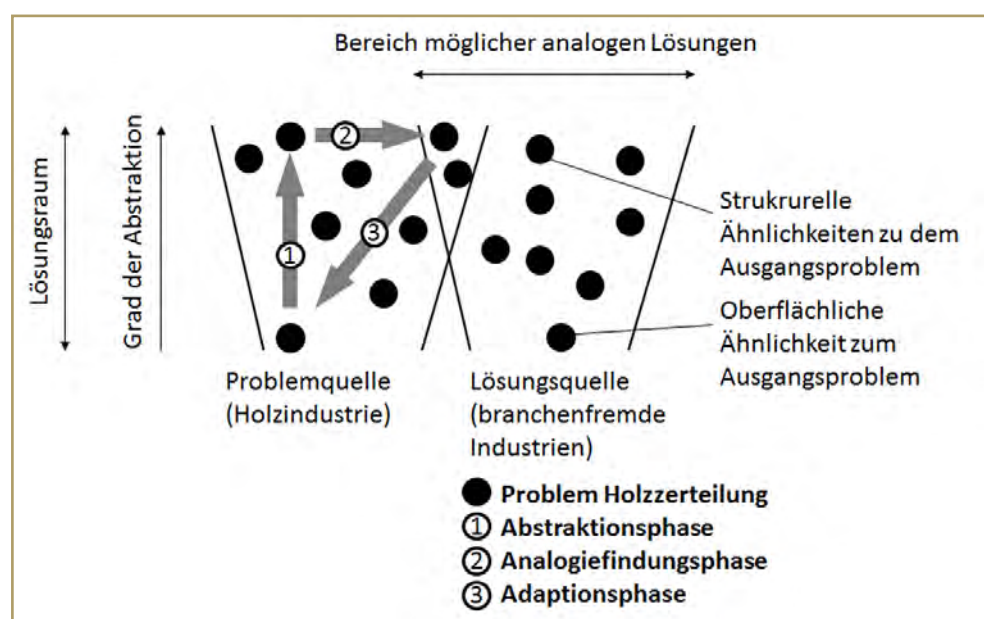


Abb. 1: Cross Industry Innovation Process nach Gassmann und Zeschky (2008) mit drei klar definierten Phasen: Abstraktion, Analogiefindung, Adaption

Fig. 1: Cross industry innovation process corresponding to Gassmann and Zeschky (2008) with three distinctive phases: abstraction, analogy and adaptation

im Zuge derer man auf mehrere Zerteilungsprinzipien wie z. B. Scrimber, SST und Quetschholz stieß (Josca et al., 2006). Die gefundenen Zerteilungstechnologien wurden kritisch bewertet und ein eigenes Produktionsverfahren daraus abgeleitet. Die Forschungsarbeit mündete in mehreren Patentanmeldungen, Publikationen (Frybort et al., 2012a und b) und in der Realisierung einer Pilotanlage mit einem Investitionswert von mehr als 0,5 Mio. Euro.

Bei den genannten Beispielen wurde zwar gezielt in anderen Industriebranchen nach technischen Lösungsprinzipien gesucht, mehrheitlich wurden in den Recherchen jedoch Patente und Literaturstellen und somit Lösungsansätze aus der eigenen Branche oder artverwandten Branchen gefunden. Der Grund dafür liegt darin, dass jede Branche über spezifische technische Begriffe verfügt. Dieses „Wording“ der jeweiligen Branche wird automatisch in die Recherchen übertragen. Damit ist aber das Auffinden interessanter und potenzieller Lösungen aus industriefremden Branchen stark eingeschränkt bis unmöglich. Aus diesem Grunde bedient man sich der sogenannten Funktionsanalyse (Koltze und Souchkov, 2011; Hentschel et al., 2010). Bei der Funktionsanalyse wird ein bestehendes technisches System in einzelne Funktionselemente zerlegt. Dabei erfüllt jedes Element nicht mehr eine technische Aufgabe, sondern dient zur Erfüllung einer Funktion. Die Übersetzung eines technischen Systems in eine Funktionsanalyse ermöglicht daher in der Abstrahierungsphase eine technische Fragestellung derart zu verallgemeinern, sodass mit der abstrahierten Sprache auch alle Branchen zugänglich gemacht werden. Im Zuge der Funktionsanalyse werden daher Suchbegriffe für Literatur- und Patentrecherche generiert, die weit über die üblichen Keywords einer „branchenspezifischen“ Recherche hinausgehen.

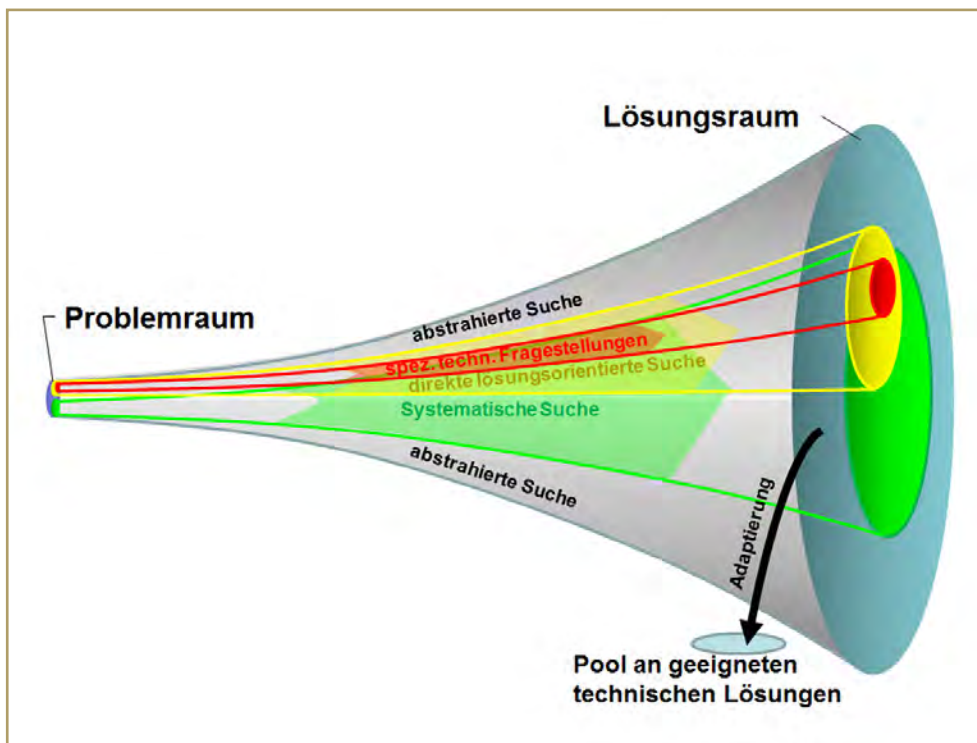


Abb. 2: Unterschiedliche Öffnung des Lösungsraumes in Cross-Industry-Innovation-Prozessen (durch die abstrahierte Suche mithilfe der Funktionsanalyse wurde beobachtet, dass der Lösungsraum in der Phase einer Literatur- und Patentrecherche am weitesten geöffnet werden konnte)

Fig. 2: Solution space depending on different approaches in cross industry innovation process (by means of function analysis a complete abstraction of the technical problem can be achieved)

Anhand der alternativen Rundholzzerteilung wurde mit bestehenden Maschinentechнологien eine Funktionsanalyse durchgeführt und daraus Suchbegriffe für eine ausgedehnte Patentrecherche generiert. Insgesamt wurden etwa 18.000 für die Zerteilungsproblematik relevante Patente aus unterschiedlichen Industriezweigen gefunden. In einer Vorselektion wurden daraus etwa 250 Patente für eine engere Bewertung ausgewählt. Eine Analyse dieser Patente hat nun ergeben, dass darin mehr als 40 neue Zerteilungsprinzipien enthalten sind, die potenziell für den mechanischen Aufschluss von Holz genutzt werden können. Gemeinsam mit den beteiligten Industriepartnern wurden nun sechs Technologien für eine nähere Betrachtung und Recherche ausgewählt.

Eine Expertenbefragung, eine eingehende Literaturrecherche und erste experimentelle Versuche sollen nun klären, welche der ausgewählten Zerteilungsprinzipien tatsächlich auf die speziellen Gegebenheiten des Holzes übertragen werden können. In der sogenannten Adaptionphase wird daher vertieft überprüft, ob jede einzelne der gesammelten Lösungen auf das ursprüngliche Problem einer alternativen Holzzerteilung anwendbar ist. Üblicherweise ist es dafür notwendig, bereits bestehende Technologien zu kombinieren bzw. für die Fragestellung entsprechend anzupassen. Punktuell soll, falls notwendig, in einfachen Versuchsanordnungen die prinzipielle Machbarkeit von Verfahren überprüft werden. Diese Arbeit soll jetzt im Zuge einer Dissertation im Rahmen der österreichischen Doktoratsinitiative „DokIn Holz“ (Anonymus, 2013) durchgeführt werden.

Vergleicht man nun die verschiedenen oben genannten Forschungsprojekte hinsichtlich der Öffnung des Lösungsraums, so zeigt sich, dass eine Recherche für ein spezifisches technisches Problem auch nur eine überschaubare Anzahl von tech-

nischen Lösungen liefert (siehe dünne Schnittfuge Furniere). Dem zweiten vorgestellten Projekt liegt die Idee zugrunde, sogenannte Makrofasern aus dem Stammkörper entlang der Faser herauszulösen. Bei einer Lösungsfindung wurden direkt, auf das Problem umlegbare Lösungsprinzipien gesucht. Die Anzahl der gefundenen Lösungsprinzipien lag deutlich über der spezifischen Suche. In der DIN 8580 (2003) sind alle Fertigungsverfahren systematisch dargestellt, darunter auch alle Trennverfahren. Eine Suche anhand dieser vorgegebenen Systematik spannt hingegen den Lösungsraum noch deutlich weiter auf (nähere Informationen zu dem dazugehörigen Forschungsprojekt können aus Geheimhaltungsgründen nicht geliefert werden). Die größte Öffnung des Lösungsraumes konnte für den Ansatz der Funktionsanalyse erreicht werden. In Abb. 2 sind schematisch die Lösungsräume für die unterschiedlichen Ansätze einer Rechercharbeit für Cross Innovation dargestellt.

Zusammenfassung

In der konzeptionellen Holztechnologie werden neue Fertigungsverfahren vorgeschlagen und damit notwendiger Forschungs- und Entwicklungsbedarf vorgegeben. Der Cross Industry Innovation Process ist eine Möglichkeit, um den Entwicklungsprozess an dieser Stelle zu verkürzen. Dafür ist es notwendig, bereits verfügbare technische Lösungsprinzipien in fremden Branchen und Wissenschaftsbereichen aufzufinden. Konventionelle Literatur- und Patentrecherchen mit speziellen, technischen Fragestellungen bzw. einer lösungsorientierten Suche liefern eine überschaubare Anzahl von Ergebnissen. Eine Suche mit einer vorgegebenen Systematik vermag den Lösungsraum deutlich weiter aufzuspannen. Beste Ergebnisse wurden hingegen durch die völlige Abstraktion des technischen Prob-

lems mittels Funktionsanalyse erzielt. Die Überführung eines technischen Systems in Funktionselemente ermöglicht den Lösungsraum am weitesten zu öffnen.

Danksagung

Das diesem Artikel zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln der Europäischen Union, des Europäischen Fonds für regionale Entwicklung (EFRE), und dem Land Niederösterreich, Abteilung Wirtschaft, Tourismus und Technologie gefördert. Des Weiteren bedanken sich die Autoren bei der Österreichischen Förderungsgesellschaft (FFG) und den beteiligten Firmen SPB Beteiligungsverwaltung GmbH, Doka Industrie GmbH, Fritz Egger GmbH & Co. OG, Springer Maschinenfabrik AG und HOMBAK Maschinen- und Anlagenbau GmbH für die finanzielle Unterstützung des Forschungsprojekts „Alternative Holzzerteilung“ (Nr. 836536). Für die Möglichkeit der Fortführung des Projekts im Rahmen der österreichischen Doktorsinitiative (Initiative des österreichischen Wissenschafts- und Forschungsministeriums in Zusammenarbeit mit der Kooperationsplattform Forst – Holz – Papier (FHP)) unter dem Projekttitel H3 „Grundlagen für einen neuen mechanischen Holzaufschluss als Basis für verbesserte bzw. neue Holzwerkstoffe und Engineered Wood Products“ sei den Fördergebern und den beteiligten Firmen Doka Industrie GmbH, Fritz Egger GmbH & Co. OG und Springer Maschinenfabrik AG ebenfalls Dank ausgesprochen.

Literatur

- Anonymus (2013) DokIn' Holz – Wenn Holz auf Hirn trifft. *Holz-kurier* 27, 04.07.2013
- Brunswicker S, Hutschek U (2010) Crossing horizons leveraging cross-industry innovation search in the front-end of the innovation process. *International Journal of Innovation Management* 14 (4): 683-702
- Dahl DW, Moreau P (2002) The influence and value of analogical thinking during new production ideation. *Journal of Marketing Research* 39: 47-60
- De Bono E (1990) *Lateral Thinking for Management*. London, Penguin Books
- DIN 8580 (2003) *Fertigungsverfahren – Begriffe, Einteilung*
- Enkel E, Gassmann O (2010) Creative imitation: exploring the case of cross-industry innovation. *R&D Management* 40 (3): 256-270
- Enkel E, Horváth A (2010) Mit Cross-Industry-Innovation zu radikalen Neuerungen. In: Serhan I (ed) *Open Innovation umsetzen*, Symposium Publishing
- Frybort S, Graeter P, Mauritz R, Mueller U (2012) Device for the production of macro-fibres from wood trunks and method for the production of a wood composite material by means of macro-fibres. Patentschrift WO002012042028A1
- Frybort S, Graeter P, Mauritz R, Mueller U (2012) Wood composite material. Patentschrift WO002012042027A1
- Gassmann O, Zeschky M (2008) Opening up the Solution Space: The Role of Analogical Thinking for Breakthrough Product Innovation. *Creativity and Innovation Management* 17 (2): 97-106
- Hentschel C, Gundlach C, Nähler HT (2010) *TRIZ Innovation mit System*. München, Hanser Verlag
- Jantsch E (1967) *Technological Forecasting in Perspective*. Paris, Organization for Economic Cooperation and Development (OECD)
- Joscak TA, Teischinger A, et al. (2006) Production and material performance of long-strand wood composites – Review. *Wood Research* 51 (3): 37-49
- Keane M (1987) On retrieving analogues when solving problems. *Quarterly Journal of Experimental Psychology Section A* 39: 29-41
- Koltze K, Souchkov V (2001) *Systematische Innovation – TRIZ Anwendung in der Produkt- und Prozessentwicklung*. München, Hanser Verlag
- Majchrzak A, Cooper LP, et al. (2004) Knowledge reuse for innovation. *Management Science* 50: 174-188
- Nooteboom B, van Haverbeke W, et al. (2007) Optimal cognitive distance and absorptive capacity. *Research Policy* 36: 1016-1034
- Pfeiffer W (1971) *Allgemeine Theorie der technischen Entwicklung*. Göttingen, Vandenhoeck & Ruprecht
- Pöchracker-Florian H (2005) *Technologien zur industriellen Fertigung von Intarsien*. Diplomarbeit, Universität für Bodenkultur Wien
- Sandomeer MK, Steiger R (2009) Rohstoff Holz – Potenzial der maschinellen Festigkeitssortierung von Schnittholz. In: Schwaner K (Hrsg.) *Zukunft Holz: Statusbericht zum aktuellen Stand der Verwendung von Holz und Holzprodukten im Bauwesen und Evaluierung zukünftiger Entwicklungspotenziale*. Institut für Holzbau, Hochschule Biberach, S. 361-370
- Teischinger A (2000) Wood machining – challenges for theory and practice shown with selected examples. In: Stanzl-Tschegg SE, Reiterer A (ed) *Proc. of the International Symposium on Wood Machining*, BOKU Vienna, S. 123-136
- Teischinger A (2001) *Holztechnologien der Zukunft – Herausforderung für Forschung und Lehre* (1). *Holzforschung und Holzverwertung* (1): 12-14
- Teischinger A, Patzelt M (2006) *XXL-Wood – Materialkenngrößen als Grundlage für innovative Verarbeitungstechnologien und Produkte zur wirtschaftlich nachhaltigen Nutzung der Österrei-*

chischen Nadelstarkholzreserven (*Softwood material parameters for innovative technologies and products*). *Berichte aus Energie- und Umweltforschung* Nr. 27/2006, Wien, Bundesministerium für Verkehr, Innovation und Technologie (BMVIT)

Wuyts S, Colombo MG, et al. (2005) *Emperical test of optimal cognitive distance*. *Journal of Economic Behaviour and Organization* 58: 277-302

Autoren

Priv.-Doz. Dr. Ulrich Müller, Jahrgang 1967, studierte nach einer Tischlerlehre Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur Wien (BOKU) und war nach einer Tätigkeit in der Holzindustrie als Universitätsassistent am Department für Materialwissenschaften, Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe, an der BOKU und als Key Researcher im Kompetenzzentrum Wood K plus beschäftigt. Von 2006 bis 2013 war Müller als Key Researcher und Bereichsleiter der Area Massivholz und Holzverbundwerkstoffe bei Wood K plus beschäftigt. 2013 ist er an die BOKU als Assistent an das Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe, Konrad-Lorenz-Straße 24, A-3430 Tulln, Österreich, zurückgekehrt, ist aber durch zahlreiche Projektaktivitäten weiterhin mit Wood K plus eng verbunden. ulrich.mueller@boku.ac.at

Dr. Oliver Vay studierte Holzwirtschaft an der Universität Hamburg. Seit 2008 ist er Mitarbeiter der Kompetenzzentrum Holz GmbH. 2013 schloss Vay ein Doktoratsstudium an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien ab.

M.Sc. Alejandro Martinez-Conde Lopez studierte Science in Industrial Engineering an der Technical University of Castilla-La Mancha, Ciudad Real, Spanien. Von 2012 bis 2013 war er wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der Dascanova GmbH. Seit 2014 absolviert Martinez-Conde ein Doktoratsstudium an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien.

Dipl.-Ing. Thomas Krenke studierte bis 2011 Verfahrenstechnik mit Spezialisierung auf Holz- und Faserwerkstofftechnik an der Technischen Universität Dresden. Seit 2012 ist er als wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH tätig. Gleichzeitig ist er Dissertant am Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe am Department für Materialwissenschaften und Prozesstechnik an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien.

Dr. Dipl.-Ing. Stephan Frybort, Jahrgang 1978, studierte Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien. Seit 2013 ist er als Senior Researcher bei der Kompetenzzentrum Holz GmbH tätig.

Assoc. Prof. Dipl.-Ing. Dr. Johannes Konnerth, Jahrgang 1976, studierte Holztechnik und Holzwirtschaft an der Fachhochschule Salzburg/Kuchl mit anschließendem Doktoratsstudium und Habilitation für „Materialwissenschaft Holz“ an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien. Er war mehrere Jahre in der Holzverarbeitenden Industrie tätig, bevor er die wissenschaftliche Laufbahn einschlug. Heute ist er assoziierter Professor in der Gruppe von Prof. Teischinger und Key Researcher in der Kompetenzzentrum Holz GmbH.

Prof. Dipl.-Ing. Dr. Alfred Teischinger, Jahrgang 1954, studierte Holzwirtschaft an der Universität für Bodenkultur (BOKU) Wien, war anschließend Professor für Holztechnologie und Leiter der Versuchsanstalt für Holzindustrie an der HTBL u. VA Mödling. Er ist heute Universitätsprofessor für Technologie des Holzes am Institut für Holztechnologie und Nachwachsende Rohstoffe und Leiter des Departments für Materialwissenschaften und Prozesstechnik. Gleichzeitig ist er wissenschaftlicher Leiter der Kompetenzzentrum Holz GmbH (Wood K plus).

ABSTRACT

Cross industry innovation process for finding new mechanical disintegration technologies of wood

The primary material wood is used in huge quantities and is typically fragmented by tradition based technologies like sawing, peeling, hammer milling, refining and others in a first process step. A compulsory need of radical innovation was identified in order to amend current fragmentation technologies. Existing ones are not able to consider the mechanical potential of the material. A couple of these technologies exhibit insufficient yield of high quality material. We hypothesize that it is possible to fractionize wood in a different and also more efficient way than the existing ones most notably by using non-cutting based technologies retaining the natural optimized structure of wood. Wood composites produced out of these optimized particles are assumed to have improved mechanical properties. Based on an interdisciplinary and cross innovation process new technologies for mechanical disintegration of wood were investigated in different projects. The article presents some examples of new mechanical disintegration methods and shows the basic principle of a cross industry innovation process (CIIP).

Keywords: *Cross industry innovation process, innovative concepts for wood technology, mechanical disintegration of wood*