

**Untersuchungen zum Zerspanverhalten von Elastomerschäumen
mit dem Ziel einer wirtschaftlichen Fertigung
von Feder-Dämpfer-Bauteilen**

Vom Promotionsausschuss der
Technischen Universität Hamburg-Harburg

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von
Falko Gotsch

aus Hamburg

2008

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Claus Emmelmann

Tag der mündlichen Prüfung: 2. März 2009

Wissen schafft Innovation

Herausgeber:

Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Christian Nedeß

Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze

Band 8:

Untersuchungen zum Zerspanverhalten von Elastomerschäumen
mit dem Ziel einer wirtschaftlichen Fertigung
von Feder-Dämpfer-Bauteilen

Falko Gotsch

1. Auflage

Hamburg 2009

Anschrift:
Technische Universität Hamburg-Harburg
Institut für Produktionsmanagement und -technik
Denickestraße 17
21073 Hamburg

ISSN 1613-8244

Copyright Falko Gotsch 2009

Herstellung:
Elbe-Werkstätten GmbH
Friesenweg 5b
22763 Hamburg

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Produktionsmanagement und -technik der Technischen Universität Hamburg-Harburg.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze danke ich sehr für die Unterstützung meiner Forschungsarbeit, die fachlichen Diskussionen und die Betreuung meiner Dissertation. Herrn Prof. Dr.-Ing. Claus Emmelmann möchte ich für die Übernahme des Korreferats und Herrn Prof. Dr.-Ing. Karl Schulte für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes danken.

Die vielen fachlichen Diskussionen mit Kollegen und Freunden am Institut sowie deren Unterstützung haben wesentlich zu dem Gelingen dieser Arbeit beigetragen. Vor allem danke ich: Dr. Carsten Möller, Dirk Hartmann, Frank Dose, Frank Eglins, Hanno Frömming und Matthias Schwerdt.

Nicht zuletzt möchte ich mich bei meinen Freunden bedanken, auf deren Rat und Unterstützung ich in den letzten Jahren jederzeit zählen konnte. Mein größter Dank gilt: Sören Johannsen, Jasmin Mittelheuser und der Familie Oberländer.

Der Firma Elastogran GmbH danke ich für die materielle Unterstützung der Untersuchungen.

Hamburg, im März 2009

Falko Gotsch

Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen und Abkürzungen	III
1 Einleitung.....	1
2 Stand der Technik.....	3
2.1 Aufbau und Eigenschaften von Elastomeren	3
2.1.1 Molekularer Aufbau.....	3
2.1.2 Entropieelastizität, Energieelastizität und Viskosität	4
2.1.3 Geschwindigkeitsabhängigkeit	6
2.1.4 Temperaturabhängigkeit	7
2.1.5 Makroskopischer Aufbau.....	8
2.1.6 Volumenkompressibilität.....	9
2.2 Polyurethan-(PUR-)Elastomerschäume	11
2.2.1 Grundlagen der PUR-Chemie.....	11
2.2.2 Anwendungen	13
2.3 Herstellung von Elastomerbauteilen	15
2.3.1 Urformende Fertigungsverfahren	15
2.3.2 Spanende Fertigungsverfahren	16
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	21
4 Versuchsbedingungen und Messmethoden.....	25
4.1 Versuchswerkstoff	25
4.2 Versuchsaufbauten	25
4.2.1 Grundlegende Orthogonaldrehversuche	25
4.2.2 Versuche zum Innennutdrehen	29
4.2.3 Versuche zum Umfangsfräsen	29
5 Grundlegende Untersuchungen im Orthogonalschnitt	31
5.1 Beschreibung der Spanbildung	31
5.2 Beschreibung der Verformungen im Schnitt	33
5.2.1 Verformungszone.....	33
5.2.2 Auswertung der Verformungen	34
5.3 Beschreibung des Zerspankraftverlaufs	36
5.4 Einfluss von Werkzeuggeometrie und Schnittparametern.....	38
5.4.1 Spanwinkel und Vorschub	38
5.4.2 Freiwinkel	48
5.4.3 Fasenbreite	51
5.4.4 Schnittgeschwindigkeit.....	53
5.5 Einfluss der Materialeigenschaften.....	56
5.5.1 Dichte.....	56
5.5.2 Rückprallelastizität	58
5.6 Materialtrennung und Spanumlenkung bei günstigen Zerspanbedingungen.....	59
5.7 Temperaturen in der Prozesszone	63

6 Modellierung des Zerspanvorgangs	67
6.1 Energieansatz für Materialkompression	67
6.2 Separation der Kräfte am Werkzeug.....	69
6.2.1 Modellierung der Freiflächenkräfte	70
6.2.2 Modellierung der Spanflächenkräfte zur Spanumlenkung	73
6.2.3 Anwendung des Modells auf die gemessenen Zerspankräfte	77
6.3 Trennmechanismus	80
6.3.1 Festigkeitshypothese für Elastomerschäume	80
6.3.2 Modellierung und Berechnung der Trennkraft	81
7 Übertragung der grundlegenden Erkenntnisse auf das Innennutdrehen	83
8 Übertragung der grundlegenden Erkenntnisse auf das Umfangsfräsen	87
9 Wirtschaftlichkeitsbetrachtung	91
9.1 Repräsentative Bauteil- und Halbzeuggeometrien.....	91
9.2 Fertigungskonzepte	93
9.2.1 Urformendes Fertigungskonzept.....	93
9.2.2 Spanendes Fertigungskonzept.....	94
9.3 Auswahl einer Methode zur Kostenvergleichsrechnung	95
9.4 Durchführung der Kostenvergleichsrechnung	95
9.4.1 Aufstellen eines Kostenmodells für die urformende Fertigung	95
9.4.2 Aufstellen eines Kostenmodells für die spanende Fertigung.....	99
9.4.2.1 Prozesszeiten.....	99
9.4.2.2 Kostenkalkulation	106
9.4.3 Kostenvergleichsrechnung der beiden Fertigungsverfahren.....	107
9.4.4 Sensitivitätsanalyse	107
9.5 Nicht-monetäre Aspekte	109
10 Zusammenfassung.....	111
11 Quellenverzeichnis	113

Formelzeichen und Abkürzungen

Lateinische Formelzeichen

#Formen	[-]	Anzahl der Formen auf dem Rundlauftisch
#Nester	[-]	Anzahl der Nester pro Form
A	[mm ²]	Fläche in der Trennebene
a	[mm]	Strecke in der Trennzone
a _p	[mm]	Schnitttiefe
b	[mm]	Schneidenlänge
b _γ	[μm]	Fasenbreite der Schneide
b _γ	[μm]	Fasenbreite der Schneide
B	[mm]	Stechbreite eines Werkzeugs zum Nutdrehen
BZ	[h]	Bearbeitungszeit
b _γ	[mm]	Schneidenbreite
C _c	[N/mm]	Konstante
C _f	[N/mm]	Konstante
D	[mm]	Durchmesser
D _a	[mm]	Außendurchmesser
D _i	[mm]	Innendurchmesser
E	[MPa]	Elastizitätsmodul
E'	[MPa]	Speichermodul, Realanteil Elastizitätsmodul
E''	[MPa]	Verlustmodul, Imaginäranteil Elastizitätsmodul
E _s	[MPa]	Elastizitätsmodul der Elastomermatrix
f	[mm]	Vorschub
F	[N]	Kraft
F*	[N]	Zerspankraft im Rückwärtsreibversuch
F _{Aα}	[N]	Freiflächenkraft
F _{Aα} *	[N]	Freiflächenkraft im Rückwärtsreibversuch
f _{Abst}	[min]	Vorschub beim Abstechen
F _{Aα,N}	[N]	Normalanteil der Freiflächenkraft
F _{Aα,N} *	[N]	Normalanteil der Freiflächenkraft im Rückwärtsreibversuch
F _{Aα,R}	[N]	Reibanteil der Freiflächenkraft
F _{Aα,R} *	[N]	Reibanteil der Freiflächenkraft im Rückwärtsreibversuch
F _{Aγ,K}	[N]	Kraft für die Kompression des Materials im Einflussbereich der Spanfläche
f _{Bohr}	[mm]	Vorschub beim Bohren
F _c	[N]	Schnittkraft
F _c *	[N]	Schnittkraft im Rückwärtsreibversuch
F _{c2}	[N]	Schnittkraft ohne Freiflächenkräfte
f _{Drehen}	[mm]	Vorschub beim Außenlängsdrehen
FEK	[€]	Fertigungseinzelkosten
F _f	[N]	Vorschubkraft

F_f^*	[N]	Vorschubkraft im Rückwärtsreibversuch
F_{f2}	[N]	separierte Vorschubkraft ohne Freiflächenkraft
$f_{\text{Fräs}}$	[mm]	Vorschub beim Umfangsfräsen
FGK	[€]	Fertigungsgemeinkosten
F_{K1}	[N]	Kompressionskraft für das Volumen V_{K1}
F_{K23}	[N]	Kompressionskraft für das Volumen $V_{K2} - V_{K3}$
f_{Nut}	[mm]	Vorschub beim Nuteinstecken
F_{Trenn}	[N]	Trennkraft
f_z	[mm]	Zahnvorschub
f_{zm}	[mm]	Mittlerer Zahnvorschub
G	[MPa]	Schubmodul
G'	[MPa]	Speichermodul, Realanteil Schubmodul
G''	[MPa]	Verlustmodul, Imaginäranteil Schubmodul
h	[mm]	Spanungsdicke
h_{eff}	[mm]	effektive Spanungsdicke
HEK	[€]	Herstellkosten
h_{min}	[mm]	Mindestspanungsdicke
K	[MPa]	Kompressionsmodul
k	[J/K]	Boltzmann-Konstante
K'	[MPa]	Speichermodul, Realanteil Kompressionsmodul
K''	[MPa]	Verlustmodul, Imaginäranteil Kompressionsmodul
L_c	[m]	Standweg (Schnittweg)
l_c	[m]	Schnittweg
l_f	[m]	Vorschubweg
l_k	[mm]	Freiflächenkontaktlänge
LK	[€/h]	Lohnkosten
l_k	[mm]	Freiflächenkontaktlänge
MEK	[€]	Materialkosten
MGK	[€]	Materialgemeinkosten
MWst	[%]	Mehrwertsteuer
N	[Stück]	Standmenge
n_{Abst}	$[\text{min}^{-1}]$	Drehzahl beim Abstechen
$n_{\text{Fräs}}$	$[\text{min}^{-1}]$	Drehzahl beim Umfangsfräsen
n_{Nut}	$[\text{min}^{-1}]$	Drehzahl beim Nuteinstecken
n_{Prof}	$[\text{min}^{-1}]$	Drehzahl der B-Achse beim Umfangsfräsen
n_T	$[\text{min}^{-1}]$	Tischdrehzahl
-P	$[\text{N/m}^2]$	Hydrostatischer Vergleichsdruck
p_0	[bar]	Gasdruck in den Poren des unbelasteten Elastomerschaums
Q	[N/mm]	Streckenlast
R	[%]	Rückprallelastizität
R	[mm]	Radius der Druckverteilung
r_0	[mm]	Radius der Zelle im unbelasteten Elastomerschaum

RGK	[€]	Restfertigungsgemeinkosten
RZ	[h]	Rüstzeit
T	[°C]	Temperatur
t	[s]	Zeit, Zeitpunkt
$\tan \gamma$	[-]	Verlustfaktor
t_c	[s]	Schnittzeit
T_G	[K]	Glasübergangstemperatur
U	[Nm]	innere Aktivierungsenergie
v_c	[m/min]	Schnittgeschwindigkeit
$v_{c,Abst}$	[m/min]	Schnittgeschwindigkeit beim Abstechen
$v_{c,Drehen}$	[m/min]	Schnittgeschwindigkeit beim Außenlängsdrehen
$v_{c,Nut}$	[m/min]	Schnittgeschwindigkeit beim Nuteinstecken
V_K	[m ³]	unkomprimiertes Volumen
$V_K^\#$	[m ³]	komprimiertes Volumen V_{K1}
V_{wt}	[cm ³]	Zerspanvolumen
W	[N/mm]	Weiterreißwiderstand
W	[Nm/m ³]	Formänderungsenergiedichte
x	[Stück]	Losgröße
x	[mm]	Strecke
x_k	[Stück]	kritische Losgröße
y	[mm]	Strecke

Griechische Formelzeichen

α	[°]	Freiwinkel
α_f	[°]	Seitenfreiwinkel
α_{f^*}	[°]	Seitenfreiwinkel der Nebenschneide
α_o	[°]	Orthogonalfreiwinkel
α_p	[°]	Rückfreiwinkel
γ_f	[°]	Seitenspanwinkel
γ_o	[°]	Orthogonalspanwinkel
γ_p	[°]	Rückspanwinkel
δ_f	[°]	Drallwinkel
Δ	[-]	Verlustfaktor
Δs	[mm]	Kompressionsweg
Δs_1	[mm]	Kompressionsweg
Δs_2	[mm]	Kompressionsweg
ε	[-]	Emissionsgrad
ε	[%]	Stauchung
ε_D	[%]	Stauchung am Wendepunkt der Druck-Stauchungskurve (D : densification)
ε_{max}	[%]	Maximal mögliche Stauchung des Elastomerschaums
ε_R	[%]	Reißdehnung
η_{Elas}	[°]	Wirkrichtungswinkel zwischen F_c und F_e für die Elastomerzerspannung
λ	[-]	Dehnungsfaktor
ρ_s	[kg/m ³]	Dichte der Elastomermatrix
ρ^*	[kg/m ³]	Dichte der Elastomerschaums
ω	[Hz]	Frequenz

σ	[N/mm ²]	Druckspannung
$\sigma_{10\%}$	[N/mm ²]	Druckspannung bei 10 % Stauchung
$\sigma_{\max}$	[N/mm ²]	Zugfestigkeit
σ_r	[N/mm ²]	Radiale Zugspannung
ν	[-]	Poissonzahl
ν^*	[-]	Poissonzahl des Elastomerschaums
τ_α	[s]	α -Relaxationszeit
$\tau_{0\alpha}$	[s]	Relaxationszeit bei 0 °C
$\tau_{\max}$	[N/mm ²]	maximale Schubspannung

Abkürzungen

A	Punkt im Koordinatensystem
Ar	aromatischer Rest
AZ	Ausweichzone
B	Punkt im Koordinatensystem
EPDM	Ethylen-Propylen-Dien-Elastomer
FPM	Fluor-Elastomer
HM	Hartmetall
MDI	Diphenylmethandiisocyanat
NBR	Acrylnitril-Butadien-Elastomer
NDI	Naphthylendiisocyanat
NR	Naturkautschuk
P _o	Orthogonalebene
P _s	Werkzeugschneidenebene
PUR	Polyurethan
Q	Silikon-Elastomer
RVZ	Rückverformungszone
SO	Spanoberseite
SU	Spanunterseite
SUZ	Spanumlenkzone
TDI	Toluylendiisocyanat
Wz	Werkzeug
x	Koordinate des orthogonalen Koordinatensystems
y	Koordinate des orthogonalen Koordinatensystems
z	Koordinate des orthogonalen Koordinatensystems

1 Einleitung

In technischen Anwendungen sind Elastomere weit verbreitet z. B. als Werkstoff für Dichtungen, Feder- und Dämpferelemente. Dabei wird eine Vielzahl verschiedener Elastomertypen verwendet, deren chemische Zusammensetzung jeweils auf eine spezielle Anwendung hin abgestimmt ist. Neben dem molekularen Aufbau bestimmt auch die makroskopische Struktur des Werkstoffs die Eigenschaften. Man unterscheidet kompakte Elastomere und Elastomerschäume. Kompakte Elastomere sind inkompressibel, Elastomerschäume aufgrund ihres zweiphasigen Aufbaus (Elastomermatrix und Gasporen) dagegen kompressibel [NAGD04, GOHL03, LEPP03, DIN7726].

Überwiegend werden Elastomerbauteile urformend durch Gießen oder Pressen gefertigt. Dennoch stellt eine spanende Bearbeitung aus Halbzeugen eine Alternative dar, die unter bestimmten Bedingungen sowohl wirtschaftlich als auch technologisch vorteilhaft ist:

- Flexibilität vor allem bei Einzel- oder Kleinserienfertigung,
- reaktionsschnelle Fertigung von Elastomerbauteilen aus Halbzeugen,
- reduzierte Kapitalbindung durch Verzicht auf bauteilspezifische Formwerkzeuge und
- verbesserte Werkstoffhomogenität bei komplexen Bauteilgeometrien durch vereinfachte Urformprozesse.

Die spanende Bearbeitung von kompakten Elastomeren hat sich bei der Herstellung von Dichtungen aufgrund der genannten Vorteile für bestimmte Fertigungsfälle seit den 1990er Jahren etabliert. Hierzu existieren umfassende wissenschaftliche Untersuchungen [BARG00, JOSW05]. Dagegen ist die spanende Herstellung von Bauteilen aus Elastomerschäumen nicht verbreitet, da Elastomerschäume aufgrund ihres kombinierten kompressiblen und elastischen Verhaltens deutlich schwieriger zu bearbeiten sind als kompakte Elastomere. Wissenschaftliche Untersuchungen liegen bisher nicht vor.

Eine ausgereifte spanende Bearbeitung von Elastomerschäumen bietet insbesondere Herstellern von Feder-Dämpfer-Elementen für den Automobilbau ein wirtschaftlich großes Potenzial. Neben Bauteilen für die Großserie ($x > 10.000$ Stück) fordert die Automobilindustrie von den Herstellern oft auch kleinere Serien bis hin zum Prototyp. Hierbei ist eine kurze Lieferzeit ein wichtiger Vorteil gegenüber dem Wettbewerb.

Voraussetzung für eine industrielle Nutzung der spanenden Fertigung ist ein stabiler Zerspanprozess, der kurze Bearbeitungszeiten, die Einhaltung geforderte Maß- und Oberflächentoleranzen sowie eine hohe Prozesssicherheit gewährleistet. Ziel dieser Arbeit ist es daher, Erkenntnisse für die Werkzeug- und Prozessgestaltung zu erhalten.

Nach grundlegender Untersuchung und anschließender Modellierung des Zerspanvorgangs werden die Ergebnisse auf die Fertigung praxisrelevanter Bauteilgeometrien übertragen. Abschließend erfolgt eine Wirtschaftlichkeitsbetrachtung. Exemplarisch werden die bauteilbezogenen Kosten

einer konventionellen urformenden Fertigung einer spanenden Fertigung gegenübergestellt und außerdem nicht monetäre Einflussfaktoren diskutiert.

2 Stand der Technik

2.1 Aufbau und Eigenschaften von Elastomeren

Durch ihren molekularen Aufbau besitzen Elastomere spezielle physikalische und mechanische Eigenschaften, die sie hinsichtlich ihrer Zerspanbarkeit nicht nur von metallischen Werkstoffen sondern auch von anderen Kunststoffen unterscheiden, in deren Gruppe sie nach DIN 7724 neben Thermoplasten und Duroplasten eingeordnet sind. Außerdem bestimmt auch der makroskopische Aufbau eines Elastomerwerkstoffs dessen Eigenschaften. So sind Elastomerschäume im Vergleich zu kompakten Elastomeren kompressibel und zeigen bei der Zerspanung ein anderes Verformungs- und Trennungsverhalten [DIN7724, FLOT04, GIBS97].

2.1.1 Molekularer Aufbau

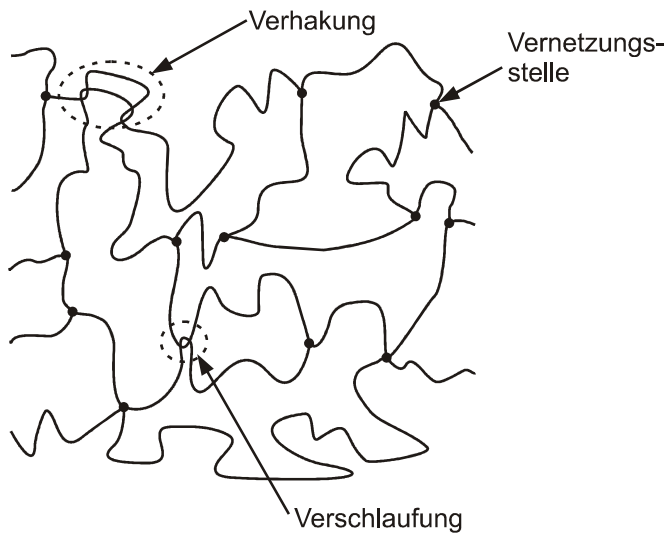
Elastomere bestehen aus Makromolekülen, die überwiegend durch Hauptvalenzbindungen (chemische Bindungen) weitmaschig miteinander vernetzt sind (vgl. **Bild 2.1 a**). Die mittlere Länge der freien Kettensegmente zwischen zwei Vernetzungspunkten wird durch die voneinander abhängigen Größen Vernetzungs- und Polymerisationsgrad beschrieben. Zwischen den einzelnen Vernetzungspunkten beträgt der Abstand der freien Kettenlängen typischerweise 5 bis 20 Kohlenstoffatomabstände (etwa $10^{-2} \mu\text{m} = 100 \text{ \AA}$). Mit zunehmendem Vernetzungsgrad steigen Festigkeit, Steifigkeit und Wärmeformbeständigkeit des Elastomers. Elastomerwerkstoffe werden bei der Herstellung gezielt auf die Anwendung hin abgestimmt. Aufgrund der überwiegend chemischen Bindungen sind Elastomere praktisch nicht plastisch verformbar [HELL04, DOMI98, ELIA99, BERG89].

Nebenvalenzbindungen (physikalische Bindungen), die auf zwischenmolekularen Kräften beruhen, spielen für den molekularen Aufbau der Elastomere im Gebrauchstemperaturbereich eine untergeordnete Rolle. Anders ist dies bei der Gruppe der thermoplastischen Elastomere, deren Makromoleküle untereinander ausschließlich Nebenvalenzbindungen aufweisen. Bei höheren Temperaturen lösen sich die Nebenvalenzbindungen ohne dass die Moleküle zersetzt werden; der Werkstoff befindet sich dann im Schmelz- / Fließbereich. Somit sind thermoplastische Elastomere bei Temperaturen über dem Gebrauchstemperaturbereich plastisch formbar [DIN7724].

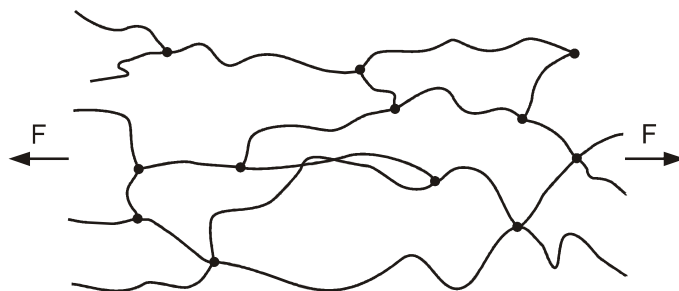
Im unbelasteten Zustand sind die Makromoleküle der Elastomere aufgrund der Drehbarkeit um ihre Bindungsachsen verknäuelte und regellos angeordnet; sie befinden sich somit im Zustand höchster Entropie. Die Molekülstruktur ist deshalb weitgehend amorph [CHRI97, ELIA01].

a) Molekülstruktur

- unbelastet
Kettensegmente verknäueln
Zustand höchster Entropie

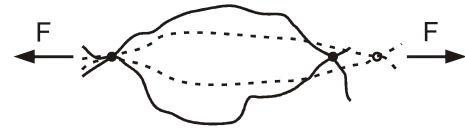


- belastet
Kettensegmente entknäueln / gestreckt
Zustand niedriger Entropie



b) Deformationsmechanismen

- entropieelastische Deformation



vorherrschend bei geringer Dehnung

Entropiesteigerung
durch Konformationsänderung

Reaktionszeit $10^{-4} \dots 10^{-5} \text{ s}$

- energieelastische Deformation



vorherrschend bei hoher Dehnung

Erhöhung der Bindungsabstände

Reaktionszeit 10^{-12} s

- viskose Kettengleitung



untergeordnet

Abgleiten der Makromoleküle

zeitverzögert, durch innere
Reibung gedämpft

Bild 2.1: Innerer Aufbau und Verformungsmechanismen von Elastomeren [HELL04]

2.1.2 Entropieelastizität, Energieelastizität und Viskosität

Die Verformungsmechanismen von Elastomeren ergeben sich direkt aus dem molekularen Aufbau des Werkstoffs. Die ausgeprägte Elastizität der Elastomere im Gebrauchstemperaturbereich zwischen Glasübergangstemperatur T_G und Zersetzungstemperatur T_Z beruht auf dem *entropieelastischen* Deformationsvermögen der Kettensegmente (siehe Bild 2.1 b). Schon bei geringer äußerer Krafteinwirkung können die Makromoleküle zwischen den Haftstellen aneinander abgleiten und gestreckt werden, da zum Strecken lediglich ein „Entknäueln“ der Makromoleküle notwendig ist. Hierbei ändert sich die Winkellage zwischen den Bindungsachsen der einzelnen Kettenatome (Konformationsänderung). Die chemischen Bindungen verhindern jedoch, dass die Makromoleküle aneinander abgleiten können, so dass die Molekülketten bei Entlastung weitgehend in ihre ursprüngliche Lage zurückkehren [CHRI97, BARG94, SCHR83, BOWE02, GROT05, BART79].

Durch ihre Entropieelastizität zeigen Elastomere im Gebrauchstemperaturbereich deutlich andere Eigenschaften als energieelastische Werkstoffe:

- Elastomere haben kleine Elastizitätsmoduln (0,5...8 MPa bei kleinen Dehnungen),
- sie können bis zu mehreren 100 % reversibel deformiert werden,
- beim Verformen erwärmen sich Elastomere,
- bei Erwärmung unter Last ziehen sich Elastomere zusammen (Joule-Effekt)

[ELIA01, NAGD04].

Das dem entropieelastischen Werkstoffverhalten zugrunde liegende Entknäueln und Ausrichten der Makromoleküle dauert eine gewisse Zeit. Dieser Mechanismus wird als α -Prozess bezeichnet und ist der betragsmäßig größte Prozess der Spannungsrelaxation. Er wird wesentlich durch die Beweglichkeit der freien Kettensegmente bestimmt und ist daher temperaturabhängig (vgl. Kapitel 2.1.4). Typischerweise läuft das entropieelastische Verhalten bei $T = 20\text{ °C}$ innerhalb von 10^{-4} bis 10^{-5} s ab. [BART79, HAP89].

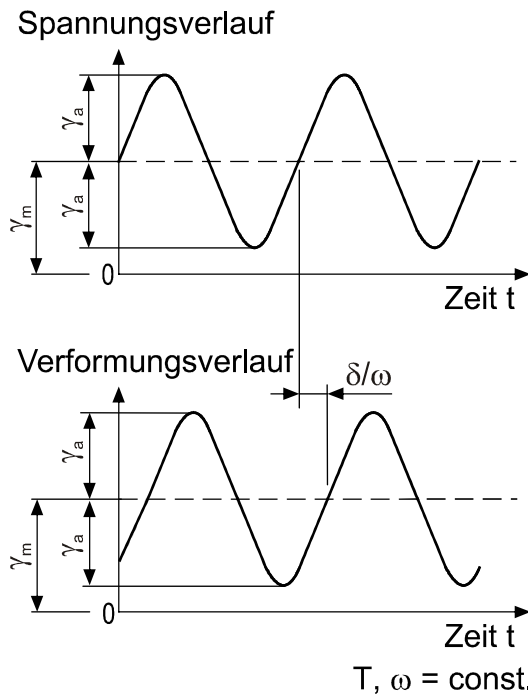
Sind die Kettensegmente infolge der angelegten Kraft im Gebrauchstemperaturbereich soweit gedehnt, dass keine weitere Konformationsänderung mehr möglich ist, so ist das entropieelastische Deformationsvermögen erschöpft. Eine weitere Dehnung der Kettensegmente führt zur Belastung der Bindungen. Die Kettensegmente werden gestreckt und die Abstände der Kettenatome zueinander erhöhen sich. Es liegt ein *energieelastisches* Verhalten vor (siehe Bild 2.1 b), welches innerhalb von 10^{-12} s abläuft und damit deutlich schneller reagiert als die entropieelastische Deformation. Letztendlich führt eine weitere Dehnung zur Überlastung und zum Bruch der am stärksten belasteten Bindungen [BERG89].

Neben entropieelastischem und energieelastischem Deformationsverhalten weisen Elastomere besonders bei großen Verformungen ein *viskoses* Deformationsverhalten auf (vgl. Bild 2.1 b). Makromoleküle, die fehlerbedingt nicht vernetzt sind oder deren Nebenvaleanzbindungen unter Last aufgehoben werden, gleiten hierbei aneinander ab. Wie bei viskosen Flüssigkeiten werden mechanische Belastungen durch Schubspannungen weitergegeben, die durch Reibung zwischen den Makromolekülen aufgebaut werden. Durch diese innere Reibung werden die Verformungen des Werkstoffs gedämpft und ein Teil der eingebrachten Energie in Wärme umgesetzt. Der Werkstoff reagiert dabei zeitverzögert auf die aufgebrachten äußeren Kräfte. Weiterhin ist die Verformung nach Entlastung nicht vollständig reversibel, sondern es bleiben geringe plastische Verformungen bestehen (Druck- / Zugverformungsrest). Das Verhältnis von elastischem zu viskosem Deformationsanteil kann bei Elastomeren sehr unterschiedlich sein und hängt nicht nur von deren Zusammensetzung sondern auch von der Dynamik und Dauer der aufgebrachten Verformung (vgl. Kapitel 2.1.3) sowie der Temperatur (vgl. Kapitel 2.1.4) ab. Aufgrund der dargestellten elastischen und viskosen Eigenschaften wird das beschriebene Verhalten von Elastomeren im Ganzen als *viskoelastisch* bezeichnet [NAGD04, ELIA01, DOM98, GENT01, LIMP89].

2.1.3 Geschwindigkeitsabhängigkeit

Das Festigkeitsverhalten von Elastomerwerkstoffen ist stark zeit- und folglich auch geschwindigkeitsabhängig. Wird ein Elastomerkörper durch eine dynamisch aufgebrachte Spannung belastet, so eilt die resultierende Verformung der Spannung hinterher (vgl. **Bild 2.2 a**). Somit sind E-, G- und K-Modul komplex und lassen sich in einen Real- und in einen Imaginärteil aufteilen. Der reale Anteil der Moduln wird als Speichermodul bezeichnet, der die reversible Verformung charakterisiert, die sich in Phase mit der aufgebrachten Spannung befindet. Demgegenüber beschreibt der Imaginärteil der Moduln den Anteil der Verformung, der außer Phase zur wirkenden Spannung liegt. Er stellt ein Maß für den Widerstand gegen zeitliche Beanspruchung dar. Die Symbole der komplexen Moduln werden durch * gekennzeichnet, der Realteil durch ' und der Imaginärteil durch ''. [ELIA01, GENT01, DIN53513].

a) Zeitabhängigkeit



b) Geschwindigkeitsabhängigkeit

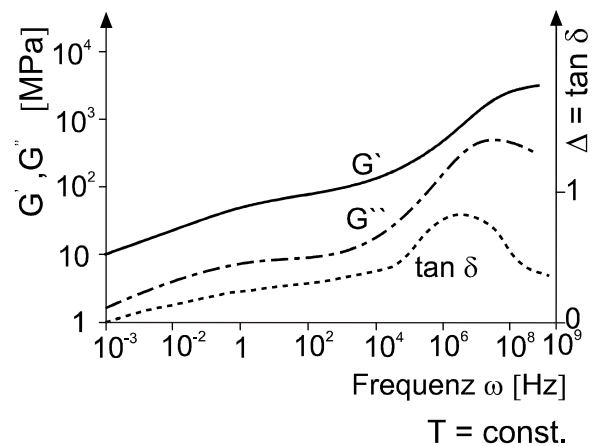


Bild 2.2: Zeit- und geschwindigkeitsabhängiges Verhalten [ELIAS01, DIN53513]

In der Werkstoffprüfung können die Moduln durch Zug-, Torsions- oder Druckversuche ermittelt werden. Im Folgenden wird der Zusammenhang am Torsionsschwingversuch erklärt mit dem der G-Modul bestimmt wird. Dabei wird ein Probekörper durch ein aufgebrachtes Drehmoment zeitlich periodisch tordiert und die gemessenen Schubspannungen und Scherungen über die Zeit aufgetragen. Die Moduln werden bei konstanter Temperatur und konstanter Frequenz der anregenden Schwingung bestimmt. Die wirkende Spannung kann durch

$$\sigma = \gamma_a (G' \sin \omega t + G'' \cos \omega t) \quad (2.1)$$

beschrieben werden [ELIA01, DIN53513, FERR80].

Das Verhältnis von Verlustmodul zu Speichermodul wird mechanischer Verlustfaktor Δ genannt und entspricht dem Tangens des Verlustwinkels. Der Verlustfaktor ist für Zug- und Schermodul etwa gleich groß, es gilt:

$$\Delta = \tan \delta = \frac{G''}{G'} \approx \frac{E''}{E'}. \quad (2.2)$$

Bei allseitiger Kompression tritt jedoch keine Scherung auf. Das Verhältnis von imaginärem zu realem Kompressionsmodul entspricht dann nicht dem der entsprechenden Schermoduln, es gilt [ELIA01]:

$$\frac{K''}{K'} < \frac{G''}{G'}. \quad (2.3)$$

Mit steigender Frequenz ω nehmen Speicher- und Verlustmoduln zu. Elastomere reagieren somit bei höher werdenden Belastungsfrequenzen zunehmend härter (vgl. Bild 2.2 b). Dieser Zusammenhang beeinflusst das Zerspanverhalten von Elastomeren bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten.

2.1.4 Temperaturabhängigkeit

Neben einer Geschwindigkeitsabhängigkeit weist das Festigkeitsverhalten von Elastomeren auch eine Abhängigkeit von der Temperatur auf. Dies zeigt sich unter anderem im Verlauf von Speichermodul G' und Verlustmodul G'' (vgl. **Bild 2.3**). Ausgehend vom entropieelastischen Verhalten im Gebrauchstemperaturbereich steigen Speicher- und Verlustmodul mit abnehmender Materialtemperatur im relativ schmalen Glasübergangsbereich um 2 bis 3 Zehnerpotenzen an. Der Werkstoff wechselt sein Verhalten von einem gummielastischen zu einem Verhalten, das als „lederartig“ bezeichnet wird. Die Beweglichkeit der Moleküle verringert sich mit abnehmender Temperatur und die Spannungsrelaxation des α -Prozesses ist somit eingeschränkt. Diese Temperaturabhängigkeit kann mit der folgenden ARRHENIUS-Gleichung beschrieben werden:

$$\tau_{\alpha} = \tau_0 e^{\frac{U}{kT}} \quad (2.4)$$

Hierbei ist τ_{α} die α -Relaxationszeit, τ_0 die entsprechende Relaxationszeit bei 0 °C, U die für den α -Prozess notwendige innere Aktivierungsenergie, k die Boltzmann-Konstante und T die momentane Temperatur. Bei weiterer Verringerung der Temperatur wird der Werkstoff spröde (Glaszustand) und verhält sich unterhalb des Glasübergangsbereichs vollständig energieelastisch. Kennzeichnend für den werkstoffspezifischen, temperaturabhängigen Verlauf von Speicher- und Verlustmodul ist die Glasübergangstemperatur T_G . Im Punkt der Glasübergangstemperatur ist der Verlustfaktor $\Delta = \tan \delta$ maximal (vgl. Kapitel 2.1.3). In mehreren wissenschaftlichen Untersuchungen wurden Elastomere zerspannt, nachdem sie auf Temperaturen unter T_G gekühlt worden sind, um so die Elastizität zu verringern. Die Zerspanverhalten der Elastomere entspricht dann dem von Duroplasten [BART79, HAPP89, DIN7724, DIN53545, STRO96, NAGD04, SHIH04/1].

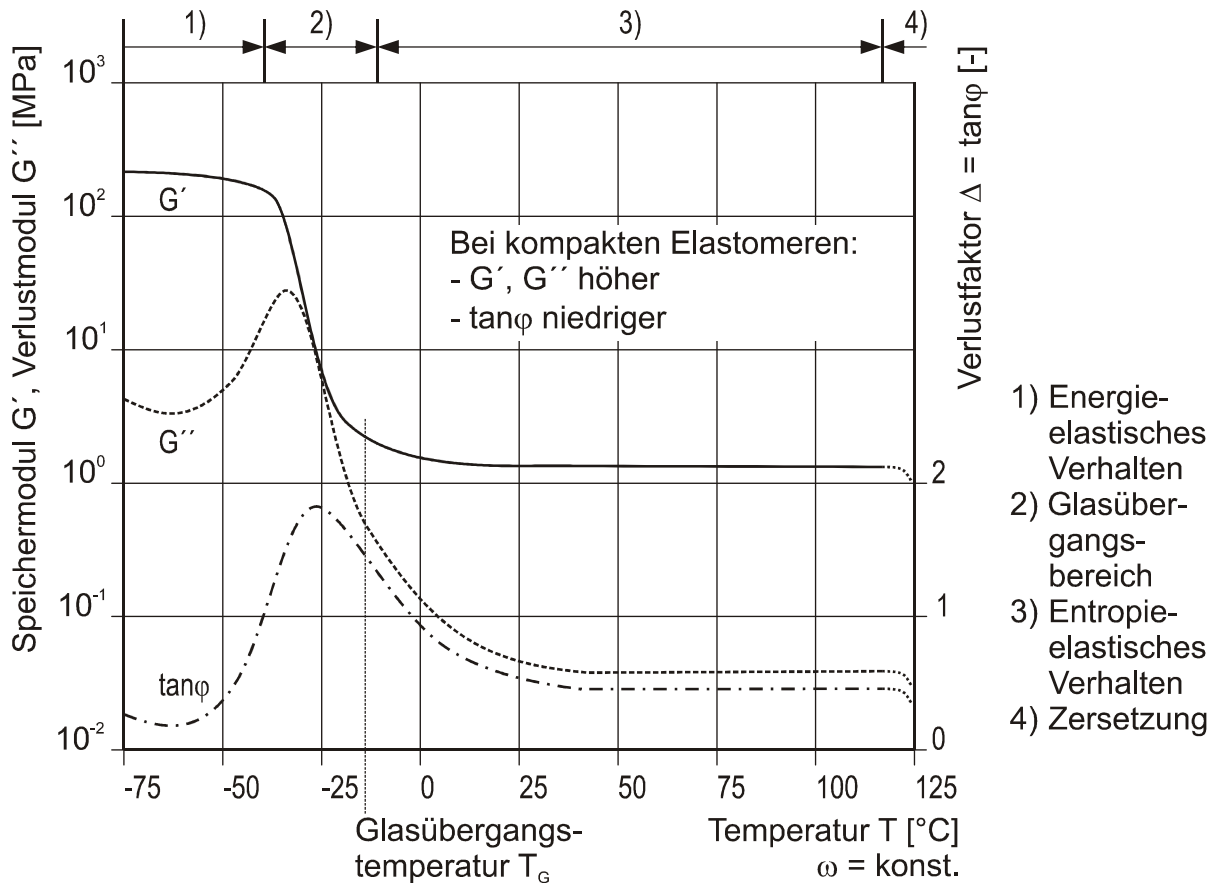


Bild 2.3: Verläufe von G' , G'' und $\tan \delta$ eines zelligen PUR-Elastomers über der Temperatur [ELAS05/1, DIN7724]

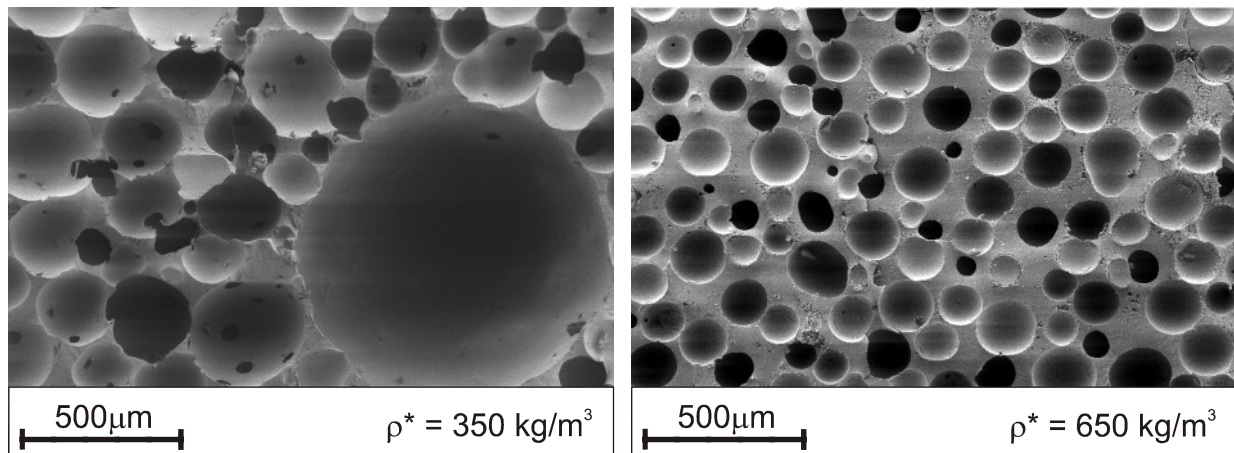
2.1.5 Makroskopischer Aufbau

Schäume sind nach DIN 7726 Werkstoffe mit über die gesamte Masse verteilten Zellen und einer Rohdichte, die niedriger ist als die Dichte der Gerüstsubstanz. Sie können anhand des *Kompressionsverhaltens*, der *Zellstruktur*, der *Werkstoffgruppe* und der *Rohstoffbasis* eingeteilt werden [DIN7726].

Bei der Einteilung anhand des *Kompressionsverhaltens* wird die Druckspannung σ bei einer Stauchung um 10 % bestimmt. Es werden harte ($\sigma_{10\%} \geq 80$ kPa), halbharte ($15 \text{ kPa} < \sigma_{10\%} < 80$ kPa) und weiche ($\sigma_{10\%} \leq 15$ kPa) Schaumstoffe unterschieden. Weiterhin können Schaumstoffe aus Elastomeren und thermoplastischen Elastomeren, wenn sie definitionsgemäß nach kurzzeitiger Druckverformung (15 s um 50 % gestaucht) keine wesentliche bleibende Verformung (10 min nach der Entlastung < 2 %) aufweisen, der Werkstoffgruppe der elastischen Schaumstoffe zugeordnet werden. Entsprechend dieser Zuordnung können als Kombination auch hart-elastische, halbhart-elastische und weich-elastische Schaumstoffe unterschieden werden [DIN7726, LEPP03, UHLI06].

Die Zellstruktur ermöglicht eine Einteilung nach zwei Gesichtspunkten. Zum einen werden offenzellige, geschlossenzellige und gemischtzellige Schaumstoffe unterschieden, je nachdem ob bzw. in welchem Grad, die Zellen von Zellwänden und Zellstegen umschlossen sind. Zum anderen lassen sich grobzellige und feinzellige (mikrozellige) Schaumstoffe differenzieren. Hierzu liegen keine

genormten Prüfverfahren vor, so dass die Norm keine genaueren quantitativen Definitionen gibt. **Bild 2.4** zeigt REM-Aufnahmen geschlossen-mikrozelligen PUR-Elastomeren in zwei typischen Dichten, welche in dieser Arbeit untersucht werden [DIN7726, HOFM89].



abnehmendes Porenvolumen →

Bild 2.4: REM-Aufnahmen von PUR-Elastomeren zweier Dichten

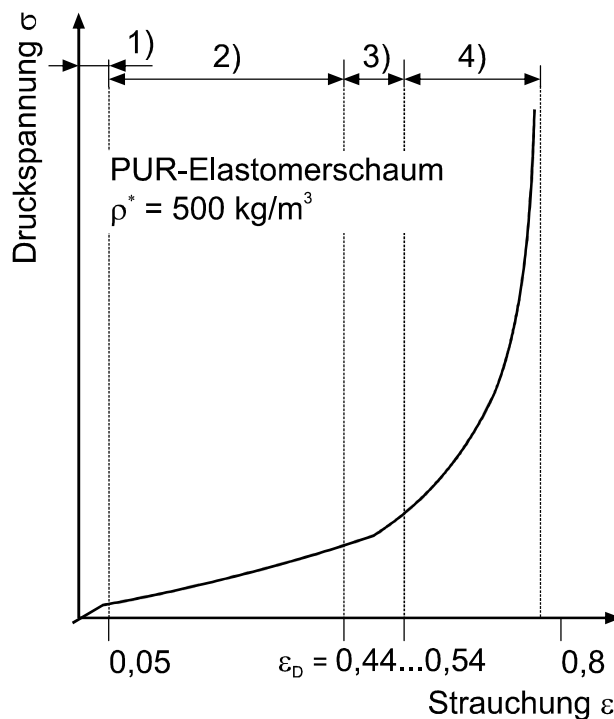
Anhand der *Werkstoffgruppe* lassen sich Kunststoffschäume in duroplastische, thermoplastische, thermoelastische und elastomere Schaumstoffe einteilen. Ebenso ist eine Bezeichnung der Schäume nach der *Rohstoffbasis* möglich z. B. PUR-Schaumstoff oder NR-Latex-Schaumstoff [DIN7726, ENISO1043-1].

2.1.6 Volumenkompressibilität

Im Gegensatz zu kompakten Elastomeren, die praktisch inkompressibel sind und somit unabhängig von der Stauchung eine lineare Federkennlinie und eine Poissonzahl von $\nu = 0,5$ besitzen, sind Elastomerschäume kompressibel. **Bild 2.5** zeigt das Druckstauchungsdiagramm eines Elastomerschaums, dessen Verlauf sich in drei Bereiche einteilen lässt, in denen unterschiedliche Verformungsmechanismen und E-Moduln auftreten.

Bis zu einer Stauchung von typischerweise 5 % biegen sich die Zellwände in Elastomerschäumen gleichmäßig, so dass die Elastomerschäume einen linearen Anstieg des E-Moduls aufweisen, der sowohl durch die Kompression der Elastomermatrix als auch durch die Kompression des in den Zellen enthaltenen Gases hervorgerufen wird. Bei zunehmender Stauchung knicken die Zellwände ein und setzen der Verformung nur einen geringen Widerstand entgegen. Der E-Modul wird dann im Wesentlichen durch die Kompression des Zellgases bestimmt. Er liegt deutlich unter dem Anfangswert (dem wirksamen E-Modul bei einer Stauchung unter 5 %).

Druckstauchungsdiagramm eines zylinderförmigen Bauteils:



Verformung einer Einzelpore:

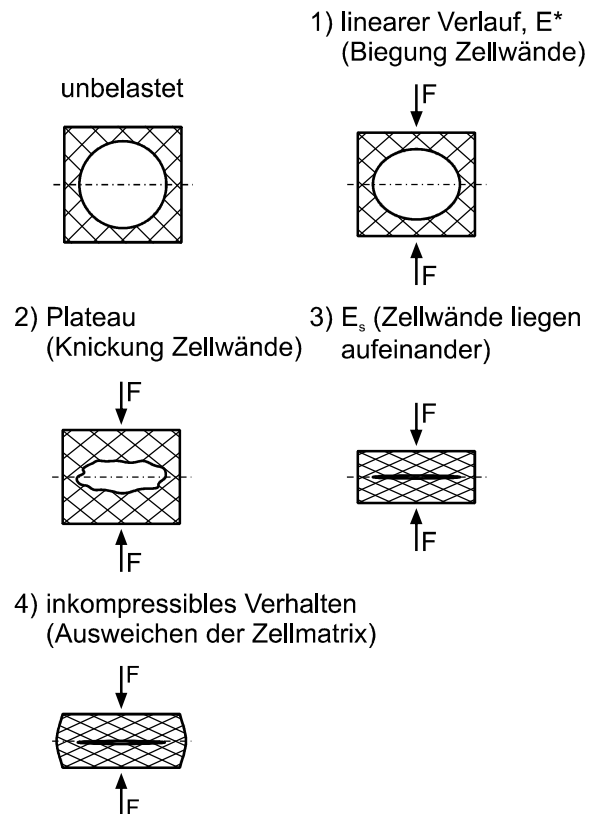


Bild 2.5: Druckstauchungsdiagramm von Elastomerschäumen [GIBS97, STRA03]

Bei weiterer Stauchung kommen die gegenüberliegenden Zellwände aufeinander zu liegen, die Stauchung an diesem Punkt wird mit ε_D (densification) bezeichnet. Das Material verhält sich zunehmend inkompressibel und der E-Modul steigt schnell an. Nahe dem Wert ε_D übersteigt der E-Modul den Anfangswert deutlich.

Der Stauchungswert ε_D entspricht nicht, wie zu erwarten wäre, dem Verhältnis der Dichten $(1-\rho^*/\rho_s)$. Der Wert ist kleiner und lässt sich nach GIBSON über die Formel

$$\varepsilon_D = 1 - 1,4 \cdot \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right) \quad (2.5)$$

annähern [GIBS97, LEPP03].

Tabelle 2.1: Stauchungswerte ε_D (mit $\rho_s = 1260 \text{ kg/m}^3$) [GIBS97, STRA03]

Dichte ρ^* [kg/m ³]	ε_D nach Formel (2.5)	ε_D aus Druck-Stauchungsdiagramm
650	0,28	0,40
500	0,44	0,54
350	0,61	0,63

Vergleicht man für die in dieser Arbeit untersuchten PUR-Elastomerschäume die nach (2.5) berechneten Werte mit denen aus den Druck-Stauchungsdiagrammen des Materialherstellers abgelesenen Werten, so liegen die berechneten unter den abgelesenen Werten. Für Elastomerschäume

niedriger Dichte, denen sich GIBSON in seinen Untersuchungen vor allem widmet, ist der Unterschied geringer als für hohe Dichten. **Tabelle 2.1** stellt die berechneten und die abgelesenen Werte einander gegenüber. Das Material kann über den Wert ε_D hinaus bis zum Wert $\varepsilon_{\max}$ gestaucht werden.

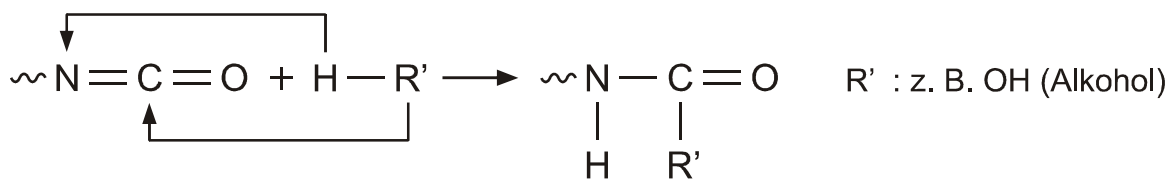
2.2 Polyurethan-(PUR-)Elastomerschäume

In den Untersuchungen wird ein mikrozelliger PUR-Elastomerschaum verwendet, so dass im Folgenden die Grundlagen der PUR-Chemie erklärt werden.

2.2.1 Grundlagen der PUR-Chemie

Unter dem Begriff PUR werden alle Kunststoffe zusammengefasst, in deren Molekülstruktur die so genannte Urethangruppe ($-\text{NH}-\text{CO}-\text{O}-$, auch Carbamidsäureester) zu finden ist. PUR entsteht durch Polyaddition und wurde erstmals 1937 von O. Bayer entdeckt. Allgemein verbinden sich bei einer Polyaddition Monomere untereinander oder mit anderen Polymeren infolge einer Umlagerung von Wasserstoffatomen ohne Abspaltung von Reaktionsprodukten. Die PUR-Gruppe entsteht bei der Polyaddition von Isocyanaten ($-\text{NCO}$) und Polyolen (mehrwertigen Alkoholen, $-\text{OH}$). Die Grundreaktion der Polyaddition von PUR ist als Schema in **Bild 2.6 a** dargestellt. [UHLI06, IUPACC431, HELL04, LEPP03, MÜLL97, ELAS03, SCHN91, FRIE05].

a) Reaktionsschema Polyaddition:



b) Resonanzstrukturen am Beispiel eines aromatischen Isocyanats:

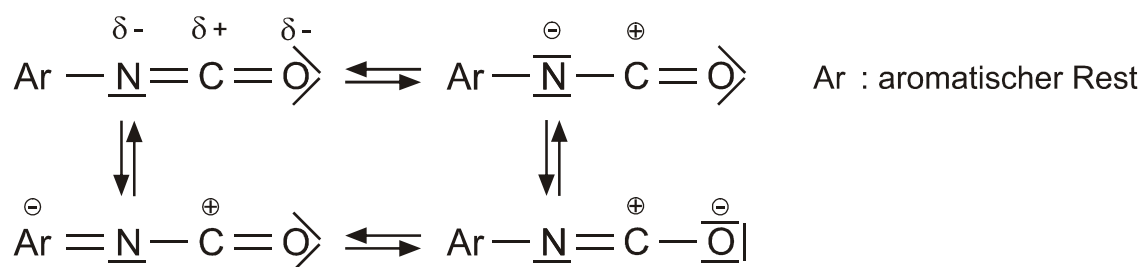


Bild 2.6: Reaktionsschema Polyaddition, Resonanzstrukturen Isocyanatgruppe [LEPP03]

Grundlage der PUR-Bildung ist die hohe Reaktionsfähigkeit der Isocyanatgruppe. Durch die zwei Doppelbindungen am Kohlenstoffatom besitzt dieses einen positiven Ladungscharakter, der durch den angebundenen Molekülrest verstärkt oder auch abgeschwächt werden kann (vgl. Bild 2.6 b). Die positive Polarisierung tritt am Kohlenstoffatom auf, während die kompensierende negative Polarisierung entweder innerhalb der Isocyanatgruppe oder im Restmolekül auftreten kann. Von der Ausprägung dieser Ladungsverschiebung hängt die Reaktionsfähigkeit des Isocyanats ab. Die für die industrielle Produktion von PUR bedeutendsten Isocyanate sind die aromatischen Verbindungen

NDI (Naphthylendiisocyanat), MDI (Diphenylmethandiisocyanat) und TDI (Toluylendiisocyanat) [LEPP03, FRIE05, STRA03, BRÜC89, ASHI07].

In den für die Herstellung von PUR-Elastomerschäumen wichtigen Grundreaktionen von Isocyanaten mit Alkoholen, Aminen, Carbonsäuren und Wasser entstehen Urethan-, Harnstoff- bzw. Amidbindungen (siehe **Bild 2.7**). Für die Herstellung von Schaumstoffen ist die Reaktion mit Wasser besonders bedeutend. Da hierbei gasförmiges CO_2 abgespalten wird, muss kein weiteres Treibmittel zugesetzt werden. CO_2 entsteht auch bei der weniger bedeutenden Reaktion mit Carbonsäure [LEPP03, VIEW75].

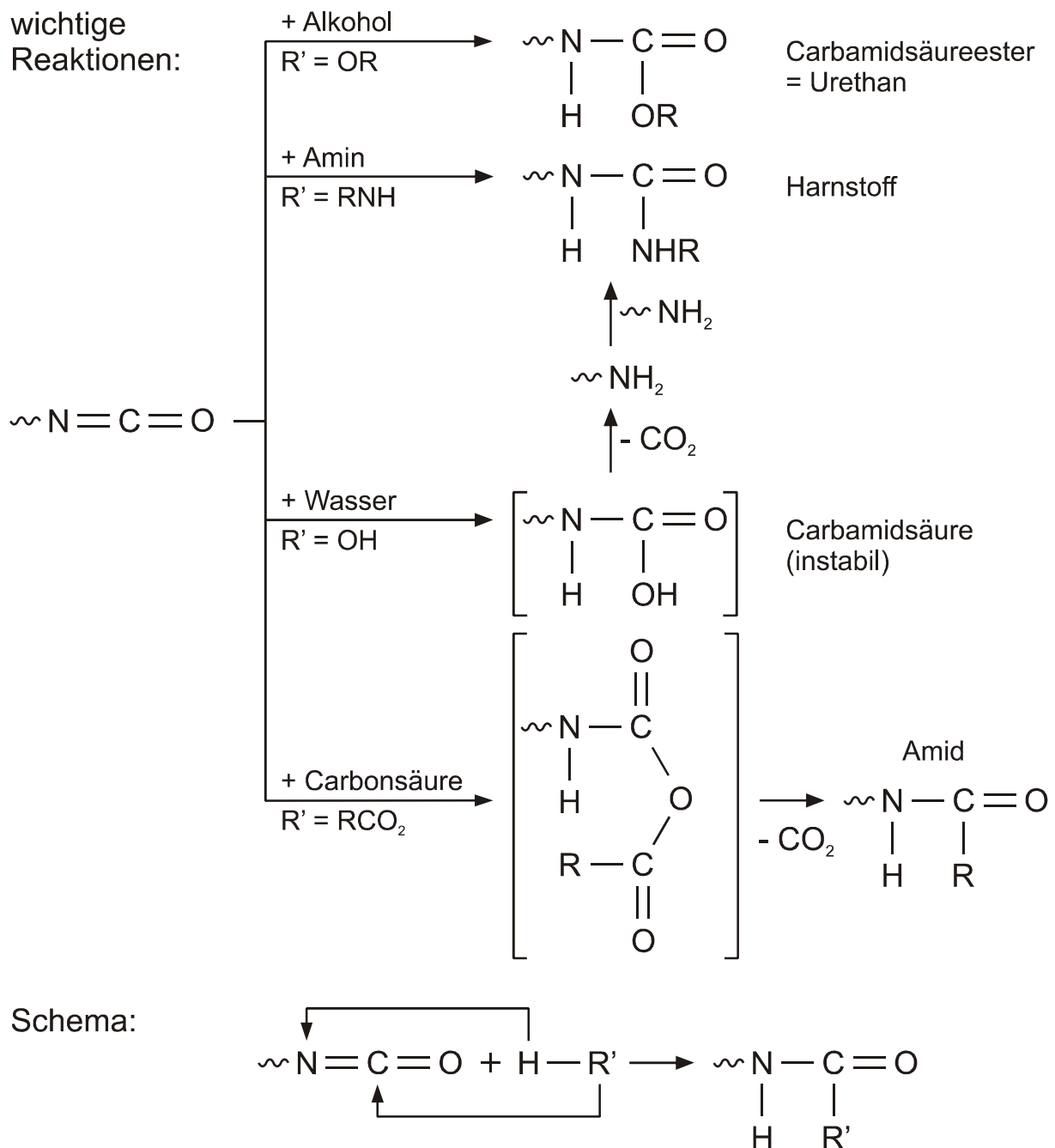


Bild 2.7: Grundreaktionen von Isocyanaten [LEPP03, IUPACC431]

Während der Polyaddition können stabile, isolierbare Zwischenprodukte – so genannte Präpolymere (auch Prepolymere) – entstehen, die nur teilweise polymerisiert sind. Sie werden durch Umsetzung von Polyolen mit einem Überschuss an Isocyanat erzeugt. Die Polyaddition erfolgt so weit, bis die vorhandene Menge an Polyol umgesetzt ist. Resultat ist das Präpolymer, das aktive endständige NCO-Gruppen enthält, die in einer weiteren Reaktionsstufe zu Polyolen umgesetzt werden können [LEPP03, SAEC98, FRIE05].

In der Praxis werden für die Herstellung von Bauteilen anwendungsspezifische Mischungen (so genannte PUR-Systeme) der PUR-Grundstoffe genutzt, die für die Verarbeitung nur noch zusammen geführt werden müssen. Sie bestehen üblicherweise aus zwei bei Raumtemperatur flüssigen Komponenten: der so genannten A-Komponente, die ein Gemisch von Polyolen sowie Hilfs- und Zusatzstoffen darstellt, und der B-Komponente, die das Isocyanat bzw. ein Präpolymer enthält [LEPP03].

Eine Trennung der Polyaddition in zwei Reaktionsstufen hat für den Fertigungsprozess von PUR-Bauteilen mehrere Vorteile:

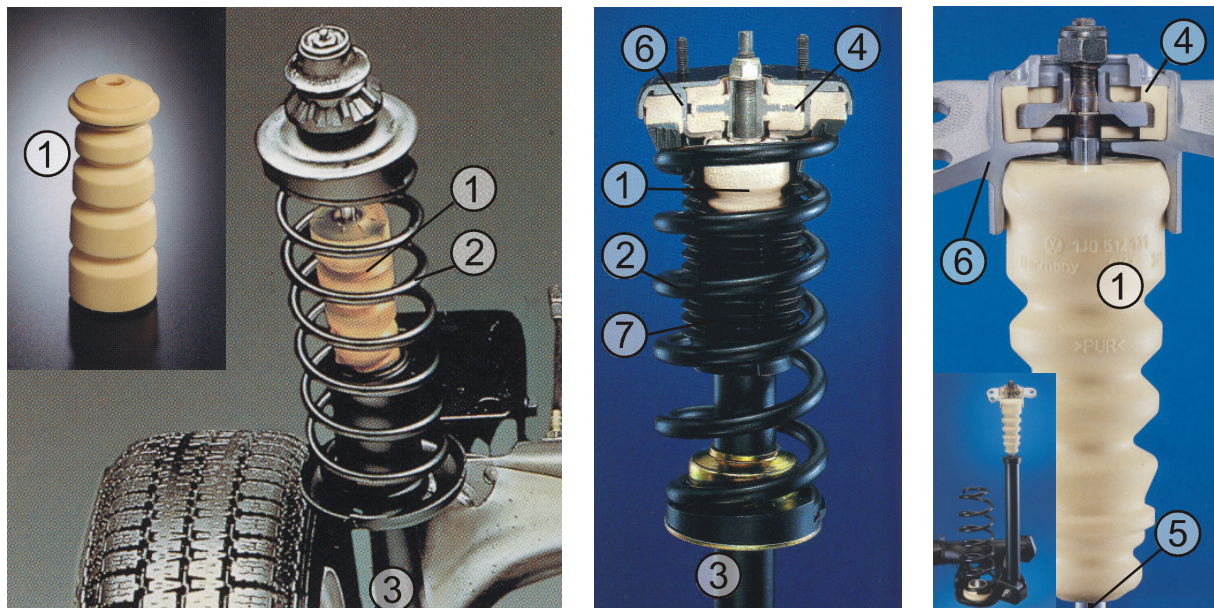
- das zunächst erzeugt Präpolymer hat ein höheres Molekulargewicht als seine Edukte und damit einen niedrigeren Dampfdruck, so dass es leichter handhabbar ist,
- durch eine stufenweise Umsetzung kann die freigesetzte Reaktionsenergie kontrollierter abgeführt werden,
- die Formgebung und die Eigenschaften der Makromoleküle können besser beeinflusst werden [LEPP03].

2.2.2 Anwendungen

Feinzellige PUR-Elastomere werden vor allem im Automobilbau als Werkstoff für Feder-, Dämpferelemente verwendet. Die zahlenmäßig bedeutendsten Anwendungen sind Zusatzfedern und Dämpferlager, die im Folgenden genauer dargestellt werden.

Zusatzfedern (vgl. **Bild 2.8**) aus feinzelligen PUR-Elastomeren erfüllen in modernen Fahrwerken drei Funktionen. Erstens ermöglichen sie zusammen mit Luft- oder Stahlfedern die Umsetzung einer progressiven Gesamtfederkennlinie (vgl. **Bild 2.9**), wodurch sich die Eigenfrequenz des Fahrzeugaufbaus belastungsunabhängig gestalten lässt. Eine progressive Federkennlinie ist außerdem die Voraussetzung für eine ausreichende Durchschlagsicherheit des Federsystems. Zweitens wird bei extremen Einfederungen die Zusatzfeder auf ihr Blockmaß komprimiert und dient somit als Endanschlag. Als Drittes erzielt man durch das große Einfederungspotenzial und den frühen Einsatzzpunkt der Feder eine Wankstabilisierung des Fahrzeuges. Das Ansprechen der Zusatzfeder soll in allen Fällen möglichst „weich“ und für die Fahrzeuginsassen unmerklich ablaufen. Für ein vorgegebenes Blockmaß ist in Bild 2.9 die Federkennlinie für baugleiche Zusatzfeder aus zelligen PUR-Elastomer und kompakten Elastomer gegenüber gestellt. Aufgrund der Kompressibilität von PUR-Elastomerschäumen ist bei Zusatzfedern aus diesem Material ein weiches Ansprechen der Federung möglich. Die Charakteristik der Zusatzfeder wird sowohl über die Geometrie als auch über die gewählte Dichte des zelligen Elastomerwerkstoffs eingestellt,

wobei auch der Kontakt zwischen Zusatzfeder und umgebendem Bauraum die Federcharakteristik beeinflusst [Genz92, Stra03, Hofm89, Wilk95, Elas05].



- 1) Zusatzfeder
(PUR-Elastomer)
- 2) Lineare Tragfeder
(Stahl)
- 3) Dämpfer

- 4) Dämpferlager
(PUR-Elastomer)
- 5) Kolbenstange
- 6) Metalltopf

- 7) Faltenbalg

Bild 2.8: Anordnung Zusatzfeder und Dämpferlager in Radaufhängungen [LEPP03, ELAS05]

Dämpferlager (auch Stützlager genannt, vgl. Bild 2.8) haben als Bindeglied zwischen Stoßdämpfern und Karosserie einen Einfluss auf Fahrkomfort und -dynamik des Fahrzeugs. Sie sind von einem Metalltopf umschlossen, der den Anschluss zur Karosserie darstellt, und durch eine Stahlscheibe, die in einer Innennut des Dämpferlagers eingepresst ist, mit dem Dämpfer verbunden. Die Dämpferlager können je nach gewünschter Federcharakteristik ebene oder profilierte Stirnflächen haben. Abrollgeräusche und Schwingungen durch geringe Fahrbahnunebenheiten sollen durch die Dämpferlager vom Fahrzeugaufbau entkoppelt werden (NVH - Noise, Vibration, Harshness); bei größeren Unebenheiten und Einzelhindernissen müssen die Lager eine feste Anbindung der Stoßdämpfer an die Karosserie garantieren.

Aufgrund des Materialverhaltens von feinzelligen PUR-Elastomeren nimmt das Dämpfungsvermögen mit der Amplitude der anregenden Schwingung zu. Dies entspricht den Anforderungen an die Stütz- und Dämpferlager, da kleine Dämpfungswerte bei kleinen Amplituden zu einer Schwingungs- und Geräuschkopplung führen, große Dämpfungswerte bei größeren Schwingungsamplituden ergeben eine Verhärtung des Lagers, d. h. eine optimale Anbindung des Stoßdämpfers an die Karosserie. Aufgrund der Volumenkompressibilität der PUR-Elastomerschäume können die Bauräume für die Dämpfer- und Federbauteile kleiner gestaltet werden als für vergleichbare Bauteile aus kompakten Elastomeren. Sowohl die Zusatzfedern als auch die

Dämpferlager haben eine rotationssymmetrische Grundgeometrie, so dass die wichtigsten Bauteilgeometrien durch Drehen aus Halbzeugen gefertigt werden könnten [ELAS05, STRA03, LASA98].

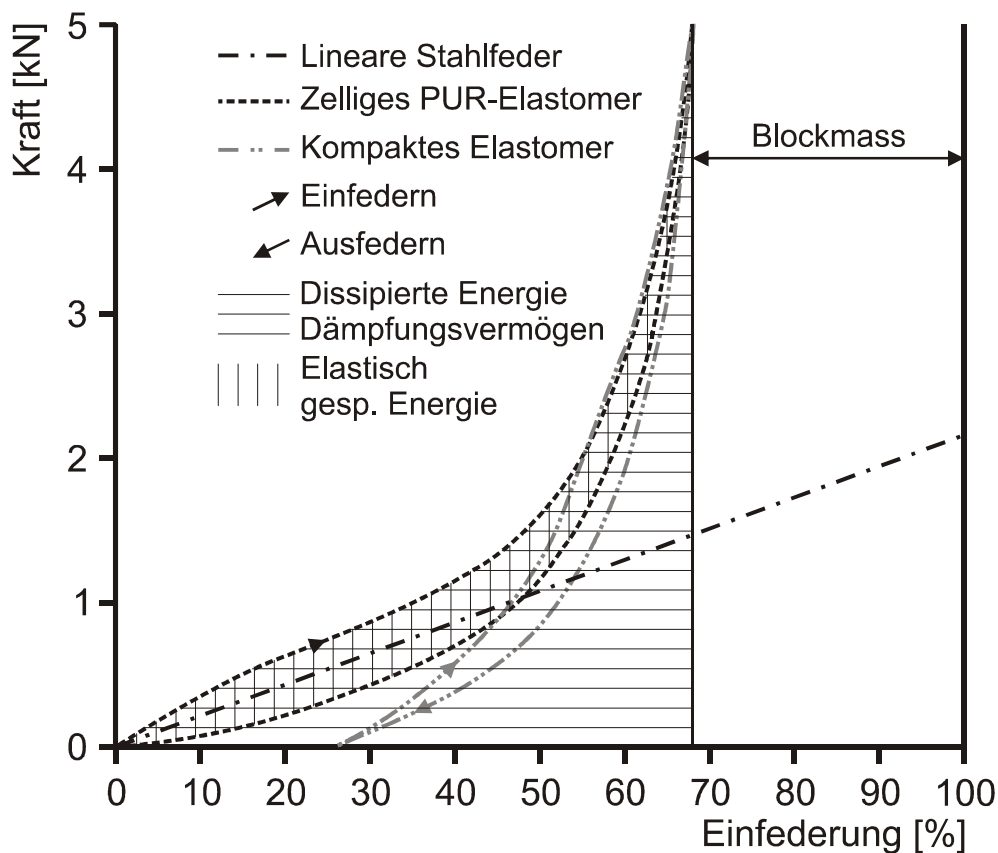


Bild 2.9: Kennlinie [GENZ92]

Neben den genannten Anwendungen wird feinzelliges PUR-Elastomer in der Automobilindustrie auch als Werkstoff für Stahlfederentkopplungen, Drehmomentstützen, Karosserielager, für in Reifen integrierte Notlaufräder, Anschläge von Hydrolagern, Pralldämpfer, horizontale Sitzdämpfungen und Endanschläge in Türstoppnern eingesetzt. Darüber hinaus wird der Werkstoff in den letzten Jahren verstärkt auch außerhalb der Automobilindustrie für verschiedenste Bauteile verwendet. Beispielsweise werden feinzellige PUR-Elastomere für Riemen und Rollen zum Transport von Papier, für Dämpfer in Haushaltsgeräten und Werkzeugen sowie für Stellfüße von Maschinen oder für Federelemente in Fahrradgabeln eingesetzt [ELAS97, ELAS05, ELAS06/1, WAHL00].

2.3 Herstellung von Elastomerbauteilen

2.3.1 Urformende Fertigungsverfahren

Die Verfahrensabläufe und -parameter bei der Produktion von Elastomerbauteilen können je nach Elastomerwerkstoff sehr unterschiedlich sein. In diesem Kapitel wird die urformende Herstellung von Bauteilen aus PUR-Elastomerschäumen dargestellt.

Bauteile aus zelligen PUR-Elastomeren werden in einem Heißgießverfahren hergestellt; die Bildung des Polymers und die Formgebung finden in einem Schritt bei Temperaturen von 60 bis 130 °C statt. Die Grundkomponenten, Polyole (Komponente A) und Präpolymer (Komponente B), werden in der Form bzw. unmittelbar vor dem Einbringen in die Form vermischt und reagieren dort miteinander. Verarbeitungsanlagen für PUR kombinieren deshalb Dosiermaschinen und Formgebungsmaschinen miteinander [LEPP03].

Der Ablauf des Verarbeitungsprozesses umfasst dabei im Allgemeinen folgende Schritte:

- Die bei Raumtemperatur annähernd festen A- und B-Komponente werden zunächst typischerweise auf 60 °C erwärmt und dadurch verflüssigt. Anschließend werden die Komponenten in definierter Dosierung in einem Mischkopf vermengt. Dabei unterscheidet man nach Niederdruckverfahren, wobei die Komponenten durch intensives Rühren in einer vorgeschalteten Mischkammer bei Umgebungsdruck vermengt werden, und Hochdruckverfahren, bei dem die Komponenten mit ca. 200 bar in einer Einfülldüse zusammenströmen.
- Das flüssige Reaktionsgemisch wird in ein Formwerkzeug eingefüllt. Hierbei wird zwischen diskontinuierlichem Austrag aus dem Mischkopf, wenn die Masse „schussweise“ in offene oder geschlossene Formen eingebracht wird, und kontinuierlichem Austrag, wenn die Masse auf ein Förderband aufgetragen wird, so dass platten- oder blockförmige Halbzeuge entstehen, unterschieden. Im Formwerkzeug muss das Reaktionsgemisch nach dem Einfüllen unter Umständen noch verteilt werden und schäumt bei Umgebungsdruck entgegen der Schwerkraft auf. Hierdurch bildet sich im Material ein Dichtegradient aus, so dass die Höhe des Formwerkzeugs für Funktionsbauteile auf 300 mm beschränkt ist. Senkrecht zu den Bauteilflächen entsteht eine etwa 1,5 mm verdichtete Randschicht.
- Durch Beheizen des Formwerkzeugs auf üblicherweise 60 °C wird die Reaktivität des Gemischs erhöht und die Polyreaktionen ermöglicht. Nach ca. 30 Minuten sind die Bauteile formstabil und können aus der Form entnommen werden. Zum leichten Entformen der Bauteile werden die Formen vor dem Befüllen mit einem Trennmittel besprüht.
- Nach dem Entformen werden die Bauteile für etwa 12 Stunden bei 130 °C gelagert (Tempervverfahren), wodurch die chemischen Reaktionen vollständig abgeschlossen werden.
- Abschließend sind die Bauteile zu entgraten, wobei ggf. ein teilweises Entgraten schon vor dem Tempern vorgenommen werden kann [LEPP03, FRIE05, ELAS06/2, FRAN90, KNIPP95].

2.3.2 Spanende Fertigungsverfahren

In jüngerer Zeit haben sich vor allem die folgenden Autoren wissenschaftlich mit der Zerspanung von kompakten Elastomeren beschäftigt: WEDDING führte Untersuchungen zum Schleifen und Drehen von Polychloropren-Elastomeren durch [TÖNS95, WEDD94], BARGEL zum Drehen eines NBR-Elastomers [BARG00, HINT00]. JOSWIG weitete die Untersuchungen zum Drehen auf vier wichtige Elastomerklassen aus und stellte ein Zerspanmodell auf [HINT02/1, HINT04/1, HINT04/2, JOSW05]. Darüber hinaus beschäftigten sich HINTZE [HINT02/2] sowie SHIH [SHIH04/1, SHIH04/2] mit dem Fräsen von Elastomeren. Frühere Veröffentlichungen wurden von den genannten Autoren aufgeführt, so dass im Folgenden nur die Ergebnisse der genannten Autoren dargestellt werden.

WEDDING hat ein Polychloropren-Elastomer in einem Orthogonalrehprozess zerspannt und den Prozess mit einer analogen Hochgeschwindigkeitskamera gefilmt [TÖNS95]. Das Elastomer wurde in zwei Härten von 70 und 80 Shore A untersucht, wobei es, um die Reflexionseigenschaften zu erhöhen, mit einer dünnen Goldschicht überzogen wurde. Der Film zeigt Verzerrungen des beschichteten Elastomers vor der Schneide, die mit zunehmendem Spanwinkel abnehmen. Wedding führt diese Verzerrung auf eine Geschwindigkeitsabnahme des Elastomers vor der Spanfläche zurück und leitet hieraus ab, dass sich der Eindringwiderstand des Werkzeugs mit zunehmendem Spanwinkel verringert.

Ferner stellte Wedding dar, dass bei dem in seinen Versuchen eingesetzten weicheren Elastomer bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 1$ m/min der Zerspanprozess trotz eines hochpositiven Werkzeugs mit einem Spanwinkel von $\gamma_o = 70^\circ$ nicht stabil abläuft, sondern der Werkstoff an der Schneide „hakt“, also ungleichmäßig abgebremst wird. Bei höherer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 5$ m/min trat dieser Effekt nicht auf. Angaben zum Vorschub werden von WEDDING nicht gemacht.

BARGEL hat in seiner Arbeit dargestellt, wie ein Nutring aus einem NBR-Elastomer mit einer Härte von 81 Shore A durch Drehen gefertigt werden kann [BARG00]. Er untersuchte den Einfluss der Schnittparameter auf den Zerspanprozess. Um ein anzustrebendes gleichmäßiges Rillenprofil auf der Bauteiloberfläche zu erzeugen, muss ein stabiler Zerspanprozess mit einem resultierenden Bandspan eingestellt werden. Hierfür ist in Abhängigkeit der verwendeten Werkzeuggeometrie und der übrigen Schnittparameter ein Mindestvorschub von $f = 0,16$ bis $0,63$ mm zu wählen. BARGEL fand heraus, dass hohe Schnittgeschwindigkeiten den Zerspanprozess stabilisieren und den notwendigen Mindestvorschub herabsetzen. Er untersuchte Schnittgeschwindigkeiten bis $v_c = 400$ m/min. Ebenso begünstigen große Spanwinkel und geringe Schneidkantenradien die Stabilität des Prozesses und erhöhen die Qualität des Bauteils.

Bei der Herstellung eines Nutrings empfiehlt Bargel bereits in den ersten Bearbeitungsschritten die funktionsrelevanten Bauteilgeometrien zu erzeugen, da das Halbzeug noch die höchste Stabilität aufweist. Die so gefertigten Nutringe zeigten in Tests ein vergleichbares Einsatzverhalten wie konventionell urgeformte Nutringe. Bargel konnte somit nachweisen, dass die spanende Herstellung eine geeignete Fertigungsalternative für die Herstellung von rotationssymmetrischen Dichtungen ist.

Weiterhin hat BARGEL in seiner Arbeit mit einem mechanischen Ersatzmodell die im Durchmesser auftretenden Maßabweichungen, die abhängig von den Schnittbedingungen $\Delta D = -0,01$ bis $+0,16$ mm betragen, beschrieben. In sein Modell gehen als *globale* Verformungsmechanismen die Biegung des Werkstücks durch die Zerspankräfte und die Aufweitung aufgrund der Fliehkraft ein. Dagegen bleiben *lokale* Verformungen im Modell unberücksichtigt, so dass es die Realität nicht vollständig beschreibt und für die Fertigung maßhaltiger Dichtungen nur Tendenzen aufzeigen kann.

JOSWIG hat aufbauend auf den Untersuchungen von BARGEL für Elastomere aus den Gruppen FPM, NBR, EPDM und Silikon (Q) zunächst die grundlegenden Mechanismen zur Spanentstehung in einem Orthogonaldrehprozess untersucht [JOSW05]. Hierfür realisierte er einen Versuchsaufbau, der es ihm ermöglichte, den Zerspanvorgang nahe der Scheide vergrößert zu fotografieren und sich im Prozess ausbildende reversible Verformungen auszuwerten. Er fand einen proportionalen Zusammenhang zwischen der Scherung des Materials in der Trennzone vor der Schneide und der Rückprallelastizität des Elastomers. JOSWIG hält die Rückprallelastizität für einen geeigneten Zerspanbarkeitskennwert, da die Beanspruchungsgeschwindigkeiten bei denen sie bestimmt wird, ähnlich groß ist wie die typischen Schnittgeschwindigkeiten bei der Zerspanung. Statisch gemessene Kennwerte wie die Härte oder quasistatisch gemessene Werte wie die Reißdehnung sind ungeeignet, um die Zerspanbarkeit zu beurteilen. Je kleiner die Rückprallelastizität des Elastomers ist, desto einfacher lässt sich ein stabiler Zerspanprozess realisieren. Außerdem stellt JOSWIG fest, dass sich die Verformung des Elastomers mit erhöhtem Spanwinkel stark verringert. Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Verformung ist dagegen deutlich kleiner.

Weiterhin hat JOSWIG mit Hilfe seiner Untersuchungen als erster ein mechanisches Modell aufgestellt, welches das Zusammenwirken von Werkstoffeigenschaften, werkstoffspezifischen Verformungen sowie Werkzeuggeometrie und Schnittparameter erklärt. Basis des Modells ist ein kontaktmechanischer Ansatz, der das Eindringen der Werkzeugschneide in das Material als Linienkraft in einer Halbebene erfasst. Hierauf aufbauend wird ein Kräftegleichgewicht formuliert, wobei die Spanumlenkung als Balkenbiegung angenommen wird, die eine dreieckförmige Normalkraftverteilung auf der Spanfläche und eine resultierende Reibkraft hervorruft. Die an der Freifläche angreifenden Normal- und Reibkräfte gehen in das Modell nicht mit ein. Letztendlich können mit dem Modellansatz die werkstoffspezifische Trennkraft und deren Wirkwinkel mit den Werkstoffkennwerten und den geometrischen Eingriffsgrößen verknüpft werden. Den Trennvorgang führt JOSWIG auf um die Schneide radial verteilte Druckspannungen zurück, die im Wesentlichen durch den Werkzeugkeilwinkel beeinflusst werden. Abschließend entwickelt JOSWIG in seiner Arbeit einen empirischen Zerspanbarkeitstest an dünnwandigen Ringquerschnitten, der es Dichtungsherstellern in der Praxis ermöglichen soll die werkstoffabhängigen Formabweichungen abschätzen zu können. Er fand heraus, dass sich die Formabweichung proportional zum Kehrwert der Härte Shore A verhält.

Das Fräsen von Elastomeren wurde in ersten Ansätzen von HINTZE und SHIH untersucht [HINT02B, SHIH04A, SHIH04B]. Beide setzten positive Werkzeuge aus der Aluminium- bzw. Holzbearbeitung ein.

HINTZE bearbeitete zylindrische Werkstücke aus einem NBR-Elastomer mit einer Härte von 82 Shore A durch Umfangsfräsen. Er verwendete Fräser mit einem Seitenspanwinke von $\gamma_f = 8^\circ$ und einem Rückspanwinkel von $\gamma_p = 30^\circ$ sowie einer Schneidkantenverrundung kleiner als $5 \mu\text{m}$. Mit den Fräsern wurden Zahnvorschübe f_z zwischen 0,03 und 0,38 mm sowie Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 800$ bis 1500 m/min untersucht. Es zeigte sich, dass die Fräsbearbeitung im Gegenlauf zu

besseren Oberflächen und geringeren Maßabweichungen führt als eine Bearbeitung im Gleichlauf. Der Grund hierfür ist, dass im Augenblick des Schneideneintritts die Erzeugung der Werkstückkontur bei minimaler Spanungsdicke erfolgt, wobei die Deformation des Werkstücks durch die Schnittnormalkraft gering ist. Demgegenüber baut sich beim Gleichlaufräsen durch die beim Schneideneintritt größere Spanungsdicke eine Werkstückdeformation auf, die sich bis zum Schneidenaustritt nicht vollständig zurück bildet. In den Versuchen konnten ähnliche Rauheitswerte und Formabweichungen wie bei Drehen von Elastomeren erzielt werden, so dass das Fräsen als alternatives Fertigungsverfahren grundsätzlich geeignet ist.

SHIH führte seine Untersuchungen an einer Gummimischung aus der M-Gruppe durch, die als Werkstoff für Reifen eingesetzt wird. Er fräste mit Werkzeugen aus der Holzbearbeitung, die einen Seitenspanwinkel von $\gamma_f = 20$ bis 30° aufwiesen. In den Versuchen variierte Shih den Zahnvorschub f_z von 0,016 bis 0,306 mm und die Schnittgeschwindigkeit zwischen $v_c = 29$ und 220 m/min. Um den Einfluss der Bearbeitungstemperatur zu untersuchen, wurden neben Versuchen bei Raumtemperatur auch Versuche an stickstoffgekühlten Werkstücken bei -80°C durchgeführt (vgl. Kapitel 2.1.4). Die erzeugten Werkstückoberflächen und entstandenen Späne wurden beschrieben und klassifiziert. Es konnten augenscheinlich gute Oberflächen erzeugt werden. Dabei zeigte sich, dass hohe Schnittgeschwindigkeiten tendenziell zu besseren Oberflächen führten. Ebenso verbesserte eine Stickstoffkühlung bei einigen Bedingungen das Ergebnis. Eine eindeutige Korrelation zwischen Spanform bzw. Spanoberfläche und Werkstückoberfläche konnte nicht abgeleitet werden.

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Die für die spanende Herstellung kompakter Elastomere genannten Vorteile gelten auch für die spanende Fertigung von Bauteilen aus PUR-Elastomerschäumen. Zusätzlich ist bei komplexen Bauteilgeometrien die Werkstoffhomogenität aus Halbzeugen gespannter Bauteile besser, da sich der Aufschäumprozess der geometrisch einfachen Halbzeuge kontrollierter einstellen lässt. Allerdings ist die spanende Bearbeitung von Elastomerschäumen aufgrund der Kompressibilität schwieriger als die von kompakten Elastomerwerkstoffen. Bisher liegen keine wissenschaftlichen Untersuchungen zur Zerspanbarkeit von Elastomerschäumen vor und es fehlen umfassende Erkenntnisse, um die spanende Herstellung von Bauteilen in der Praxis zu etablieren. *Daher ist das Ziel dieser Arbeit, die Zerspanbarkeit von PUR-Elastomerschäumen grundlegend zu analysieren und Prozessparameter im Hinblick auf eine sichere und kostengünstige Fertigung zu optimieren.*

Die Untersuchungen der Arbeit teilen sich in 5 Schritte auf (vgl. **Bild 3.1**), die im Folgenden beschrieben sind. Der Schwerpunkt der Arbeit liegt auf den Schritten 1 und 2.

Schritt 1: Untersuchung der Zusammenhänge von Schnittparametern, Materialdichte, Werkzeuggeometrie, reversibler Materialverformung und Spanbildung beim Orthogonaldrehen sowie Bestimmung der Temperaturen im Zerspanprozess

Wesentlich für die Untersuchungen war die synchrone Erfassung von Zerspankraftkomponenten und reversiblen Materialverformungen nahe der Schneide in Abhängigkeit der Schnittparameter und der Werkzeuggeometrie. Vorab musste hierfür eine geeignete Versuchsmethodik entwickelt werden. Die Parametervariation umfasst Vorschub, Schnittgeschwindigkeit, Spanwinkel, Freiwinkel, Fasenbreite der Schneide sowie PUR-Elastomerschäume unterschiedlicher Dichte.

Weiterhin wurden die grundsätzlichen Verläufe von Werkzeug- und Materialtemperaturen für ausgewählte Eingriffsbedingungen erfasst. Hierdurch sind Rückschlüsse auf Wärmeentstehung und Wärmeleitung bei der Zerspanung von Elastomerschäumen möglich. Es zeigt sich, ob und wie Zerspanprozesse von Elastomerschäumen gekühlt werden müssen. Diese Ergebnisse sind Voraussetzung für die gezielte Auslegung einer möglichen Prozesskühlung.

Schritt 2: Modellierung des Zerspanvorgangs

In Kapitel 6 wird ein Zerspankraftmodell erstellt, welches die an Frei- und Spanfläche wirkenden Kraftanteile sowie die direkt vor der Schneide wirkende Trennkraft in Abhängigkeit von Schnittparametern, Werkzeuggeometrie und Werkstoffkennwerten beschreibt. Eine anschließende Modellierung setzt die Trennkräfte in einen funktionalen Zusammenhang zu den Werkstoffkennwerten.

In weiteren Untersuchungen (Schritt 3 und 4) werden die grundlegenden Erkenntnisse auf die Fertigung praxisrelevanter Bauteile übertragen. Eine ausgereifte spanende Fertigung für die in Bild 2.8 dargestellten Dämpfer- und Federbauteile besitzt nach Einschätzung der Hersteller ein großes wirtschaftliches Potenzial. Die spanende Fertigung dieser Bauteile steht daher im Fokus, hierfür sind Dreh- und Fräsoperationen auszulegen und zu untersuchen.

Schritt 3: Entwicklung und Erprobung eines Werkzeugs zum Innennutdrehen

In Kapitel 7 wird ein serientaugliches Werkzeug für das Einstechdrehen von Innennuten entwickelt und hinsichtlich Prozesskühlung, Spanabfuhr und Standzeit erprobt.

Ziel:	Analyse und Optimierung der Zerspanung von PUR-Elastomerschäumen
Schritt 1: (Kapitel 5)	Untersuchung der Zusammenhänge von Schnittparametern, Materialdichte, Werkzeuggeometrie, reversibler Materialverformung und Spanbildung beim Orthogonaldrehen sowie Bestimmung der Temperaturen im Zerspanprozess <i>Teilziel: Klärung der Zusammenhänge zwischen den genannten Größen sowie Klärung der Notwendigkeit einer Kühlung, ggf. Erkenntnisse zur Auslegung.</i>
Schritt 2: (Kapitel 6)	Modellierung des Zerspanvorgangs <i>Teilziel: Aufstellen eines mechanischen Modells zur Beschreibung der am Werkzeug wirkenden Kräfte und der Trennkraft.</i>
Schritt 3: (Kapitel 7)	Entwicklung und Erprobung eines Werkzeugs zum Innennutdrehen <i>Teilziel: Erprobung von Prozesskühlung, Spanabfuhr, Standzeiten, Nachweis der Serientauglichkeit.</i>
Schritt 4: (Kapitel 8)	Übertragung der grundlegenden Erkenntnisse auf das Umfangsfräsen <i>Teilziel: Fertigung von profilierten Stirnflächen (z. B. an Dämpferlagern).</i>
Schritt 5: (Kapitel 9)	Durchführung einer Wirtschaftlichkeitsanalyse <i>Teilziel: Bestimmung von Losgrößen, bis zu denen eine spanende Fertigung von PUR-Elastomerbauteilen gegenüber der rein urformenden Fertigung wirtschaftlich vorteilhaft ist.</i>

Bild 3.1: Ziele und Vorgehensweise

Schritt 4: Übertragung der grundlegenden Erkenntnisse auf das Umfangsfräsen

Um Dämpferlager mit profilierten Stirnflächen durch Umfangsfräsen herstellen zu können, sind die beim Drehen gewonnenen grundlegenden Erkenntnisse auf das Umfangsfräsen zu übertragen und Parameter anzupassen (vgl. Kapitel 8).

Schritt 5: Durchführung einer Wirtschaftlichkeitsanalyse

Die Arbeit schließt mit einer Wirtschaftlichkeitsbetrachtung ab (Kapitel 9), um die Potenziale und Grenzen einer spanenden Fertigung aufzuzeigen. Für typische Bauteilgeometrien werden in Abhängigkeit der Bauteilkomplexität Seriengrößen bestimmt bis zu denen eine spanende Fertigung aus Halbzeugen der rein urformenden Prozesskette aus Kostengründen vorzuziehen ist.

Abschließend werden nicht monetäre Aspekte, die bei der Entscheidung für ein spanendes oder ein urformendes Fertigungskonzept zu berücksichtigen sind, diskutiert.

4 Versuchsbedingungen und Messmethoden

4.1 Versuchswerkstoff

Die Untersuchungen dieser Arbeit wurden an einem feinzelligen PUR-Elastomerschaum durchgeführt, der vor allem für Bauteile in der Automobilindustrie Verwendung findet (vgl. Kapitel 2.2.2). Der Werkstoff lag in den drei Dichten $\rho^* = 650, 500$ und 350 kg/m^3 vor. Die folgende Tabelle fasst wichtige Kennwerte des untersuchten PUR-Elastomerschaums zusammen. Um Parallelen zu den von JOSWIG gemachten Erkenntnissen zum Zerspanverhalten kompakter Elastomere ziehen zu können, sind in der Tabelle auch die Kennwerte zweier von ihm untersuchter Materialien aufgelistet [Josw05].

Tabelle 4.1: Werkstoffkennwerte PUR-Elastomerschäumen im Vergleich zu kompakten Dichtungselastomeren [ELAS06/2, ELAS07, JOSW05]

Eigenschaft			PUR-Elastomerschaum der Dichten ρ^* [kg/m ³]			FPM (Eco 2)	Q / Silikon (Ecosil)
			650	500	350		
Struktur	-	-	feinzellig			kompakt	
Dichte des Elastomermatrix / des Elastomers	ρ_s	kg/m ³	1260			2550	1520
Ausgangsdruck in den Zellen	P ₀	bar	1			-	-
E-Modul des Elastomerschaums (RT, statisch, $\varepsilon < 5\%$)	E	MPa	45			-	-
E-Modul des Elastomerschaums (RT, statisch, $5\% < \varepsilon < \varepsilon_D$)	E	MPa	ca. 2,5			-	-
E-Modul des Elastomerschaums (RT, statisch, $\varepsilon > \varepsilon_D$)	E	GPa	0,5...1			-	-
E-Modul des kompakten Elastomers (RT, statisch)	E _s	MPa	45			12,5	15
Reißdehnung (DIN 53571, Probekörper A)	ε_R	%	350	400	400	237	133
Zugfestigkeit (DIN 53571, Probekörper A)	$\sigma_{\max}$	N/mm ²	3,0	4,5	7,0	11	8,3
Weiterreißwiderstand (DIN 53515)	W	N/mm	8,0	14,0	20,0	18	10
Rückprallelastizität	R	%	50	50	50	7	44

4.2 Versuchsaufbauten

Wie in Kapitel 3 „Zielsetzung und Vorgehensweise“ dargestellt, werden drei unterschiedliche Versuchsanordnungen genutzt. Diese sind im Folgenden beschrieben.

4.2.1 Grundlegende Orthogonaldrehversuche

Es musste eine Versuchsmethodik entwickelt werden, mit der die Materialverformungen nahe der Schneide und die Zerspankräfte beim Orthogonaldrehdrehen synchron erfasst werden können.

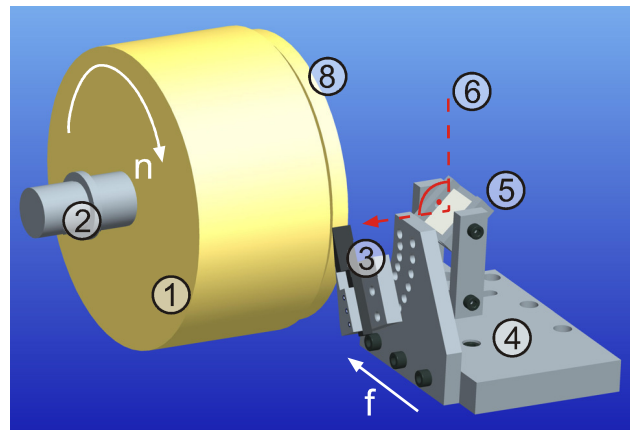
Vorrangig sollten die sich in der Orthogonalebene ausbildenden Verformungen ausgewertet werden. Exemplarisch wurden auch Verformungen in der Schneidenebene erfasst. In **Bild 4.1** ist der Versuchsaufbau dargestellt.

Die Untersuchungen wurden auf einer CNC-Schrägbett Drehmaschine der Firma Economos vom Typ Seal Jet IP 4000 durchgeführt (Bild 4.1 a). Diese Werkzeugmaschine ist für die Herstellung von Dichtungen aus kompakten Elastomerwerkstoffen konzipiert. Im Vergleich zu den in der Metallbearbeitung eingesetzten Drehmaschinen ist sie für geringere Prozesskräfte ausgelegt.

a) Versuchsmaschine



b) Versuchsaufbau schematisch



- 1) Halbzeug aus PUR-Elastomer
Außendurchmesser = 180 mm
Bundbreite = 10 mm
- 2) Spanndorn
- 3) Werkzeug
- 4) Werkzeughalter auf Kleinkraftmessplattform montiert
- 5) optischer Umlenkspiegel
- 6) Blickrichtung der Hochgeschwindigkeitskamera
- 7) Hochgeschwindigkeitskamera
- 8) Bund ohne Randschicht

c) Eingriffsbedingungen schematisch

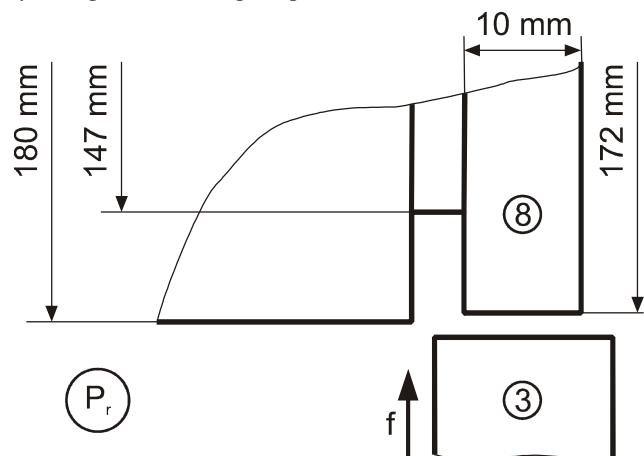


Bild 4.1: Versuchsaufbau In-Prozess-Film-Messmethode

Als Versuchswerkstücke wurden zylindrische Halbzeuge verwendet, deren Außendurchmesser unter Berücksichtigung des Arbeitsraums der Drehmaschine mit 180 mm möglichst groß gewählt wurde. Damit kann der Einfluss der Werkstückkrümmung bei der Versuchsauswertung unberücksichtigt bleiben (vgl. Bilder 5.1 und 5.2). Die Halbzeuge wurden vor Versuchsbeginn am Außendurchmesser durch Einstechdrehen einer Nut mit einem Bund von 10 mm Breite versehen, der in den Versuchen durch Querplandrehen bearbeitet wurde (vgl. Bild 4.1 b und c). Da der Einfluss der Randschicht des Elastomerschaums in den Untersuchungen unberücksichtigt bleiben sollte, wurde der Bund auf gesamter Breite zunächst um 8 mm im Durchmesser abgedreht.

Die Werkstücke hatten eine axiale Innenbohrung von 30 mm Durchmesser und ließen sich so in den Versuchen auf einem Dorn mit geringem Übermaß spannen. Dabei wurde das Übermaß so gewählt, dass die über den Dorn aufgebrachten Spannkkräfte den Werkstoff in der Prozesszone nicht beeinflussten.

Um bei der Auswertung Rückschlüsse auf die Lage der Poren des unverformten Werkstoffs zu ermöglichen, wurde vor Versuchsbeginn ein polares Koordinatensystem auf die Stirnflächen der Halbzeuge (Orthogonalebene) gestempelt. Es bestand aus radialen Linien mit einem Inkrementalwinkel von 5° und konzentrischen Kreisen von 30 bis 190 mm. Der hierfür benötigte Stempel wurde durch Lasergenerieren gefertigt. Die Stegbreite des Stempelnetzes betrug 0,4 mm und die Zwischenräume in radialer Richtung 0,6 mm. Als Stempelfarbe wurde die schwarze Offsetdruckfarbe K + E Novavit 185 verwendet.

JOSWIG, der bisher die umfangreichsten Untersuchungen von Verformungen und Kräften bei der Zerspanung von kompakten Elastomeren durchgeführt hat, erstellte in seinen Untersuchungen mit einer Fotokamera vergrößerte Einzelaufnahmen der Prozesszone [JOSW05]. Für die Untersuchung des Zerspanungsverhaltens von Elastomerschäumen ist die Fotografie jedoch ungeeignet, da die Verformungen wegen der Volumenkompressibilität des Werkstoffes dynamischer sind als die kompakter Elastomere und ein Einzelbild somit nicht repräsentativ für den Prozess oder einen Prozessabschnitt ist.

Deshalb wurde ein Versuchsaufbau mit einer digitalen Hochgeschwindigkeitsfilmkamera (Olympus i-Speed 2) realisiert. Es ließen sich vergrößerte Filmaufnahmen der Prozesszone mit einer Frequenz von 3.000 pro Sekunde erstellen. Hierdurch konnten nicht nur die Verformungen während eines stabilen Zerspanprozesses mit Bandspanbildung repräsentativ untersucht werden, sondern auch gezielt Anschnitt und Austritt des Werkzeugs sowie instabile Zerspanbedingungen ohne Bandspanbildung. Wegen der begrenzten Zugänglichkeit an der Drehmaschine musste das Bild bei Aufnahmen der Orthogonalebene über einen verzerrungsfreien Spiegel ausgelenkt werden. Zur Erfassung der Zerspankräfte wurde die Werkzeughalterung auf einer Kraftmessplattform montiert.

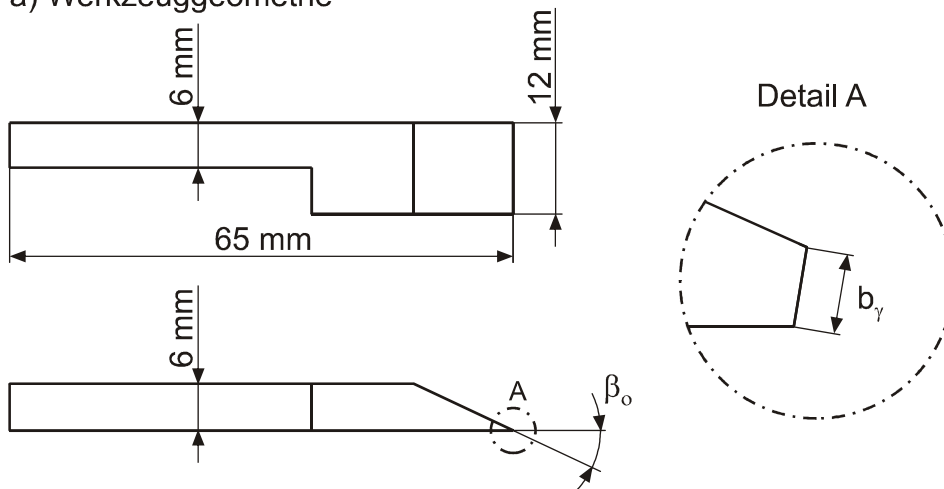
Die Verformungen lassen sich in der zur Hochgeschwindigkeitskamera gehörenden Software i-Speed bestimmen. In dem Programm können in aufeinander folgende Einzelbilder Bezugspunkte gesetzt und deren Lage in einem Koordinatensystem vermessen werden. Die auf den Halbzeugen aufgestempelten Markierungen oder auch einzelne Poren dienen als Bezugspunkte. Zur Kalibrierung der Streckenmessung wurde eine auf den Seitenflächen der Werkzeuge angebrachte Markierung bekannter Länge genutzt, die in den Hochgeschwindigkeitsfilmen sichtbar war.

Als Kraftmessplattform wurde ein piezoelektrisches 3-Komponenten-Dynamometer der Firma Kistler (Typ 9254) verwendet, welches für die Messung kleiner Kräfte geeignet ist. Das Dynamometer war über einen Multikanal-Ladungsverstärker (Kistler, Typ 5019) mit integriertem Tiefpassfilter an einen Messrechner angeschlossen, und die Kräfte wurden mit der Software Diadem erfasst. Über eine externe Triggerschaltung, die wahlweise durch einen manuellen Schalter oder

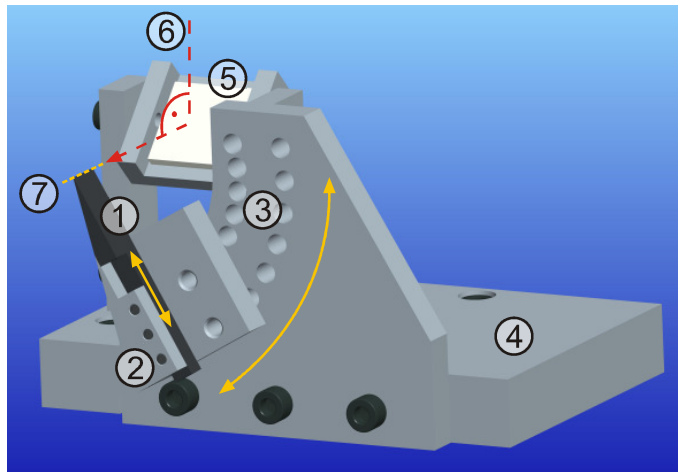
einen Kontakt am Vorschubslitten der Drehmaschine betätigt werden konnte, ließen sich die Bilder der Hochgeschwindigkeitskamera und die Kraftdaten mit einer Genauigkeit von $0,5 \mu\text{s}$ synchronisieren. Die Zuordnung eines Kraftwertes zu einem Einzelbild der Hochgeschwindigkeitsfilme war durch die Software Diadem-Clip möglich.

Die Werkzeuge wurden aus HSS-Drehlingen (Sandvik Corona C45, Legierungsbestandteile: C 1,4 %, Cr 4,2 %, Mo 3,5 %, W 8,5 %, V 3,5 %, Co 11 %) gefertigt (vgl. **Bild 4.2 a**). Nach erosivem Ablängen der Drehlinge wurde durch Schleifen eine plane Freifläche unter dem Keilwinkel β und eine definierten Faser der Breite b_γ an der Schneide erzeugt. Die Schneidenfasen waren senkrecht zur Winkelhalbierenden des Keilwinkels ausgerichtet.

a) Werkzeuggeometrie



b) Werkzeughalterung



- 1) Werkzeug verschiebbar
- 2) Werkzeugklemmung schwenkbar
- 3) Bohrungen zur Einstellung der Werkzeugneigung
- 4) Werkzeughalter im Versuch auf Kleinkraftmessplattform montiert
- 5) optischer Umlenkspiegel
- 6) Blickrichtung der Hochgeschwindigkeitskamera
- 7) Schwenkachse = Werkzeugachse, liegt auf Drehmitte

Bild 4.2: Werkzeuge und Werkzeughalterung für das Orthogonaldrehen

Die Fassenbreiten an den Werkzeugen betrugen 10, 20 oder $40 \mu\text{m}$. Abmessung und Qualität der Schnitten wurden mit dem auf Fokusvariation basierenden 3D-Messsystem Infinite Focus der Firma Alicona überprüft. Um unterschiedliche Span- und Freiwinkel einstellen zu können, wurde eine Werkzeughalterung konstruiert und verwendet, die ein stufenweises Schwenken der Werkzeuge ermöglicht (vgl. Bild 4.2 b).

Zur flächigen Erfassung der Temperaturen am Werkzeug und in der Prozesszone, wurde eine Thermokamera des Herstellers Jenoptik vom Typ VarioTHERM zusammen mit der Software IRbis eingesetzt. Um die Temperaturen in der Orthogonalebene erfassen zu können, musste wie bei den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen ein geeigneter Umlenkspiegel eingesetzt werden. Darüber hinaus wurde zur Messung der Werkzeugtemperatur ein Thermoelement der Firma Omega vom Typ K in Verbindung mit der Software Diadem verwendet. Dieses wurde in einer Bohrung im Werkzeug nahe der Schneide positioniert.

4.2.2 Versuche zum Innennutdrehen

Die Versuche zum Innennutdrehen wurden auf der bereits beschriebenen Drehmaschine der Firma Economos durchgeführt. Mit den Erkenntnissen der vorangegangenen Untersuchungen beim Orthogonaldrehen wurde die Werkzeuggeometrie, Prozesskühlung und Spanabsaugung festgelegt. Im Hinblick auf typische Bauteilabmessungen wurden als Halbzeuge Hohlzylinder mit einem Außendurchmesser von 55 mm und einem Innendurchmesser von 25 mm verwendet.

Zum Spannen wurden die Werkstücke in eine geschlitzte Hülse gesteckt, die im Spannfutter der Drehmaschine positioniert war. Mit einer Kaltluftdüse der Firma Emuge Franken wurde der Prozess (Austrittstemperatur bis zu $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$) gekühlt.

4.2.3 Versuche zum Umfangsfräsen

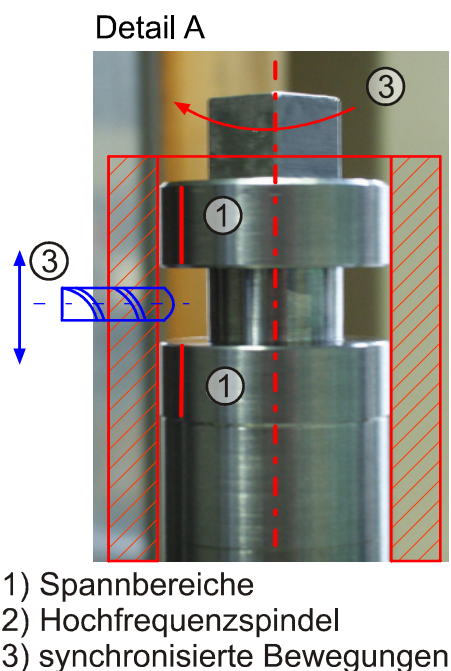
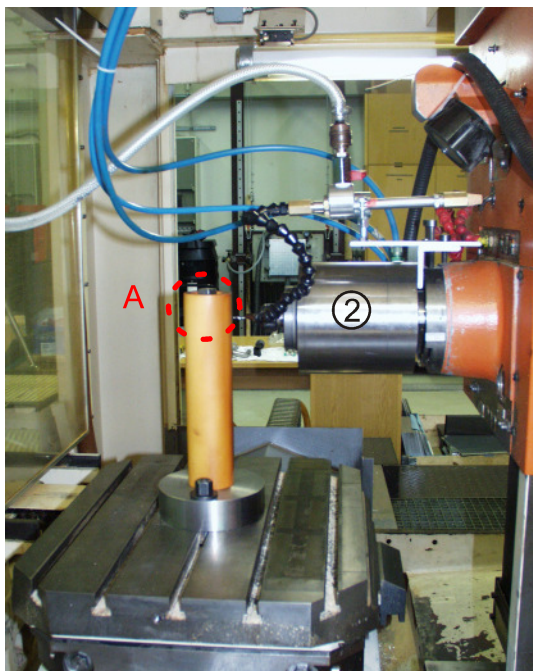


Bild 4.3: Versuchsaufbau Umfangsfräsen

Das Umfangsfräsen wurde auf einem Bearbeitungszentrum der Firma Hüller-Hille (Typ nb-h70) vorgenommen. Die Maschine verfügt über drei translatorische und eine rotatorische Achse. Der Versuchsaufbau ist in **Bild 4.3** dargestellt. Da die Drehzahl der Hauptspindel für die in den Versuchen benötigten Schnittgeschwindigkeiten zu gering war, wurde eine HSC-Einbauspindel (GMN TSS 140) verwendet, die Drehzahlen bis zu 30.000 min^{-1} ermöglicht.

Als Werkstücke wurden zylindrische Halbzeuge mit einem Außendurchmesser von 60 mm und einem Innendurchmesser von 40 mm verwendet. Diese ließen sich auf einem Dorn spannen, deren Achse parallel zur B-Achse der Maschine angeordnet ist. Für das Fräsen wurden einschneidig HM-Werkzeuge aus der Aluminium-Bearbeitung eingesetzt. Der Prozess wurde wie zuvor mit Kaltluft gekühlt.

5 Grundlegende Untersuchungen im Orthogonalschnitt

Die Spanbildung von Elastomerschäumen wurde bisher nicht erforscht. Daher soll das Zusammenwirken von Werkzeug- und Schnittparametern sowie Werkstoffeigenschaften grundlegend untersucht werden.

5.1 Beschreibung der Spanbildung

PUR-Elastomerschaum $\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$

$v_c = 160 \text{ m/min}$, $f = 0,63 \text{ mm}$, $a_p = 10 \text{ mm}$, $\gamma_o = 60^\circ$, $\alpha_o = 15^\circ$, $b_\gamma = 10 \text{ }\mu\text{m}$

Bildrate: 3000 Hz

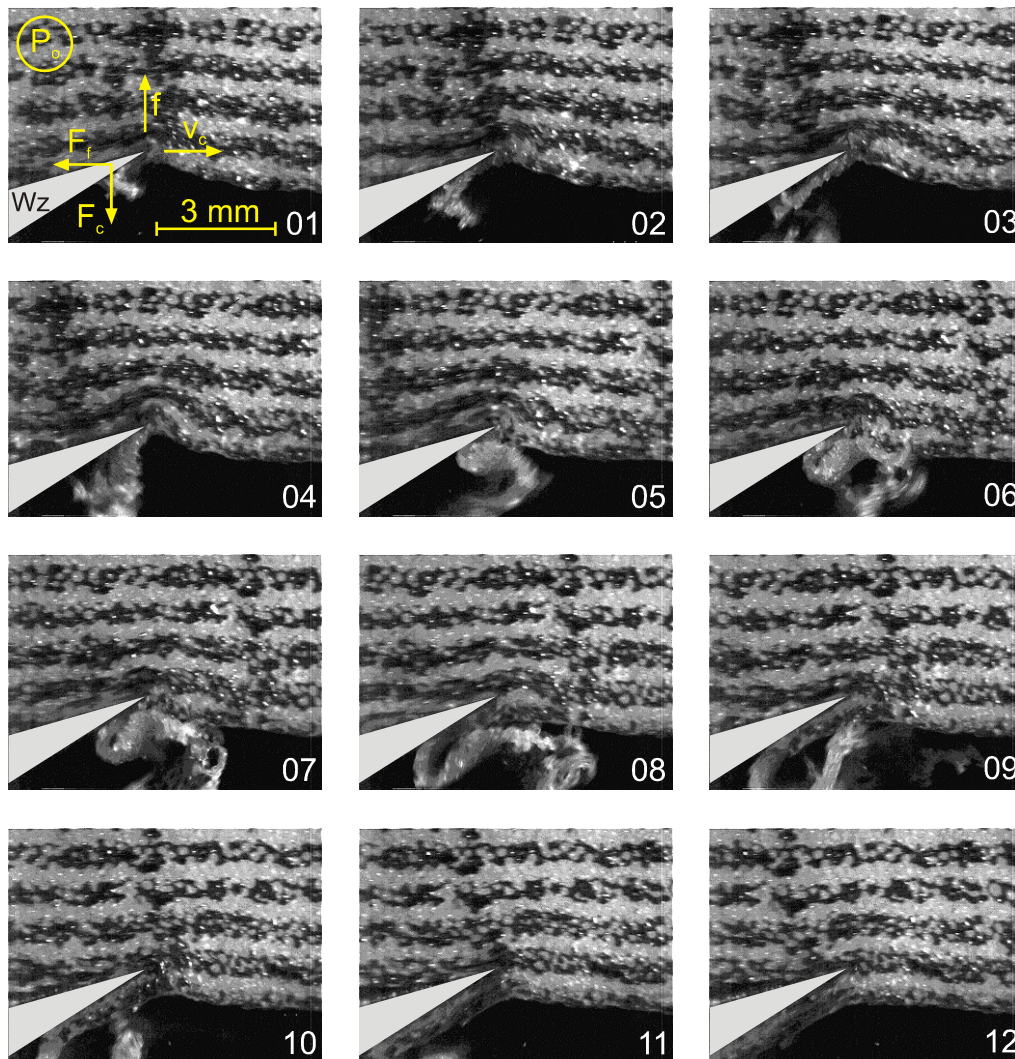


Bild 5.1: Bildsequenz vom Anschnitt bis zum Übergang in den kontinuierlichen Schnitt (P_o)

Die Untersuchungen zeigen, dass es trotz der erheblichen elastischen Verformungen gelingt, bei geeigneten Werkzeuggeometrien und Schnittparametern einen stationären Zerspanprozess einzustellen. In **Bild 5.1** ist eine Bildsequenz vom Anschnitt des Werkzeugs bis hin zum Übergang in den kontinuierlichen Schnitt mit Blick auf die Orthogonalebene dargestellt. Vor dem Anschnitt wird das Material zunächst im Wesentlichen in Vorschubrichtung komprimiert. Ab einer von Materialdichte und Zerspanparametern abhängigen Vorspannung kommt es zum Anschnitt. Hiernach entspannt

sich das Material in Vorschubrichtung unmittelbar, wobei eine geringere Materialvorspannung als vor dem Anschnitt im Schnitt vorhanden bleibt. Durch die spontane Entspannung des Materials in Vorschubrichtung entsteht auf der Schnittfläche eine Anschnittmarke.

PUR-Elastomerschaum $\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$

$v_c = 160 \text{ m/min}$, $f = 0,63 \text{ mm}$, $a_p = 10 \text{ mm}$, $\gamma_o = 60^\circ$, $\alpha_o = 15^\circ$, $b_\gamma = 10 \text{ }\mu\text{m}$

Bildrate: 3000 Hz

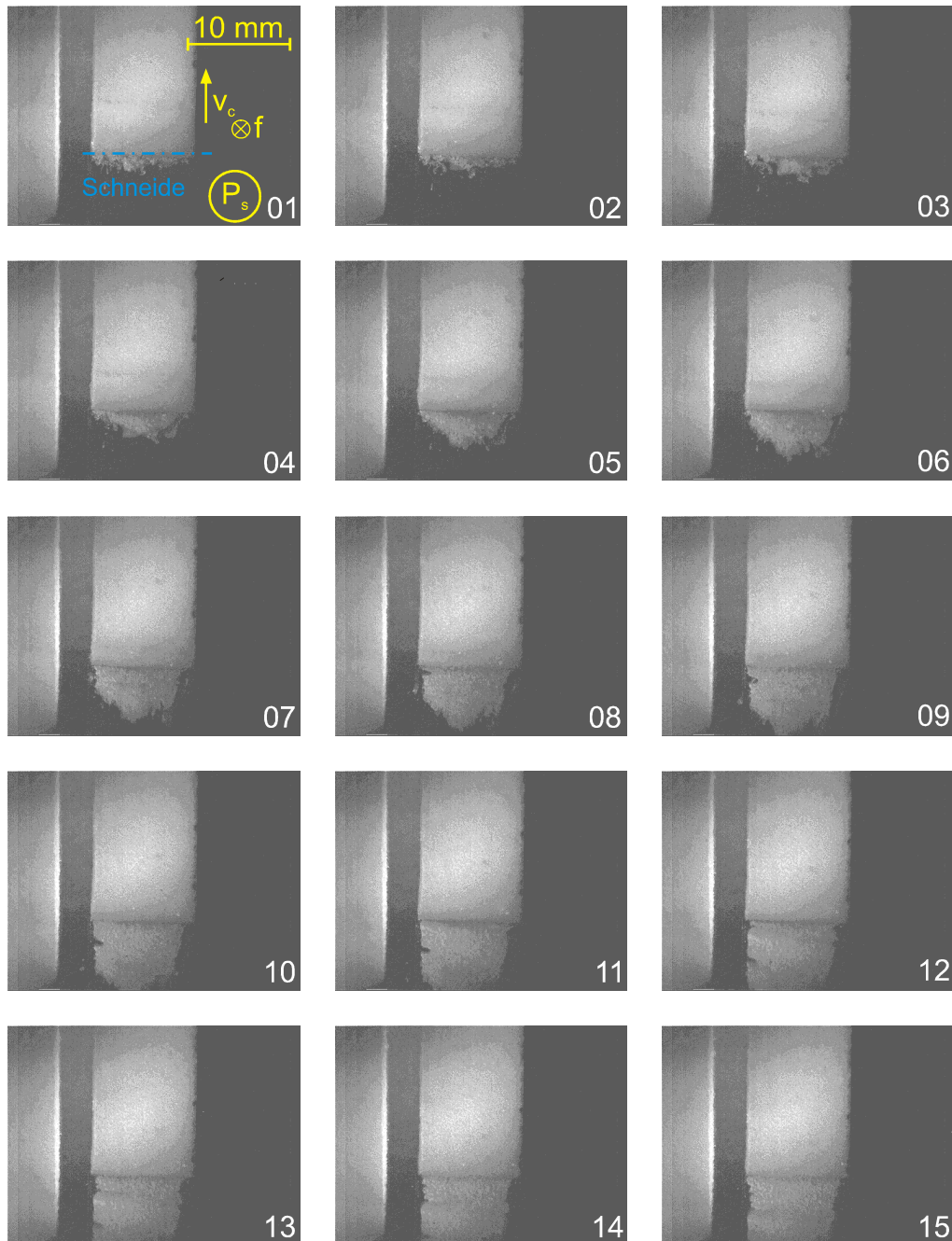


Bild 5.2: Bildsequenz vom Anschnitt bis zum Übergang in den kontinuierlichen Schnitt (P_s)

Bild 5.2 zeigt den Anschnitt mit Blick auf die Werkzeug-Schneideebene. Es ist zu erkennen, dass der Anschnitt in der Mitte der Schneide beginnt, da hier die Materialabstützung am größten ist. An den Ecken der Schneide weicht das Material anfangs aus. Trotz der vor der Schneide im Material

auftretenden Spannungen, ist im Schnitt senkrecht zur Orthogonalebene keine deutliche Materialverformung festzustellen.

Ist der Vorschub größer als eine von den Werkzeug- und Schnittparametern abhängige Mindestspanungsdicke $h_{\min}$ gewählt, stellt sich ein kontinuierlicher Zerspanprozess mit Fließspanbildung ein. Eine Fließspanbildung ist anzustreben, da hierbei hohe Oberflächengüten und geringe Formabweichungen erreicht werden. Liegt der Vorschub jedoch unter der Mindestspanungsdicke, bricht die Spanbildung ohne Vorschubumkehr ab. Das Werkzeug kommt erst wieder in den Schnitt, wenn die für den Anschnitt notwendige Materialvorspannung erneut überschritten wird.

5.2 Beschreibung der Verformungen im Schnitt

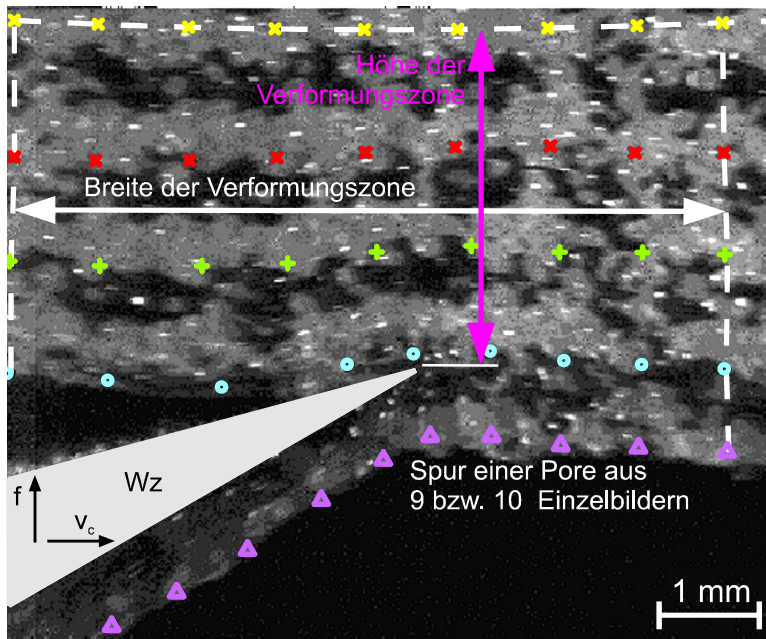
5.2.1 Verformungszone

Die reversiblen Materialverformungen können in den Einzelbildern der aufgenommenen Hochgeschwindigkeitsfilme gekennzeichnet und vermessen werden. Zur Beschreibung der Verformungszone im Schnitt wurden in aufeinander folgenden Einzelbildern je vier Materialpunkte (z. B. Poren oder Punkte des aufgestempelten Gitters) markiert und ihr Weg durch die Prozesszone verfolgt (siehe **Bild 5.3**). Die Markierungen sind im letzten Einzelbild der Bilderserie eingetragen, so dass ihre Lage in der Prozesszone deutlich wird.

Im Schnitt lassen sich vier Bereiche innerhalb der Verformungszone definieren: Die Abgrenzung von *Ausweichzone*, *Spanumlenkzone* und *Rückverformungszone* erfolgt durch eine im unverformten Zustand radial verlaufende Linie durch Drehzentrum und Werkzeugschneide. Im Prozess bildet sich diese Linie zu einem Bogen aus. Der eigentliche Trennvorgang findet, wie später gezeigt wird, in einer sehr viel kleineren *Trennzone* direkt an der Schneide statt.

Die Verformungszone hat in der betrachteten Orthogonalebene bei den im Bild dargestellten Zerspanbedingungen eine Ausdehnung von etwa 8 mm in Schnitt- und 5 mm in Vorschubrichtung. Sie ist damit deutlich größer als bei der Zerspanung kompakter Elastomerwerkstoffe, bei denen die Ausdehnung typischerweise ca. 1 mm mal 0,6 mm beträgt [JOSW05]. An der Freifläche berührt das Material den Werkzeugkeil deutlich, so dass die Freiflächenkräfte einen größeren Einfluss auf den Prozess haben als bei der Zerspanung kompakter Elastomere und deshalb bei Betrachtung der Prozesskräfte nicht a priori vernachlässigt werden können.

a) Einflusszonen im kontinuierlichen Schnitt



PUR-Elastomerschaum
 $\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$

$v_c = 160 \text{ m/min}$

$f = 0,63 \text{ mm}$

$a_p = 10 \text{ mm}$

$\alpha_o = 15^\circ$

$\gamma_o = 60^\circ$

$b_\gamma = 10 \text{ }\mu\text{m}$

Bildrate: 3000 Hz

b) Zonenmodell

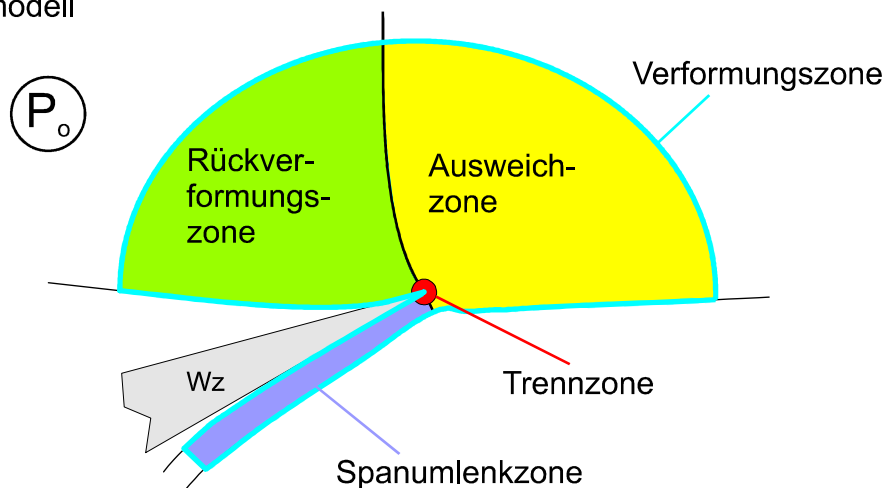
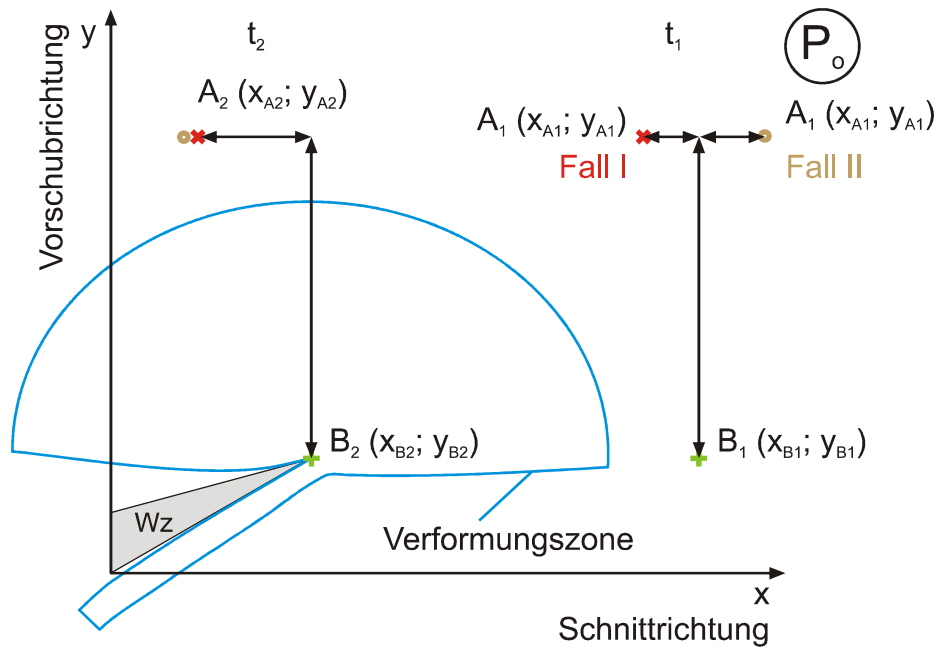


Bild 5.3: Unterteilung der Verformungszone

5.2.2 Auswertung der Verformungen

Wie die Mindestspanungsdicke hängt auch die Materialverformung von der Werkzeuggeometrie und den Schnittparametern ab. Im Hinblick auf eine beherrschbare, maßgenaue Fertigung von Bauteilen sind geringe Verformungen in der Umgebung der Trennzone anzustreben.

Zur Ermittlung des Einflusses von Werkzeuggeometrien und Schnittparametern auf die Verformung vor der Trennzone werden in den Hochgeschwindigkeitsvideos zwei Punkte A und B verfolgt (siehe **Bild 5.4**). Zum Zeitpunkt t_1 befinden sich beide Punkte außerhalb der Verformungszone. Zum späteren Zeitpunkt t_2 liegt Punkt B genau vor der Schneide, während Punkt A auch weiterhin außerhalb der Verformungszone bleibt. Punkt B wird vor der Schneide verzögert. Durch Vergleich der relativen Lage von Punkt A zu Punkt B zu beiden Zeitpunkten kann eine Verformung in Schnitt- und Vorschubrichtung bestimmt werden.

**Bild 5.4:** Vermessung von Verformungen

Die Verformungen in x-Richtung können durch die Gleichungen (5.1) bzw. (5.2) bestimmt werden. Liegt der Punkt A sowohl zum Zeitpunkt t_1 als auch zum Zeitpunkt t_2 im Koordinatensystem entweder nur links oder nur rechts von Punkt B, so gelten die angegebenen Formeln für Fall I, ansonsten die für Fall II.

$$\text{Fall I:} \quad \Delta x_{\text{gesamt}} = |\Delta x_2| - |\Delta x_1| \quad (5.1)$$

$$\text{Fall II:} \quad \Delta x_{\text{gesamt}} = |\Delta x_2| + |\Delta x_1| \quad (5.2)$$

$$\text{mit:} \quad \Delta x_1 = x_{B1} - x_{A1} \quad (5.3)$$

$$\Delta x_2 = x_{B2} - x_{A2} \quad (5.4)$$

In y-Richtung berechnet sich die Verformung aus der folgenden Gleichung:

$$\Delta y_{\text{gesamt}} = \Delta y_1 - \Delta y_2 \quad (5.5)$$

$$\text{mit:} \quad \Delta y_1 = y_{A1} - y_{B1} \quad (5.6)$$

$$\Delta y_2 = y_{A2} - y_{B2} \quad (5.7)$$

Ist die Strecke Δy_1 größer als Δy_2 , das Ergebnis von Gleichung (5.5) also positiv, so wird das Material in Richtung Vorschubrichtung komprimiert, bei einem negativen Ergebnis dagegen in Richtung Spanfläche gezogen.

5.3 Beschreibung des Zerspankraftverlaufs

Vor dem Anschnitt steigen die Schnittkraft F_c und die Vorschubkraft F_f synchron zur Materialverformung an (vgl. **Bild 5.5**). Kommt es zum Anschnitt, fällt die Vorschubkraft unmittelbar ab, während sich der Betrag der Schnittkraft kaum oder gar nicht verringert. Bei Bedingungen, die zu einer kontinuierlichen Spanabnahme führen, liegt die Schnittkraft in den Versuchen während des Anschnitts maximal 10 % über der durchschnittlichen Kraft im Schnitt. Für die Vorschubkraft beträgt der Unterschied zwischen 30 % und 140 %. Der starke Abfall der Vorschubkraft wird durch die deutliche Entspannung des Materials in Vorschubrichtung nach dem Anschnitt hervorgerufen (vgl. Bild 5.1).

Liegt der Vorschub über der Mindestspanungsdicke $h_{\min}$, kommt es zu einem stationären Zerspanprozess mit Fließspannbildung, bei dem die Spanungsdicke dem eingestellten Vorschub entspricht. F_c und F_f bleiben bis zum Rückzug des Werkzeugs auf konstantem Niveau und fallen dann linear ab.

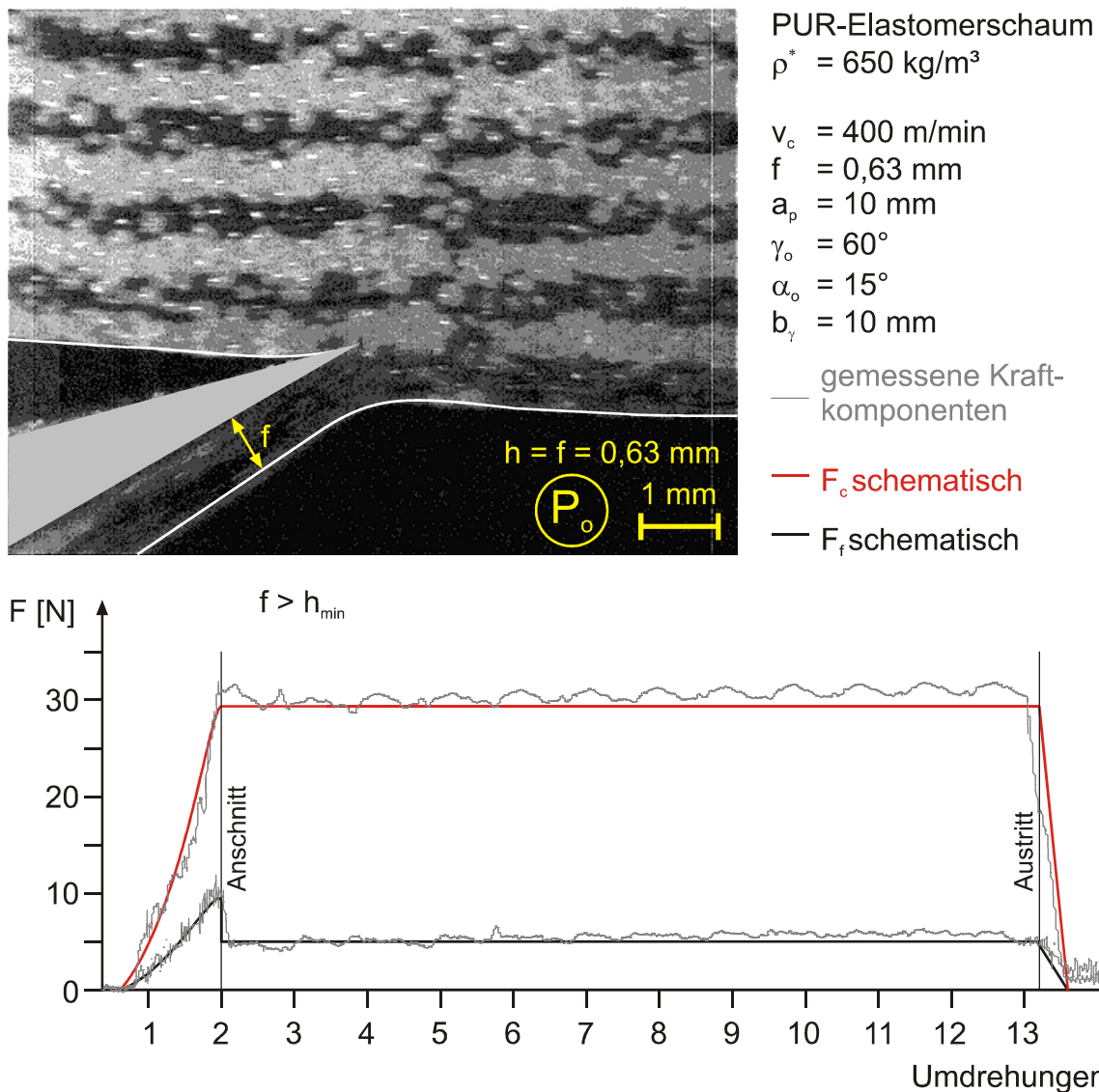


Bild 5.5: Zerspankraftverlauf bei kontinuierlichem Schnitt mit $f > h_{\min}$

Ist der Vorschub dagegen kleiner als die Mindestspanungsdicke $h_{\min}$ gewählt, stellt sich ein diskontinuierlicher Zerspanprozess ein und Schnitt- und Vorschubkraft bleiben nach dem Anschnitt nicht auf einem konstanten Niveau. Die Schnittkraft fällt ab, sobald das Werkzeug aus dem Schnitt kommt und steigt beim erneuten Eintritt des Werkzeugs in das Material wieder an. Dem Schnittkraftverlauf entgegengesetzt verhält sich der Verlauf der Vorschubkraft aufgrund der beschriebenen Entspannung beim Anschnitt (vgl. **Bild 5.6**).

PUR-Elastomerschaum

$$\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$$

$$v_c = 400 \text{ m/min}$$

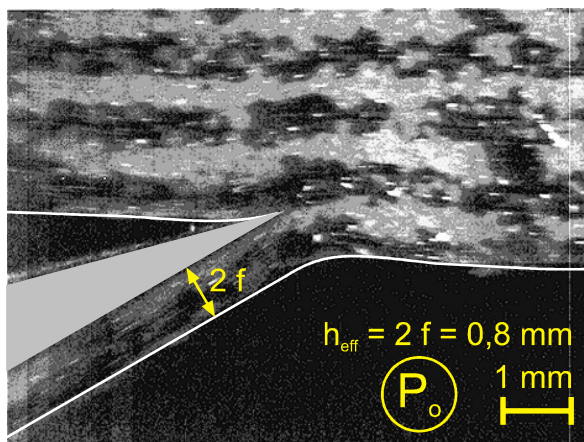
$$f = 0,4 \text{ mm}$$

$$a_p = 10 \text{ mm}$$

$$\alpha_o = 15^\circ \quad b_\gamma = 10 \text{ mm}$$

$$\gamma_o = 60^\circ$$

Werkzeug im Eingriff:



Werkzeug außer Eingriff:

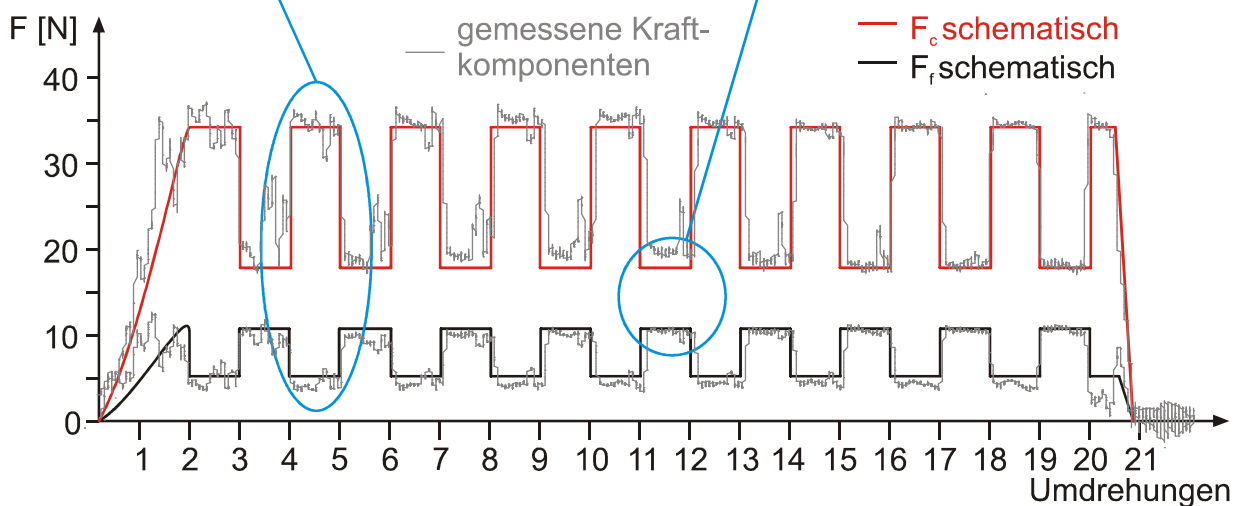
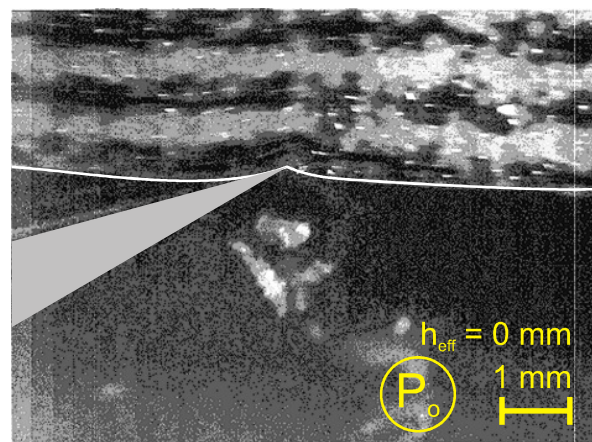


Bild 5.6: Zerspankraftverlauf bei diskontinuierlichem Schnitt mit $h_{\min}/2 < f < h_{\min}$

5.4 Einfluss von Werkzeuggeometrie und Schnittparametern

Um den Einfluss der Werkzeuggeometrie und der Schnittparameter auf den Zerspanprozess zu untersuchen, wurden Spanwinkel γ_o , Freiwinkel α_o , Fasenbreite der Schneide b_γ sowie Vorschub f und Schnittgeschwindigkeit v_c variiert. Weiterhin sind Halbzeuge aus PUR-Elastomerschäumen unterschiedlicher Dichte ρ^* verwendet worden.

5.4.1 Spanwinkel und Vorschub

Es wurden Werkzeuge mit einem Spanwinkel von $\gamma_o = 40^\circ$, 50° sowie 60° in Kombination mit einem konstanten Freiwinkel von $\alpha_o = 15^\circ$ eingesetzt. Die Fasenbreite der arbeitsscharfen Schneiden betrug $b_\gamma = 10\ \mu\text{m}$. Der eingestellte Vorschub wurde von $f = 0,16\ \text{mm}$ über $0,25\ \text{mm}$, $0,4\ \text{mm}$ und $0,5\ \text{mm}$ auf $0,63\ \text{mm}$ verändert und die Schnittgeschwindigkeit konstant bei $v_c = 160\ \text{m/min}$ belassen.

Die Versuche zeigen, dass die Mindestspanungsdicke $h_{\min}$ zwischen $0,5$ und $0,63\ \text{mm}$ liegt. Mit dem eingestellten Vorschub von $f = 0,63\ \text{mm}$ kommt es zu einem kontinuierlichen Schnitt, bei dem die Spanungsdicke h dem eingestellten Vorschub f entspricht (vgl. Bild 5.5). Die sich einstellende Spanungsdicke lässt sich an den Spänen und in den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen vermessen. Am Anfang und Ende des Spans weicht die Spanungsdicke vom durchschnittlichen Wert ab. Diese Bereiche, die durch den Anschnitt bzw. den Austritt des Werkzeugs entstehen, haben typischerweise eine Länge von etwa $0,5$ bis $3\ \text{cm}$ (**Bild 5.7**).

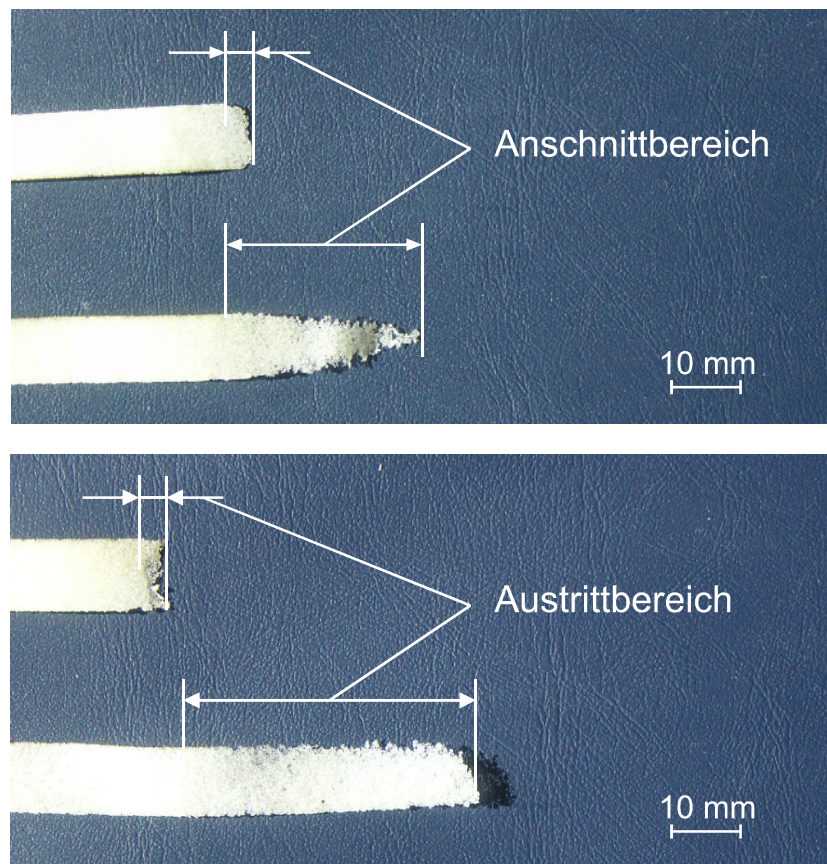


Bild 5.7: Anschnitt- und Austrittsbereich am Span

Liegt der Vorschub zwischen der Hälfte des Mindestvorschubs und dem Mindestvorschub selbst, so stellt sich ein unterbrochener Schnittverlauf, wie bereits in Bild 5.6 dargestellt, ein, bei dem nur jede zweite Werkstückumrotation zum Spanabtrag führt. Der eingestellte Vorschubwert reicht nicht aus, um die für eine kontinuierliche Spanbildung notwendige Materialvorspannung aufrecht zu erhalten. Die effektive Spanungsdicke h_{eff} entspricht in diesem Fall ungefähr dem doppelten Vorschub. Das Werkzeug kommt nach einer Halbzeugumrotation wieder aus dem Schnitt, da sich aufgrund der ersten Anschnittmarke die Spanungsdicke sprunghaft reduziert und die für einen kontinuierlichen Schnitt notwendige Materialvorspannung unterschritten wird. Der Zusammenhang zeigt sich auch im Zerspankraftverlauf (vgl. Bild 5.6). Weiterhin stimmt die Länge der entstehenden Späne mit dem Umfang des Halbzeugs überein (vgl. **Bild 5.8**).

$\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$, $v_c = 160 \text{ m/min}$, $a_p = 10 \text{ mm}$, $\alpha_o = 15^\circ$, $b_f = 10 \text{ }\mu\text{m}$, Halbzeugumfang $\approx 540 \text{ mm}$

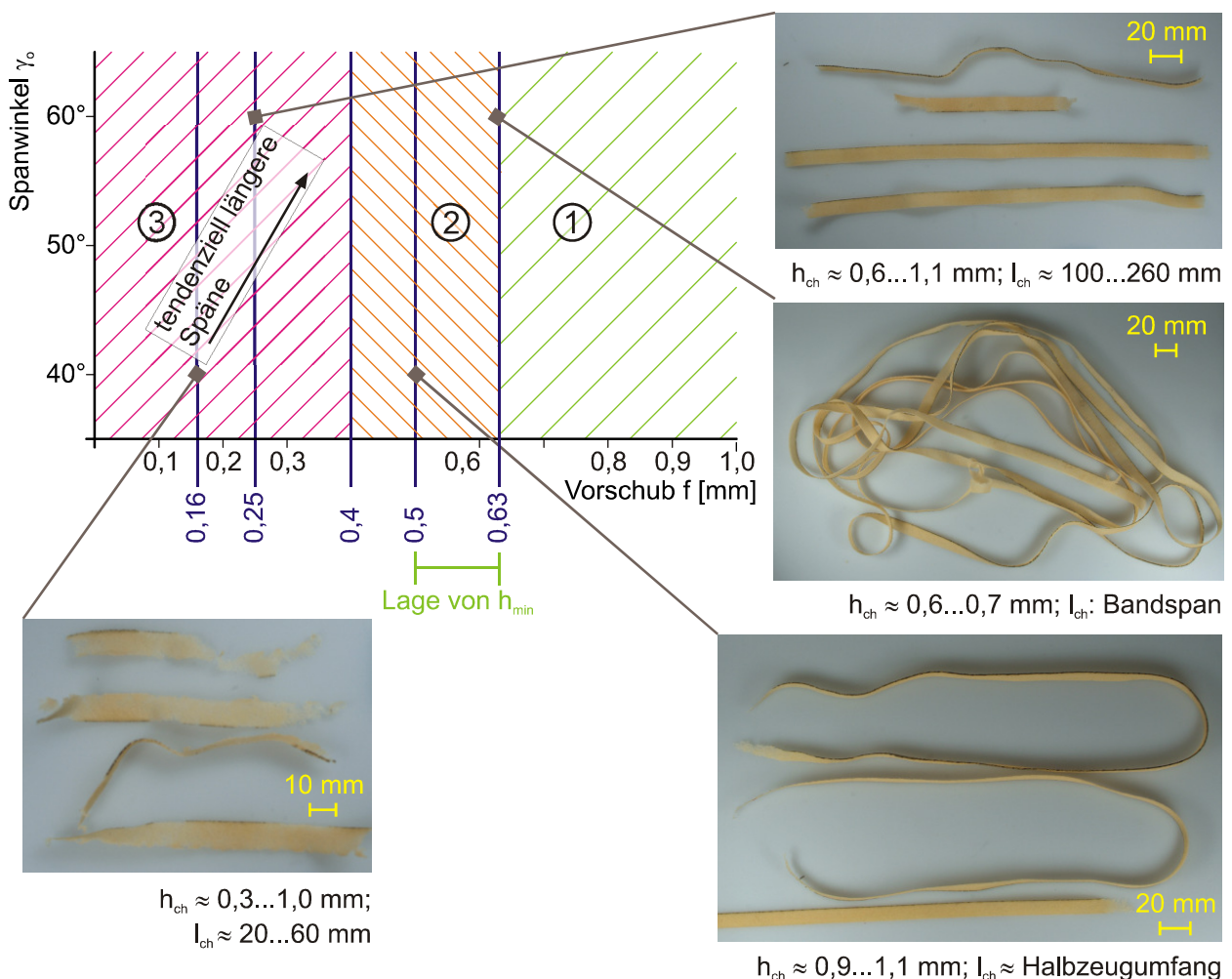
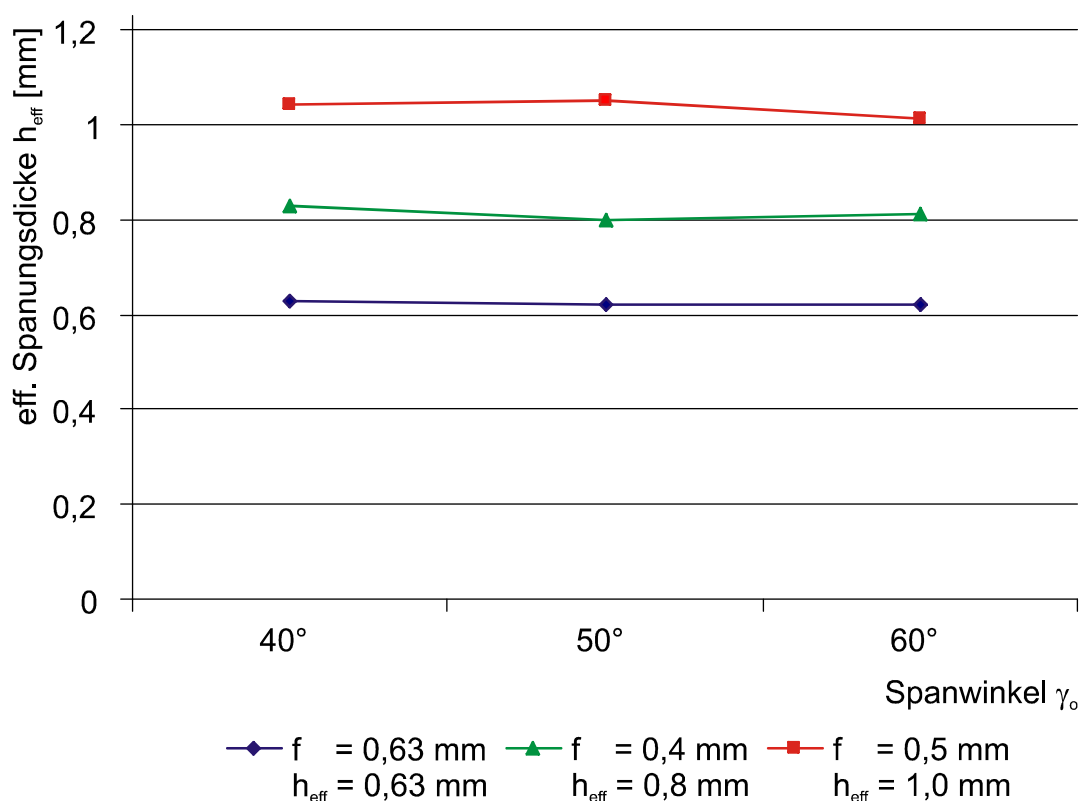


Bild 5.8: Prozessstabilität und Spanformen

Anders stellt sich die Zerspanung ein, wenn der Vorschub deutlich unter dem Mindestvorschub liegt. In Vorversuchen zeigte sich, dass mit Vorschüben im Bereich von 0,1 bis 0,16 mm, die bei der Zerspanung kompakter Elastomere typischerweise gewählt werden [JOSW05], kein stabiler Zerspanprozess erreicht wird. Das Material wird im Prozess stark gestaucht, um dann mit einem kurzen, meist dicken Span geschnitten zu werden. Das Werkzeug ist keine volle Werkstückumdrehung im Eingriff. Die kurzen Späne erzeugen Marken auf der Schnittfläche, die bei der nächsten Umdrehung erneut zu Diskontinuitäten führen. Dies verleiht dem instabilen Prozess eine Eigendynamik, die in der Praxis nicht beherrschbar ist. In Bild 5.8 sind für die untersuchten Vorschübe und Spanwinkel Bereiche unterschiedlicher Spanbildung gekennzeichnet und charakteristische Späne dargestellt. Im gekennzeichneten Bereich 3 nimmt die Spanlänge mit zunehmendem Spanwinkel zu, die Spanbildung wird stabiler.



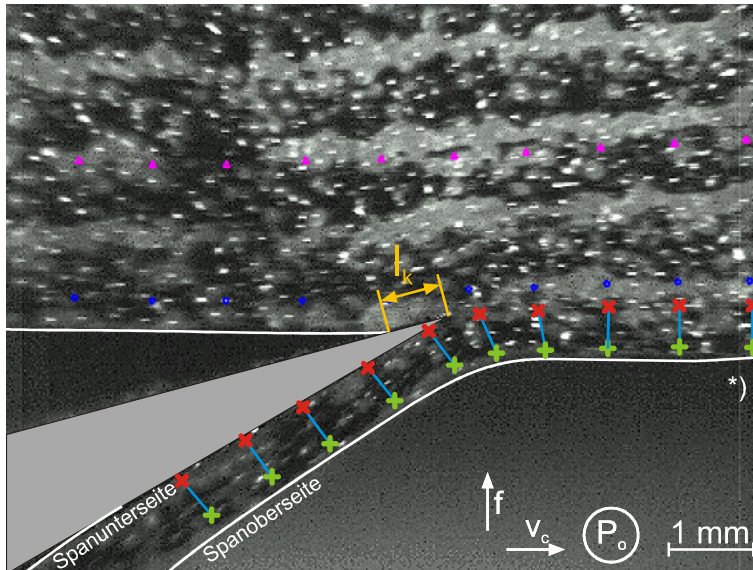
$$\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3, v_c = 160 \text{ m/min}, a_p = 10 \text{ mm}, \alpha_o = 15^\circ, b_\gamma = 10 \text{ }\mu\text{m}$$

Bild 5.9: Effektive Spanungsdicke h_{eff} in Abhängigkeit von f und γ_o

Zusammenfassend sind in **Bild 5.9** die durchschnittlichen Spanungsdicken für die Vorschübe $f = 0,4$ mm, $0,5$ mm und $0,63$ mm aufgetragen. Diese wurden in den Hochgeschwindigkeitsfilmen aus 50 Einzelmessungen bestimmt. Während eines stabilen Schnitts schwanken die Spanungsdicken leicht. Gründe hierfür sind:

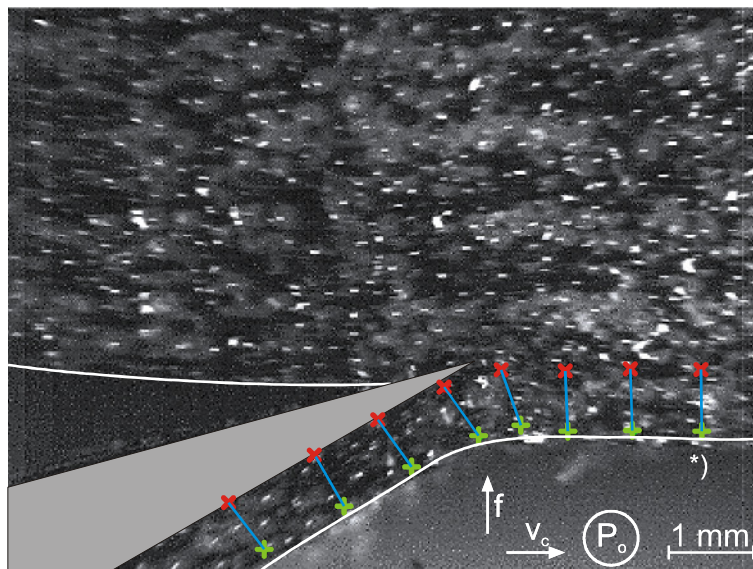
- der Bund des Halbzeugs ist nach der Entfernung der Randschicht (durch Drehen) nicht exakt rund, da bereits hierbei eine Austrittsmarke des Werkzeugs entsteht,
- Anschnitt- und Austrittsmarken beeinflussen die Spanungsdicke in der darauf folgenden Halbzeugumdrehung,
- Werkstoffinhomogenitäten beeinträchtigen den Rundlauf des Halbzeugs auf dem Spandorn.

$\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$, $v_c = 160 \text{ m/min}$, $a_p = 10 \text{ mm}$, $\alpha_o = 15^\circ$, $b_\gamma = 10 \text{ }\mu\text{m}$



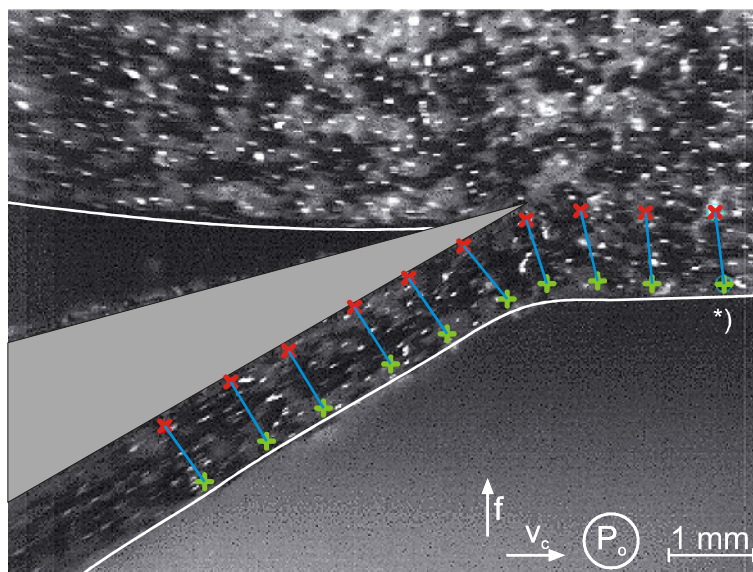
$\gamma_o = 60^\circ$
 $f = 0,63 \text{ mm}$

stationär
 $h_{\text{eff}} = f$



$\gamma_o = 60^\circ$
 $f = 0,4 \text{ mm}$
 $h_{\text{eff}} = 0,8 \text{ mm}$

instationär
 $h_{\text{eff}} \approx 2 f$



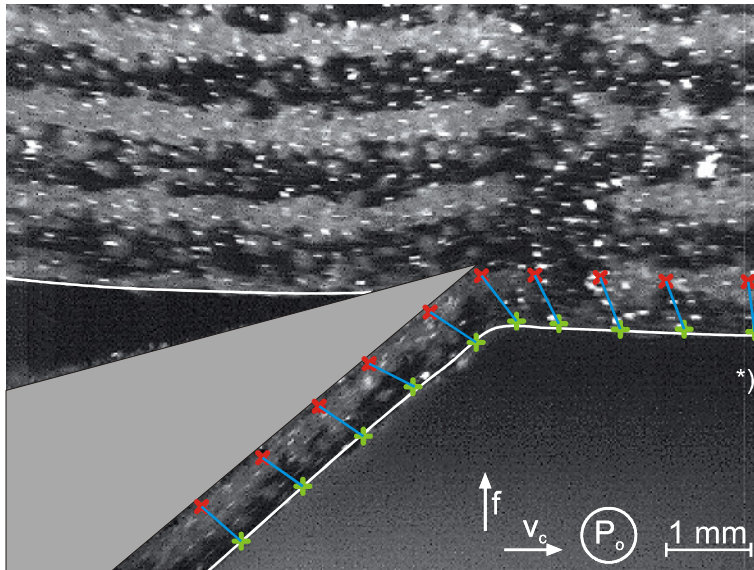
$\gamma_o = 60^\circ$
 $f = 0,5 \text{ mm}$
 $h_{\text{eff}} = 1,0 \text{ mm}$

instationär
 $h_{\text{eff}} \approx 2 f$

*) Bereich unverformt

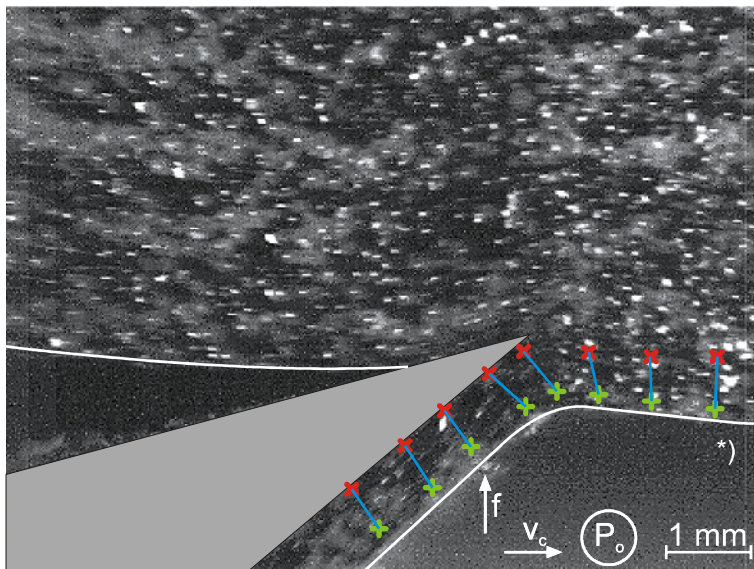
Bild 5.10: Verformungszone – Variation von f bei $\gamma_o = 60^\circ$

$\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$, $v_c = 160 \text{ m/min}$, $a_p = 10 \text{ mm}$, $\alpha_o = 15^\circ$, $b_\gamma = 10 \text{ }\mu\text{m}$



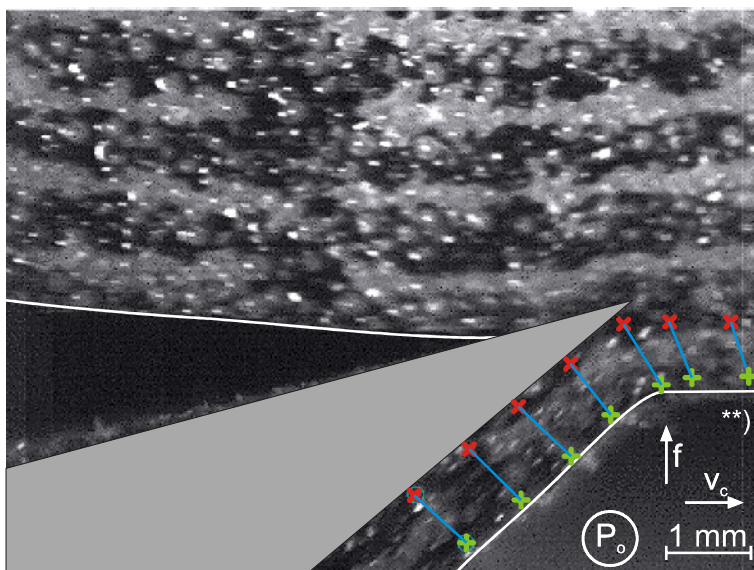
$\gamma_o = 50^\circ$
 $f = 0,63 \text{ mm}$

stationär
 $h_{\text{eff}} = f$



$\gamma_o = 50^\circ$
 $f = 0,4 \text{ mm}$
 $h_{\text{eff}} = 0,8 \text{ mm}$

instationär
 $h_{\text{eff}} \approx 2 f$



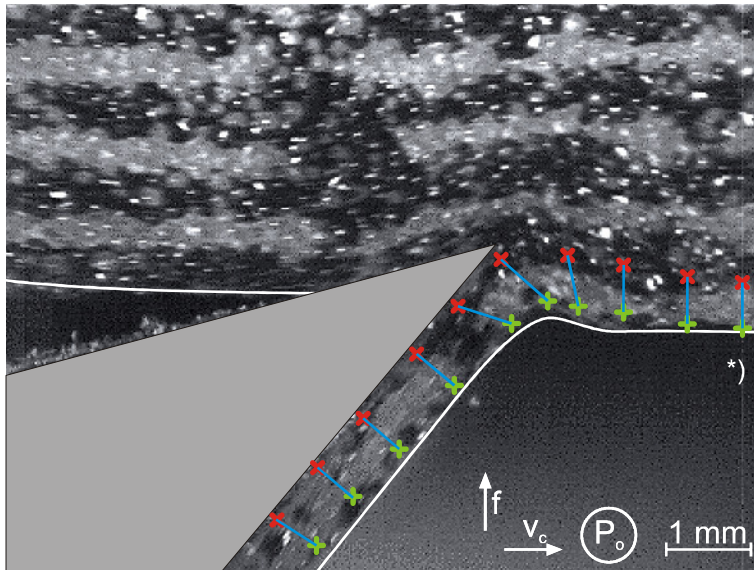
$\gamma_o = 50^\circ$
 $f = 0,5 \text{ mm}$
 $h_{\text{eff}} = 1,0 \text{ mm}$

instationär
 $h_{\text{eff}} \approx 2 f$

*) Bereich unverformt
 **) Bereich vorverformt

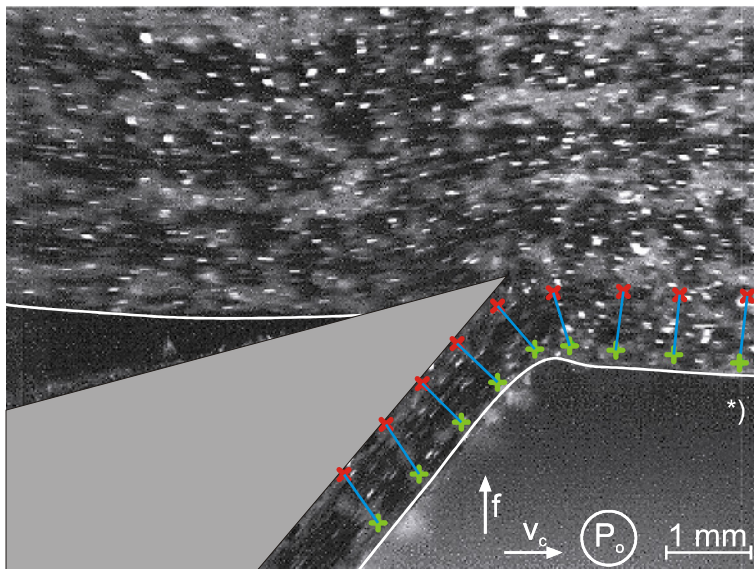
Bild 5.11: Verformungszone – Variation von f bei $\gamma_o = 50^\circ$

$\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$, $v_c = 160 \text{ m/min}$, $a_p = 10 \text{ mm}$, $\alpha_o = 15^\circ$, $b_\gamma = 10 \text{ }\mu\text{m}$



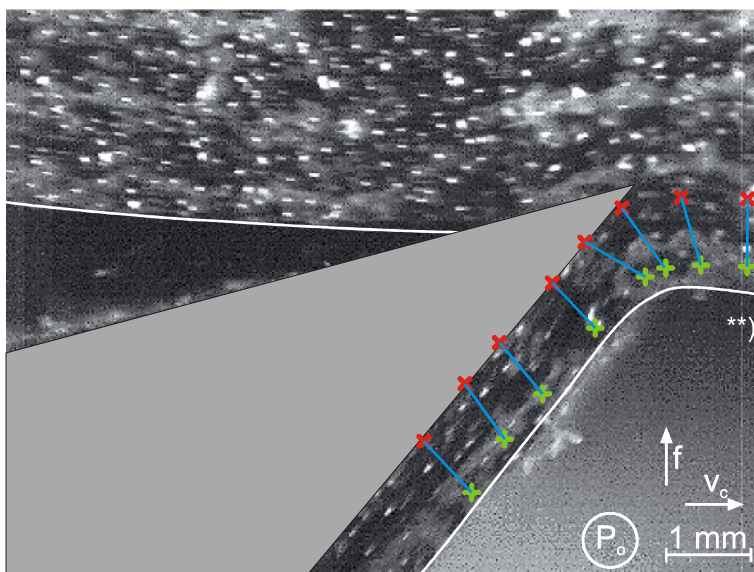
$\gamma_o = 40^\circ$
 $f = 0,63 \text{ mm}$

stationär
 $h_{\text{eff}} = f$



$\gamma_o = 40^\circ$
 $f = 0,4 \text{ mm}$
 $h_{\text{eff}} = 0,8 \text{ mm}$

instationär
 $h_{\text{eff}} \approx 2 f$



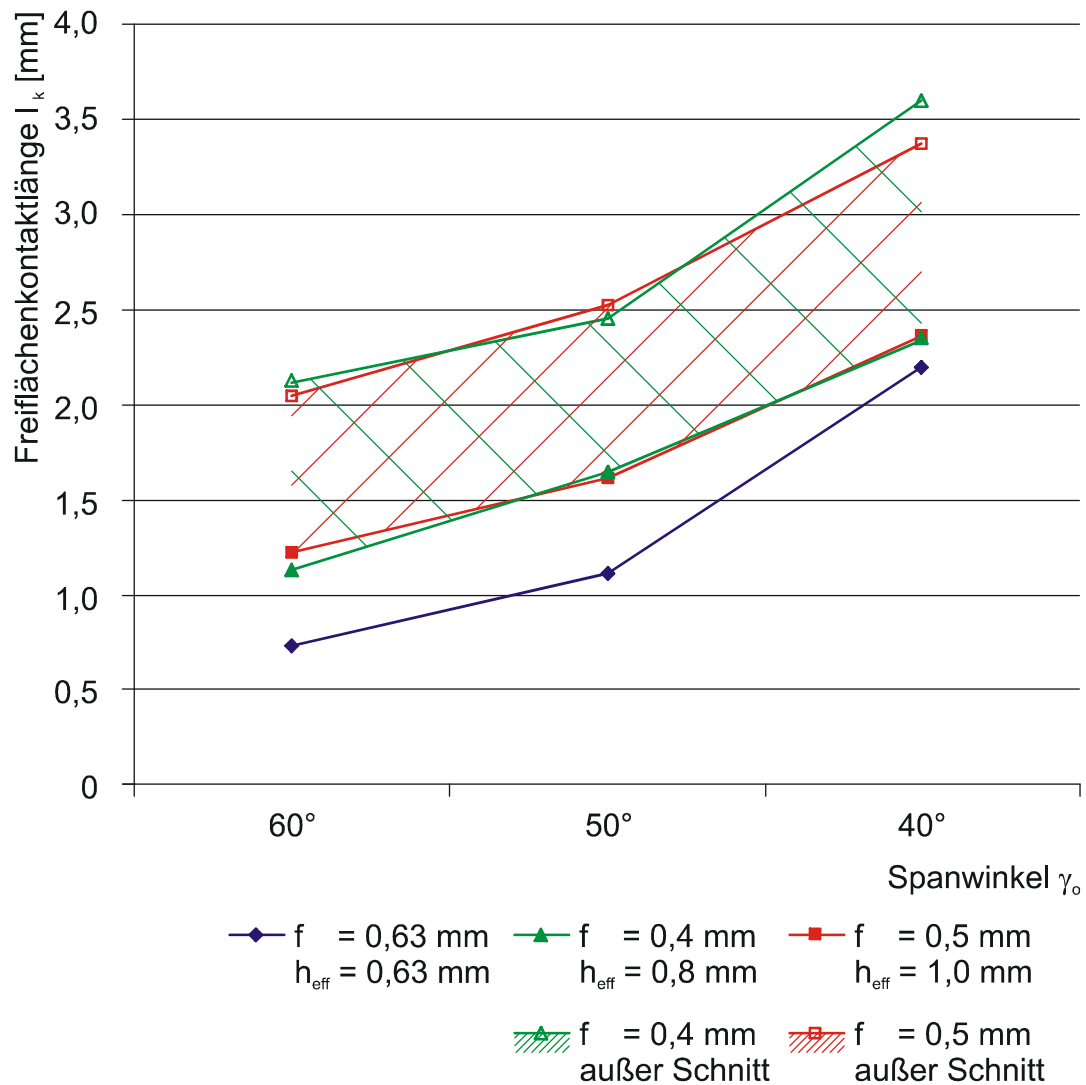
$\gamma_o = 40^\circ$
 $f = 0,5 \text{ mm}$
 $h_{\text{eff}} = 1,0 \text{ mm}$

instationär
 $h_{\text{eff}} \approx 2 f$

*) Bereich unverformt
**) Bereich vorverformt

Bild 5.12: Verformungszone – Variation von f bei $\gamma_o = 40^\circ$

In den **Bildern 5.10 bis 5.12** sind für die Spanwinkel- und Vorschubvariationen Einzelbilder aus den Hochgeschwindigkeitsfilmen dargestellt. Zur Analyse der Verformungen und Umlenkung des Materials wurden in aufeinander folgenden Einzelbildern zwei außerhalb der Verformungszone liegende Materialpunkte markiert, die sich im weiteren Verlauf des Zerspanprozesses an der Spanunterseite bzw. Spanoberseite befinden. Die Lage der markierten Punkte ist im jeweils letzten Einzelbild der Bildsequenz eingetragen. Nach Möglichkeit wurden die Punkte so gewählt, dass sie vor Eintritt in die Verformungszone in Vorschubrichtung übereinander liegen. Da aber nur markante Punkte wie Poren oder Punkte des aufgestempelten Gitters über die Einzelbilder hinweg verfolgt werden können, war dies nicht immer möglich. Bei einigen Filmen konnten aufgrund des aufgenommenen Bildbereichs keine Punkte außerhalb der Verformungszone ausgewählt werden.



$$\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3, v_c = 160 \text{ m/min}, a_p = 10 \text{ mm}, \alpha_o = 15^\circ, b_\gamma = 10 \text{ }\mu\text{m}$$

Bild 5.13: Freiflächenkontaktlänge l_k in Abhängigkeit von f und γ_o

Es zeigt sich, dass bei einem Spanwinkel von $\gamma_o = 60^\circ$ (Bild 5.10) unabhängig vom Vorschub die auftretenden Verformungen im Vergleich zu einem Spanwinkel von $\gamma_o = 50^\circ$ und 40° (Bilder 5.11 und 5.12) am geringsten sind. Die Spanbildung läuft hier am gleichmäßigsten ab, und die Spanober-

seite schnürt sich im Bereich von Ausweich- und Spanumlenkzone nicht ein. Eine vor dem Eintritt in die Verformungszone in Vorschubrichtung liegende Strecke richtet sich beim Übergang in den Span annähernd senkrecht zur Spanfläche aus. Die Strecken zwischen den Markierungen werden bei der Umlenkung an der Spanoberseite (grüne Kreuze) deutlich stärker komprimiert als an der Spanunterseite (rote Kreuze). Die Spanumlenkung beruht in diesem Fall vor allem auf einer Kompression des Materials an der Spanoberseite. Bis zur Spanumlenkzone folgen die Wege der markierten Punkte der Materialkrümmung des Halbzeugs und werden kaum in Vorschubrichtung abgelenkt. Mit abnehmendem Spanwinkel ($\gamma_0 = 50^\circ$ und 40°) verformt sich das Material stärker und ungleichmäßiger. Es ist vor der Schneide in Vorschubrichtung verformt, und der Span schnürt sich bei der Umlenkung an der Spanoberseite ein. Eine eindeutige Ausrichtung des Materials zur Spanfläche beim Übergang in die Spanumlenkzone ist nicht mehr gegeben.

Vom Spanwinkel und der effektiven Spanungsdicke wird auch die Kontaktlänge l_k (vgl. Bild 5.10) an der Freifläche beeinflusst. Die Freiflächenkontaktlänge ist ein Maß für die an der Freifläche wirkenden Anteile der Zerspankraft. Die aus den Hochgeschwindigkeitsfilmen über mehrere Einzelbilder gemittelten Kontaktlängen sind in **Bild 5.13** dargestellt. Für einen Vorschub von $f = 0,63$ mm, bei dem sich eine kontinuierliche Spanabnahme einstellt, bleibt die Kontaktlänge im Prozess konstant. Liegt der eingestellte Vorschub unterhalb der Mindestspanungsdicke, so ist zu unterscheiden, ob sich das Werkzeug im Schnitt oder außer Schnitt befindet. Zwischen den einzelnen Schnitten steigt die Freiflächenkontaktlänge an und erreicht ihren maximalen Wert unmittelbar vor einem erneuten Anschnitt. Für die Vorschübe von $f = 0,4$ mm und $0,5$ mm sind sowohl die Kontaktlänge im Schnitt als auch die Bereiche dargestellt, in denen sich die Kontaktlängen bewegen, wenn sich das Werkzeug nicht im Eingriff befindet.

Die Freiflächenkontaktlänge steigt mit abnehmendem Spanwinkel deutlich an. Bei einer Variation des Spanwinkels von $\gamma_0 = 60^\circ$ auf $\gamma_0 = 40^\circ$ steigt die Kontaktlänge im Schnitt unabhängig von der effektiven Spanungsdicke auf etwa das Dreifache an. Für die effektiven Spanungsdicken von $h_{\text{eff}} = 0,8$ mm und $1,0$ mm ist die Kontaktlänge für den jeweiligen Spanwinkel gleich groß, für eine effektive Spanungsdicke von $0,63$ mm dagegen geringer. Mit abnehmendem Spanwinkel nähert sich die Kontaktlänge für eine Spanungsdicke von $0,63$ mm jedoch den bei höheren effektiven Spanungsdicken an. Aus den Zusammenhängen leitet sich ab, dass die Kontaktlängen und somit die Freiflächenkräfte im Fall großer Spanwinkel und Vorschübe nahe dem Mindestvorschub am geringsten sind.

Zur quantitativen Beurteilung der Verformungen wurde die in Kapitel 5.2 beschriebene Auswertemethode verwendet. **Bild 5.14** zeigt die Verformungen in Schnitt- und Vorschubrichtung. Das Material wird unabhängig von den variierten Parametern in Schnittrichtung stärker verformt als in Vorschubrichtung. In Schnittrichtung liegen die Verformungen ungefähr zwischen $0,4$ und $0,5$ mm, in Vorschubrichtung etwa zwischen $0,1$ und $0,25$ mm.

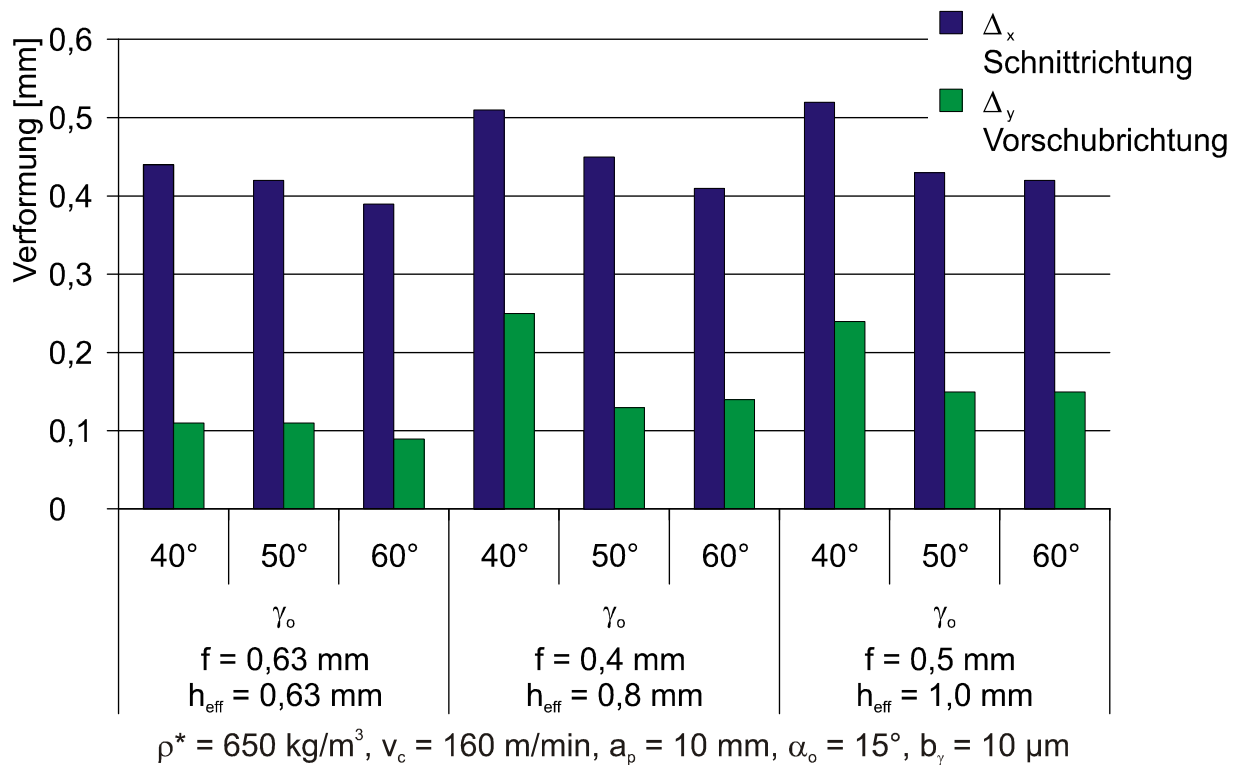


Bild 5.14: Verformungen in Abhängigkeit von γ_o und h_{eff} in der Schnittphase

Mit abnehmendem Spanwinkel steigen die Verformungen in Schnitttrichtung an, was vermutlich durch die stärkere Spanumlenkung beeinflusst wird. Die Verformungen in Vorschubrichtung zeigen indessen keine eindeutige Abhängigkeit vom Spanwinkel. Bei einer Spanungsdicke von 0,63 mm liegen die Verformungen unabhängig vom Spanwinkel auf einem Niveau. Dagegen sind sie für eine Spanungsdicke von 0,8 mm bzw. 1,0 mm bei einem Spanwinkel von 40° jeweils deutlich größer als bei den beiden größeren Spanwinkeln.

Bild 5.15 stellt die Zerspankräfte im kontinuierlichen Schnitt dar. Die Schnittkräfte liegen zwischen $F_c = 29 \text{ N}$ und 43 N . Die Vorschubkräfte F_f liegen etwa zwischen 3 N und 11 N . Die geringsten Schnitt- und Vorschubkräfte treten bei einem Spanwinkel γ_o von 60° bzw. 50° sowie einem Vorschub von $f = 0,63 \text{ mm}$ auf. Die Schnittkräfte F_c nehmen bei gleich bleibender effektiver Spanungsdicke mit zunehmendem Spanwinkel meist ab oder bleiben annähernd auf einem Niveau. Ebenso fallen bei fester Spanungsdicke die Vorschubkräfte F_f bei steigendem Spanwinkel ab. Bei gleichem Spanwinkel unterscheiden sich die Vorschubkräfte unabhängig von der Spanungsdicke kaum.

Zusammenfassend ergibt sich für die beiden in diesem Kapitel untersuchten Größen „Spanwinkel“ und „Vorschub“ für die Prozessgestaltung folgende Erkenntnis: Ein großer Spanwinkel von $\gamma_o = 60^\circ$ garantiert eine gleichmäßige Spanbildung mit geringen Verformungen im Prozess. Der Vorschub sollte geringfügig über der Mindestspanungsdicke liegen, um bei möglichst geringen Prozesskräften eine Fließspanbildung zu erreichen.

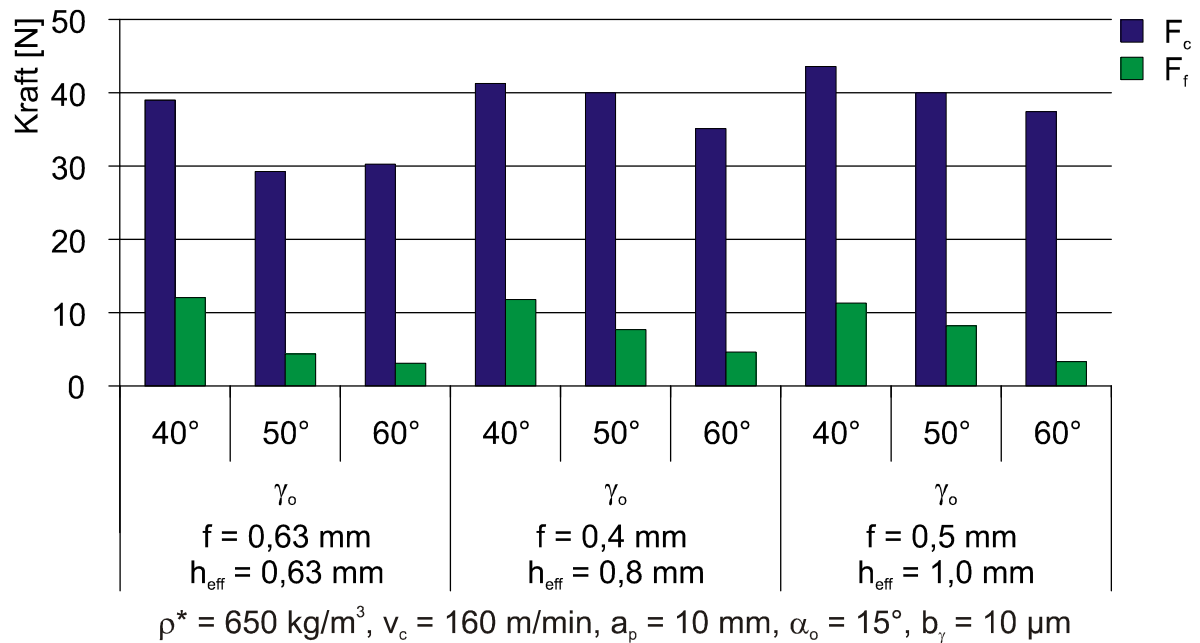


Bild 5.15: Zerspankraftkomponenten in Abhängigkeit von γ_o und h_{eff} in der Schnittphase

Extrapoliert man den Verlauf der Zerspankraftkomponenten linear über dem Vorschub, so schneiden die Ausgleichsgeraden die x-Achse im positiven Bereich. Die Kraftbeträge, die bei einer Spanungsdicke von $h_{\text{eff}} = 0 \text{ mm}$ abgelesen werden können, entsprechen theoretisch den Kraftanteilen, die für die Materialtrennung und -vorspannung benötigt werden.

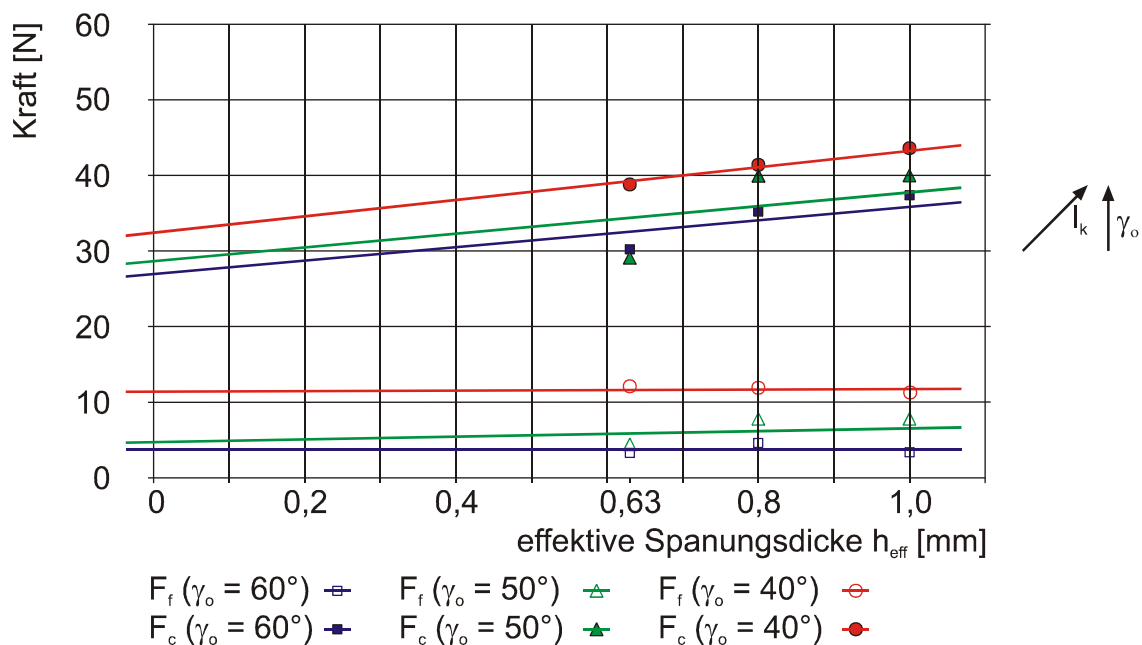


Bild 5.16: Schnitt- und Vorschubkräfte über der effektiven Spanungsdicke

5.4.2 Freiwinkel

Bei einem Spanwinkel von $\gamma_0 = 50^\circ$ und einem Vorschub von $f = 0,63$ mm wurde in den Versuchen der Freiwinkel ausgehend von dem bereits untersuchten Wert von $\alpha_0 = 15^\circ$ auf 25° bzw. 5° geändert. In beiden Fällen stellt sich bei gleichen Parametern wie zuvor ($\rho^* = 650$ kg/m³, $v_c = 160$ m/min, $f = 0,63$ mm, $b_\gamma = 10$ μ m) ein instationärer Zerspanprozess ein.

Beträgt der Freiwinkel $\alpha_0 = 25^\circ$ befindet sich das Werkzeug nur jede zweite Umdrehung im Eingriff und die effektive Spanungsdicke ist demzufolge $h_{\text{eff}} = 1,2$ mm. Bei einem Freiwinkel von $\alpha_0 = 5^\circ$ ist dagegen keine Regelmäßigkeit festzustellen. Nach dem ersten Anschnitt ergibt sich zunächst eine Spanungsdicke von $h_{\text{eff}} = 0,96$ mm. Der Schnittprozess bricht aber vor einer vollständigen Umdrehung des Werkstücks wieder ab. Im weiteren Verlauf kommt es unregelmäßig zur erneuten Spanabnahme, bei der die Spanungsdicke bis zu 1,6 mm beträgt. In **Bild 5.17** sind die Verformungszonen für die Freiwinkelvariation dargestellt.

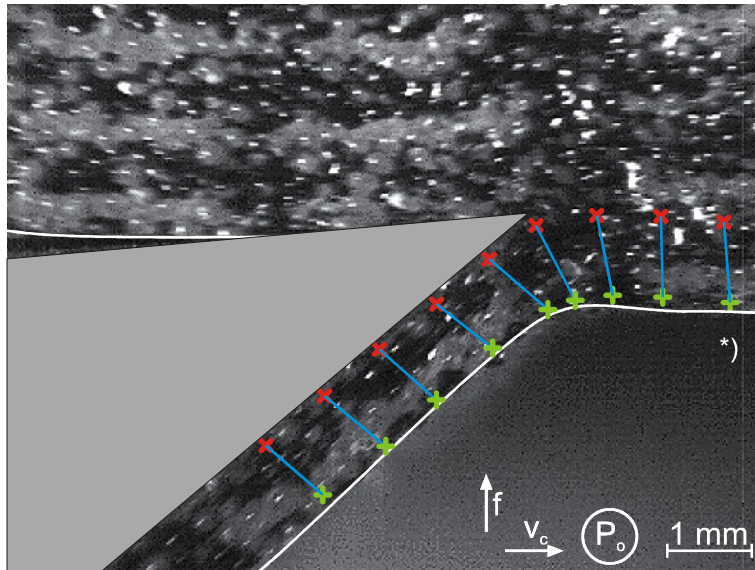
Die Freiflächenkontaktlänge im Schnitt nimmt bei einer Vergrößerung des Freiwinkels von 15° auf 25° von 1,1 mm auf 0,5 mm ab. Dementsprechend reduzieren sich die Kraftkomponenten an der Freifläche. Bei einem Freiwinkel von 5° steigt die gemittelte Kontaktlänge im Schnitt dagegen auf 4,3 mm an, wodurch sich die an der Freifläche angreifende Kraft erhöht. In den beiden folgenden Bildern sind die Zerspankräfte und Verformungen während des Eingriffs dargestellt. Für den instationären Prozess bei einem Freiwinkel von $\alpha_0 = 5^\circ$ wurden die Werte für die anfängliche Spanungsdicke von $h_{\text{eff}} \approx 0,96$ mm bestimmt.

Offensichtlich haben die an der Freifläche wirkenden Kräfte einen Einfluss auf die Stabilität der Spanbildung. Bei einem Freiwinkel von $\alpha_0 = 25^\circ$ stellt sich die für den Anschnitt benötigte Materialvorspannung erst später ein als bei $\alpha_0 = 15^\circ$. Somit ist die effektive Spanungsdicke nach dem Anschnitt größer als bei dem geringeren Freiwinkel von 15° . Die Mindestspanungsdicke wird bei Erhöhung des Freiwinkels ebenfalls größer, und der eingestellte Vorschub von $f = 0,63$ mm reicht nicht aus, um eine kontinuierliche Fließspanbildung sicherzustellen.

Ein kleiner Freiwinkel von $\alpha_0 = 5^\circ$ führt zu deutlich größeren Verformungen des Materials in Vorschub- und Schnittrichtung (Bild 5.19). Dies zeigt sich auch in einem Anstieg der Zerspankraft (Bild 5.18). Durch den Anstieg der Kräfte und Verformungen sind die Spannungsverhältnisse vor der Schneide für eine Materialtrennung offensichtlich ungünstiger als bei $\alpha_0 = 15^\circ$, so dass der Zerspanprozess instationär ist.

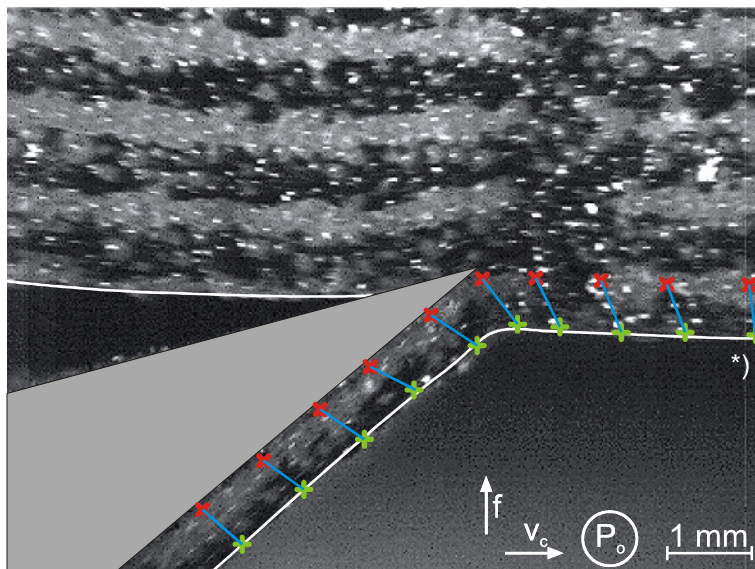
Die Ergebnisse zeigen, dass sich für einen stationären Prozess vor allem in Vorschubrichtung eine Vorspannung einstellen muss, die bei dem eingestellten Vorschub von $f = 0,63$ mm etwa einer Verformung von $\Delta y = 0,1$ mm entspricht. Liegt die Verformung über diesem Wert, nimmt die effektive Spanungsdicke zu und der Prozess wird instationär. Im Hinblick auf eine stationäre Spanbildung mit geringen Zerspankräften und Verformungen liegt das Optimum der untersuchten Freiwinkel bei $\alpha_0 = 15^\circ$.

$\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$, $v_c = 160 \text{ m/min}$, $f = 0,63 \text{ mm}$, $a_p = 10 \text{ mm}$, $\gamma_o = 50^\circ$, $b_\gamma = 10 \text{ }\mu\text{m}$



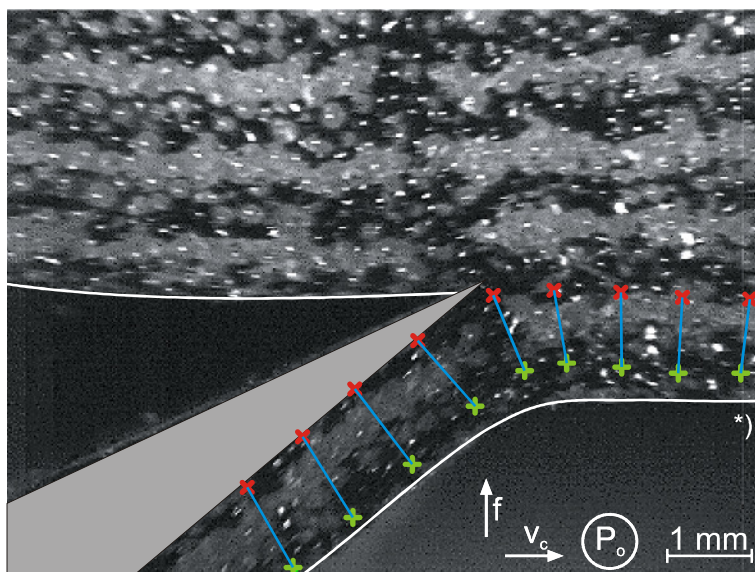
$\alpha_o = 5^\circ$

instationär
 h_{eff} schwankt stark



$\alpha_o = 15^\circ$

stationär
 $h_{\text{eff}} = f$



$\alpha_o = 25^\circ$

instationär
 $h_{\text{eff}} \approx 2f$

*) Bereich unverformt

Bild 5.17: Verformungszone – Variation von α_o

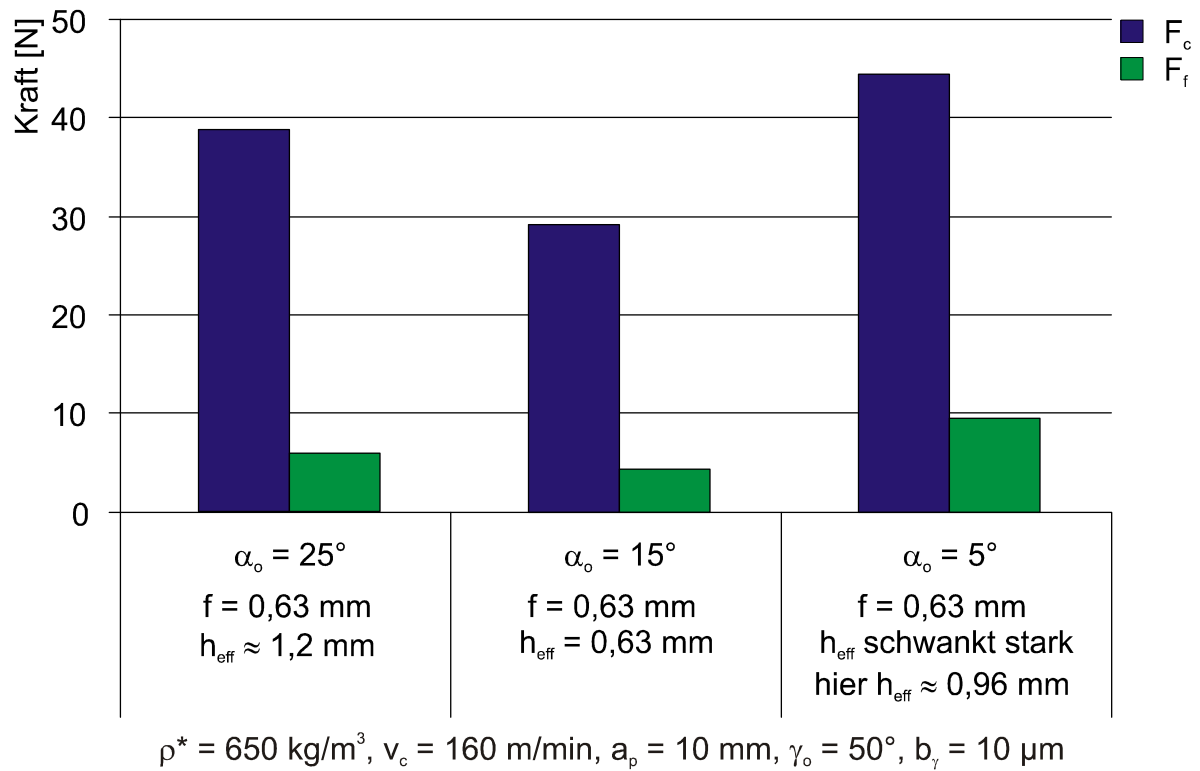


Bild 5.18: Zerspankraftkomponenten in Abhängigkeit von α_o in der Schnittphase

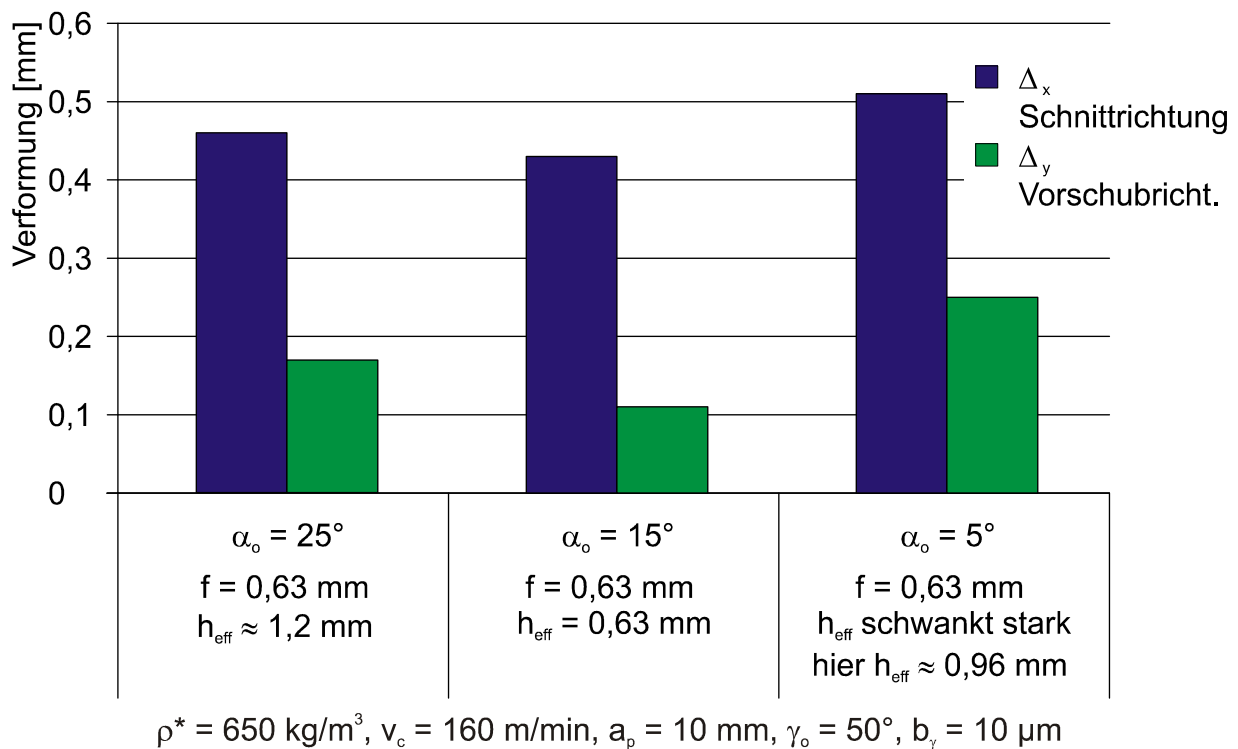


Bild 5.19: Verformungen in Abhängigkeit von α_o in der Schnittphase

5.4.3 Fasenbreite

Basierend auf den Werkzeug- und Schnittparametern, mit denen sich in den vorangegangenen Versuchen eine kontinuierliche Spanbildung eingestellt hat ($\gamma_o = 60^\circ$, $\alpha_o = 15^\circ$, $v_c = 160$ m/min, $f = 0,63$ mm, $b_\gamma = 10$ μ m), wurde die Fasenbreite auf $b_\gamma = 20$ μ m und $b_\gamma = 40$ μ m geändert. Eine größere Fasenbreite der Schneide ist mit einem höheren Verschleiß gleichzusetzen. Während sich bei einer Fasenbreite von $b_\gamma = 10$ μ m ein kontinuierlicher Fließspan einstellt ($f = h$), ist die Spanbildung bei $b_\gamma = 20$ μ m bzw. 40 μ m unterbrochen und die effektive Spannungsdicke steigt an (vgl. **Bild 5.20**).

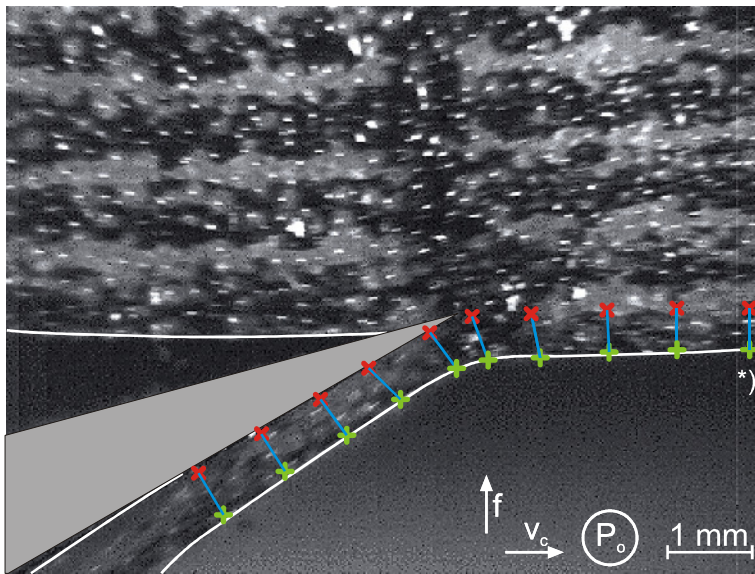
Mit einer Fasenbreite der Schneide von $b_\gamma = 20$ μ m ergibt sich nach dem Anschnitt zunächst eine effektive Spannungsdicke von $h_{\text{eff}} \approx 1,2$ mm. Bei einer Fasenbreite von $b_\gamma = 40$ μ m beträgt die effektive Spannungsdicke unmittelbar nach dem Anschnitt hingegen $h_{\text{eff}} \approx 1,7$ mm. In beiden Fällen kommt das Werkzeug vor dem Ende einer ganzen Umdrehung des Halbzeugs wieder aus dem Schnitt. Verglichen mit einem Werkzeug mit einer Fasenbreite von $b_\gamma = 10$ μ m ist demnach eine höhere Materialvorspannung zum Anschnitt nötig. Weiterhin bedeutet dies, dass der eingestellte Vorschub in Kombination mit der größeren Fasenbreite zu gering ist, um die für einen kontinuierlichen Schnitt notwendige Materialvorspannung aufrecht zu erhalten. Der Mindestvorschub ist anscheinend von der Fasenbreite abhängig.

Trotz der großen effektiven Spannungsdicken läuft die Spanumlenkung in den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen gleichmäßig ab. Die Spanoberseite schnürt sich beim Übergang in die Spanumlenkzone nicht ein. Für die Prozessabschnitte, bei denen sich zunächst die genannten effektiven Spannungsdicken einstellen, sind nachfolgend die Verformungen und Zerspankräfte aufgetragen. Mit steigender Fasenbreite nehmen die auftretenden Verformungen in Schnitt- und Vorschubrichtung zu (siehe **Bild 5.21**).

Die Fasenbreite hat einen großen Einfluss auf den Betrag von Schnitt- und Vorschubkraft (vgl. **Bild 5.22**). Die Kräfte steigen mit zunehmender Fasenbreite b_γ deutlich an. Während sich für die Schnittkräfte keine quantitative Aussage treffen lässt, inwieweit diese von der Fasenbreite der Schneide abhängen, besteht zwischen Vorschubkräften und Fasenbreite in etwa ein linearer Zusammenhang. Vergleicht man die Ergebnisse aus Bild 5.22 mit denen aus Bild 5.15, so lässt sich annehmen, dass der Anstieg der Schnittkraft wesentlich auf die Erhöhung der Fasenbreite zurückzuführen ist und nicht auf eine sich einstellende höhere Spannungsdicke.

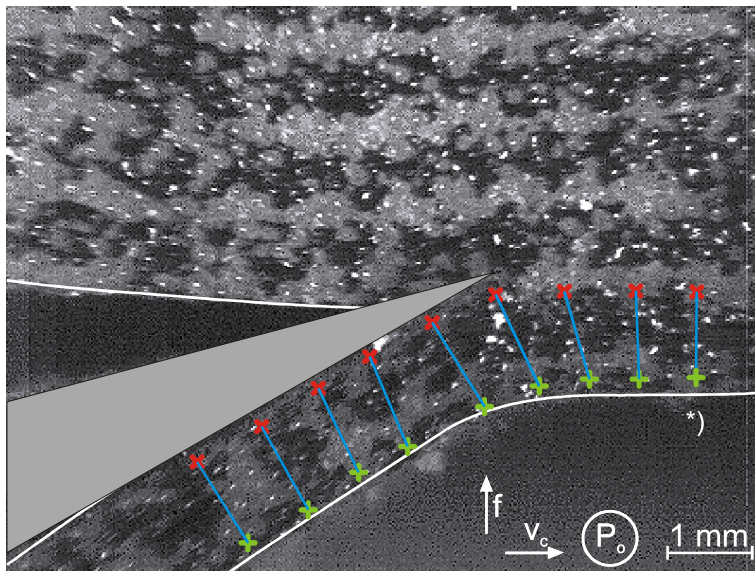
Die Freiflächenkontaktlängen l_k steigen mit zunehmender Fasenbreite ebenfalls. Ausgehend von $l_k = 0,73$ mm bei $b_\gamma = 10$ μ m betragen die Kontaktlängen bei $b_\gamma = 20$ μ m $l_k = 1,08$ mm und bei $b_\gamma = 40$ μ m $l_k = 1,42$ mm. Dementsprechend nehmen auch die an der Freifläche wirkenden Kraftanteile der Zerspankraft zu.

$\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$, $v_c = 160 \text{ m/min}$, $f = 0,63 \text{ mm}$, $a_p = 10 \text{ mm}$, $\alpha_o = 15^\circ$, $\gamma_o = 60^\circ$,
 $a_p = 10 \text{ mm}$



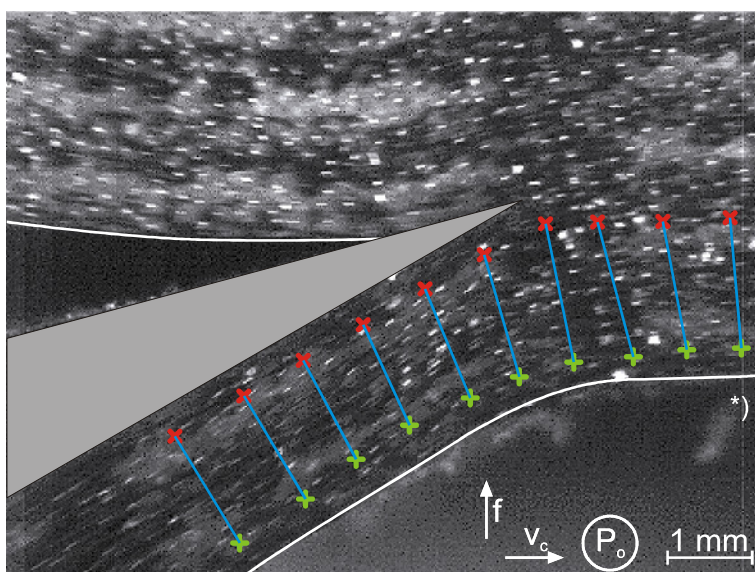
$b_\gamma = 10 \text{ }\mu\text{m}$

stationär
 $h_{\text{eff}} = f$



$b_\gamma = 20 \text{ }\mu\text{m}$

instationär
 $h_{\text{eff}} \approx 1,2 \text{ mm}$



$b_\gamma = 40 \text{ }\mu\text{m}$

instationär
 $h_{\text{eff}} \approx 1,7 \text{ mm}$

*) Bereich unverformt

Bild 5.20: Verformungszone – Variation von b_γ

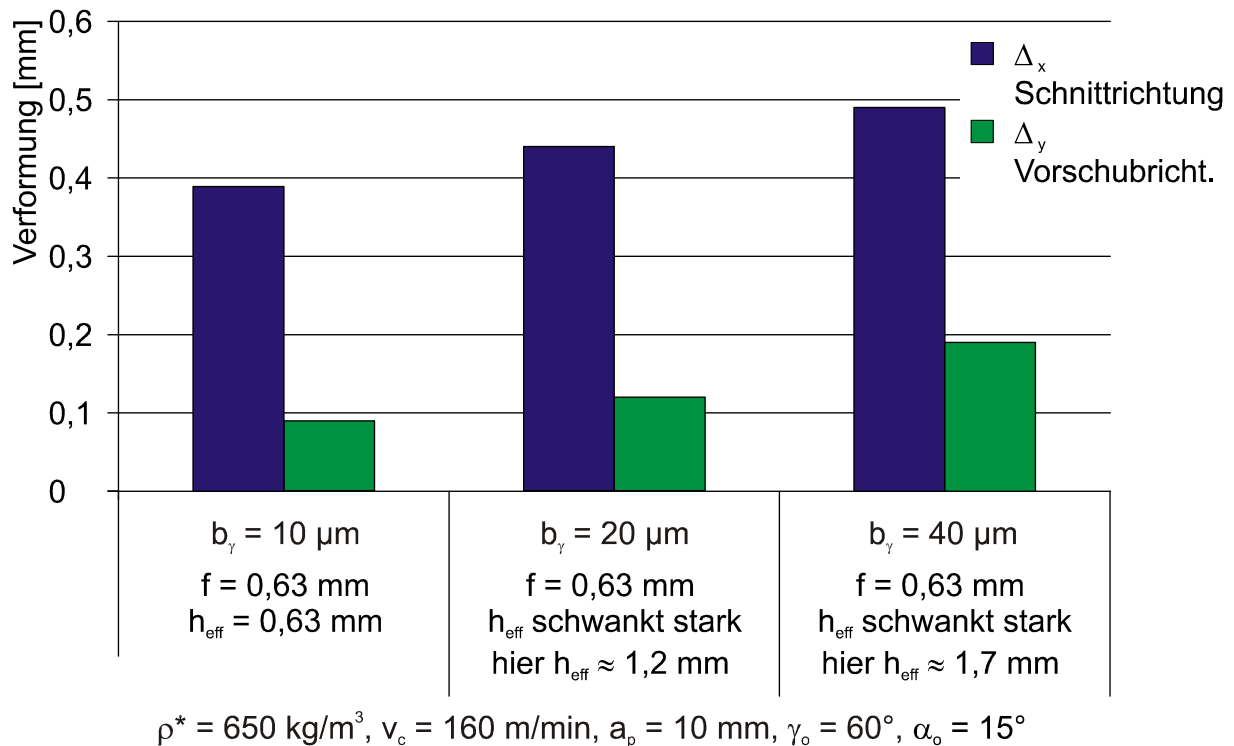


Bild 5.21: Verformungen in Abhängigkeit von b_γ in der Schnittphase

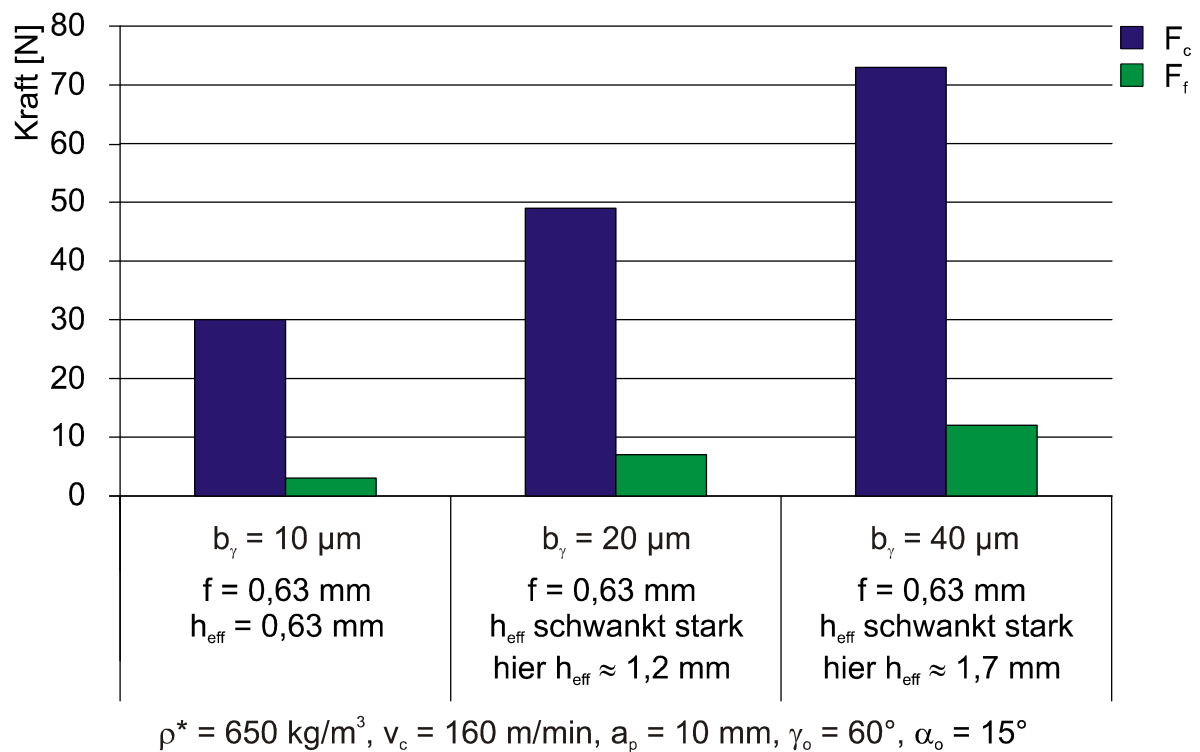
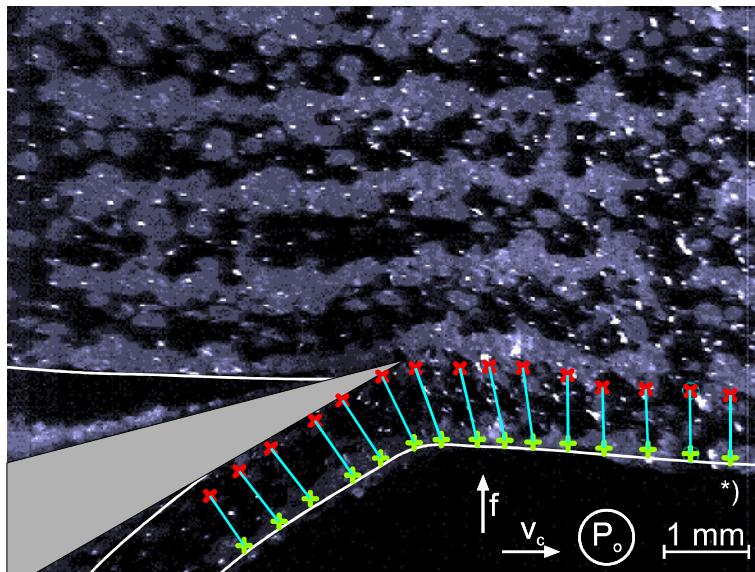


Bild 5.22: Zerspankraftkomponenten in Abhängigkeit von b_γ in der Schnittphase

5.4.4 Schnittgeschwindigkeit

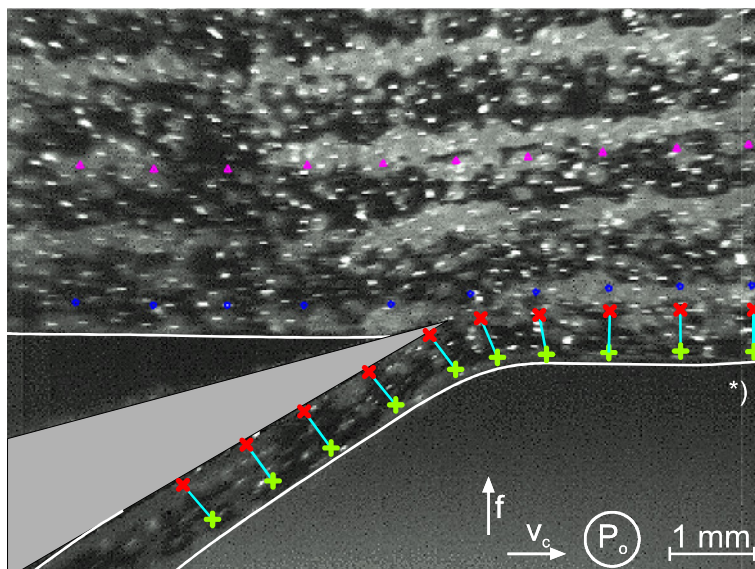
Ausgehend von $v_c = 160 \text{ m/min}$ wurde die Schnittgeschwindigkeit auf 100 m/min und auf 400 m/min verändert. Das eingesetzte Werkzeug hatte folgende Geometrie: $\gamma_o = 60^\circ$, $\alpha_o = 15^\circ$, $b_\gamma = 10 \text{ }\mu\text{m}$. Der Vorschub betrug $f = 0,63 \text{ mm}$.

$\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$, $f = 0,63 \text{ mm}$, $a_p = 10 \text{ mm}$, $\gamma_o = 60^\circ$, $\alpha_o = 15^\circ$, $b_\gamma = 10 \text{ }\mu\text{m}$



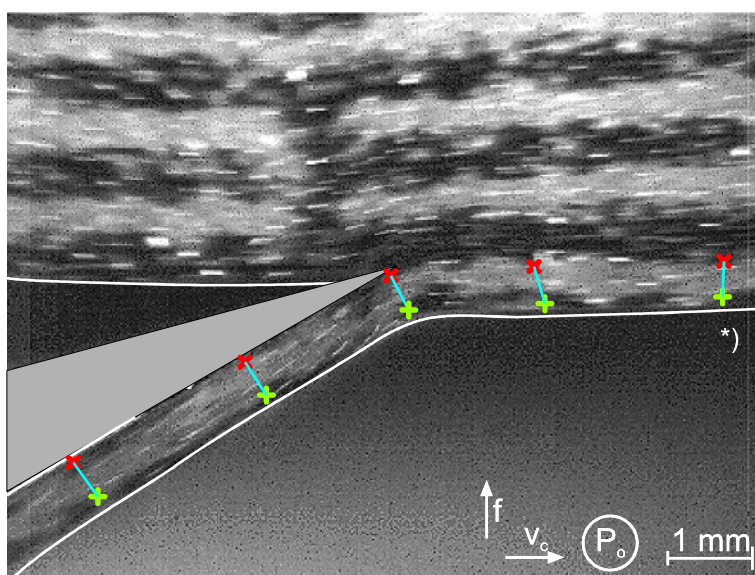
$v_c = 100 \text{ m/min}$

instationär
 $h_{\text{eff}} \approx 0,75 \text{ mm} > f$



$v_c = 160 \text{ m/min}$

stationär
 $h_{\text{eff}} = f$



$v_c = 400 \text{ m/min}$

stationär
 $h_{\text{eff}} = f$

*) Bereich unverformt

Bild 5.23: Verformungszone – Variation von v_c

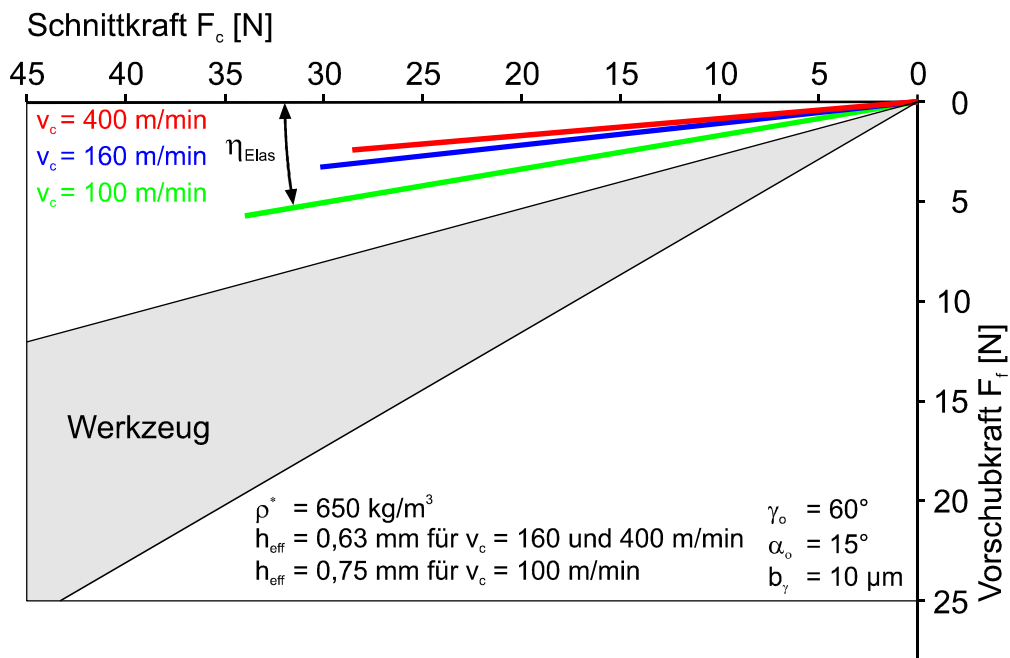


Bild 5.24: Zerspankräfte (vektorielle Darstellung)

Bei $v_c = 160$ m/min und 400 m/min stellt sich ein stationärer Zerspanprozess mit $h_{eff} = f = 0,63$ mm ein. Für die geringe Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 100$ m/min ist der Prozess teilweise unterbrochen, die effektive Spanungsdicke beträgt durchschnittlich $0,75$ mm. Die Verformungszonen sind in **Bild 5.23** dargestellt. Die Freiflächenkontaktlänge nimmt von $l_k = 1,05$ mm bei $v_c = 100$ m/min auf $l_k = 0,73$ mm bei $v_c = 160$ m/min weiter bis auf $l_k = 0,6$ mm bei $v_c = 400$ m/min ab.

Trägt man die gemessenen Zerspankräfte vektoriell auf, so lässt sich ableiten, dass hohe Schnittgeschwindigkeiten aufgrund geringer Kräfte günstig sind (**Bild 5.24**). Durch den abnehmenden spitzen Wirkrichtungswinkel η_{Elas} bei höheren Schnittgeschwindigkeiten sind außerdem geringere Maßabweichungen in Vorschubrichtung zu erwarten. Dies wird durch die Verformungen (**Bild 5.25**) und Freiflächenkontaktlängen bestätigt.

Eine höhere Schnittgeschwindigkeit begünstigt einen stabilen Zerspanprozess. Bei geringer Schnittgeschwindigkeit nimmt hingegen die Verformungsgeschwindigkeit des Materials an der Freifläche ab. Das Material verhält sich dadurch dynamisch weicher, wodurch die zu messenden Verformungen zu nehmen (siehe Bild 5.25). Hierdurch werden die lokal an der Schneide auftretenden Vorspannungen vermutlich geringer.

Dies bedeutet, dass die sich in Vorschubrichtung aufbauenden Vorspannungen sich weiter in das umgebende Material verteilen und dadurch direkt an der Schneide sinken. Somit kommt es bei niedriger Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 100$ m/min zu einem späteren Anschnitt und einer höheren effektiven Spanungsdicke als bei $v_c = 160$ m/min und 400 m/min.

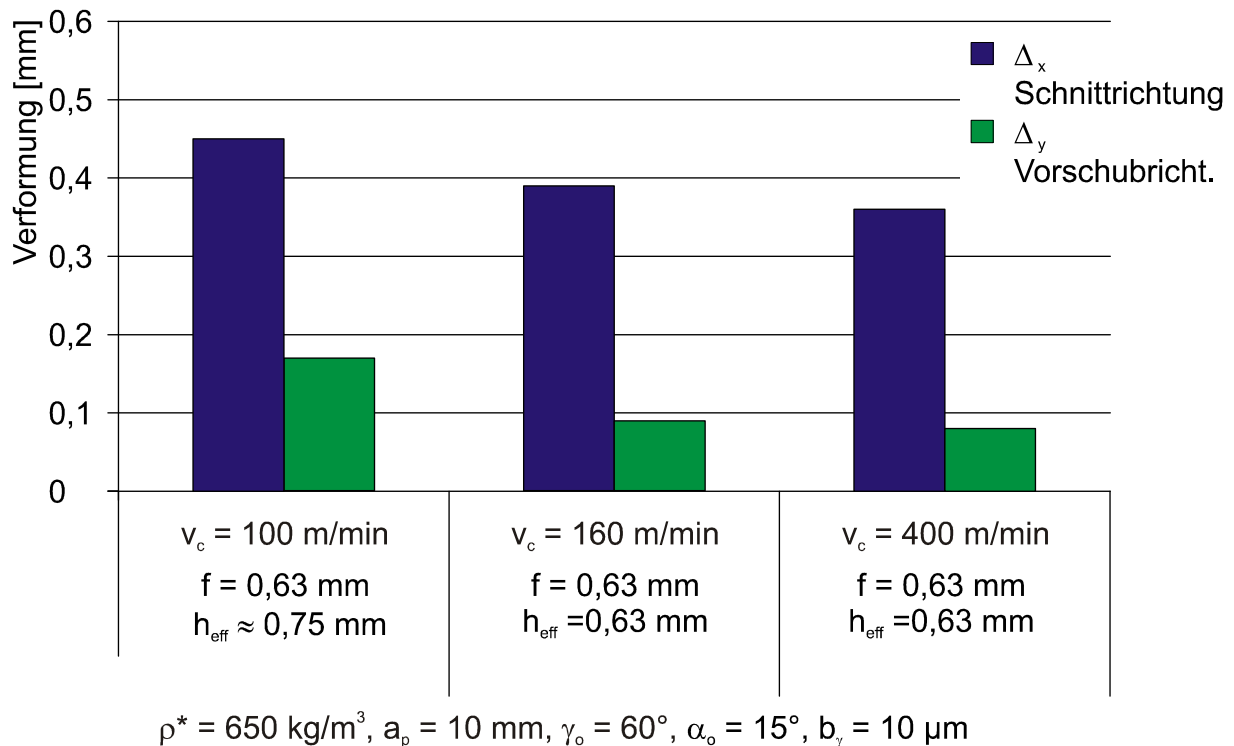


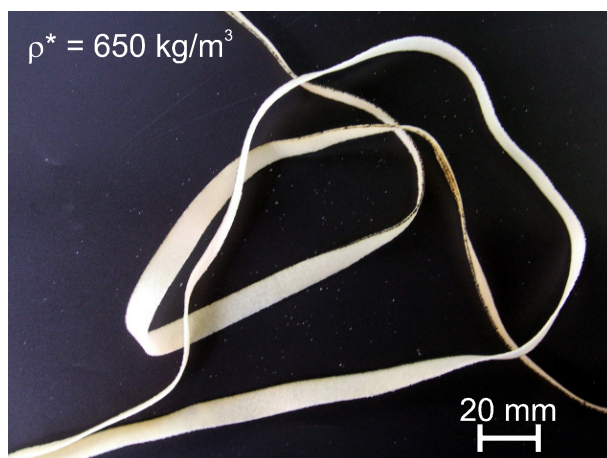
Bild 5.25: Verformungen in Abhängigkeit von v_c in der Schnittphase

5.5 Einfluss der Materialeigenschaften

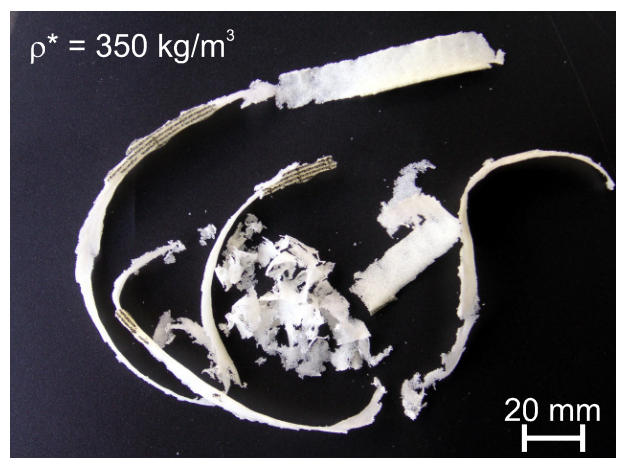
5.5.1 Dichte

Einen wesentlichen Einfluss auf das Zerspanverhalten hat die Dichte ρ^* . Es wurden Drehversuche mit Material der Dichten $\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$, 500 kg/m^3 und 350 kg/m^3 durchgeführt. Mit abnehmender Dichte ρ^* steigt das Kompressionsvermögen des Elastomerschaums und das Material wird stärker verformt, bis die zum Anschnitt nötige Materialvorspannung erreicht ist. Der Bereich stabiler Schnittbedingungen nimmt deshalb deutlich ab.

Bandspan eines stationären Prozesses



Späne eines instationären Prozesses



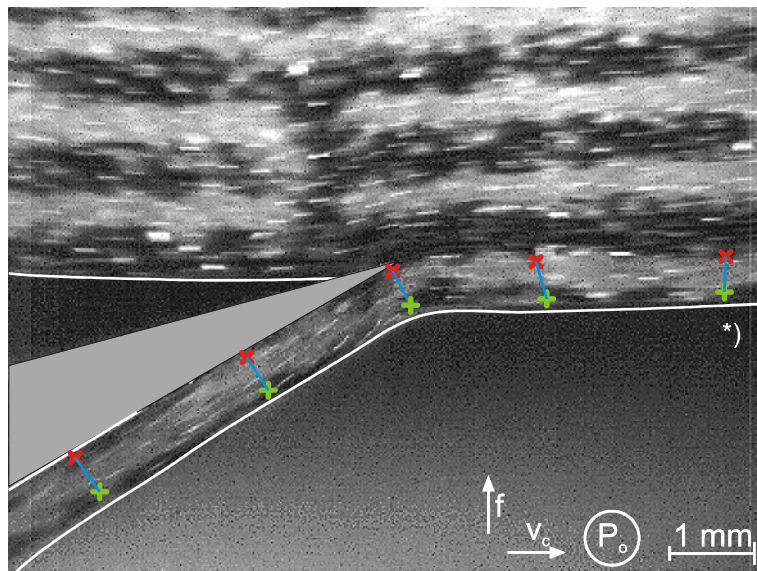
$v_c = 400 \text{ m/min}$, $f = h_{eff} = 0,63 \text{ mm}$, $a_p = 10 \text{ mm}$, $\gamma_o = 60^\circ$, $\alpha_o = 15^\circ$, $b_\gamma = 10 \mu\text{m}$

Bild 5.26: Späne eines stabilen und instabilen Prozesses

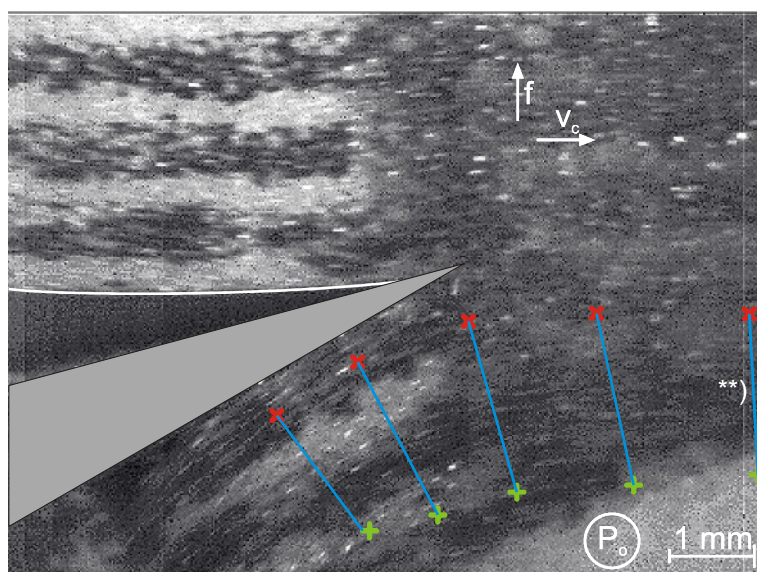
Mit der Werkzeuggeometrie und den Schnittparametern, die bei der Zerspanung von Material der Dichte $\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$ einen stationären Prozess mit Fließspanbildung ermöglichen ($\gamma_o = 60^\circ$, $\alpha_o = 15^\circ$, $v_c = 400 \text{ m/min}$, $f = 0,63 \text{ mm}$, $b_\gamma = 10 \text{ }\mu\text{m}$), stellt sich in den Versuchen mit Elastomerschaum der Dichte $\rho^* = 350 \text{ kg/m}^3$ eine instabile, nicht beherrschbare Spanbildung ein. Zum Vergleich sind die entstandenen Späne in **Bild 5.26** einander gegenübergestellt.

Auch die Spanbildung bei Elastomerschaum der Dichte $\rho^* = 500 \text{ kg/m}^3$ ist instabil. Mit den beschriebenen Werkzeug- und Schnittparametern stellt sich keine kontinuierliche Fließspanbildung ein. Die effektive Spanungsdicke schwankt und beträgt in diesem Fall bis zu 1,7 mm (**Bild 5.27**). Auf eine Darstellung der Kräfte und Verformungen wird aufgrund der hohen Schwankungen verzichtet.

$v_c = 400 \text{ m/min}$, $f = 0,63 \text{ mm}$, $a_p = 10 \text{ mm}$, $\gamma_o = 60^\circ$, $\alpha_o = 15^\circ$, $b_\gamma = 10 \text{ }\mu\text{m}$



$\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$
stationär
 $h_{\text{eff}} = f$



$\rho^* = 500 \text{ kg/m}^3$
instationär
 h_{eff} schwankt stark bis
zu 1,7 mm

*) Bereich unverformt
**) Bereich vorverformt

Bild 5.27: Verformungszone – Variation von ρ^* bei $v_c = 400 \text{ m/min}$

5.5.2 Rückprallelastizität

Es stellt sich die Frage, inwieweit der bei der Zerspanung kompakter Elastomere beobachtete Zusammenhang zwischen der Rückprallelastizität des Elastomers und den Zerspankraftkomponenten auch für PUR-Elastomerschaum gilt, wonach sich mit steigender Rückprallelastizität die gemessenen Vorschubkräfte aus negativer zunehmend in positive Richtung bewegen [JOSW05]. In **Bild 5.28** sind die Rückprallelastizitäten und Zerspankraftkomponenten des von JOSWIG untersuchten kompakten FPM- und Silikon-Elastomers und die des PUR-Elastomerschaums gegenübergestellt.

Die gemessenen Zerspankraftkomponenten des PUR-Elastomerschaums ähneln denen des Silikonwerkstoffs, wenn die Differenz des Vorschubs berücksichtigt wird. Dies korrespondiert mit den ähnlich großen Rückprallelastizitäten von Silikon ($R = 44\%$) und PUR-Elastomerschäumen ($R = 50\%$). FPM dagegen besitzt eine deutlich niedrigere Rückprallelastizität ($R = 8\%$) und die bei diesem Werkstoff auftretenden Zerspankräfte unterscheiden sich stark von denen des Elastomerschaums. Die Schnittkraft ist vergleichsweise hoch und die Vorschubkraft ist negativ. Eine negative Vorschubkraft trat bei keinem der durchgeführten Versuche mit PUR-Elastomerschaum auf.

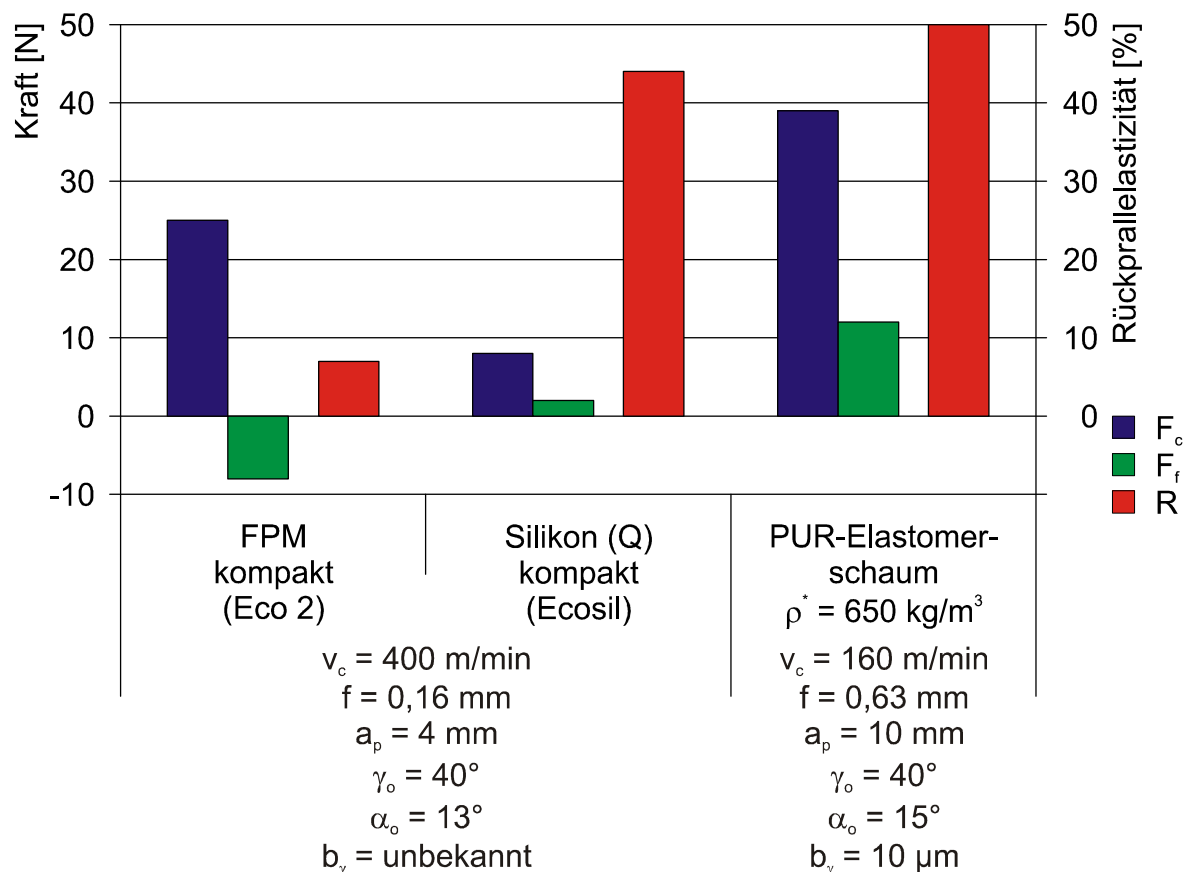


Bild 5.28: Vergleich der Zerspankraftkomponenten und der Rückprallelastizitäten

5.6 Materialtrennung und Spanumlenkung bei günstigen Zerspanbedingungen

Unter dem Gesichtspunkt eines stabilen Zerspanvorgangs bei den Parametern $\gamma_o = 60^\circ$, $\alpha_o = 15^\circ$, $v_c = 160$ m/min, $f = 0,63$ mm, $b_\gamma = 10$ μ m sowie zuverlässig auswertbarer Hochgeschwindigkeitsaufnahmen wird die Materialtrennung und Spanumlenkung genauer untersucht. In **Bild 5.29** ist die Lage von vier ausgewählten Materialpunkten über neun Einzelbildern dargestellt: Zwei der gewählten Punkte gehen von der Ausweichzone in den Span über. Sie liegen am Ende der Bildsequenz an der Spanober- bzw. Spanunterseite. Die anderen beiden Punkte bewegen sich von der Ausweichzone in die Rückverformungszone, wobei der eine Punkt nahe der Trennzone, der andere in Vorschubrichtung etwa 1,5 mm entfernt liegt.

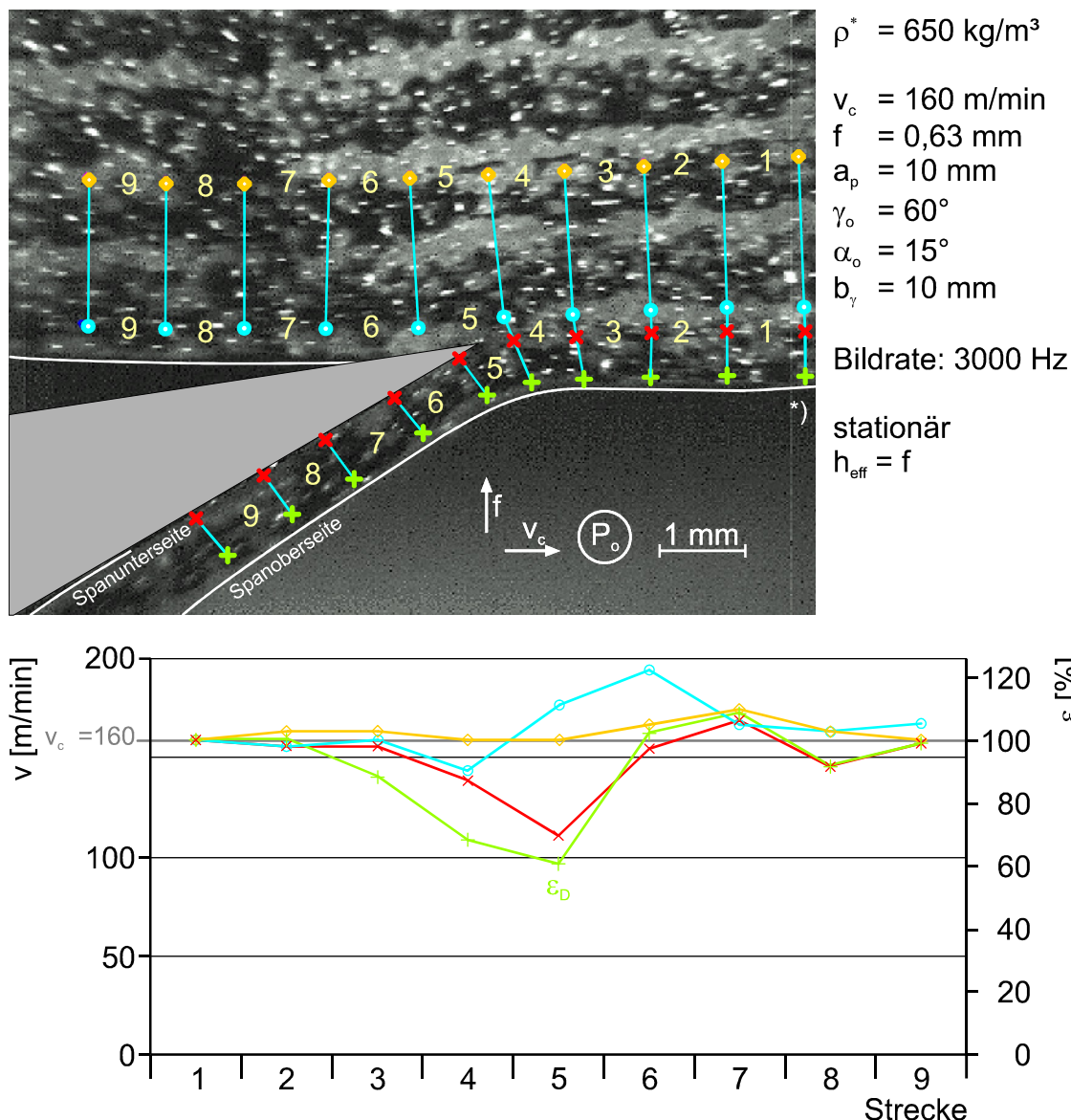


Bild 5.29: Geschwindigkeits- und Verformungsanalyse

Aus den zurückgelegten Strecken und der festen Bildfrequenz von 3.000 Hz lassen sich abschnittsweise die durchschnittlichen Materialgeschwindigkeiten sowie Stauchungen bzw. Dehnungen in Richtung der Geschwindigkeiten ermitteln (vgl. Bild 5.29). Ausgehend von der Schnittgeschwin-

digkeit v_c wird das Material beim Eintritt in die Ausweichzone komprimiert und somit abgebremst. Die früheste Komprimierung erfährt das Material, welches später an der Spanoberseite liegt (grüne Markierung). Dagegen wird das Material, das sich im weiteren Verlauf an der Spanunterseite befindet, erst später komprimiert (rote Markierungen). Ähnlich wie der rot gekennzeichnete Materialpunkt wird zunächst der blau markierte Punkt bis Streckenabschnitt 4 verzögert, danach ist die Kompression jedoch geringer. Dagegen behält das Material auf Höhe der gelb gekennzeichneten Bahn seine Geschwindigkeit annähernd bei.

Nach der Trennung wird der blau markierte Materialpunkt, welcher von der Ausweichzone in die Rückverformungszone übergeht, durch Materialentspannung und durch die im Material wirkenden Zugkräfte unmittelbar nach der Trennung über die Schnittgeschwindigkeit v_c hinaus beschleunigt, um sich dann dieser im weiteren Verlauf anzunähern. Das in den Span übergehende Material bleibt dagegen länger komprimiert. Nach der Umlenkung entspannt sich der Span vollständig, das Material beschleunigt stark und nähert sich dann der anfänglichen Geschwindigkeit an. Im weiteren Verlauf löst sich der Span von der Spanfläche.

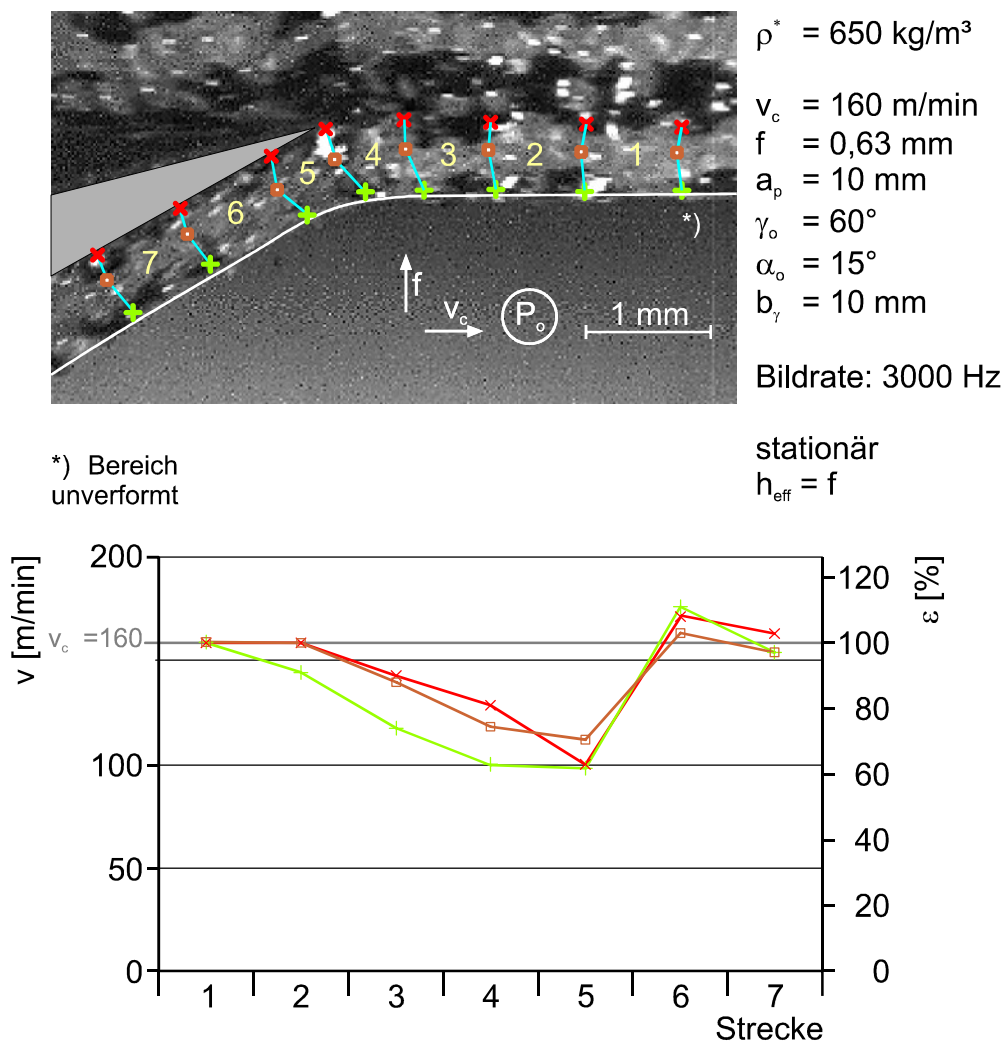
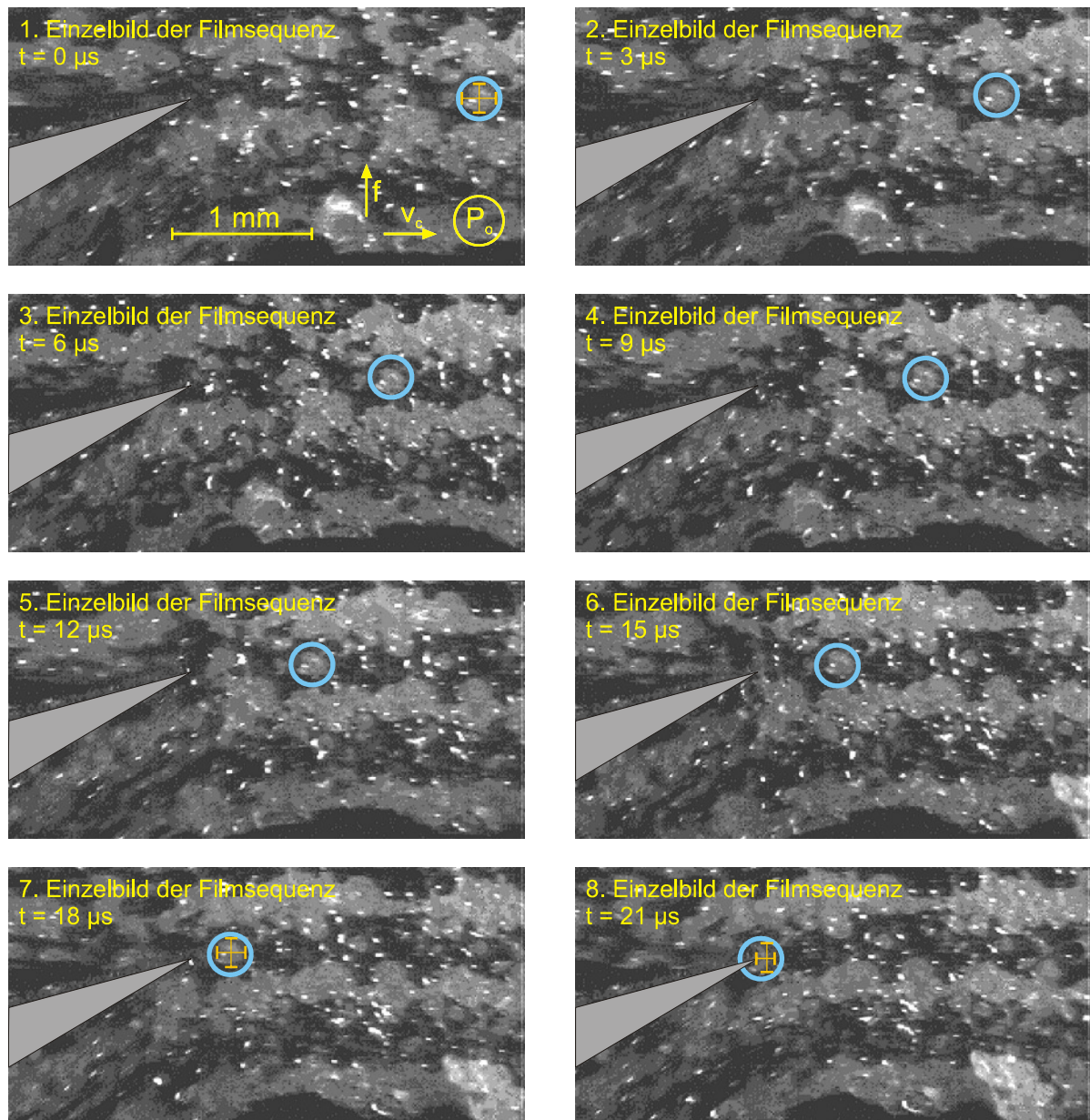


Bild 5.30: Geschwindigkeits- und Verformungsanalyse (Trenn- und Umlenkzone)

$$\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3, h_{\text{eff}} = 0,5, v_c = 100 \text{ m/min}, a_p = 10 \text{ mm}, \gamma_o = 60^\circ, \alpha_o = 15^\circ, b_\gamma = 10 \text{ }\mu\text{m}$$



—: Dimension der Pore in Vorschub- bzw. Schnitttrichtung

Bild 5.31: Verformung einer Pore vor der Trennzone

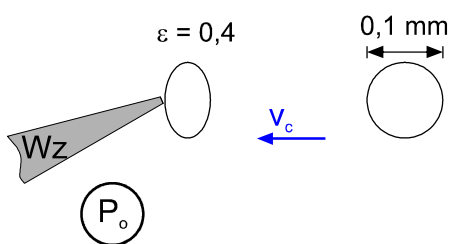
Bild 5.30 zeigt die Verformung im Bereich der Umlenk- und Trennzone. Wegen der Auswertbarkeit wurde ein anderer Filmabschnitt als in Bild 5.29 gewählt, so dass sich die relative Lage der Streckenabschnitte in der Prozesszone unterscheidet. Neben dem Geschwindigkeitsverlauf sind in beiden Bildern auch die Stauchungen in Richtung der Geschwindigkeiten aufgetragen: Das Material, welches sich am Ende der Sequenz an der Spanoberseite befindet (grün markiert), wird beim Übergang von der Ausweichzone in die Spanumlenkzone um maximal 40 % komprimiert (siehe Bilder 5.29 und 5.30). Dies entspricht dem Wert für ε_D , der aus dem Druck-Stauchungsdiagramm bestimmt wurde (vgl. Kapitel 2.1.6). Weiterhin zeigt die Auswertung in Bild 5.30, dass der Elastomerschaum, der sich auf einer Bahn nahe der Trennzone bewegt (rote Punkte), unmittelbar vor der Schneide im Streckenabschnitt 5 stärker komprimiert wird als das Material auf

einer in Richtung Spanoberseite versetzten Bahn (braun markiert). Zwei vor dem Eintritt in die Verformungszone auf der grün und braun markierten Bahn in Vorschubrichtung übereinander liegenden Punkte richten sich bei der Spanumlenkung senkrecht zur Spanfläche aus. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass die grün und braun markierten Punkte in Bild 5.30 bereits vor dem Eintritt in die Verformungszone aus Gründen der Auswertbarkeit (nur markante Punkte konnten in den Filmen verfolgt werden) nicht exakt senkrecht übereinander liegen.

Um die Spannungsverhältnisse vor der Schneide zu untersuchen, sind in **Bild 5.31** acht aufeinander folgende Einzelbilder bei einer Bildfrequenz von 3.000 Hz dargestellt. Die Schnittgeschwindigkeit betrug in diesem Versuch lediglich 100 m/min, wodurch sich eine Pore in der Orthogonalebene verfolgen lässt, die sich auf die Schneide zu bewegt. Der Porenquerschnitt ist im Einzelbild 7 um etwa 20 % und im Einzelbild 8 unmittelbar vor der Schneide in Vorschubrichtung um etwa 40 % = ε_D gegenüber dem Ausgangsquerschnitt gestaucht.

Über den zur Materialtrennung führenden Mechanismus erlauben die Auswertungen nur indirekte Rückschlüsse, da die Ortsauflösung begrenzt ist. Nach den für Elastomere bekannten Versagensmechanismen müssen erhebliche Zugdehnungen vorliegen [GENT01, FLAMM03]. Vor der Schneidenfase entstehen in der inkompressiblen Elastomermatrix hohe Spannungen, da sich das Material hier aufstaut (**Bild 5.32**). Die im Vergleich zur Schneidenfase deutlich größeren Poren werden bis zu einer Stauchung ε_D komprimiert, wodurch sich das zweiphasige Material in der Umgebung der Trennzone „zunehmend inkompressibel“ verhält. Aufgrund dieser lokal hohen Druckbeanspruchung in Schnittrichtung tritt eine in Richtung der Schneidenfase hohe Zugdehnung auf. Die Beobachtungen lassen den Schluss zu, dass in erster Näherung zwei Prozesse unabhängig voneinander betrachtet werden müssen: „Spanumlenkung durch Kompression“ und „Trennung durch Zugbeanspruchung“.

a) Verformung einer Pore vor der Trennzone (maßstäblich)



b) Entstehung der Trennkräfte

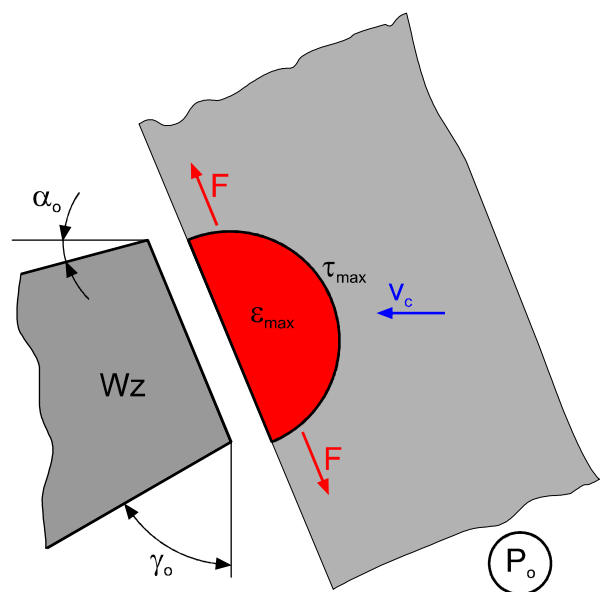
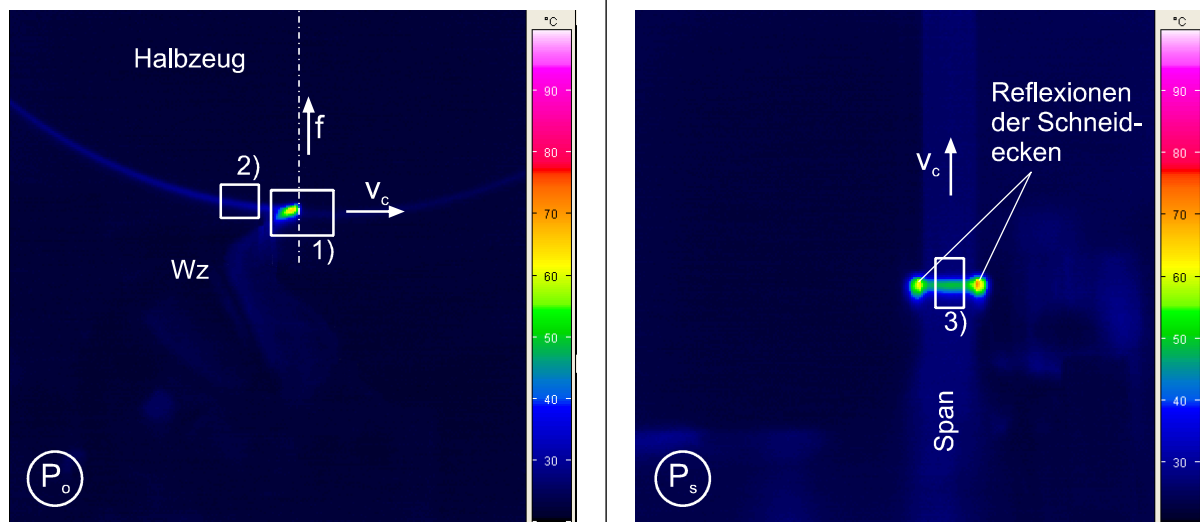


Bild 5.32: Entstehung der Trennkraft (schematisch)

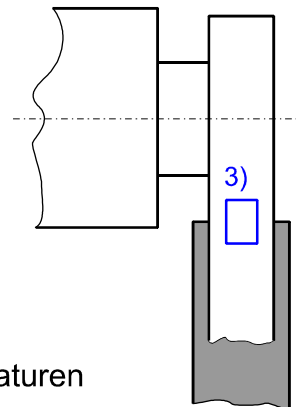
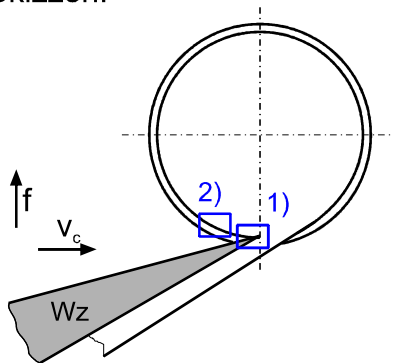
5.7 Temperaturen in der Prozesszone

Die Temperatur in der Prozesszone darf nicht über 110 °C steigen, da sich der Elastomerschaum sonst zersetzt [ELAS07/2]. Höhere Temperaturen könnten das Bauteil im Randbereich schädigen oder zu Materialaufklebungen an der Schneide führen, diese verrunden und so den Zerspanprozess beeinträchtigen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden Temperaturen bei der Zerspanung gemessen, um zu überprüfen, ob eine Kühlung notwendig ist.

$$v_c = 160 \text{ m/min}, f = h_{\text{eff}} = 0,63 \text{ mm}, a_p = 10 \text{ mm}, \gamma_o = 50^\circ, \alpha_o = 15^\circ, b_\gamma = 10 \text{ } \mu\text{m}$$



Skizzen:



Auswertezonen der Maximaltemperaturen

- 1) Temperatur am Werkzeug
- 2) Temperatur an der Schnittfläche
- 3) Temperatur auf dem Span

Bild 5.33: Temperaturverteilung

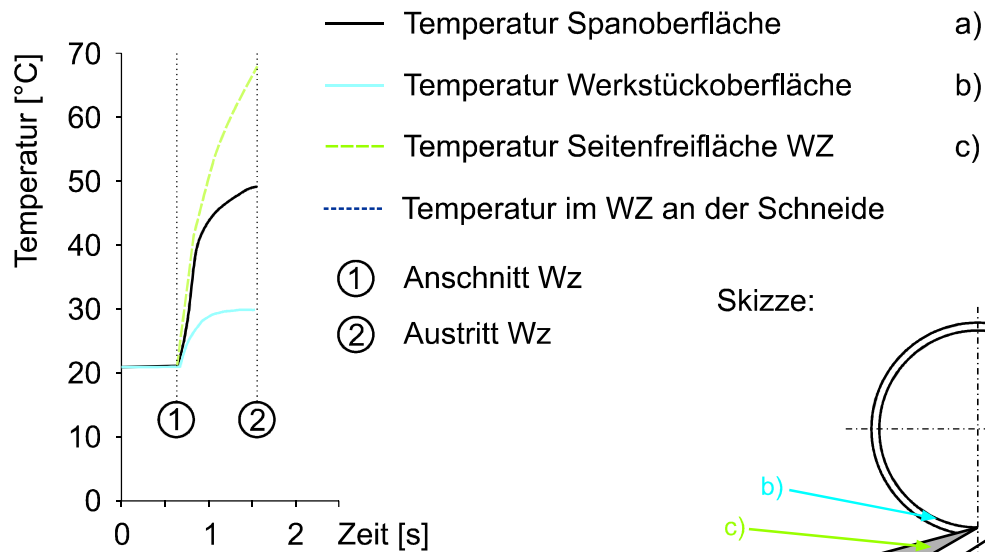
Die Versuche wurden wie zuvor im Orthogonalschnitt durchgeführt, wobei der Spanwinkel mit $\gamma_o = 40^\circ$ und 60° und die Schnittgeschwindigkeit mit $v_c = 160 \text{ m/min}$ und 400 m/min variiert wurde. Mit einer Thermokamera konnte die Oberflächentemperatur in der Orthogonalebene P_o und der Werkzeugschneidenebene P_s erfasst und ausgewertet werden (vgl. **Bild 5.33**). Die Seitenflächen des Werkzeugs waren mit einem schwarzen Kunststofflack beschichtet, um so einen Emissionsgrad von $\varepsilon \approx 1$ zu erhalten. Weiterhin wurde bei einem Spanwinkel von $\gamma_o = 60^\circ$ mit einem Thermoelement,

welches durch eine erodierte Bohrung im Schneidkeil nahe der Werkzeugschneide positioniert wurde, die Werkzeugtemperatur gemessen.

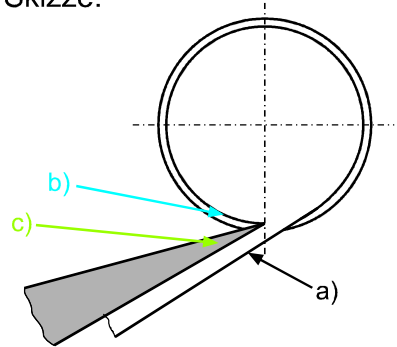
Die Temperaturverteilung in Bild 5.33 zeigt, dass die Maximaltemperaturen an der Schneide auftreten. Weiterhin ist zu erkennen, dass die Temperaturen am Werkzeug vor der Schneide trotz des großen Durchmessers des Halbzeugs nur geringfügig niedriger sind als die Temperaturen auf der Schnittfläche hinter der Schneide. Die Wärmeenergie dringt also nur sehr langsam in den Elastomerschaum ein.

$$\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3, v_c = 400 \text{ m/min}, f = 0,63 \text{ mm}, a_p = 10 \text{ mm}, \alpha_o = 15^\circ, b_\gamma \approx 10 \mu\text{m}$$

$$\gamma_o = 40^\circ$$



Skizze:



$$\gamma_o = 60^\circ$$

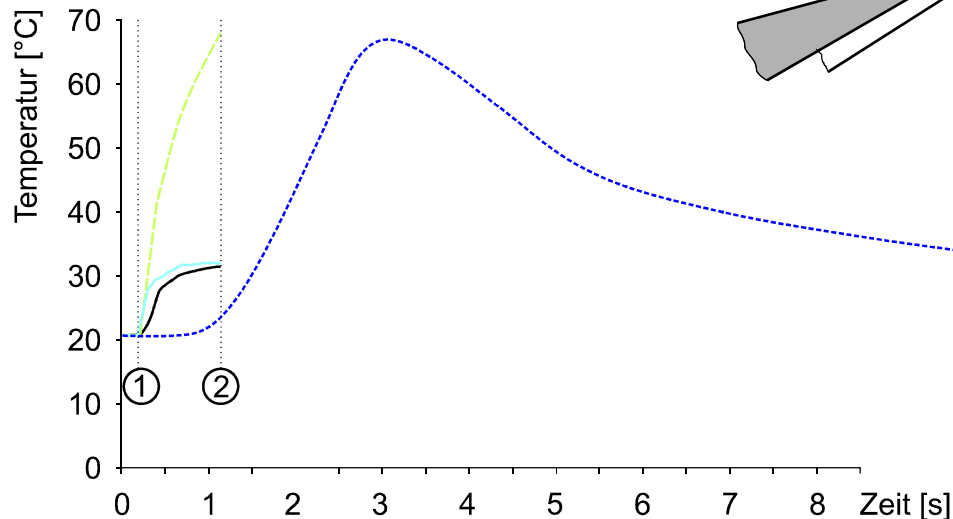


Bild 5.34: Temperaturen beim Drehen

In **Bild 5.34** sind die Temperaturverläufe bei Variation des Spanwinkels dargestellt. Bei einem Spanwinkel von $\gamma_o = 60^\circ$ ähneln sich die Verläufe für die Temperaturen auf dem Span und dem Werkstück. Anders ist dies bei einem Spanwinkel von 40° . Hier ist die Temperatur des Spans deutlich höher, was auf die stärkere Spanumlenkung und die damit einhergehende größere Reibung an der Spanfläche zurückzuführen ist. Die höchsten Temperaturen treten am Ende des Zerspanpro-

zesses mit etwa 70 °C zunächst an der Werkzeugoberfläche auf und können zeitversetzt auch im Werkzeuginneren nachgewiesen werden.

In **Bild 5.35** sind die mit der Thermokamera gemessenen Maximaltemperaturen der Werkzeugseitenfreifläche in Abhängigkeit von Spanwinkel, Schnittgeschwindigkeit und Vorschub dargestellt. Die Variation des Spanwinkels hat keinen eindeutigen Einfluss auf die gemessenen Maximaltemperaturen am Werkzeug. Bei einem kleineren Spanwinkel treten größere Verformungen und somit größere Reibkräfte auf. Gleichzeitig bewirkt der stumpfere Keilwinkel aber, dass die erzeugte Wärme besser über das Werkzeug aus der Prozesszone abgeleitet werden kann, da das Volumen des Werkzeugkeils größer ist. Ein geringerer Vorschub führt aufgrund der längeren Schnittzeiten (bzw. auch Schnittwege) zu höheren Temperaturen.

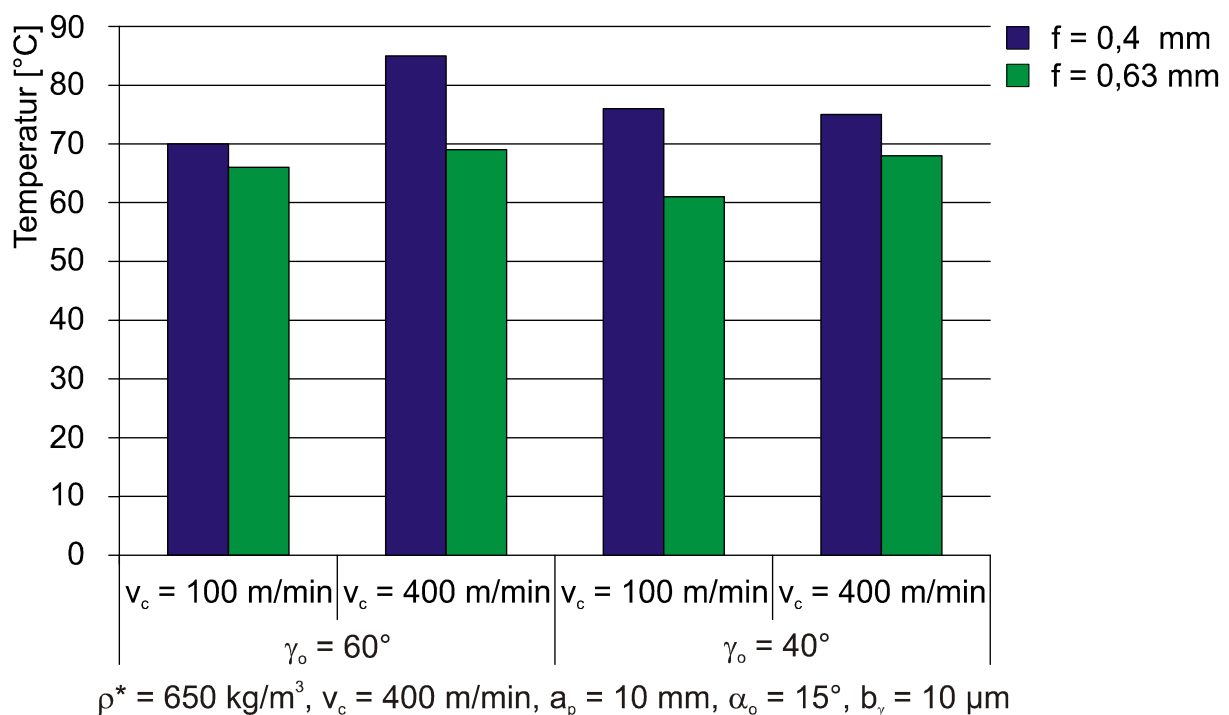


Bild 5.35: Maximaltemperaturen am Werkzeug beim Werkzeugruckzug

Zusammenfassend ist festzustellen, dass die gemessenen Temperaturen in den Versuchen relativ nahe an der maximal erlaubten Temperatur von 110 °C liegen. Bei längeren Schnittwegen oder aufgrund von zusätzlichen Reibanteilen bei Werkzeugen mit Nebenschneiden (z. B. beim Nuteinstechdrehen) ist davon auszugehen, dass die Temperatur den erlaubten Wert übersteigt. Daher wird in der Praxis eine Prozesskühlung meist unerlässlich sein.

6 Modellierung des Zerspanvorgangs

Für die Zerspanung von kompressiblen Elastomerschäumen kann das für inkompressible Elastomere existierende Zerspankraftmodell nicht herangezogen werden [JOSW05]. Im Hinblick auf ein grundlegendes Verständnis des Zerspanvorgangs von Elastomerschäumen müssen daher neue Modellbetrachtungen angestellt werden.

Die Verformungsanalyse in Kapitel 5 zeigt, dass sich bei günstigen Zerspanbedingungen (γ_0 groß, f wenig größer als $h_{\min}$) ein stationärer Zerspanprozess mit Fließspanbildung und einer gleichmäßigen Spanumlenkung einstellt. Bei der Produktion von Bauteilen ist dieser Fall anzustreben, da somit die geringsten Maßabweichungen erzielt werden. Das Modell soll deswegen hauptsächlich die Zerspanung bei einer gleichmäßigen Spanumlenkung beschreiben.

Zunächst wird in Kapitel 6.1 ein Energieansatz für die Kompression von Elastomerschäumen vorgestellt, der für die spätere Modellierung der Spanflächenkräfte genutzt wird. Hiernach werden in Kapitel 6.2.1 und 6.2.2 die an Frei- und Spanfläche wirkenden Anteile der Zerspankraft separat modelliert und in Kapitel 6.2.3 die Zusammensetzung der in den Versuchen gemessenen Zerspankräfte analysiert und erklärt. Letztendlich kann so die für die eigentliche Materialtrennung, das Reißen der Molekülketten, notwendige Trennkraft nach Größe und Richtung eingegrenzt werden. Darüber hinaus wird in Kapitel 6.3 mit Hilfe einer Festigkeitshypothese für Elastomerschäume der Trennmechanismus von Elastomerschäumen erklärt.

6.1 Energieansatz für Materialkompression

Die für die Stauchung eines Elastomerschaums notwendige Energie pro Volumen W kann im einachsigen Spannungsfall aus dem für den Werkstoff spezifischem Spannungs-Stauchungs-Diagramm bestimmt werden, indem der Kurvenverlauf bis zur vorliegenden Stauchung integriert wird. Dabei wird die Energie pro unverformtem Volumen auch als Formänderungsenergiedichte bezeichnet [FLAM03, STOJ98, WEST05, ROY01]. Es gilt:

$$W = \int_0^{\varepsilon} \sigma d\varepsilon \quad (6.1)$$

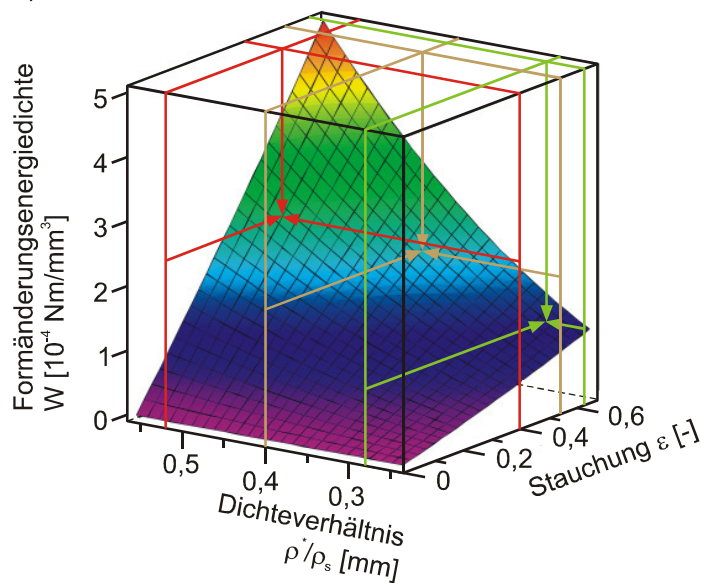
Zwischen Spannung und Stauchung besteht bei Elastomerschäumen grundsätzlich ein nichtlinearer Zusammenhang (vgl. Bild 2.5). GIBSON und ASHBY geben für die Berechnung der Formänderungsenergiedichte bei der Verformung von geschlossenzelligen Elastomerschäumen die Formel 6.2 an. Bis zu einer Stauchung von ε_D kann die notwendige Verformungsenergie hiernach mit folgendem Zusammenhang in guter Näherung bestimmt werden [GIBS97]:

$$\frac{W}{E_s} = 0,05 \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^2 \varepsilon + \frac{p_0}{E_s} \left[\left(\frac{1 - \frac{\rho^*}{\rho_s}}{1 - 2\nu^*} \right) \ln \left(\frac{1 - \frac{\rho^*}{\rho_s}}{1 - \frac{\rho^*}{\rho_s} - (1 - 2\nu^*)\varepsilon} \right) - \varepsilon \right], \text{ gilt für } \varepsilon \leq \varepsilon_D \quad (6.2)$$

Mit:

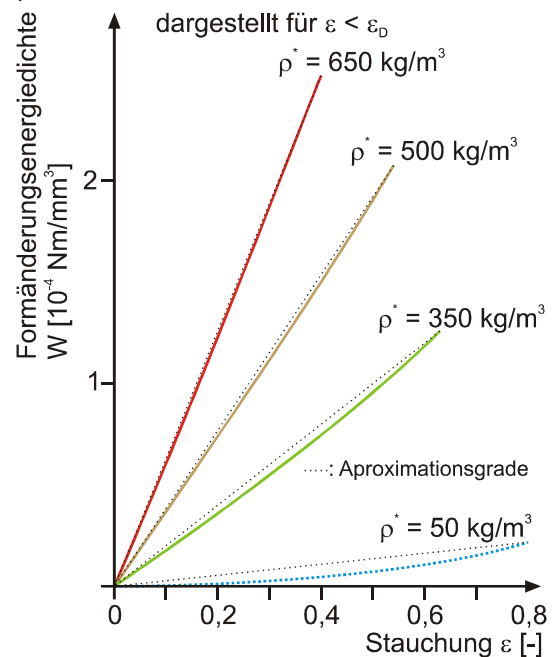
W	$[\text{Nm}/\text{m}^3]$	Formänderungsenergiedichte
E_s	$[\text{N}/\text{m}^2]$	Elastizitätsmodul der Elastomermatrix (entspricht näherungsweise der Steigung der Druck-Stauchungs-Kurve bei einer Stauchung von ε_D)
ρ^*	$[\text{kg}/\text{m}^3]$	Dichte des Elastomerschaums
ρ_s	$[\text{kg}/\text{m}^3]$	Dichte der Elastomermatrix
ε	$[-]$	Stauchung des Elastomerschaums
p_0	$[\text{bar}]$	Gasdruck in den Poren des unbelasteten Elastomerschaums
ν^*	$[-]$	Poissonzahl des Elastomerschaums

a)



ρ^*	$[\text{kg}/\text{m}^3]$	650	500	350
ρ^*/ρ_s	$[-]$	0,52	0,40	0,28
ε_D	$[-]$	0,40	0,54	0,63
W	$[10^{-4} \text{ Nm}/\text{mm}^3]$ bei $\varepsilon = \varepsilon_D$	2,48	2,04	1,24

b)



Materialdaten:

$$\begin{aligned}
 E_s &= 45 \text{ MPa} \\
 \rho_s &= 1260 \text{ kg}/\text{m}^3 \\
 \nu^* &= 0,3
 \end{aligned}$$

Bild 6.1: Formänderungsenergiedichte in Abhängigkeit von ρ^* und ε_D aus [STRA03] nach Gl. (6.1)

In der Gleichung (6.2) ist die Energie pro Volumen auf den Elastizitätsmodul E_s der Elastomermatrix normiert, so dass ein dimensionsloser Ausdruck vorliegt. Der erste Summand auf der rechten Seite von Gleichung (6.2) beschreibt die Energieabsorption durch Stauchung der Elastomermatrix aufgrund von Biegung und Knickung der Zellwände (vgl. Bild 2.5). Bei Schäumen mit hohem Dichteverhältnis ρ^*/ρ_s dominiert dieser Ausdruck die Gleichung und das Verhalten der Energieabsorption über der Stauchung ähnelt dem von offenporigen Elastomerschäumen. Dagegen gewinnt bei Schäumen mit niedrigem Verhältnis ρ^*/ρ_s der zweite Summand, der die Energieabsorption aufgrund der Gaskompression in den Zellen beschreibt, in der Gleichung an Einfluss. In **Bild 6.1** ist

der Verlauf der Formänderungsenergiedichte W in Abhängigkeit des Dichteverhältnisses ρ^*/ρ_s und der Stauchung ε dargestellt. Für die untersuchten PUR-Elastomerschäume kann der Anstieg der Formänderungsenergiedichte über die Stauchung bis zu einem Wert von ε_D in guter Näherung als linear angenommen werden. Zur Verdeutlichung des Zusammenhangs ist im Diagramm auch der Verlauf für einen Elastomerschaum mit geringer Dichte ($\rho^* = 50 \text{ kg/m}^3$) dargestellt, bei dem der Graph stärker progressiv verläuft.

6.2 Separation der Kräfte am Werkzeug

Während des stationären Zerspanvorgangs wirken die in **Bild 6.2** dargestellten Kräfte am freigeschnittenen Werkzeug. Es gelten die folgende Zusammenhänge und Annahmen:

- Durch Vorspannung und Reibung des Elastomerschaums an der Freifläche wird eine Freiflächenkraft hervorgerufen, die sich in einen Normalkraftanteil $F_{A\alpha,N}$ und einen Reibkraftanteil $F_{A\alpha,R}$ zerlegen lässt.
- Am negativen Schnittufer des Werkzeugs greifen die in den Versuchen gemessenen Zerspankraftkomponenten F_c und F_f an. Durch Aufstellen eines Kräftegleichgewichts lässt sich die Kraft $F_{S,A\gamma}$ berechnen. Sie enthält die für die Materialtrennung und Spanumlenkung benötigten Kraftanteile. Bei günstigen Zerspanbedingungen beruht die Spanumlenkung vor allem auf einer Materialkompression vor der Spanfläche (vgl. Kapitel 5.6). Die Kompressionskraft muss im Gleichgewicht zu Normal- und Reibkräften an der Spanfläche stehen. Hierbei kann das Verhältnis von Reib- zu Normalkraft aufgrund der elastischen Deformation > 1 werden (vgl. Kapitel 6.2.1).
- Die entlang des Spanablaufs wirkenden weiteren Normal- und Reibkräfte können vernachlässigt werden, da hier keine Materialverzerrungen festzustellen sind. Der Span läuft kraftfrei ab.

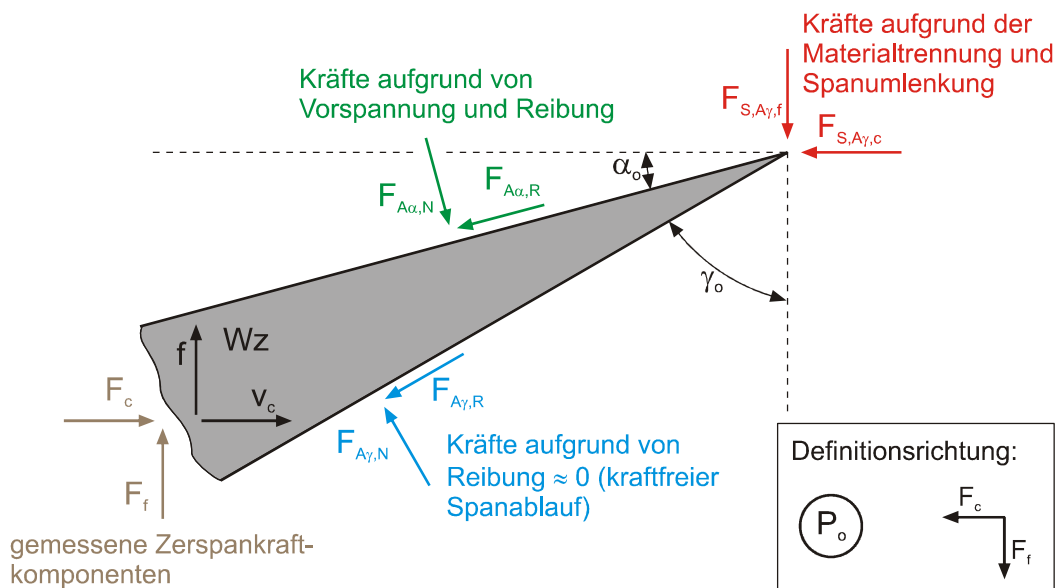


Bild 6.2: Kräfte am Schneidkeil

6.2.1 Modellierung der Freiflächenkräfte

Bei der Zerspanung von Elastomerschäumen können die an der Freifläche wirkenden Kräfte nicht a priori vernachlässigt werden. Im Vergleich zur Zerspanung kompakter Elastomere sind die Freiflächenkontaktlängen l_k aufgrund der Kompressibilität des Werkstoffs deutlich größer. Um die Freiflächenkräfte zu modellieren, wurde ein experimenteller Ansatz gewählt. In Versuchen wurde das Werkzeug bei gegenläufig drehender Spindel mit geringem Vorschub gegen das Werkstück gefahren, so dass keine Zerspanung stattfindet, sondern die Schneide auf dem Bund der Breite b reibt. Die Breite b entspricht der Schnitttiefe a_p im Orthogonalschnitt. Die Verformungen wurden mit der Hochgeschwindigkeitskamera erfasst und synchron hierzu die Kraftkomponenten aufgezeichnet.

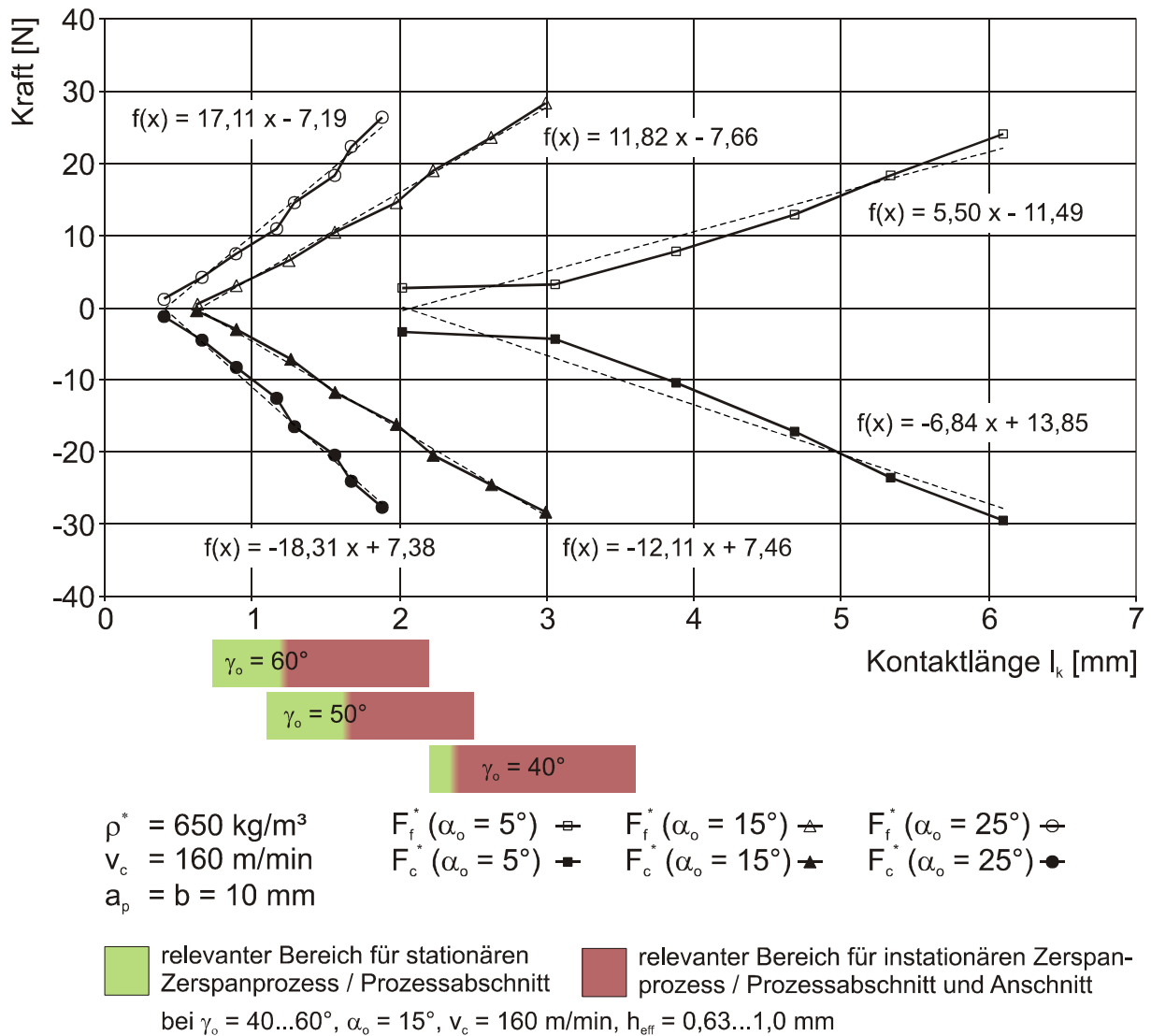


Bild 6.3: Abhängigkeiten der Freiflächenkraft F^* von Kontaktlänge l_k und Freiwinkel α_o

Es wird angenommen, dass die beim Reibversuch mit $b = a_p = 10 \text{ mm}$ gemessene Freiflächenkraft $F_{A\alpha}^*$ betragsmäßig mit der Freiflächenkraft $F_{A\alpha}$ beim Zerspanen übereinstimmt, wenn Kontaktlängen l_k und Freiwinkel α_o in beiden Fällen gleich sind. Trotz des insgesamt nichtlinearen elastischen Verhaltens des PUR-Elastomerschaums lässt sich experimentell in dem für die Zerspanung interessanten Bereich ein annähernd linearer Zusammenhang zwischen der gemessenen Freiflächenkon-

taktlänge l_k und den Kraftkomponenten in Vorschub- und Schnittrichtung von F^* im Rückwärtsreibversuch nachweisen. **Bild 6.3** zeigt den Zusammenhang unter Berücksichtigung eines Freiwinkels von $\alpha_o = 5^\circ, 15^\circ$ und 25° bei einer Schnitt- bzw. Reibgeschwindigkeit von $v_c = 160$ m/min sowie einer Materialdichte $\rho^* = 650$ kg/m³. Mit zunehmendem Freiwinkel wird die Steigung der Kraftverläufe größer. Für die Versuche mit einem Freiwinkel von 15° , bei denen sich eine kontinuierliche bzw. periodisch kontinuierliche Spanbildung einstellt, wurden die Kontaktlängen im Diagramm eingetragen.

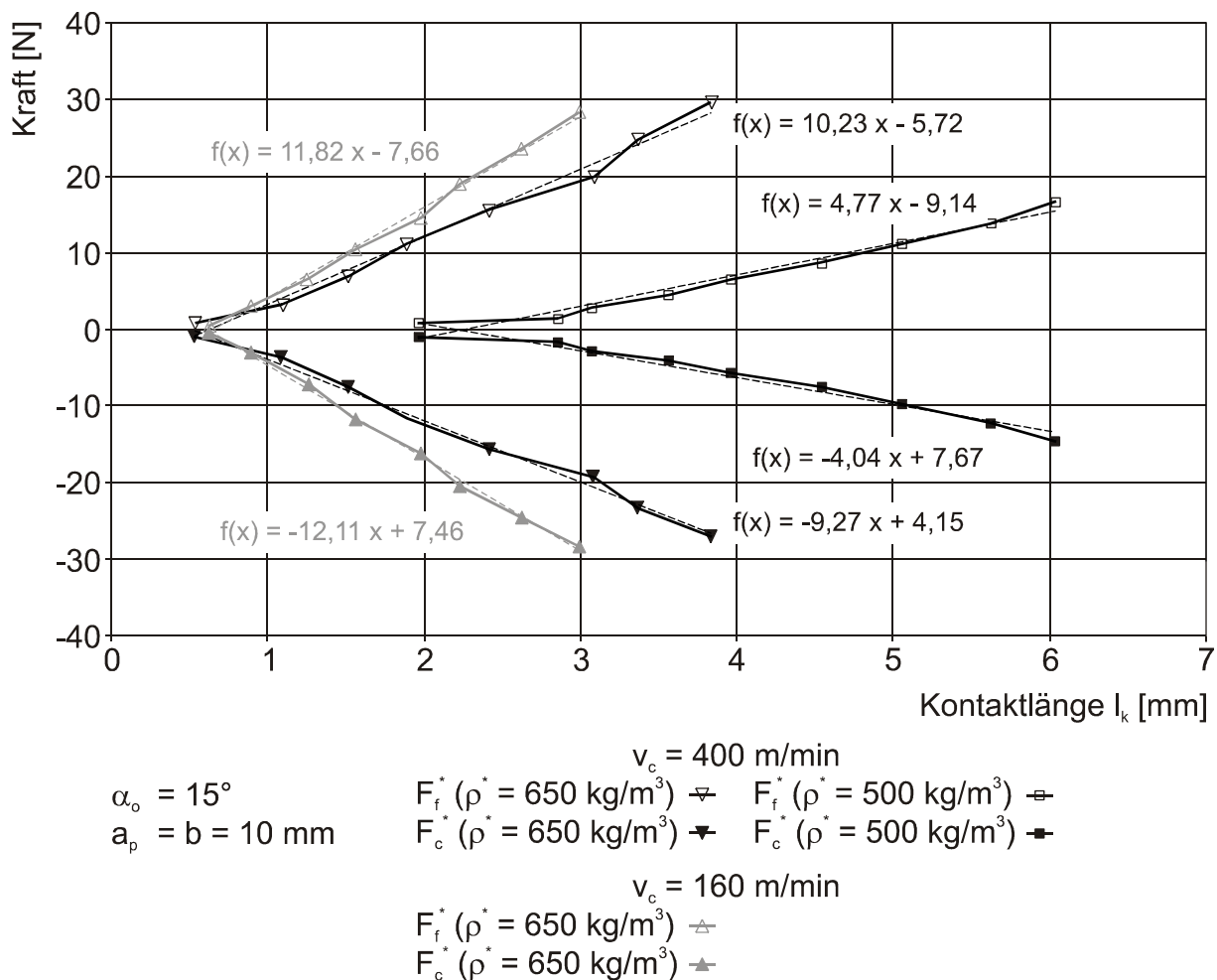


Bild 6.4: Abhängigkeiten der Freiflächenkraft F^* von Kontaktlänge l_k , Materialdichte ρ^* und Schnittgeschwindigkeit v_c

In **Bild 6.4** ist der Verlauf der Kraftkomponenten von F^* bei einem Freiwinkel von $\alpha_o = 15^\circ$ und einer Reibgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Materialdichten 650 kg/m^3 und 500 kg/m^3 dargestellt. Außerdem sind zum Vergleich die bereits in Bild 6.3 dargestellten Kraftkomponenten für $v_c = 160$ m/min und $\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$ eingetragen. Bei Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit nimmt die Steigung der Kraftkomponenten leicht ab. Weiterhin verläuft die Kurve mit abnehmender Dichte ρ^* flacher.

Eine einfache Subtraktion der im Rückwärtsreibversuch gemessenen Kraft von der jeweiligen Zerspankraft im kontinuierlichen Schnitt ist nicht zulässig. Zunächst muss beim Rückwärtsreiben eine

Freiwinkels α_o , der Schnittgeschwindigkeit v_c und der Materialdichte ρ^* für die Konstanten die in Tabelle 6.1 dargestellten Werte.

Tabelle 6.1: Konstanten C_c und C_f in Abhängigkeit von α_o , v_c , ρ^*

α_o [°]	v_c [m/min]	ρ^* [kg/m ³]	C_c [N/mm]	C_f [N/mm]	$F_{A\alpha,R}^* / F_{A\alpha,N}^*$
5	160	650	-6,84	5,50	1,04
15			-12,11	11,82	0,59
25			-18,31	17,11	0,40
15	400	650	-9,27	10,23	0,51
		500	-4,04	4,77	0,47

Für die an der Freifläche angreifende Tangential- und Normalkraft $F_{A\alpha,R}^*$ und $F_{A\alpha,N}^*$ kann somit unter Verwendung der Gleichungen (6.5), (6.6) und (6.7) in Abhängigkeit vom Freiwinkel α_o ein Verhältnis

$$\frac{F_{A\alpha,R}^*}{F_{A\alpha,N}^*} = \frac{-\cos \alpha_o \cdot C_c - \sin \alpha_o \cdot C_f}{-\sin \alpha_o \cdot C_c + \cos \alpha_o \cdot C_f} \quad (6.8)$$

berechnet werden, welches dem klassischen Reibwert μ entspricht, jedoch zusätzlich die elastische Deformation des PUR-Elastomers berücksichtigt (vgl. Tabelle 6.1).

Da die Reibkraftkomponenten in den vorigen Gleichungen vorzeichenrichtig verrechnet wurden, sind hier die Beträge zu betrachten. Aus der Annahme gleicher Kraftkomponenten im Reib- und Drehprozess folgt somit:

$$\begin{pmatrix} F_{A\alpha,R}^* \\ F_{A\alpha,N}^* \end{pmatrix} \approx \begin{pmatrix} F_{A\alpha,R} \\ F_{A\alpha,N} \end{pmatrix} \quad (6.9)$$

Damit ergibt sich zur Separierung der Freiflächenreibung mit Gleichung (6.3) und (6.5):

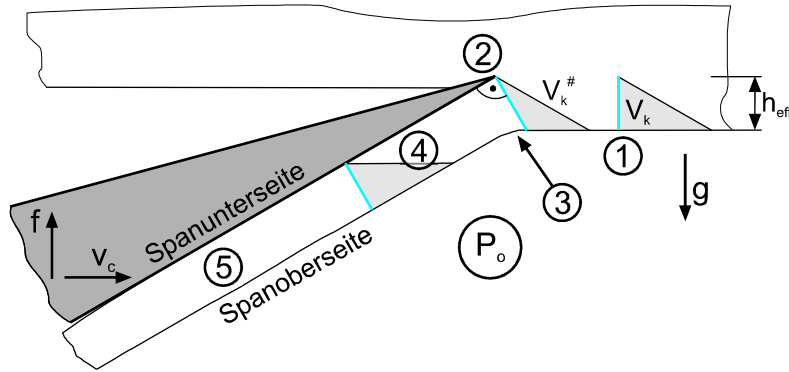
$$\begin{pmatrix} F_{S,A\gamma,c} \\ F_{S,A\gamma,f} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} F_c \\ F_f \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} F_c^* \cdot \cos(2\alpha) + F_f^* \cdot \sin(2\alpha) \\ F_c^* \cdot \sin(2\alpha) - F_f^* \cdot \cos(2\alpha) \end{pmatrix} \quad (6.10)$$

Mit dieser Gleichung können die an der Freifläche wirkenden Kräfte berechnet und von den übrigen im Zerspanprozess wirkenden Kräften separiert werden. Hierfür muss die jeweilige Freiflächenkontaktlänge l_k bekannt sein, um vorab aus den Gleichungen (6.6) und (6.7) die Kraftkomponenten F_c^* und F_f^* berechnen zu können. Das Modell für die Freiflächenkräfte gilt ohne Einschränkungen für stationäre und instationäre Zerspanprozesse und unabhängig davon, ob das Werkzeug im Schnitt oder außer Schnitt ist.

6.2.2 Modellierung der Spanflächenkräfte zur Spanumlenkung

Bild 6.6 stellt die Spanumlenkung schematisch dar. Die für die Spanumlenkung benötigte Energie kann nach Gleichung (6.2) in Abhängigkeit des Stauchungsgrads und des gestauchten Volumens bestimmt werden. Im Folgenden werden zunächst der Stauchungsgrad und das verformte Volumen beschrieben.

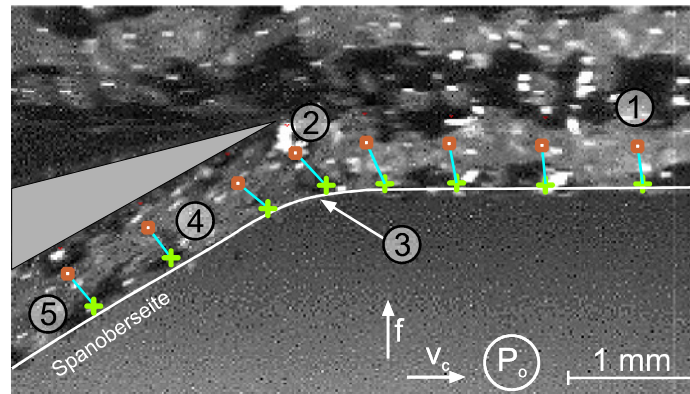
a) Skizze:



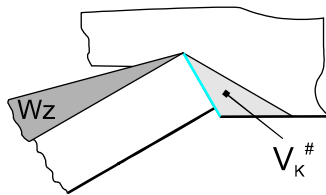
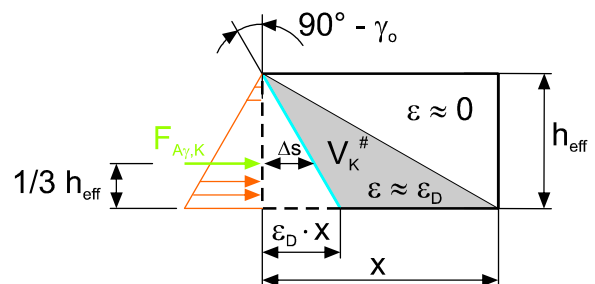
Hochgeschwindigkeitsfilm / Verformungsanalyse:

$\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$
 $\gamma_o = 60^\circ$
 $\alpha_o = 15^\circ$
 $v_c = 160 \text{ m/min}$
 $a_p = b = 10 \text{ mm}$
 stationär:
 $f = h_{\text{eff}} = 0,63 \text{ mm}$

Bildrate: 3000 Hz



- 1) unverformter Querschnitt
 2) maximal verformter Querschnitt
 3) Übergangsbereich
 4) annähernd vollständige Entspannung
 5) ggf. Spanablösung

b) verformtes Volumen $V_K^\#$ (schematisch):Tiefe des Volumens = a_p = Schnitttiefe**Bild 6.6:** Spanumlenkung aufgrund von Materialkompression

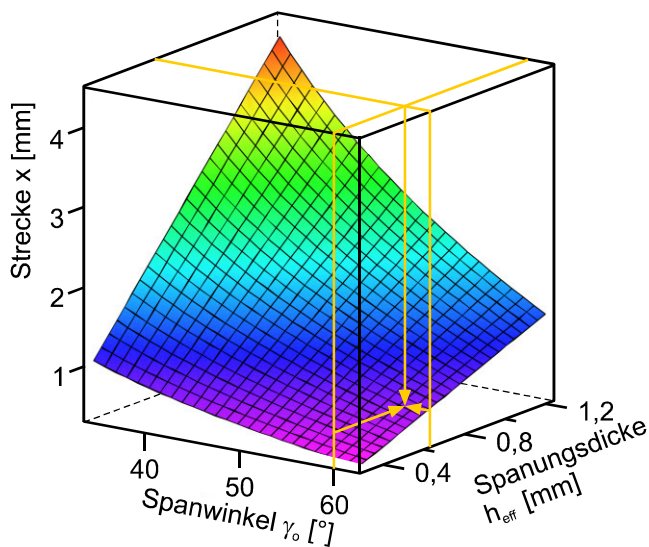
Aufgrund des E-Modulverlaufs (vgl. Kapitel 2.1.6) in Abhängigkeit der Stauchung kann davon ausgegangen werden, dass das Material, welches in den Span übergeht, bis zu einer Stauchung von ε_D komprimiert wird. Die geringste Kraft wird aufgrund des E-Modulverlaufs für eine Stauchung zwischen $\varepsilon = 5\%$ und $\varepsilon = \varepsilon_D$ benötigt ($E_{\varepsilon \leq 5\%} > E_{5\% < \varepsilon < \varepsilon_D} < E_{\varepsilon \geq \varepsilon_D}$). Für eine Verformung über ε_D hinaus ist wiederum eine größere Kraft erforderlich als bei einer Stauchung bisher unverformten Materials ($E_{\varepsilon \geq \varepsilon_D} > E_{\varepsilon \leq 5\%}$). Für das Material der Dichte $\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$ beträgt $\varepsilon_D \approx 0,4$. Somit wird für die Modellbetrachtung angenommen, dass das Material entweder gar nicht oder um ε_D gestaucht ist,

ein Übergangsbereich, der sich in der Realität vermutlich ausbildet, bleibt im Modell unberücksichtigt.

Folglich lässt sich in Abhängigkeit von der effektiven Spanungsdicke h_{eff} und dem Spanwinkel γ_o ein Volumen $V_K^\#$ (vgl. Bild 6.6 b) beschreiben, das in Schnittrichtung betrachtet vor der Schneide kontinuierlich verformt ist. Im Wesentlichen bildet sich die Deformation eben aus, so dass Verformungen senkrecht zur Orthogonalebene vernachlässigt werden können. Es gilt für die Abmessung x des Volumens V_K in Schnittrichtung:

$$x = \frac{h_{\text{eff}} \cdot \tan(90^\circ - \gamma_o)}{\varepsilon_D} \quad (6.11)$$

Die Strecke x ist in Abhängigkeit von Spanwinkel und Spanungsdicke in **Bild 6.7** dargestellt. Für einen Spanwinkel von $\gamma_o = 60^\circ$, eine effektive Spanungsdicke von $h_{\text{eff}} = 0,63 \text{ mm}$ und eine Materialdicke von $\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$ ergibt sich aus Gleichung (6.11) eine Strecke von $x = 0,9 \text{ mm}$. Dieses Ergebnis wird durch die Hochgeschwindigkeitsfilme bestätigt: In Bild 5.29 wurde die Materialkompression für die genannten Parameter ausgewertet. Trägt man die berechnete Strecke von $x = 0,9 \text{ mm}$ von der Schneide in Schnittrichtung ab, so reicht diese von Streckenabschnitt 5 bis 4 (vgl. Auszug in Bild 6.7). Aus dem Geschwindigkeitsprofil wurde für diese beiden Strecken eine Stauchung von etwa $40 \% = \varepsilon_D$ graphisch ermittelt.



Materialdaten:

$$\begin{aligned} \rho^* &= 650 \text{ kg/m}^3 \\ \varepsilon_D &= 0,4 \end{aligned}$$

Auszug aus Bild 5.29

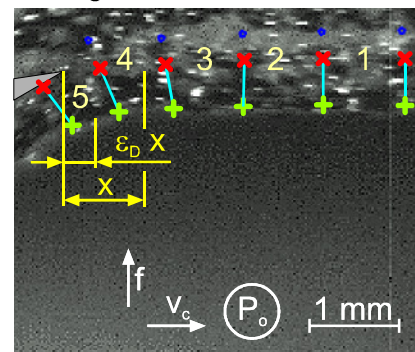


Bild 6.7: Strecke x in Abhängigkeit von Spanwinkel γ_o und Spanungsdicke h_{eff}

Das unverformte Volumen V_K , welches für die Berechnung der im komprimierten Volumen $V_K^\#$ gespeicherten Energie benötigt wird [GIBS 97, ROYL01], ergibt sich mit der Schnitttiefe a_p zu:

$$V_K = \frac{1}{2} x \cdot h_{\text{eff}} \cdot a_p = \frac{h_{\text{eff}}^2 \cdot a_p \cdot \tan(90^\circ - \gamma_o)}{2 \cdot \varepsilon_D} \quad (6.12)$$

Aufgrund der über h_{eff} von $\varepsilon = 0$ auf $\varepsilon = \varepsilon_D$ näherungsweise linear steigenden Verformung wird eine dreieckförmigen Streckenlast angenommen (vgl. Bild 6.6 b). Die resultierende Kraft $F_{A\gamma,K}$ wirkt dann auf Höhe des Schwerpunkts der Linienkraft.

Die Formänderungsenergiedichte ist die auf das unverformte Volumen V_K bezogene Energie. Da der Verlauf der Formänderungsenergiedichte über der Stauchung für die untersuchten Werkstoffdichten bis zu einem Wert von ε_D als linear angenommen werden kann (vgl. Bild 6.1 b), ist die für die Materialverformung benötigte Kraft über dem Verformungsweg folglich konstant. Unter Berücksichtigung des Verformungswegs Δs entlang der Krafrichtung gilt dann der folgende Zusammenhang zwischen der Kraft $F_{A\gamma,K}$ und der im Volumen V_K gespeicherten Energie W_K :

$$W_K = \frac{\int F_{A\gamma,K} ds}{V_K} = \frac{F_{A\gamma,K}}{V_K} \cdot \Delta s \quad (6.13)$$

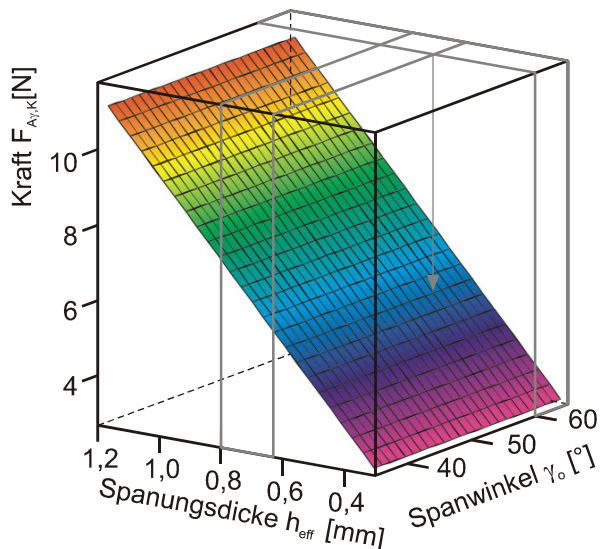
$$\text{mit } \Delta s = \frac{2}{3} \cdot h_{\text{eff}} \cdot \tan(90^\circ - \gamma_o) \quad (6.14)$$

Aus Gleichung (6.13) folgt mit (6.2) für die aufzubringende Kraft $F_{A\gamma,K}$:

$$F_{A\gamma,K} = 0,05 \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^2 \frac{\varepsilon_D E_s V_K}{\Delta s} + \frac{p_0 V_K}{\Delta s} \left[\left(\frac{1 - \frac{\rho^*}{\rho_s}}{1 - 2v^*} \right) \ln \left(\frac{1 - \frac{\rho^*}{\rho_s}}{1 - \frac{\rho^*}{\rho_s} - (1 - 2v^*)\varepsilon_D} \right) - \varepsilon_D \right] \quad (6.15)$$

Mit Gleichung (6.12) und (6.14) ergibt sich:

$$F_{A\gamma,K} = \frac{3 \cdot h_{\text{eff}} \cdot a_p}{4} \left[0,05 \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^2 E_s + \frac{p_0}{\varepsilon_D} \left[\left(\frac{1 - \frac{\rho^*}{\rho_s}}{1 - 2v^*} \right) \ln \left(\frac{1 - \frac{\rho^*}{\rho_s}}{1 - \frac{\rho^*}{\rho_s} - (1 - 2v^*)\varepsilon_D} \right) - \varepsilon_D \right] \right] \quad (6.16)$$



Materialdaten:

$$\begin{aligned} E_s &= 45 \text{ MPa} \\ \rho^* &= 650 \text{ kg/m}^3 \\ \rho_s &= 1260 \text{ kg/m}^3 \\ v^* &= 0,3 \\ \varepsilon_D &= 0,4 \end{aligned}$$

□: Bereich günstiger Zerspanparameter

Bild 6.8: Kompressionskraft in Abhängigkeit von Spanwinkel γ_o und Spanungsdicke h_{eff}

In **Bild 6.8** ist der Verlauf der Kompressionskraft $F_{A\gamma,K}$ über Spanwinkel γ_o und Spanungsdicke h_{eff} für eine Dichte von $\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$ des Elastomerschaums dargestellt. Das Volumen V_K und der Verformungsweg Δs hängen in gleicher Weise vom Spanwinkel ab. Aus diesem Grund ist die Kraft über dem Spanwinkel konstant. Mit zunehmender Spanungsdicke steigt die Kraft an. Die Kraftberechnung ist allerdings nur für günstige Zerspanparameter gültig, bei denen die Umlenkung auf einer Materialkompression beruht. Mit abnehmendem Spanwinkel wird der Span verstärkt gebogen und schnürt an der Spanoberseite ein. Aus diesem Grund wäre bei kleinen Spanwinkeln ein zusätzlicher Kraftanteil aufgrund von Biegung zu berücksichtigen (vgl. Kapitel 5.4.1).

6.2.3 Anwendung des Modells auf die gemessenen Zerspankräfte

Mit den beschriebenen Modellen können die gemessenen Zerspankräfte vektoriell in ihre Anteile zerlegt werden. In **Bild 6.9** sind die Kraftvektoren bei einem festen Spanwinkel von 60° und variiertem Vorschub dargestellt.

Die Kraft $F_{S,A\gamma}$ ergibt sich aus der gemessenen Zerspankraft F durch Abzug der Freiflächenkraft $F_{A\alpha}$. Sie kann durch Gleichung (6.10) unter Berücksichtigung der Gleichungen (6.6) und (6.7), sowie der aus den Rückwärtsreibversuchen ermittelten Kennwerte aus Tabelle 6.1 sowie der zuvor bestimmten Freiflächenkontaktlängen l_k (Kapitel 5.4.1) berechnet werden.

Der Betrag der Kompressionskraft $F_{A\gamma,K}$ lässt sich mit Gleichung (6.15) berechnen. Hierfür werden die in Kapitel 4.2 angegebenen Materialkennwerte für E_s , ρ^* , ρ_s und v^* sowie der Stauchungswert ε_D aus Kapitel 2.1.6 benötigt. In welche Richtung die Kraft $F_{A\gamma,K}$ durch Materialvorspannung und Reibung auf den Schneidkeil übertragen wird, lässt sich aus den Versuchen nicht ermitteln. Daher ist in Bild 6.9 der Betrag der Kompressionskraft auf einem Kreisbogen abgetragen. Die Trennkraft F_{Trenn} kann somit nach Betrag und Richtung eingegrenzt werden, da sie zwischen Koordinatensprung und Kreisbogen eingezeichnet werden kann.

Mit zunehmender effektiver Spanungsdicke bewegt sich die Kraft $F_{S,A\gamma}$ in negative Richtung. Dies bestätigt die Annahme, dass mit zunehmender Spanungsdicke eine Biegung des Spans auftritt, die im Modell unberücksichtigt bleibt. Die mögliche Größe der Trennkraft entspricht in etwa den in Bild 5.16 extrapolierten Kräften bei einer Spanungsdicke von $h_{eff} = 0 \text{ mm}$. Hierdurch wird das Modell bestätigt. Im Vergleich zur Größe der Trennkraft F_{Trenn} ist die Kraft $F_{A\gamma,K}$ klein. Der größte Kraftanteil der Zerspankraft wird folglich zur Materialtrennung benötigt.

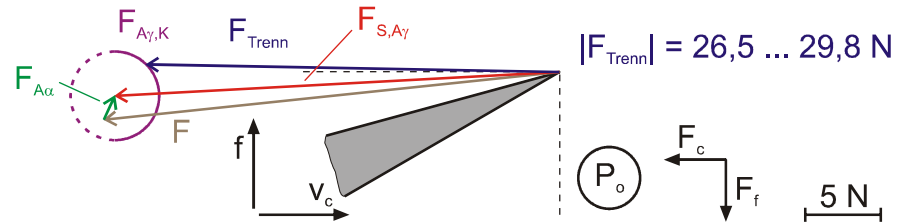
Bild 6.10 zeigt die Kraftkomponenten bei Variation der Fasenbreite b_γ von $10 \mu\text{m}$, $20 \mu\text{m}$ und $40 \mu\text{m}$ für stationäre Prozessabschnitte. Aufgrund einer zunehmenden effektiven Spanungsdicke und einem zunehmenden Biegeanteil des Spans wird die Kraft $F_{S,A\gamma}$ mit steigender Fasenbreite negativ. Vergleicht man die möglichen Trennkräfte in Abhängigkeit der Fasenbreite an der Schneide, so stellt man fest, dass bei Verdoppelung der Fasenbreite der Betrag der Trennkraftkomponente F_{Trenn} in etwa mit dem Faktor 1,5 steigt.

Werkzeugdaten: $\gamma_o = 60^\circ$, $\alpha_o = 15^\circ$, $v_c = 160$ m/min, $b_\gamma = 10$ μ m

Werkstoffdaten: $E_s = 45$ MPa, $\rho^* = 650$ kg/m³, $\rho_s = 1260$ kg/m³, $\nu^* = 0,3$

$f = 0,63$ mm

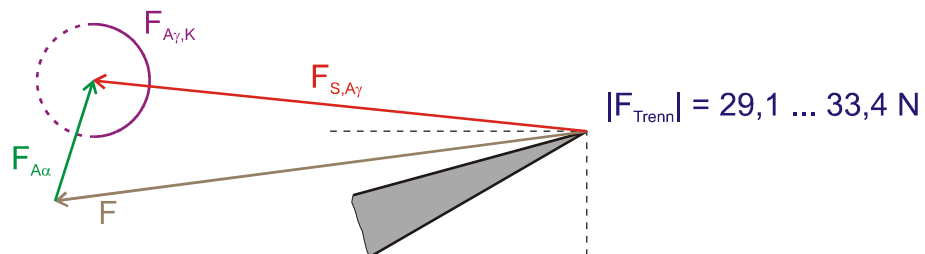
Eignung des Modells: **+**



$f = 0,4$ mm

$h_{eff} = 0,8$ mm

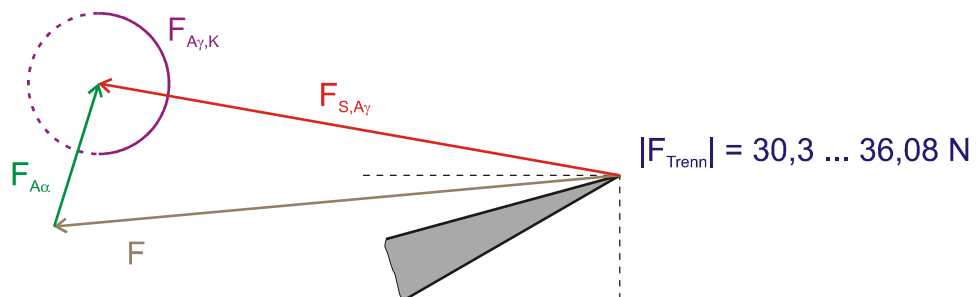
Eignung des Modells: **+**



$f = 0,5$ mm

$h_{eff} = 1,0$ mm

Eignung des Modells: **0**



Eignung des Modells:

+: Modell bildet die Realität gut ab, Spanumlenkung durch gleichmäßige Materialkompression

0: Modell bildet die Realität mit Einschränkungen ab, Spanumlenkung zunehmend durch Biegung und ungleichmäßige Verformung

Bild 6.9: Kräfte in Abhängigkeit vom Vorschub f

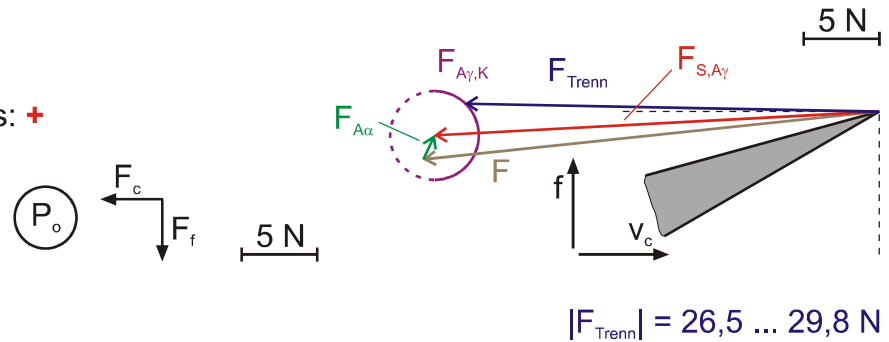
Werkzeugdaten: $\gamma_o = 60^\circ$, $\alpha_o = 15^\circ$, $v_c = 160$ m/min, $b_\gamma = 10$ μm , $f = 0,63$ mm

Werkstoffdaten: $E_s = 45$ MPa, $\rho^* = 650$ kg/m³, $\rho_s = 1260$ kg/m³, $v^* = 0,3$

$b_\gamma = 10$ μm

$h_{\text{eff}} = 0,63$ mm

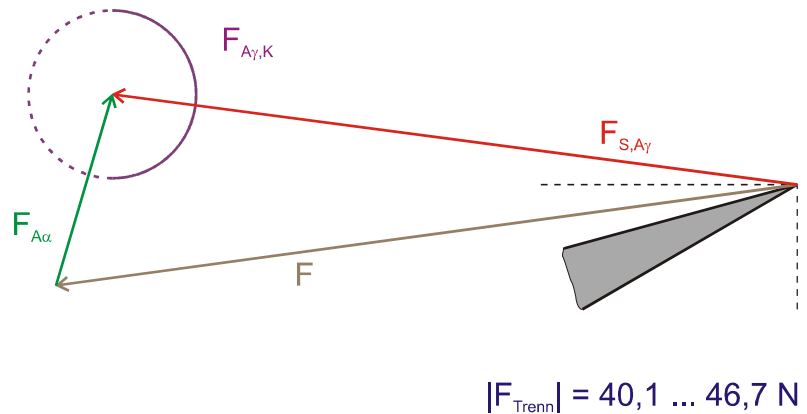
Eignung des Modells: **+**



$b_\gamma = 20$ μm

$h_{\text{eff}} = 1,19$ mm

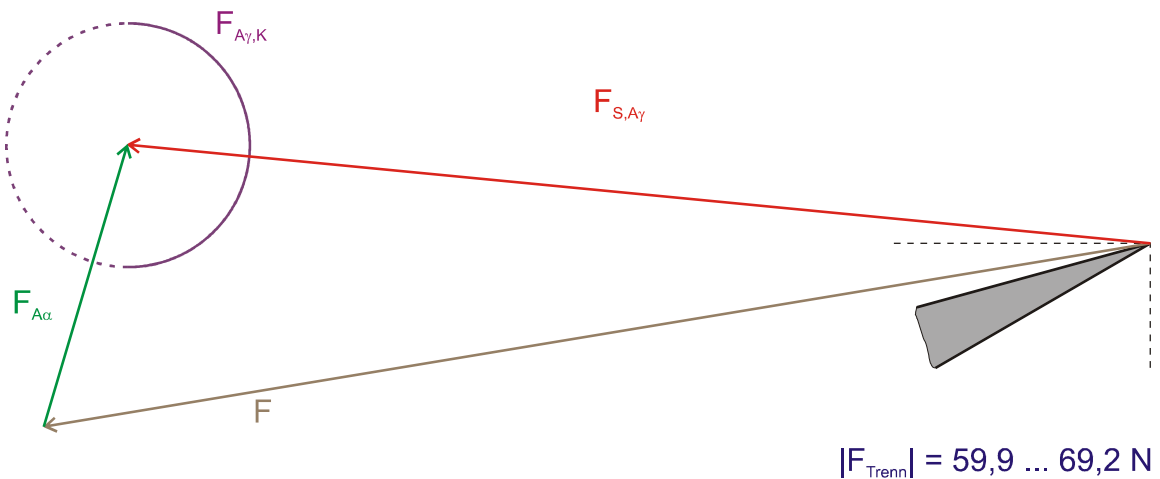
Eignung des Modells: **0**



$b_\gamma = 40$ μm

$h_{\text{eff}} = 1,73$ mm

Eignung des Modells: **0**



Eignung des Modells:

+: Modell bildet die Realität gut ab, Spanumlenkung durch gleichmäßige Materialkompression

0: Modell bildet die Realität mit Einschränkungen ab, Spanumlenkung zunehmend durch Biegung und ungleichmäßige Verformung

Bild 6.10: Kräfte in Abhängigkeit der Fassenbreite b_γ

6.3 Trennmechanismus

6.3.1 Festigkeitshypothese für Elastomerschäume

Für die Auslegung von Elastomerbauteilen existieren eine Vielzahl von Festigkeitshypothesen, die die unterschiedlichen, meist mehrachsigen Beanspruchungszustände in einem Vergleichswert zusammenfassen. Eine Übersicht wird z. B. von FLAMM gegeben. Das Erreichen der statischen Reißdehnung ε_r ist demnach für das Versagen eines Bauteils nicht erforderlich [FLAM03]. Allgemein wird für Elastomerbauteile davon ausgegangen, dass diese versagen, wenn die Formänderungsenergiedichte

$$W = \int_0^{\varepsilon_{\max}} \sigma_{ij} \partial \varepsilon_{ij} \quad (6.17)$$

lokal einen Vergleichswert überschreitet [JOSW05, STOJ98, FLAM03].

Im Speziellen existiert für Elastomere eine Festigkeitshypothese von GENT. Sie beschreibt das Versagen eines repräsentativen Volumenelements, in dem sich eine sphärische Zelle befindet unter allseitiger Zugbelastung, die als negativer hydrostatischer Druck $-P$ bezeichnet wird [GENT94/1, GENT94/2, GENT01]. Die Zellen entsprechen den Poren der hier betrachteten Elastomerschäume. Im unbelasteten Zustand weist die Zelle den Radius r_0 auf und dehnt sich bei kleinen Spannungswerten proportional zu P um den Wert $\lambda \cdot r_0$ (vgl. **Bild 6.11 a**). Es gilt:

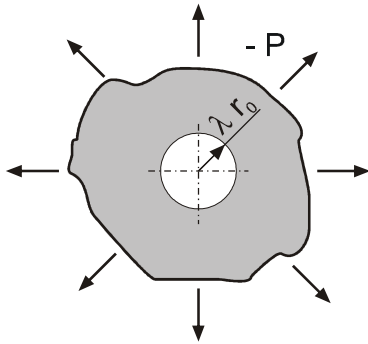
$$\lambda = 1 + \frac{3P}{4E} \quad (6.18)$$

Eine hohe allseitige Zugspannung, die in **Bild 6.11 b**) dagegen führt zu einer überproportionalen Dehnung. Begründet durch die neo-Hookschen Ansätze für Elastomerwerkstoffe wird die Dehnung für einen endlichen Wert P , der durch

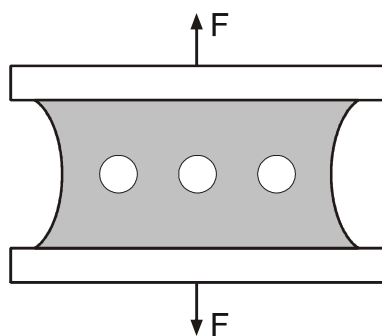
$$-P = \frac{5}{6} E \quad (6.19)$$

gegeben ist, unendlich groß [GENT01]. Bei dieser Belastung versagt der Elastomerwerkstoff ausgehend von der Zelle. GENT hat den Zusammenhang zwischen wirksamem E-Modul und hydrostatischem Druck für einen weiten Bereich der Zellengröße von $r_0 = 0,5 \mu\text{m}$ bis 1 mm als gute Näherung nachgewiesen und für den in **Bild 6.11 b** dargestellten Fall bestätigt [GENT94/1].

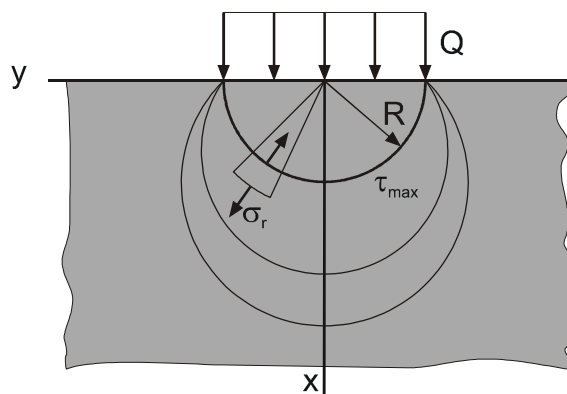
a) Ansatz Festigkeitshypothese nach Gent



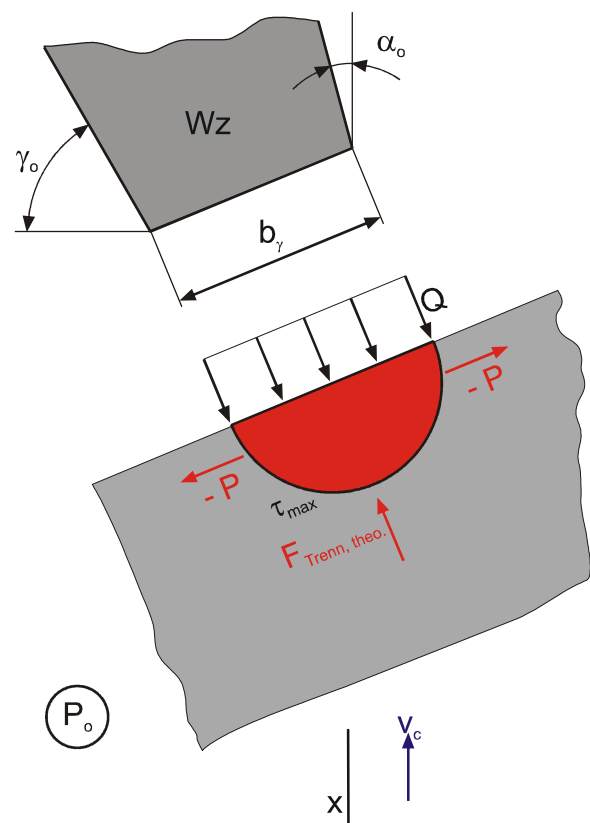
b) Versuchsaufbau nach Gent



c) Druckverteilung im kompakten Elastomer



d) Druckverteilung vor der Schneide

**Bild 6.11:** Versagenshypothese nach GENT, Druckverteilung vor der Schneide

6.3.2 Modellierung und Berechnung der Trennkraft

Im Folgenden wird mit dem von GENT beschriebenen Zusammenhang gezeigt, dass die Materialtrennung auf Spannungen zurückgeführt werden kann, die vor der Schneide auftreten. In den Versuchen wurden Werkzeuge mit Fassenbreiten von 10, 20 und 40 μm eingesetzt. Die Versuchsergebnisse zeigen, dass die Trennkraftkomponenten bei einer Verdoppelung der Fassenbreite deutlich steigen.

Vor der Schneide stellt sich der bereits in Kapitel 5.6 beschriebene Spannungszustand ein (vgl. Bild 6.11 d). Hierdurch entsteht senkrecht zur Schnittrichtung eine Zugspannung im Material. Nach GLINKA liegt die Ausbreitungsrichtung des bei der Trennung entstehenden Risses in der Ebene der

größten Schubspannung [GLIN95]. Somit kann die Trennzone halbkreisförmig um die Schneidenfase eingezeichnet werden.

Unter der Annahme, dass die Trennkraft senkrecht auf der Schneidenfase steht, kann diese auf die Fläche

$$A = b_\gamma \cdot b, \quad (6.20)$$

bezogen werden. Mit Gleichung (6.19) lässt sich die Trennkraft $F_{\text{Trenn,theo}}$ wie folgt abschätzen:

$$P = \frac{F_{\text{Trenn,theo.}}}{b_\gamma \cdot b} = \frac{5}{6} E \quad (6.21)$$

$$\Leftrightarrow F_{\text{Trenn,theo.}} = \frac{5}{6} E \cdot b_\gamma \cdot b$$

Obwohl die Porengröße des Schaums im Vergleich zur Trennzone groß ist, scheint ein Ansatz über die Festigkeitshypothese nach GENT möglich, da davon auszugehen ist, dass im maximal komprimierten Bereich immer ein Teil einer Zellenwand belastet wird, von der das Reißen der Makromoleküle ausgeht.

Der wirksame E-Modul bei maximaler Stauchung ist schwer zu bestimmen. Vom Hersteller wird für eine Materialdichte von $\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$ ein Wertebereich zwischen 500 MPa und 1 GPa genannt [ELAS07]. Hiermit lassen sich die Trennkraften für die untersuchten Fasenbreiten nach (6.31) überschlägig berechnen. Sie sind in Tabelle 6.2 den aus den Versuchen bestimmten Kräften gegenübergestellt.

Tabelle 6.2: Berechnete Trennkraften für $\rho_s = 650 \text{ kg/m}^3$ in Abhängigkeit der Fasenbreite b_γ

b_γ [μm]	E [GPa]	$F_{\text{Trenn,theo.}}$ [N] nach (6.21)	F_{Trenn} [N] aus Versuchen
10	0,5...1	41,7...83,3	26,5...29,8
20		83,3...166,7	40,1...46,7
40		166,7...333,3	59,9...69,2

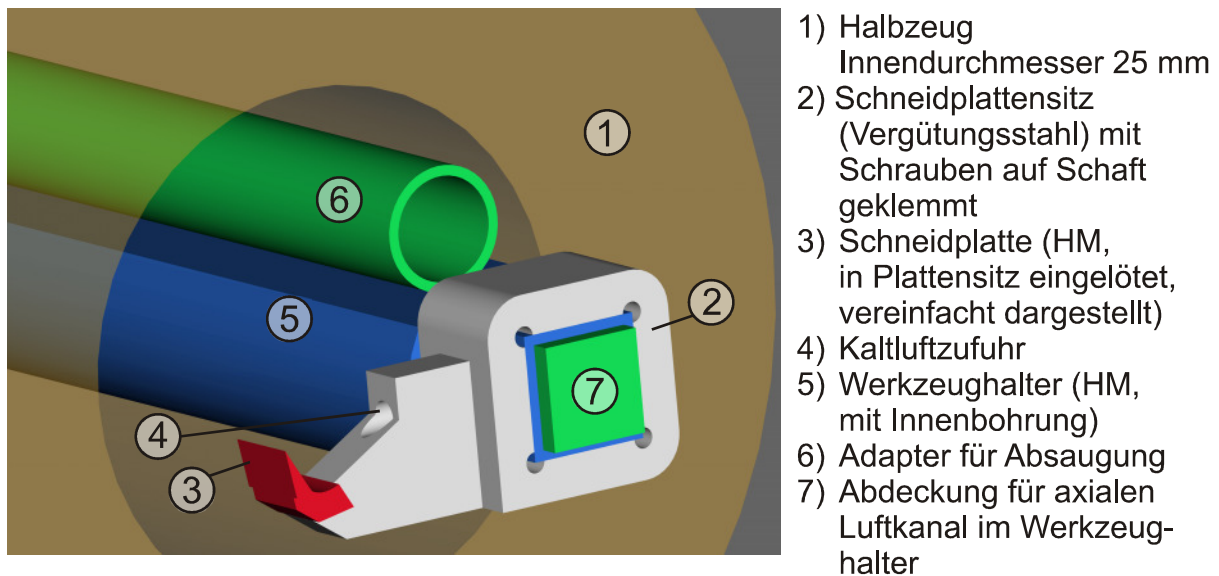
Für die kleinste Fasenbreite liegt die berechnete Trennkraft etwas über den aus den Versuchen ermittelten Kräften. Mit zunehmender Fasenbreite weicht das berechnete Ergebnis dagegen stärker ab. Möglicherweise bildet sich die Spannungsverteilung bedingt durch die Poren, nicht ideal radial um die Schneide bzw. nicht auf ganzer Breite der Schneidenfase aus. Eine überschlägige Berechnung der Trennkraft ist mit dem angegebenen Zusammenhang für kleine Fasenbreite jedoch möglich.

7 Übertragung der grundlegenden Erkenntnisse auf das Innennutdrehen

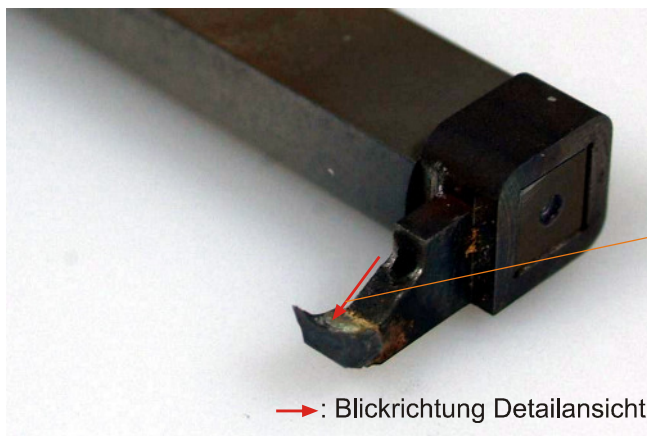
Wie bereits in Kapitel 2 dargestellt, besitzen die im Bereich des Fahrwerks von Automobilen verwendeten Dämpferbauteile meist Innennuten, die zur Befestigung an umgebenden Bauteilen benötigt werden (vgl. Bild 2.8). Auf dem Markt existieren keine Drehwerkzeuge, welche für die Bearbeitung von Elastomerschäumen geeignet sind. Aus diesem Grund wurde unter Berücksichtigung der bisherigen Erkenntnisse ein Werkzeug für das Innennutdrehen entwickelt.

Die vorangegangenen Ergebnisse haben gezeigt, dass für eine gleichmäßige Spanbildung ein großer Spanwinkel von $\gamma_o \geq 60^\circ$, ein Freiwinkel von $\alpha_o \approx 15^\circ$ und eine geringe Fasenbreite der Schneide von $b_\gamma \approx 10 \mu\text{m}$ erforderlich sind. Um den Aufwand der Werkzeugherstellung gering zu halten, wurde eine Schneide für die Aluminiumbearbeitung umgearbeitet.

CAD-Modell:



Prototyp:



Detailansicht Spanfläche:

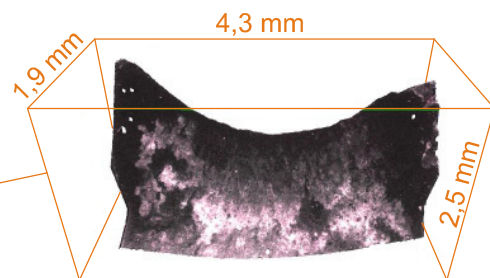
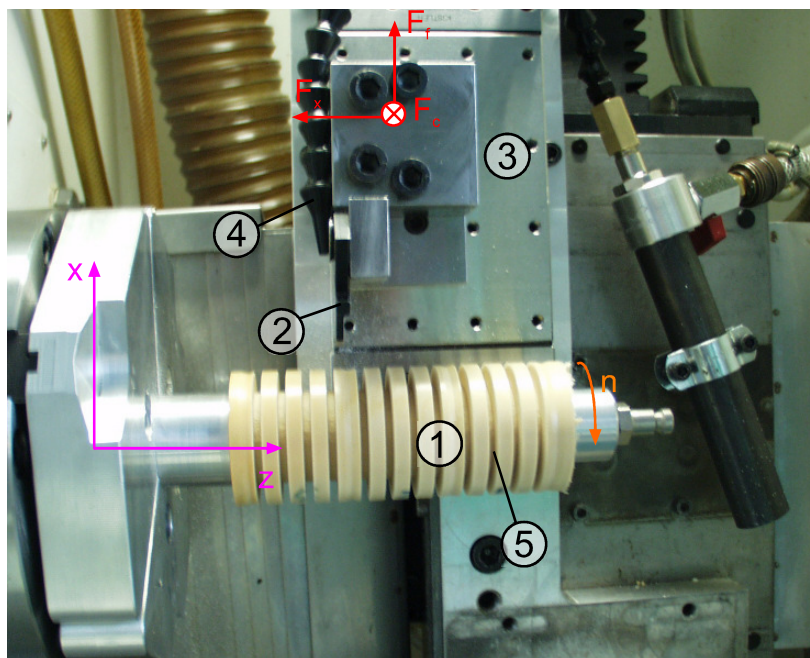


Bild 7.1: Entwickeltes Werkzeug zum Innennutdrehen

An dieser Schneidplatte aus Hartmetall (K10F) wurde durch Schleifen die Hauptfreifläche zurückgesetzt, so dass in Einbaulage der Schneidplatte im Werkzeughalter ein Spanwinkel von $\gamma_o = 60^\circ$

und ein Freiwinkel von $\alpha_0 = 15^\circ$ entstehen (siehe **Bild 7.1**). Freiwinkel α'_f und Einstellwinkel χ'_r der Nebenschneide betragen jeweils 3° . Durch die kalottenförmige Spanfläche der verwendeten Schneidplatte ist die Schneide konkav gekrümmt. Die Grundfläche der erzeugten Nuten ist daher leicht gewölbt. Die Schneidecken sind näherungsweise scharfkantig ($r_\varepsilon = 90^\circ$).

Die Schneide wurde in einen Schneidplattensitz aus Vergütungsstahl eingelötet. Im Hinblick auf eine geringe Durchbiegung und Vermeidung von Schwingungen ist der Schneidplattensitz auf einem Werkzeughalter aus Hartmetall geklemmt. Um den Zerspanprozess zu kühlen, kann durch den Werkzeughalter Kaltluft über den Plattensitz auf die Schneide gelenkt werden. Weiterhin ist eine Absaugung nahe der Prozesszone vorhanden. Mit dem Prototyp können bei einem minimalen Innendurchmesser des Halbzeugs von 25 mm Nuten bis zu einer Tiefe von 9 mm gefertigt werden. Die Nutbreite beträgt entsprechend der Schneidenlänge 4,1 mm, wobei durch mehrmaliges, versetztes Einstechen auch breitere Nuten erzeugt werden können.



- 1) Halbzeug
Außendurchmesser
55 mm
- 2) Werkzeug
- 3) Kraftmessplattform
- 4) Austrittsdüse Kaltluft
- 5) gefertigte Nut

Vorschub	$f = 0,04 \text{ mm}$	Dichte	$\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$
Schnittgeschwindigkeit	$v_c = 200 \text{ m/min}$	Stechbreite	$B = a_p = 4,1 \text{ mm}$
Außendurchmesser	$D = 55 \text{ mm}$	Nuttiefe	$T = 9 \text{ mm}$

Bild 7.2: Versuchsaufbau Außennutdrehen

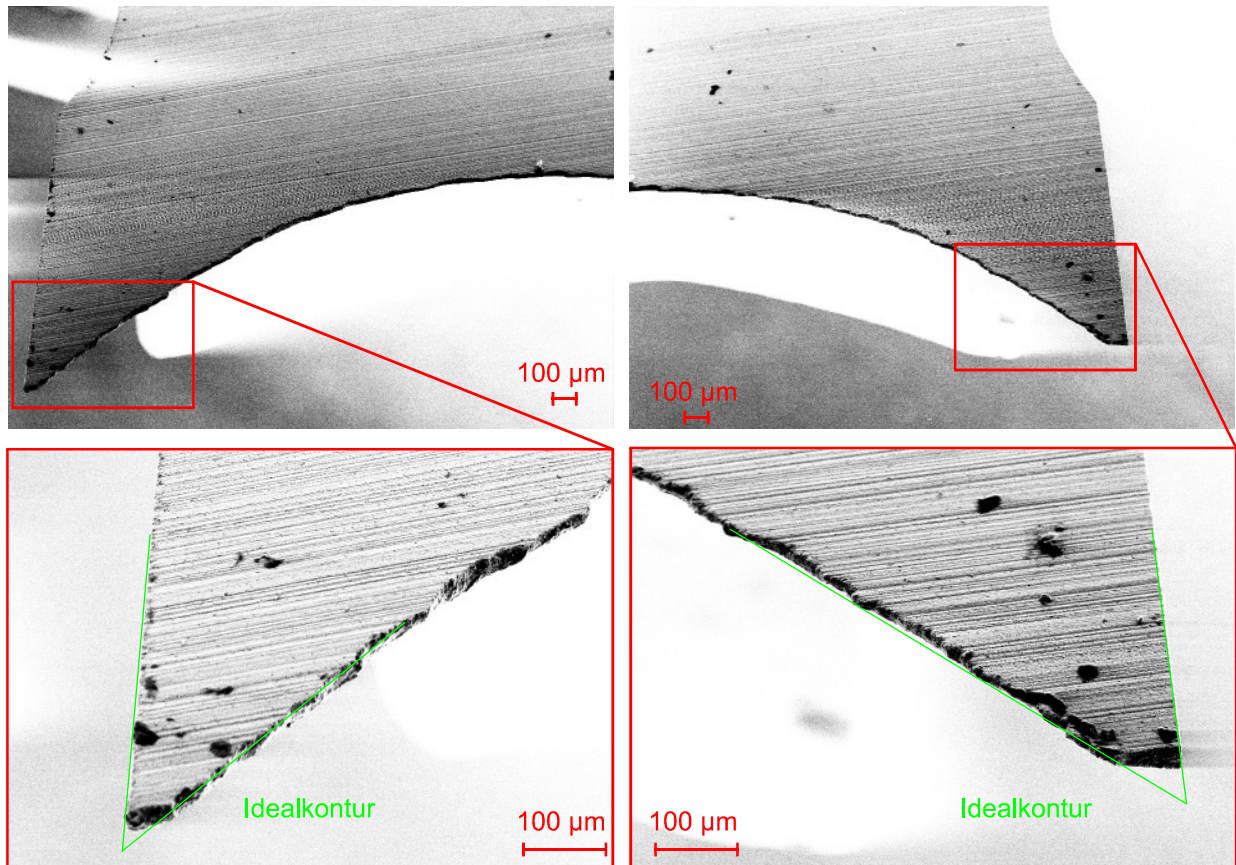
Zur Erprobung des Werkzeugs wurden Nuten an Halbzeugen mit einem Innendurchmesser von 35 mm erzeugt. Das Halbzeug war in einer geschlitzten Metallhülse gespannt, die im Spannfutter der Maschine befestigt war. Bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 160 \text{ m/min}$ wurden Versuche mit unterschiedlichen Vorschüben ($f = 0,63; 0,5; 0,4; 0,25; 0,16$ und $0,04 \text{ mm}$) durchgeführt.

Die aus den grundlegenden Orthogonal Drehversuchen gewonnenen Erkenntnisse zur Spanbildung lassen sich bestätigen: während ein Vorschub von $0,63 \text{ mm}$ bei einer Materialdichte von $\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$ zur Bandspanbildung führte, war die Spanbildung bei kleineren Vorschüben

unterbrochen. Dennoch wurden, anders als in den Versuchen aus Kapitel 5, auch bei Vorschüben mit unterbrochener Spanbildung gute Bauteiloberflächen erzielt. Offensichtlich verbessern andere Spannungsverhältnisse im Werkstoff vor der Schneide, die auf den gekrümmten Schneidenverlauf und die beim Nutdrehen größere Materialabstützung als beim Orthogonaldrehen an einem Bund zurückzuführen sind, das Zerspanergebnis.

a) Schneidenzustand vor dem Standzeitversuch (0 Nuten)

Zerspanvolumen: $V_{wt} = 0 \text{ cm}^3$, Schnittweg: $l_c = 0 \text{ m}$



b) Schnitt- und Vorschubkraft zu Versuchsbeginn (1. Nut)

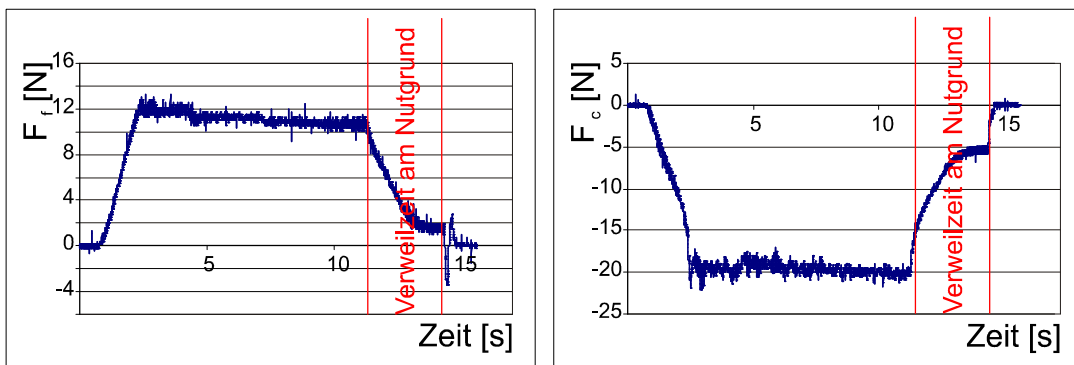


Bild 7.3: Schneidenzustand und Schnittkraftverlauf zu Versuchsbeginn

Weiterhin zeigte sich, dass durch eine Verweilzeit der Schneide am Nutgrund die Form- und Maßhaltigkeit gesteigert werden kann. Dieser Prozess ist vergleichbar mit dem „Ausfunken“ in einem Schleifprozess bei der Metallbearbeitung. Dabei findet der Materialabtrag vermutlich auf-

grund von Reibungsvorgängen in sehr kurzen Spänen statt, die als „pulverförmig“ beschrieben werden können.

Mit einem Vorschub von $f = 0,04$ mm und einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 160$ m/min wurde ein Standzeitversuch beim Außennuteinstechdrehen durchgeführt, da das Halbzeug einfacher zu spannen ist als beim Innennutdrehen (vgl. **Bild 7.2**). Die Schneide wurde mit Kaltluft gekühlt.

In **Bild 7.3** sind der Schneidenzustand und der Verlauf der Schnittkraftkomponenten dargestellt. Der Verlauf und Zusammenhang von Schnitt- und Vorschubkraft vor dem Anschnitt und im Schnitt entspricht den Erkenntnissen aus den Grundlagenversuchen (vgl. Bild 5.5). Während der Verweilzeit des Werkzeugs am Nutgrund fallen die Schnittkraftkomponenten asymptotisch auf etwa 2 N in Vorschubrichtung und 5 N in Schnitttrichtung ab, bis keine Materialtrennung mehr stattfindet. Diese Kraftbeträge sind auf Materialvorspannung und Reibung zurück zuführen.

Schneidenzustand nach der 3000. Nut

Zerspanvolumen: $V_{wt} = 7800$ cm³, Schnittweg: $l_c = 97548$ m

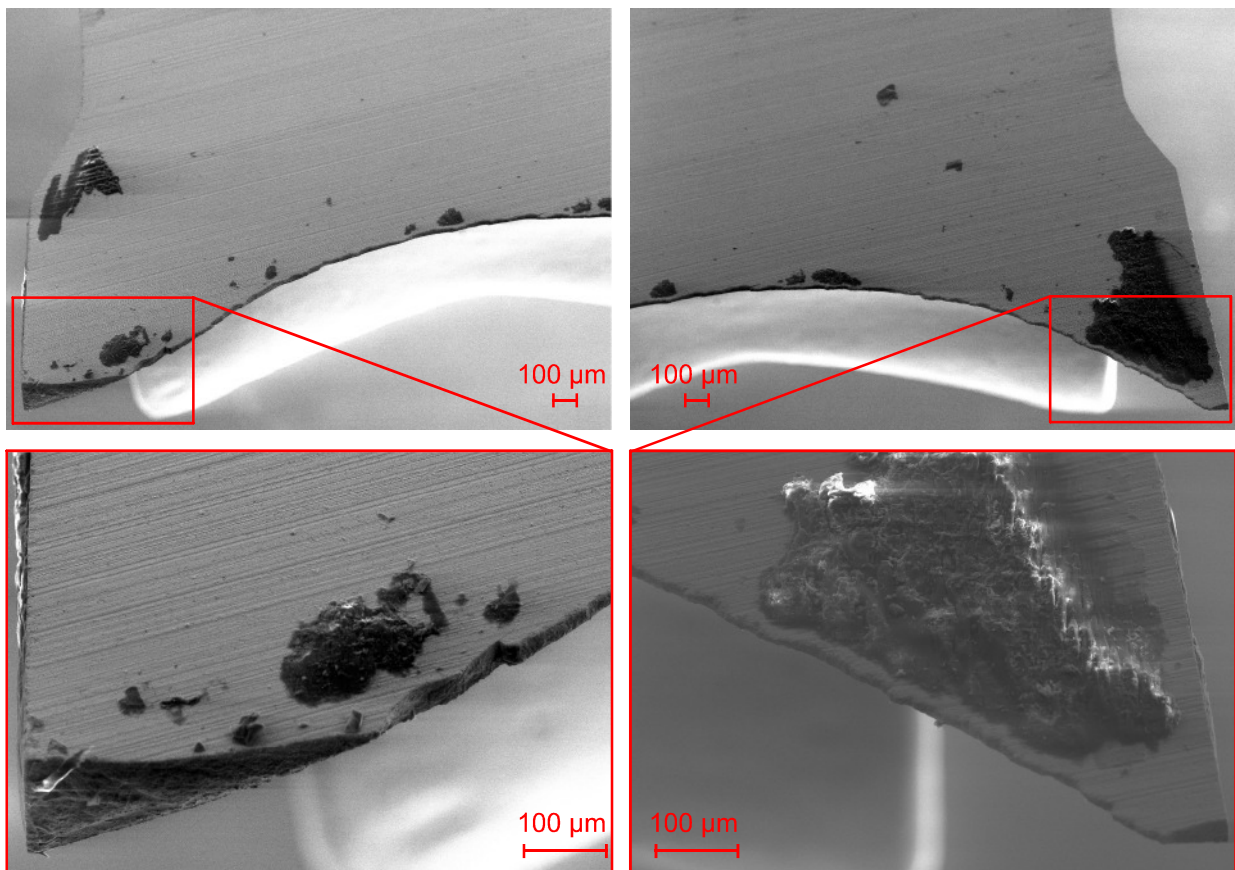


Bild 7.4: Schneidenzustand zu Versuchsende

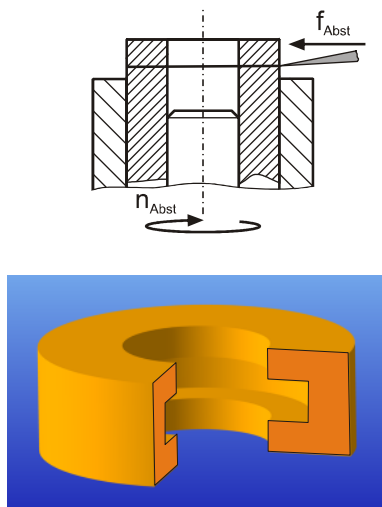
Nach Fertigung von 3000 Nuten und einem Schnittweg von $l_c \approx 100.000$ m wurde der Versuch beendet. Der Verschleißzustand der Schneide ist in **Bild 7.4** dargestellt. Die Schneide ist nur leicht verrundet und die Qualität der Nuten entsprach den Anforderungen. Auf der Spanfläche konnten zwar Werkstoffaufklebungen festgestellt werden, diese beeinflussten den Prozess jedoch nicht negativ.

8 Übertragung der grundlegenden Erkenntnisse auf das Umfräsen

Dämpferbauteile haben, wie bereits dargestellt, ebene oder wellenförmig profilierte Stirnflächen. Ebene Stirnflächen können durch „spanloses Abstechen“ mit einem klingenförmigen HM-Werkzeug erzeugt werden (siehe **Bild 8.1 a**). Solche Werkzeuge werden bei der spanenden Fertigung von Dichtungen aus kompakten Elastomeren eingesetzt und sind auch für die Bearbeitung von Elastomerschäumen geeignet. Dabei können, wie Vorversuche gezeigt haben, hohe Schnittgeschwindigkeiten ($v_c > 400$ m/min) und Vorschübe ($f = 1$ mm) realisiert werden. Die Qualität der spanlos erzeugten Bauteilflächen ist dabei hoch.

Profilierte Stirnflächen lassen sich durch Umfräsen herstellen. Hierfür muss ein Fräser eingesetzt werden, mit dem sich zunächst eine Startbohrung erzeugen lässt. Anschließend wird durch überlagerte Vorschubbewegungen des Halbzeugs und des Werkzeugs das Wellenprofil erzeugt (vgl. Bild 8.1 c).

a) ebene Stirnfläche durch spanloses Abstechen:



b) wellenförmig profilierte Stirnfläche durch Umfräsen:

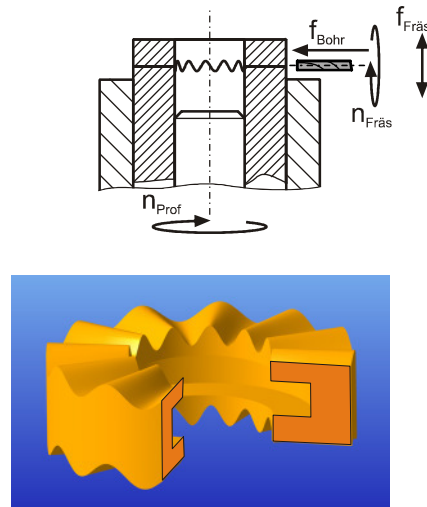


Bild 8.1: Fertigung ebener und profilierter Stirnflächen von Dämpferlagern

Tabelle 8.1: Geometrie der Versuchswerkzeuge

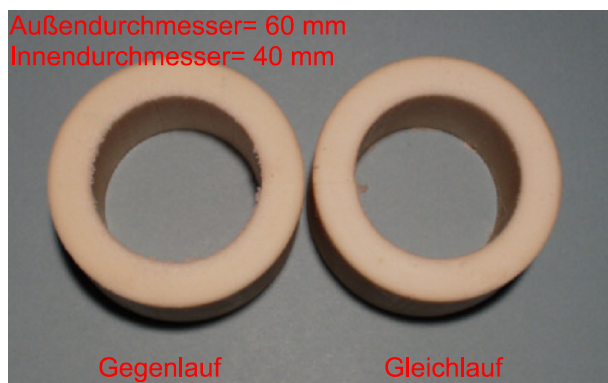
			Fräser 1	Fräser 2	Fräser 3	Fräser 4	Fräser 5	Fräser 6	Fräser 7
Durchmesser	d	[mm]	4,0	4,0	4,0	3,9	4,1	3,0	3,0
Spanwinkel	γ_f	[°]	30	30	23	27	0	10	16
Rückspanwinkel	γ_p	[°]	18	18	-25	-25	30	20	22
Freiwinkel	α_f	[°]	10	8	17	13	10	14	14
Rückfreiwinkel	α_p	[°]	13	13	18	17	12	11	12

Für die Versuche wurden einschneidige Vollhartmetall-Fräser aus dem Bereich der Kunststoffbearbeitung ausgewählt und erprobt (siehe **Tabelle 8.1**). Anstelle einer wellenförmigen Stirnfläche

wurden wegen des geringeren Aufwands und Verschnitts ebene Stirnflächen gefräst. Es zeigt sich, dass die im Gegenlauf gefräste Stirnfläche grundsätzlich qualitativ hochwertiger ist als die im Gleichlauf gefräste Fläche (siehe **Bild 8.2**). Dieser Zusammenhang ist beim Fräsen von kompakten Elastomeren bereits beschrieben worden [HINT02B, SHIH04A, SHIH04B]. Glatte Oberflächen wurden mit den Fräsern 1 und 2 erzielt, die beide einen hohen Seitenspanwinkel von 30° und einen Seitenfreiwinkel von 18° haben. Eine Kühlung des Werkzeugs und der Prozesszone ist unbedingt erforderlich, um Spananhaftungen zu vermeiden.

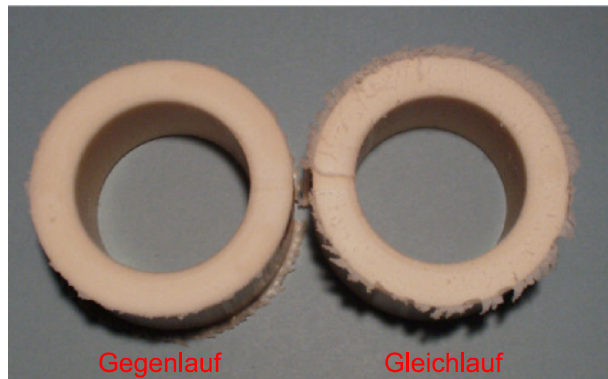
Werkstoffdichte: $\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$
 Tischdrehzahl: $n_T = 2 \text{ min}^{-1}$
 Spindeldrehzahl: $n_{\text{Fräs}} = 30000 \text{ min}^{-1}$
 Schnittgeschwindigkeit: $v_c = 366 \text{ m/min}$
 Mittlerer Zahnvorschub: $f_{zm} = 0,010 \text{ mm}$

Fräser 1:



- geringe Gratbildung am Außendurchmesser
- Spananhaftungen
- Oberseite: ++
- Unterseite: ++
- Formabweichung: 0

Fräser 5:



- Gratbildung am Außendurchmesser
- Oberseite: +
- Unterseite: --
- Formabweichung: -

Bild 8.2: Vergleich Fräser 1 und 5 – Gleichlauf- und Gegenlauf

Um hinreichend hohe Schnittgeschwindigkeiten erzielen zu können, wurde eine Hochgeschwindigkeitsspindel mit einer maximalen Drehzahl von $n_{\text{Fräser}} = 30.000 \text{ min}^{-1}$ ($v_c \approx 377 \text{ m/min}$) verwendet. Somit ließen sich ähnliche Schnittgeschwindigkeiten wie bei den grundlegenden Untersuchungen zum Orthogonaldrehen realisieren.

Der Vorschub wurde durch die Drehzahl des Werkstücktisches variiert. Für PUR-Elastomerschaum der Dichte $\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$ und einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c \approx 377 \text{ m/min}$ lässt sich die Vorschubgeschwindigkeit mit Blick auf die Qualität der gefrästen Fläche bis $v_f \approx 1,3 \text{ m/min}$

(entspricht $n_{\text{Tisch}} = 8 \text{ min}^{-1}$) steigern. Der Zahnvorschub beträgt dann $f_z = 0,042 \text{ mm}$. Im Gegensatz zur Drehbearbeitung konnten beim Fräsen von PUR-Elastomerschaum sowohl hoher als auch geringerer Dichte ($\rho^* = 350 \text{ kg/m}^3$) bei hoher Schnittgeschwindigkeit ($v_c \approx 377 \text{ m/min}$) und niedrigem Vorschub ($f_z = 0,005 \text{ mm}$) glatte, ebene Oberflächen erzeugt werden.

9 Wirtschaftlichkeitsbetrachtung

Bei einer spanenden Fertigung aus Halbzeugen wird auf teure, bauteilspezifische Formwerkzeuge verzichtet. In Abhängigkeit der Losgröße und der Bauteilkomplexität kann eine spanende Fertigung daher kostengünstiger und schneller als eine urformende Herstellung sein. In diesem Kapitel soll zunächst eine Kostenvergleichsrechnung (Kapitel 9.4) durchgeführt werden, um die Seriengrößen zu bestimmen, bis zu denen das spanende Fertigungskonzept aus Kostensicht vorteilhaft ist. Es kann davon ausgegangen werden, dass bei kleinen Seriengrößen das spanende, bei großen Seriengrößen das urformende Fertigungskonzept vorteilhaft ist [MERK04]. Der Fokus der Untersuchung liegt daher auf mittleren Seriengrößen ($x = 1.000$ bis 10.000 Stück). Annahmen, z. B. bezüglich des Automatisierungsgrads von Maschinen, werden dementsprechend getroffen.

Über die Kosten hinaus müssen auch monetär nicht quantifizierbare Aspekte wie etwa kurze Lieferzeiten bei der Entscheidung für ein Fertigungskonzept berücksichtigt werden. Daher werden außerdem die wichtigsten nicht-monetären Aspekte zusammengestellt und ihre Auswirkung beschrieben (Kapitel 9.5).

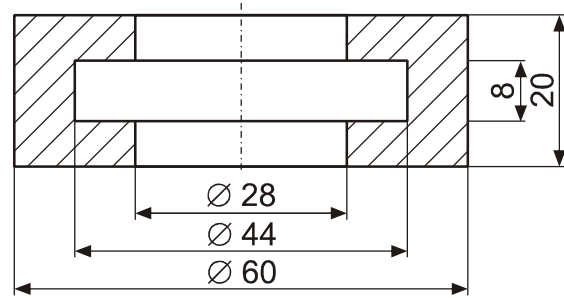
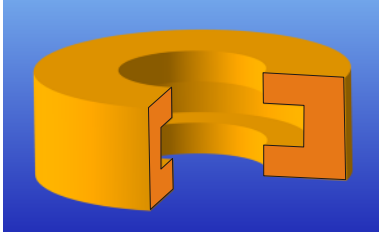
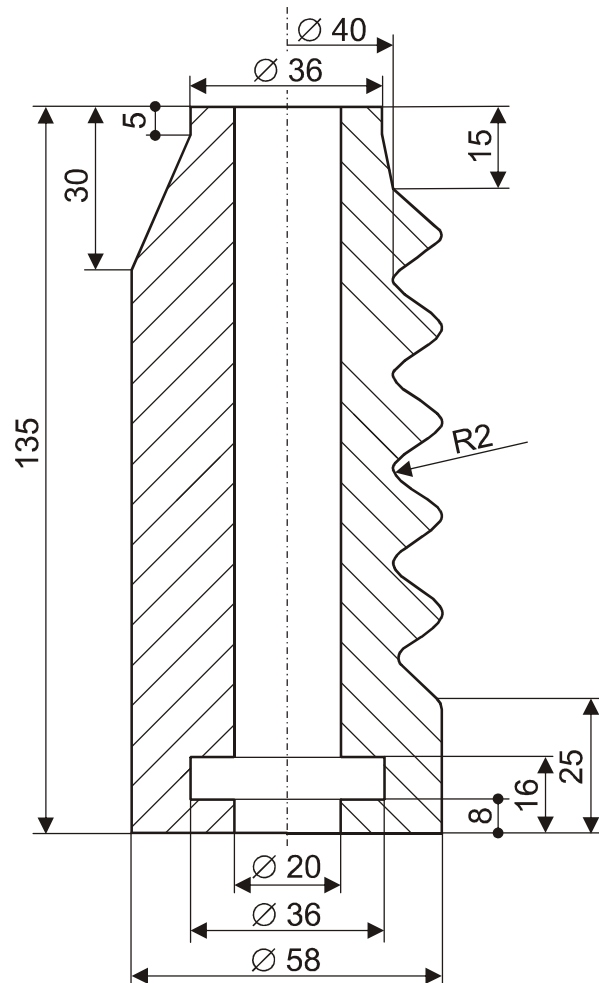
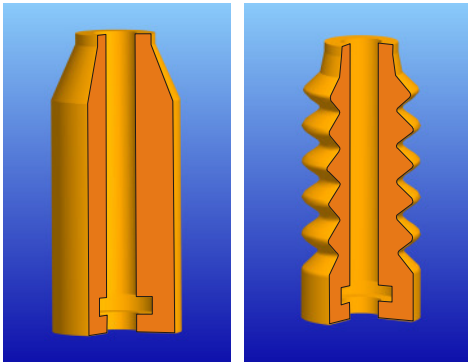
9.1 Repräsentative Bauteil- und Halbzeuggeometrien

Die Herstellkosten sind sowohl bei der urformenden als auch bei der spanenden Fertigung aus Halbzeugen von der Komplexität der Bauteilgeometrie abhängig. Deswegen sollen Bauteilgeometrien unterschiedlicher Komplexität ausgewählt werden. Nachfolgend werden vier repräsentative Bauteile vorgestellt (vgl. **Bild 9.1**), die als Dämpferlager oder Zusatzfedern in Fahrzeugen zu finden sind.

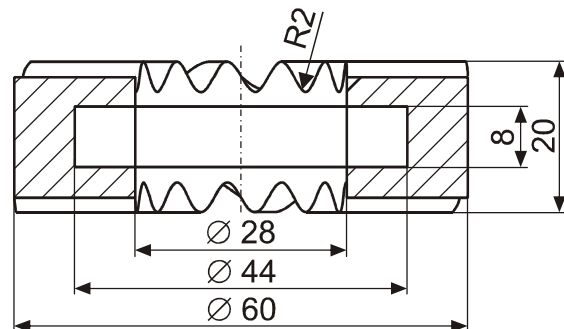
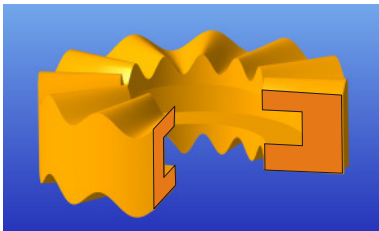
Das **Bauteil A** ist ein rotationssymmetrisches Dämpferlager mit ebenen Stirnflächen und stellt die einfachste Bauteilgeometrie dar. **Bauteil B** ist ein Beispiel für eine Zusatzfeder. Durch unterschiedliche Außenprofile werden die Federkennlinien der Zusatzfeder angepasst, so dass die Variantenvielfalt des Bauteiltyps B hoch ist. Für die Wirtschaftlichkeitsuntersuchung wurden eine einfache B (i) und eine komplexe Geometrievariante B (ii) ausgewählt. Der **Bauteiltyp C** ist ein weiteres Beispiel für ein Dämpferlager, welches im Gegensatz zu Bauteil A wellenförmige Stirnflächen besitzt. Alle Bauteile weisen eine Innennut auf. In ihr sitzt im eingebauten Zustand ein scheibenförmiger Einleger aus Metall, über den das Bauteil am Stoßdämpfersystem befestigt wird. Bei der urformenden Fertigung wird der Einleger in der Form umschäumt, bei der spanenden Fertigung ist ein separater Montageschritt für den Einleger vorzusehen.

Als Halbzeuge für die spanende Fertigung wird die Verwendung geometrisch einfacher Hohlzylinder vorausgesetzt. In Abhängigkeit des Produktspektrums sollen Halbzeuge unterschiedlicher Abmessungen vorliegen. Für die weitere Untersuchung soll die Höhe der Halbzeuge jeweils 300 mm und der Außendurchmesser 60 mm betragen. Der Innendurchmesser wird mit 28 mm für das Halbzeug H1 bzw. 20 mm für das Halbzeug H2 festgelegt und entspricht den Innendurchmessern der Bauteile.

Bauteilgeometrie A - Dämpferlager

Bauteilgeometrie B - Zusatzfeder
Variante (i) Variante (ii)

Bauteilgeometrie C - Dämpferlager

**Bild 9.1:** Repräsentative Bauteilgeometrien

Für die spätere Kalkulation der Materialkosten werden die Massen der Bauteile und Halbzeuge benötigt, sie sind daher in **Tabelle 9.1** zusammengefasst. Bei den nachfolgenden Kalkulationen wird von einem Elastomerschaum der Dichte $\rho^* = 650 \text{ kg/m}^3$ ausgegangen.

Tabelle 9.1: Volumen und Massen der Bauteile und Halbzeuge

	Bauteilgeometrien				Halbzeuggeometrien	
	A	B (i)	B (ii)	C	H1	H2
Volumen [cm ³]	37,0	276,8	216,8	28,15	683,5	754,0
Masse [g]	24,1	181,1	140,9	18,3	431,3	490,1

9.2 Fertigungskonzepte

9.2.1 Urformendes Fertigungskonzept

Der grundsätzliche Verfahrensablauf der urformenden Fertigung wurde in Kapitel 2.2.1 beschrieben. In **Bild 9.2** ist die Fertigung beim PUR-Verarbeiter in den Material- und Informationsfluss zwischen Grundprodukthersteller, Systemhaus und Werkzeugformhersteller eingeordnet [UHLI06].

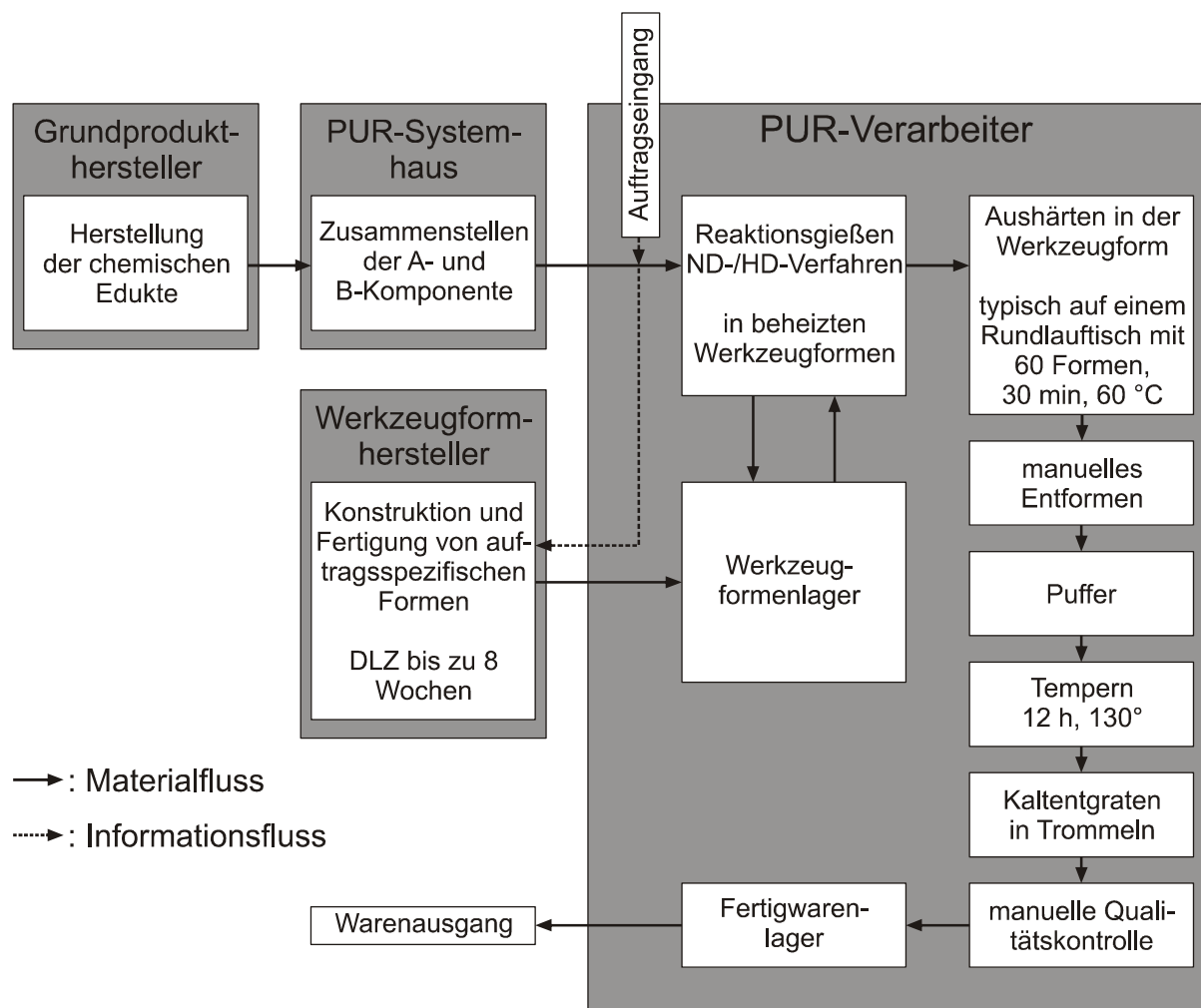


Bild 9.2: Urformende Fertigungskette

9.2.2 Spanendes Fertigungskonzept

In **Bild 9.3** ist die spanende Fertigungskette dargestellt. Auf Seiten der Grundproduktehersteller und des PUR-Systemhauses ergeben sich im Vergleich zur urformenden Fertigung keine Änderungen. Der Werkzeugformhersteller dagegen ist nicht in die auftragsspezifische Fertigungskette einbezogen, da auf vorhandene, standardisierte Werkzeugformen für die Halbzeugherstellung zurückgegriffen werden kann. Die Halbzeuge können in auftragstypischen Losgrößen vorproduziert und gelagert werden, so dass einerseits eine gleichmäßige Auslastung der urformenden Fertigung und andererseits kurze Lieferzeiten nach Auftragseingang garantiert sind.

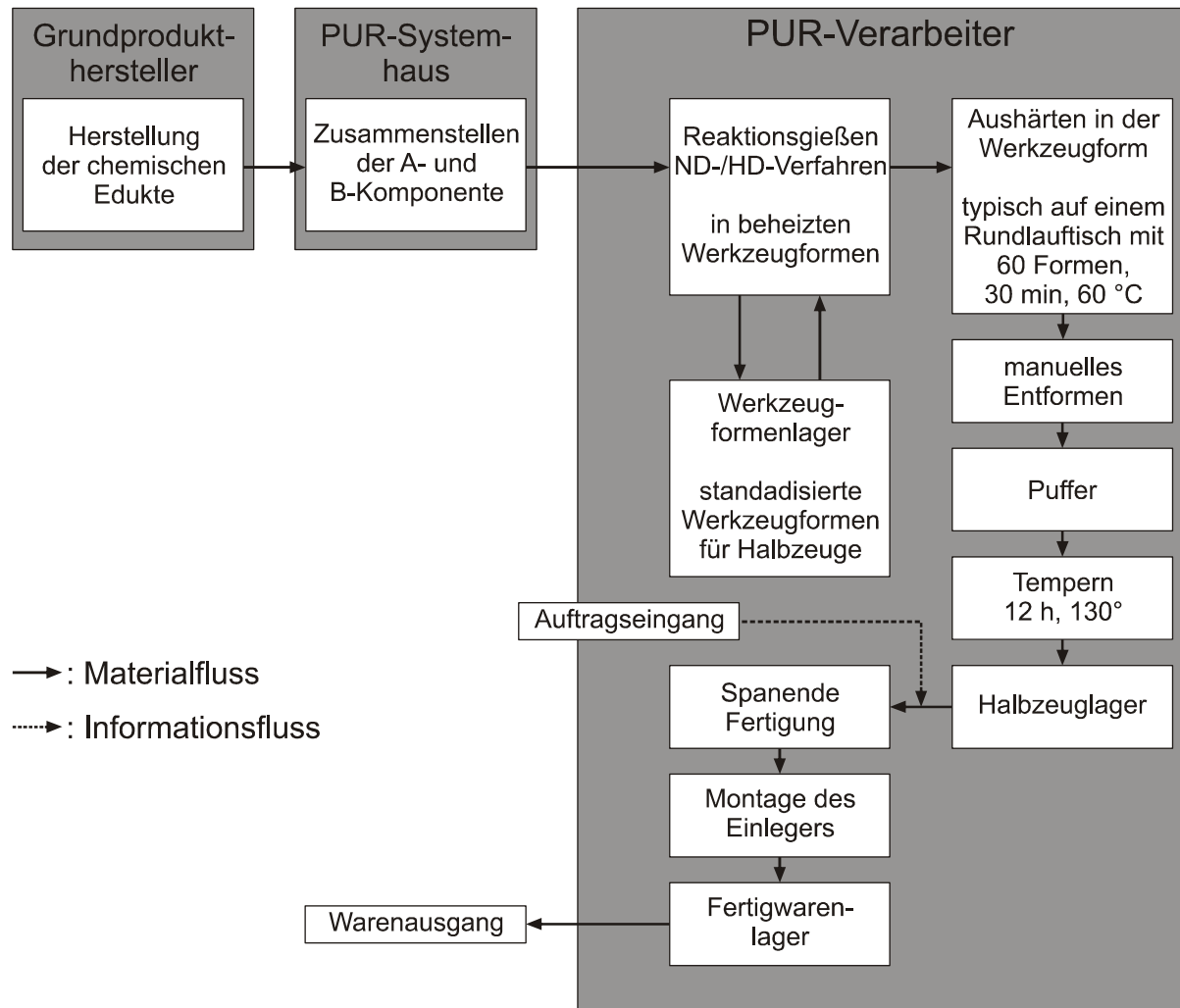


Bild 9.3: Spanende Fertigungskette

Bei der spanenden Fertigung der Bauteile sind Dreh- und Fräsoperationen durchzuführen. Die Erzeugung der Innennuten, die Fertigung der rotationssymmetrischen Außenflächen sowie das Abstechen können durch Drehen realisiert werden. Das gewellte Stirnprofil der Bauteilgeometrie C soll durch orthogonales Drehfräsen erzeugt werden. Hierfür muss eine zusätzliche HSC-Spindel auf der Drehmaschine implementiert werden.

Für die Bearbeitung von Kunststoffen und Elastomeren werden Drehmaschinen angeboten, die im Vergleich zu Maschinen für die Metallbearbeitung weniger steif gebaut sind. Da die Investitions-

kosten für diese Maschinen geringer sind, ist auch der Maschinenstundensatz geringer als im Bereich der Metallbearbeitung. Die Zuführung der Halbzeuge soll automatisiert von außen über Behälter vorgenommen werden, die manuell befüllt werden. Das Positionieren und Spannen der Halbzeuge wird automatisiert, ebenso die Bauteilabfuhr aus den Maschinen. Die Maschinen sollen mit einem Werkzeugwechsler und -speicher ausgerüstet sein. Darüber hinaus werden zusätzlich Module zur Prozesskühlung mit Kaltluft und zur Späneabfuhr benötigt. Eine Person soll mehrere Maschinen bedienen, wodurch sich die anteiligen Lohnkosten pro Werkzeugmaschine reduzieren [Zaja06, Econ06].

9.3 Auswahl einer Methode zur Kostenvergleichsrechnung

Für beide Fertigungsketten soll die gleiche Methode zur Kostenerfassung genutzt werden. Da für die spanende Bearbeitung von Elastomerschäumen in der Praxis bisher keine Daten zur Kostenberechnung existieren, werden Daten aus anderen Bereichen der kunststoffverarbeitenden Industrie herangezogen. Als Kostenkalkulationsmethode bietet sich die Maschinenstundensatzrechnung an, da diese in der Kunststoffindustrie weit verbreitet ist [ZAJA06, PFLI93, VDI3258/1, VDI3258/2, HUCH04].

9.4 Durchführung der Kostenvergleichsrechnung

9.4.1 Aufstellen eines Kostenmodells für die urformende Fertigung

In **Tabelle 9.2** sind die Kosten für die urformende Fertigung zusammengestellt. Die Materialeinzelkosten betragen 7 €/kg. Aus ihnen ergeben sich die Materialgemeinkosten unter Berücksichtigung eines üblichen Zuschlagsatzes von 10 % [ELAS06/2, VDMA06]. Materialeinzel- und Materialgemeinkosten stellen zusammen die **Materialkosten** dar.

Die **Fertigungskosten** sind für die einzelnen Fertigungsschritte separat erfasst. Der Kostenanteil für die **Formwerkzeuge** wird maßgeblich durch die Komplexität und die Größe der Bauteile bestimmt. Für die ausgewählten Bauteilgeometrien und Halbzeuge werden in der Praxis viernestrige Formen genutzt, deren Herstellkosten zwischen 3.000 und 4.000 € liegen. Als Standkriterium für die Form wird eine Zahl von 100.000 Befüllungen angenommen. Mit einer viernestrigen Form können somit maximal 400.000 Bauteile gefertigt werden, bevor diese ersetzt oder repariert werden muss [HIRS06]. Die Formkosten werden daher in der Kostenkalkulation für die Halbzeugfertigung auf 400.000 Bauteile bezogen, für die Bauteilfertigung dagegen auf die Seriengröße x .

Für das Rüsten eines Formwerkzeugs wird eine Rüstzeit RZ von 15 min veranschlagt, so dass hieraus mit den in der Kunststoffindustrie üblichen Lohnkosten LK von 60 €/h die Rüstkosten nach der in Tabelle 9.2 angegebenen Formel bestimmt werden können [ZAJA06]. Für die Halbzeuge wird davon ausgegangen, dass diese in Losgrößen von $x = 1.000$ Stück gefertigt werden. Da der Fokus auf mittleren Seriengrößen liegt, wird angenommen, dass eine Serie von Bauteilen in einem Los gefertigt wird.

Tabelle 9.2: Kostensystem der urformende Fertigung von Bauteilen und Halbzeugen

		Formel	Annahmen	Quellen
Materialkosten				
	MEK	-	7,00 €/kg	ELAS06/2
	MGK	$0,1 \cdot \text{MEK}$	Zuschlag: 10 % der MEK	VDMA06
Fertigungskosten				
Formwerkzeug	FEK (Wz)	$\frac{\text{Werkzeugkosten}}{x}$	Werkzeugkosten: 3.000 bis 4.000 €	HIRS06
	FEK (Rüsten)	$\frac{\text{RZ} \cdot \text{LK}}{x}$	RZ: 15 min LK: 60 €/h	ZAJA06
Reaktionsgießen (ND-Verfahren)	FEK (Gießen)	$\frac{\text{BZ} \cdot \text{MSS}}{\# \text{Nester}}$	BZ: 30 s MSS: 20 €/h #Nester: 4	KRAU06 MAND06 ZAJA06
	FEK (Rüsten)	$\frac{\text{RZ} \cdot \text{LK}}{x}$	RZ: 15 min LK: 60 €/h	MAND06
Aushärten (Rundlauftisch)	FEK (Aushärten)	$\frac{\text{BZ} \cdot \text{MSS}}{\# \text{Nester} \cdot \# \text{Formen}}$	BZ: 30 min MSS: 20 €/h #Nester: 4 pro Form # Formen: 120	MAND06 ZAJA06
Entformen (manuell)	FEK	$\frac{\text{BZ} \cdot \text{LK}}{x}$	BZ: 30 s LK: 60 €/h	ZAJA06
Tempern	FEK	$\frac{\text{BZ} \cdot \text{MSS}}{1000}$	BZ: 16 h MSS: 7,30 €/h	ZAJA06
Kaltentgraten (nur Bauteile)	FEK	-	Kleine Bauteile: 0,06 € Große Bauteile: 0,10 €	SCHN98 KIPK06
Qualitätskontrolle (nur Bauteile)	FEK	$\text{BZ} \cdot \text{LK}$	BZ = Prüfzeit: 5 s LK: 60 €/h	ZAJA06
Restfertigungs- gemeinkosten	RGK	-	Zuschlag: 10 % der Σ MEK, MGK, FEK	VDMA06

Bei einer Form mit vier Nestern beträgt die Inanspruchnahme der Maschine für das **Reaktionsgießen** je Bauteil 7,5 s. Unter der Annahme eines Maschinenstundensatzes von 20 €/h ergeben sich mit der in Tabelle 9.2 angegebenen Formel die Fertigungseinzelkosten [KRAU06, MAND06, ZAJA06]. Zusätzlich entstehen in diesem Prozessschritt Fertigungseinzelkosten bei der Inbetriebnahme der Maschine durch das Befüllen der Arbeitsbehälter mit den flüssigen Komponenten A und B des PUR-Systems. Hierbei kann davon ausgegangen werden, dass eine Befüllung des Behälters bei der Herstellung von Bauteilen in einer mittleren Seriengröße ausreichend ist. Das Auffüllen des Arbeitsbehälters soll mit 15 min veranschlagt werden [MAND06]. Somit kann der bauteilbezogene Kostenanteil berechnet werden.

Der Maschinenstundensatz für das **Aushärten** auf dem Rundlauftisch wird wesentlich durch die Kosten für Raum und Energie bestimmt und kann mit 20 €/h veranschlagt werden. Im Rahmen der weiteren Kalkulation wird von einer vollen Auslastung der Anlage mit 120 viernestrigen Formen und einer Aushärtezeit von 30 min ausgegangen [ZAJA06, ELAS06/2].

Tabelle 9.3: Herstellkosten der urformenden Fertigung pro Stück

	Halbzeug H1 Fertigung in Losen von x = 1.000	Halbzeug H2 Fertigung in Losen von x = 1.000	Bauteil A	Bauteil B (i)	Bauteil B (ii)	Bauteil C
Materialkosten						
MEK	3,02 €	3,43 €	0,17 €	1,27 €	0,99 €	0,13 €
MGK	0,30 €	0,34 €	0,02 €	0,13 €	0,10 €	0,01 €
Fertigungskosten						
Formwerkzeug						
Wz	3.000 € / 400.000 = 0,01	3.000 € / 400.000 = 0,01	3.000 € / x	3.750 € / x	4.000 € / x	3.500 € / x
Rüsten	15,00 € / x = 0,02 €	15,00 € / x = 0,02 €	15,00 € / x	15,00 € / x	15,00 € / x	15,00 € / x
Reaktionsgießen						
Gießen	0,04 €	0,04 €	0,04 €	0,04 €	0,04 €	0,04 €
Inbetriebnahme	0,02 €	0,02 €	15,00 € / x	15,00 € / x	15,00 € / x	15,00 € / x
Aushärten auf Rundlauftisch	0,02 €	0,02 €	0,02 €	0,02 €	0,02 €	0,02 €
Entformen	0,13 €	0,13 €	0,13 €	0,13 €	0,13 €	0,13 €
Tempern	0,12 €	0,12 €	0,02 €	0,12 €	0,12 €	0,02 €
Kaltentgraten	-	-	0,06 €	0,10 €	0,10 €	0,06 €
Qualitätskontrolle	-	-	0,08 €	0,08 €	0,08 €	0,08 €
Herstellkosten pro Stück ohne RGK	3,68 €	4,13 €	0,54 € + 3030 € / x	1,88 € + 3780 € / x	1,57 € + 4030 € / x	0,49 € + 3530 € / x
RGK	+10 %	+10 %	+10 %	+10 %	+10 %	+10 %
Herstellkosten pro Stück	4,03 €	4,52 €	0,59 € +3333 € / x	2,07 € + 4156 € / x	1,73 + 4433 € / x	0,54 +3883 € / x

Beim manuellen **Entformen** werden Lohnkosten von 60 €/h angesetzt. Die Zeit für das Entformen entspricht mit 30 s der Taktzeit beim Reaktionsgießen. [ZAJA06]. Nach der in der Tabelle angegebenen Formel ergeben sich die Kosten pro Bauteil.

Für einen Temperofen mit einer Kapazität für ca. 1.000 Bauteile wird in der Praxis ein Maschinenstundensatz von 7,30 €/h angenommen. Unter Berücksichtigung einer Prozesszeit von 16 h ergeben sich somit für das **Tempern** Kosten von etwa 0,12 € pro Bauteil [ZAJA06].

Die Kosten für das **Kaltentgraten** werden durch die Kosten für den im Prozess benötigten flüssigen Stickstoff bestimmt. Hierbei sind Fertigungseinzelkosten von 0,06 € für kleine Bauteile (Geometrie A und C, Bild 9.1) und 0,10 € für große Bauteile (Geometrie B) zu veranschlagen [Kipk06]. Bei der Herstellung von Halbzeugen kann auf das Kaltentgraten verzichtet werden, da die Grate im Zerspanprozess entfernt werden.

Bei der urformenden Fertigung von komplexen Bauteilgeometrien kann es wie bereits dargestellt zu einer inhomogenen Werkstoffverteilung, Lunkern oder nicht ausgeschäumten Bereichen am Bauteil kommen. Daher muss jedes Bauteil in der **Qualitätskontrolle** visuell überprüft werden. Die Prüfzeit eines Bauteils beträgt dabei etwa 5 s, so dass sich bei einem Stundensatz von 60 € Prüfkosten von 0,08 € pro Bauteil ergeben. Bei der Herstellung von Halbzeugen ist eine Prüfung nicht notwendig, da bei einfachen Geometrien ein fehlerfreier Aufschäumprozess garantiert werden kann.

Tabelle 9.4: Kalkulation eines Fertigungsauftrags [FRIE99, ELAS06, VDMA05]

Materialeinzelkosten (MEK)	Materialkosten	Herstellkosten (HEK)	Selbstkosten	Vorläufiger Netto-Angebotspreis	Endgültiger Verkaufspreis 18 €/kg
Materialgemeinkosten (MGK)					
Fertigungseinzelkosten (FEK)	Fertigungskosten				
Fertigungsgemeinkosten (FGK)					
Restfertigungsgemeinkosten (RGK)					
Verwaltungsgemeinkosten	30 % der HEK				
Vertriebsgemeinkosten					
Sondereinzelkosten des Vertriebes (zu vernachlässigen)					
Kalkulierter Gewinnzuschlag (12 %)					
Erlösschmälerung (z. B. 16 % MWst, Rabatte)					

Abschließend sind im Kostensystem **Restfertigungsgemeinkosten** zu berücksichtigen, die z. B. beim Transport der Werkstücke, der Lagerung der Werkzeugformen oder in der Arbeitsvorbereitung anfallen. Für diesen Kostenanteil wird üblicherweise mit einem Aufschlag von 10 %

kalkuliert [VDMA06]. Mit dem Kostensystem ergeben sich für die Bauteile und Halbzeuge die in **Tabelle 9.3** zusammengefassten Herstellkosten.

Der Marktpreis der vorgestellten Halbzeuge liegt nach Herstellerangaben bei etwa 18 €/kg [ELAS06/2]. Um das aufgestellte Kostensystem zu verifizieren, sollen aus dem Marktpreis die Herstellkosten unter Verwendung üblicher Zuschlagsätze rückwärts kalkuliert (siehe Tabelle 9.4) und mit den Herstellkosten verglichen werden, die sich aus dem aufgestellten Kostensystem ergeben. Auf Basis von Literatur- und Praxisdaten werden folgende Zuschlagsätze angenommen: Für Verwaltungs- und Vertriebsgemeinkosten ist nach Angaben des VDMA ein Zuschlag von 30 % der Herstellkosten anzusetzen. Die Sondereinzelkosten des Vertriebes können vernachlässigt werden. Hingegen wird der Gewinnzuschlag auf 12 % festgelegt, die Mehrwertsteuer ist mit 16 % angenommen [VDMA05, FRIE99]. Mit den Annahmen errechnen sich Herstellkosten von 10,66 €/kg.

Nach dem aufgestellten Kostensystem ergeben sich für das Halbzeug H1 Herstellkosten von 9,34 €/kg. Da diese in der gleichen Größenordnung wie die aus den Marktpreisen kalkulierten Herstellkosten liegen, bildet das Modell die reale Kostensituation hinreichend genau ab. Der hohe Anteil der Materialkosten an den Herstellkosten (etwa 80 %) ist im Bereich der Kunststoffverarbeitung nicht ungewöhnlich [ROSA00, SCHN98].

9.4.2 Aufstellen eines Kostenmodells für die spanende Fertigung

9.4.2.1 Prozesszeiten

Bevor das Kostenmodell für die spanende Fertigung aufgestellt werden kann, müssen zunächst die Prozesszeiten ermittelt werden. Anschließend wird die Kostenkalkulation auf Basis der Maschinenstundensatzrechnung vorgenommen.

Bauteil A:

Der Fertigungsablauf ist in **Bild 9.4** dargestellt. Zunächst wird die Drehmaschine mit einem Halbzeug vom Typ H1 bestückt und dieses gespannt. Hierfür wird eine Zeit von 10 s angenommen [BOOT06]. Danach wird eine Scheibe von 10 mm Dicke abgetrennt, um den Randbereich des Halbzeugs mit einer nicht homogenen Werkstoffverteilung zu entfernen und die erste Stirnfläche zu erzeugen. Die Schnittzeit für das Abstechen liegt unter 1 s und wird mit einer Schnittgeschwindigkeit $v_c > 400$ m/min und einem Vorschub $f = 1$ mm durchgeführt. Anschließend wird die Innennut erzeugt. Bei einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 400$ m/min und einem Vorschub von $f = 0,63$ mm ergibt sich hierfür eine Schnittzeit von weniger als 0,5 s. Im Anschluss wird das Halbzeug umgespannt, wofür eine Zeit von 5 s veranschlagt wird. Abschließend wird das erste Bauteil separiert.

Unter Berücksichtigung der zu entfernenden Randbereiche können aus einem Halbzeug 14 Bauteile gefertigt werden, so dass die Prozessschritte 3) bis 5) in Bild 9.4 mehrfach durchzuführen sind. In **Tabelle 9.5** sind die Prozesszeiten für die komplette Bearbeitung eines Halbzeuges inklusive der Zeiten für die Werkzeugpositionierungen und -rückzüge aufgelistet. Halbzeugreste und Bauteile sollen automatisch aus der Maschine abgeführt, in einem Behälter gesammelt und vom Maschinenbediener sortiert werden.

- 1) Bestücken / Spannen
 - automatische Bestückung aus Vorratsbehälter, Halbzeug H1 (a)
 - automatisches Positionieren und Spannen des Halbzeugs von außen (b) und innen (c)
- 2) Randbereich entfernen / ebene Stirnfläche erzeugen
 - Abtrennen des Randbereiches mit klingenförmigem HM-Werkzeug
 - $v_{c,Abst} > 400 \text{ m/min}$
 - $f_{Abst} = 1 \text{ mm}$
 - $t_c < 1 \text{ s}$
 - Standmenge N des Werkzeugs > 100.000 Abstechvorgänge (aus Praxisdaten und Stichversuchen)
- 3) Innennut drehen
 - Einstechen der Innennut auf ganzer Breite mit HM-Werkzeug
 - $v_{c,Nut} = 400 \text{ m/min}$
 - $f_{Nut} = 0,63 \text{ mm}$
 - $t_c < 0,5 \text{ s}$
 - Standweg des HM-Werkzeugs $L_c > 100.000 \text{ m}$
 - Standmenge des HM-Werkzeugs N überschlägig > 69.000 Nuten
- 4) Umspannen
 - automatisches Umspannen
- 5) Separieren / ebene Stirnfläche erzeugen
 - wie Prozessschritt 2)
 - ggf. Wiederholung der Prozessschritte 3) bis 5)
- 6) Entladen
 - Entladen der Bauteile und Halbzeugreste in Sammelbehälter
 - Aussortieren der Bauteile durch Maschinenbediener

Bild 9.4: Prozessfolge und -parameter der spanenden Bearbeitung für Bauteilgeometrie A

Erfahrungen aus der Praxis und aus Versuchen haben gezeigt, dass der Werkzeugverschleiß beim Abstechen zu vernachlässigen ist. Mit einem klingenförmigen HM-Werkzeug können über 100.000 Abstechvorgänge durchgeführt werden. Zum Einstechdrehen der Nuten wurden Standzeitversuche durchgeführt, dabei konnte mit einem HM-Werkzeug ein Schnittweg von 100.000 m zurückgelegt werden, bevor die Oberflächenqualität der Nuten sichtbar abnahm. Somit lassen sich mit einem Werkzeug über 69.000 Nuten fertigen.

Tabelle 9.5: Bearbeitungszeit von Bauteil A

Nr.	Fertigungsschritt	Häufigkeit pro Halbzeug	Prozessparameter / Annahmen	Einzelzeit	Gesamtzeit pro Halbzeug
1)	Bestücken / Spannen	1 x	automatisch aus Vorratsbehälter	10,0 s	10,0 s
2) 5)	Randbereich entfernen / ebene Stirnfläche erzeugen	15 x		1,5 s	22,5 s
	Wz positionieren				
	Separieren / ebene Stirnfläche erzeugen	15 x	$v_c > 400 \text{ m/min}$ $f = 0,63 \text{ mm}$	1,0 s	15,0 s
	Abstechen				
	Wz zurückziehen	15 x		1,5 s	22,5 s
3)	Innennut drehen	14 x	$v_c = 400 \text{ m/min}$ $f = 0,63 \text{ mm}$	0,5 s	7,0 s
	Wz positionieren				
	Drehen	14 x		2,0 s	28,0 s
	Wz zurückziehen				
4)	Umspannen	14 x		5,0 s	70,0 s
6)	Entladen	1 x	automatische Abfuhr von Bauteilen und Resten in Sammelbehälter	3,0 s	3,0 s
					$\Sigma 206,0 \text{ s}$
14 Bauteile pro Halbzeug $\Rightarrow 14,7 \text{ s / Bauteil}$					

Bauteil C:

Die Fertigungsfolge der Bauteilgeometrie C (vgl. **Bild 9.5**) ähnelt der von Bauteil A. Allerdings wird das Abstechdrehen mit einem klingenförmigen Werkzeug durch einen Umfangsfräsprozess ersetzt, um profilierte Stirnflächen zu erzeugen. Hierzu wird eine zusätzliche HSC-Frässpindel zum orthogonalen Drehfräsen auf der Drehmaschine benötigt. Mit einem bohrfähigen Fräser ($z = 1$) wird zunächst eine Startbohrung gesetzt ($t_c \approx 1$ s) und dann bei geringer Umdrehung des Halbzeuges (ca. 6 min^{-1}), einer Fräserdrehzahl von 30.000 min^{-1} und einem Zahnvorschub entlang der Fräserbahn von $f_z = 0,04 \text{ mm}$ gleichzeitig das gewellte Stirnprofil zweier Bauteile erzeugt und ein Bauteil separiert. In der nachfolgenden Tabelle sind die Bearbeitungszeiten zusammengetragen. Analog zum ermittelten Schnittweg beim Einstechdrehen, ergibt sich eine Standmenge von 2.500 Fräsvorgängen; die Größenordnung konnte in Stichversuchen zum Umfangsfräsen bestätigt werden.

- 1) Bestücken / Spannen
 - automatische Bestückung aus Vorratsbehälter, Halbzeug H1 (a)
 - automatisches Positionieren und Spannen des Halbzeugs von außen (b) und innen (c)
- 2) Randbereich entfernen / gewellte Stirnfläche erzeugen
 - Abtrennen des Randbereiches mit HM-Fräser, gleichzeitig Profilieren der ersten Stirnfläche des ersten Bauteils
 - Zunächst Startbohrung, dann Umfangsfräsen
 - $n_{\text{Fräs}} = 30.000 \text{ min}^{-1}$
 - $n_{\text{Prof}} = 6 \text{ min}^{-1}$
 - $f_{\text{Fräs}} = \text{oszillierend, synchronisiert zu } n_{\text{Prof}}$
 - $f_{\text{Bohr}} = 1 \text{ mm}$
 - $t_c \approx 11 \text{ s}$
 - Standmenge N des Werkzeugs > 2.500 Stirnflächen (aus Standzeitversuch)
- 3) Innennut drehen
 - Einstechen der Innennut auf ganzer Breite mit HM-Werkzeug
 - $v_{c,\text{Nut}} = 400 \text{ m/min}$
 - $f_{\text{Nut}} = 0,63 \text{ mm}$
 - $t_c < 0,5 \text{ s}$
 - Standweg des HM-Werkzeugs $L_c > 100.000 \text{ m}$
 - Standmenge des HM-Werkzeugs N überschlägig > 69.000 Nuten
- 4) Umspannen
 - automatisches Umspannen
- 5) Separieren / gewellte Stirnfläche erzeugen
 - wie Prozessschritt 2)
 - ggf. Wiederholung der Prozessschritte 3) bis 5)
- 6) Entladen
 - Entladen der Bauteile und Halbzeugreste in Sammelbehälter
 - Aussortieren der Bauteile durch Maschinenbediener

Bild 9.5: Prozessfolge und -parameter der spanenden Bearbeitung für Bauteilgeometrie C

Tabelle 9.6: Bearbeitungszeit von Bauteil C

Nr.	Fertigungsschritt	Häufigkeit pro Halbzeug	Prozessparameter / Annahmen	Einzelzeit	Gesamtzeit pro Halbzeug
1)	Bestücken / Spannen	1 x	automatisch aus Vorratsbehälter	10,0 s	10,0 s
2) 5)	Randbereich entfernen / gewellte Stirnfläche erzeugen Wz positionieren	14 x		1,5 s	21,0 s
	Separieren / gewellte Stirnfläche erzeugen Bohren und Umfangsfräsen	14 x	$n = 6 \text{ min}^{-1}$	11,0 s	154,0 s
	Wz zurückziehen	14 x		1,5 s	21,0 s
3)	Innennut drehen Wz positionieren	13 x		2,0 s	26,0 s
	Drehen	13 x	$v_c = 400 \text{ m/min}$ $f = 0,63 \text{ mm}$	0,5 s	6,5 s
	Wz zurückziehen	13 x		2,0 s	26,0 s
4)	Umspannen	13 x		5,0 s	65,0 s
6)	Entladen	1 x	automatische Abfuhr von Bauteilen und Resten in Sammelbehälter	3,0 s	3,0 s
					$\Sigma 332,5 \text{ s}$
13 Bauteile pro Halbzeug $\Rightarrow$ 25,6 s / Bauteil					

Bauteil B:

In **Bild 9.6** ist der Fertigungsablauf für die Variante B (i) dargestellt. Die Prozesszeiten für das Bestücken und Spannen werden wie bei den Bauteilen A und C angenommen. Ebenso die Zeit für das Einbringen der Innennut.

- 1) Bestücken / Spannen
 - automatische Bestückung aus Vorratsbehälter, Halbzeug H1 (a)
 - automatisches Positionieren und Spannen des Halbzeugs von außen (b) und innen (c)
- 2) Randbereich entfernen / ebene Stirnfläche erzeugen
 - Abtrennen des Randbereiches mit klingenförmigem HM-Werkzeug
 - $v_{c,Abst} > 400 \text{ m/min}$
 - $f_{Abst} = 1 \text{ mm}$
 - $t_c < 1 \text{ s}$
 - Standmenge N des Werkzeugs > 100.000 Abstechvorgänge (aus Praxisdaten und Stichversuchen)
- 3) Innennut drehen
 - Einstechen der Innennut auf ganzer Breite mit HM-Werkzeug
 - $v_{c,Nut} = 400 \text{ m/min}$
 - $f_{Nut} = 0,63 \text{ mm}$
 - $t_c < 0,5 \text{ s}$
 - Standweg des HM-Werkzeugs $L_c > 100.000 \text{ m}$ (aus Stichversuch)
 - Standmenge des HM-Werkzeugs N überschlägig > 69.000 Nuten
- 4) Umspannen
 - automatisches Umspannen
- 5) Außenlängsdrehen und
6) Separieren / ebene Stirnfläche erzeugen
 - Außenlängsdrehen der Außenkontur
 - $v_{c,Drehen} = 400 \text{ m/min}$
 - $f_{Drehen} = 0,63 \text{ mm}$
 - $a_p = 1 \text{ mm}$
 - ggf. Wiederholung der Prozessschritte 3) bis 6)
 - Standweg des HM-Werkzeugs $L_c > 100.000 \text{ m}$ (aus Stichversuch)
 - Standmenge des HM-Werkzeugs für Bauteilvariante
 - B (i): $N_{B(i)}$ überschlägig > 1.200 Bauteile
 - B (ii): $N_{B(ii)}$ überschlägig > 300 Bauteile
- 7) Entladen
 - Entladen der Bauteile und Halbzeugreste in Sammelbehälter
 - Aussortieren der Bauteile durch Maschinenbediener

Bild 9.6: Prozessfolge und -parameter der spanenden Bearbeitung für Bauteilgeometrie B (i)

Tabelle 9.7: Bearbeitungszeit von Bauteil B (i) und B (ii)

Nr.	Fertigungsschritt		Häufigkeit pro Halbzeug	Prozess- parameter / Annahmen	Einzel- zeit	Gesamt- zeit pro Halbzeug
1)	Bestücken / Spannen		1 x	automatisch aus Vorratsbehälter	10,0 s	10,0 s
2) 6)	Separieren / Randbereich entfernen	Wz positionieren	3 x		1,5 s	4,5 s
		Abstechen	3 x	$v_c > 400 \text{ m/min}$ $f = 0,63 \text{ mm}$	1,0 s	3,0 s
		Wz zurückziehen	3 x		1,5 s	4,5 s
3)	Innennut drehen	Wz positionieren	2 x		2,0 s	4,0 s
		Drehen	2 x		0,5 s	1,0 s
		Wz zurückziehen	2 x		2,0 s	4,0 s
4)	Außenprofil drehen	Wz positionieren	2 x 12 x = 24 x		2,0 s	48,0 s
		Drehen Variante B (i)	2 x	$v_c = 400 \text{ m/min}$ $f = 0,63 \text{ mm}$ $a_p = 1 \text{ mm}$	12,3 s	24,6 s
		Drehen Variante B (ii)	2 x	$v_c = 400 \text{ m/min}$ $f = 0,63 \text{ mm}$ $a_p = 1 \text{ mm}$	48,6 s	97,2 s
		Wz zurückziehen	2 x 12 x = 24 x		2,0 s	48,0 s
5)	Umspannen		1 x		5,0 s	5,0 s
7)	Entladen		1 x	automatische Ab- fuhr von Bauteil- en und Resten in Sammelbehälter	3,0 s	3,0 s
Variante B (i)						Σ 159,6 s
2 Bauteile pro Halbzeug $\Rightarrow$ 79,8 s / Bauteil						
Variante B (ii)						Σ 232,2 s
2 Bauteile pro Halbzeug $\Rightarrow$ 116,1 s / Bauteil						

Anschließend ist das Außenprofil zu bearbeiten, hierfür werden folgende Prozessparameter ausgewählt: $v_c = 400 \text{ m/min}$, $f = 0,63 \text{ mm}$, $a_p = 1 \text{ mm}$. Zur Fertigung der Außenprofile muss das Werkzeug mehrfach positioniert werden. An der Bauteilvariante B (i) wird zunächst vom Halbzeug H2 auf Bauteillänge im Durchmesser 1 mm abgedreht. Hiernach wird die kegelförmige Verengung inklusive des Auslaufs in 11 Überläufen ausgearbeitet (vgl. Bild 9.1). Der Vorschubweg ergibt sich überschlägig aus den Abmessungen durch:

$$l_{f,B(i)} = 135 \text{ mm} + \left(\frac{25 \text{ mm}}{2} + 5 \text{ mm} \right) \cdot 11 = 327,5 \text{ mm} \quad (9.1)$$

Bei der Herstellung der Variante B (ii) wird zunächst der Außendurchmesser in einem Überlauf bearbeitet, anschließend das Wellenprofil in insgesamt 9 Zustellungen gedreht, wobei der wellenförmige Verlauf überschlägig durch den Faktor 1,2 berücksichtigt wird. Zuletzt wird die Verengung am Außendurchmesser wie bei Bauteil B (i) erstellt. Der Vorschubweg errechnet sich aus:

$$l_{f,B(ii)} = 135 \text{ mm} + 1,2 \cdot 95 \text{ mm} \cdot 9 + \left(\frac{5}{2} + 10 \right) \cdot 11 = 1298,5 \text{ mm} \quad (9.2)$$

In **Tabelle 9.7** sind die Prozesszeiten zusammengefasst. Entsprechend dem ermittelten Standweg beim Einstechdrehen, ergibt sich eine Standmenge von 1.200 Bauteilen der Variante B (i) und 300 Bauteilen der Variante B (ii).

9.4.2.2 Kostenkalkulation

Tabelle 9.8: Herstellkosten der spanenden Fertigung

	Bauteil A	Bauteil B (i)	Bauteil B (ii)	Bauteil C
Halbzeugkosten				
Herstellkosten pro Halbzeug	3,81 €	4,17 €	4,17 €	3,81 €
Halbzeugkosten pro Bauteil	0,28 €	2,09 €	2,09 €	0,28 €
Fertigungskosten				
Maschinenkosten				
Bearbeitung	0,19 €	1,05 €	1,48 €	0,35 €
Programmieren	150,00 € / x	150,00 € / x	150,00 € / x	150,00 € / x
Sprungfixe Werkzeugkosten				
Innendrehwerk- zeug	29,00 € pro 69.000 Stck.	29,00 € pro 69.000 Stck.	29,00 € pro 69.000 Stck.	29,00 € pro 69.000 Stck.
Fräser				29,00 € pro 2.500 Stck.
Außendrehwerk- zeug		29,00 € pro 1.200 Stck.	29,00 € pro 300 Stck.	
Herstellkosten ohne Werkzeug- kosten und RGK	0,47 € + 150 € / x	3,14 € + 150 € / x	3,57 € + 150 € / x	0,63 € + 150 € / x
Werkzeugkosten	+ 29,00 € pro 69.000 Stck.	+ 29,00 € pro 1.200 Stck. + 29,00 € pro 69.000 Stck.	+ 29,00 € pro 300 Stck. + 29,00 € pro 69.000 Stck.	+ 29,00 € pro 2.500 Stck. + 29,00 € pro 69.000 Stck.

In der Kostenkalkulation werden neben den Halbzeugkosten der Maschinenstundensatz der Werkzeugmaschine sowie die Werkzeugkosten und Personalkosten zu berücksichtigen. Der Maschinenstundensatz für die Drehmaschine beträgt 20 €. Für die Bedienung der Maschine werden bei Bedienung von gleichzeitig zwei Maschinen Lohnkosten von 47 € veranschlagt. Der Bediener soll, neben der Maschinenbedienung auch die Montage des Einlegers ($t < 5$ s) übernehmen. NC-Programmierungskosten werden pauschal pro Auftrag mit 150 € erfasst [ZAJA06].

Die Kosten für die Abstechwerkzeuge werden nicht separat kalkuliert. Für die übrigen Werkzeuge sind die sprungfixen Kosten entsprechend der genannten Standmengen berücksichtigt. Dabei werden pro Rüstvorgang 9 min veranschlagt, so dass auf die Werkzeugkosten zusätzlich 9 € Personalkosten aufgeschlagen werden müssen. Die Beschaffungskosten für Fräs- und Drehwerkzeuge sollen jeweils 20 € betragen. **Tabelle 9.8** fasst die Herstellkosten der spanenden Fertigung der Bauteile zusammen.

9.4.3 Kostenvergleichsrechnung beider Fertigungsverfahren

Nachdem die Kosten für beide Fertigungsverfahren erfasst sind (vgl. Tabellen 9.3 und 9.8), sollen in einer Break-Even-Analyse die „kritischen Losgrößen“ x_k berechnet werden, ab der die urformende Fertigung der spanenden aus Kostengründen vorzuziehen ist. Hierzu sind die Formeln für die Herstellkosten (HK) gleichzusetzen. Sowohl die Kosten für die urformende als auch für die spanende Herstellung der Bauteile setzen sich aus einem losgrößenunabhängigen und einem losgrößenabhängigen Anteil zusammen. Es gilt folgender Zusammenhang:

$$x_k = \frac{HK_{\text{spanend, losgrößenabhängig}} - HK_{\text{urformend, losgrößenabhängig}}}{HK_{\text{urformend, losgrößenunabhängig}} - HK_{\text{spanend, losgrößenunabhängig}}} \quad (9.3)$$

Somit ergeben sich für die Bauteile die in **Tabelle 9.9** genannten kritischen Losgrößen x_k . Hierbei wurden die sprungfixen Werkzeugkosten berücksichtigt. Es zeigt sich, dass die spanende Herstellung für das geometrisch einfache Bauteil A weit über eine mittlere Seriengröße hinaus kostengünstiger als eine urformende Herstellung ist.

Tabelle 9.9: Kritische Losgrößen x_k

Bauteilgeometrie	x_k
A	171.668
B(i)	2.134
B(ii)	1.401
C	12.092

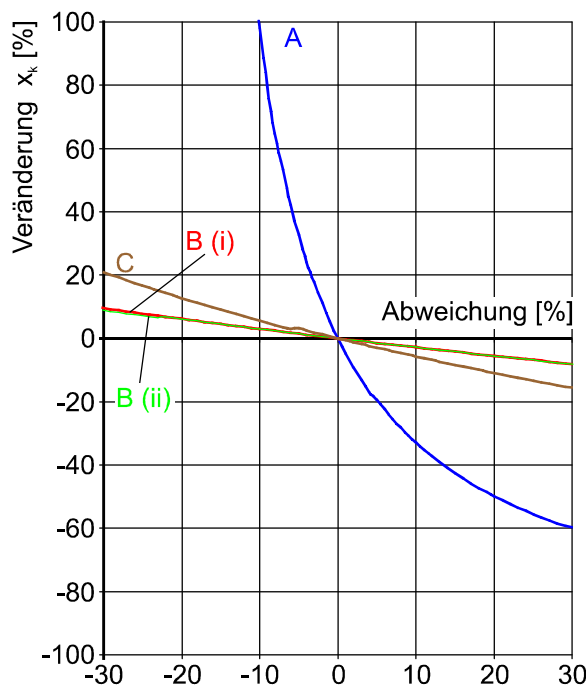
9.4.4 Sensitivitätsanalyse

In diesem Kapitel soll aufgezeigt werden, inwieweit eventuelle Abweichungen in den Annahmen die kritische Losgröße x_k beeinflussen. Betrachtet wird der Einfluss der Eingangsgrößen

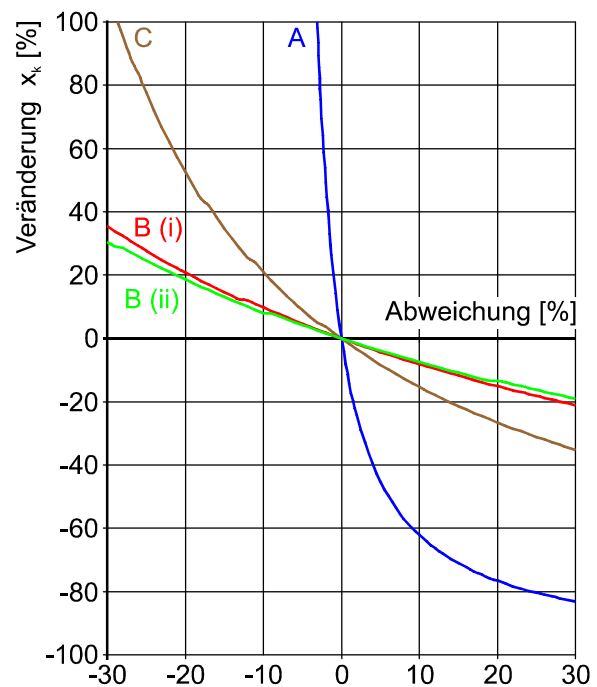
- Maschinenstundensatz der spanenden Werkzeugmaschine,
- Bearbeitungszeiten auf der spanenden Werkzeugmaschine,
- Materialkosten des Elastomerschaums und
- Herstellkosten für die Werkzeugformen.

bei einer Variation von -30 % bis +30 % um den angenommenen Wert. Die Eingangsgrößen „Maschinenstundensatz“ und „Bearbeitungszeiten“ beziehen sich ausschließlich auf die spanenden Werkzeugmaschinen, da die Annahmen für die übrigen Maschinen durch den Marktpreis der urgeformten Bauteile bestätigt werden konnten (vgl. Kapitel 9.4.1). Bei der Variation der „Materialkosten des Elastomerschaums“ und „Herstellkosten für die Werkzeugformen“ wird dagegen deren Einfluss auf beide Fertigungskonzepte untersucht.

Maschinenstundensatz der spanenden Fertigung



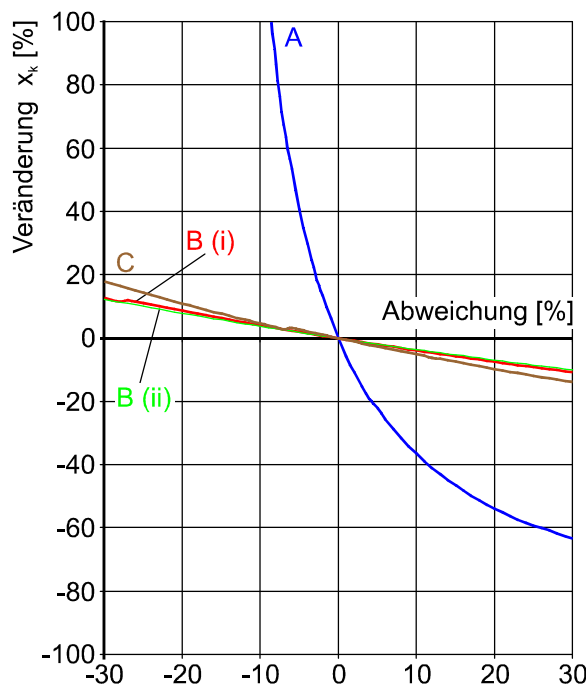
Bearbeitungszeit der spanende Fertigung



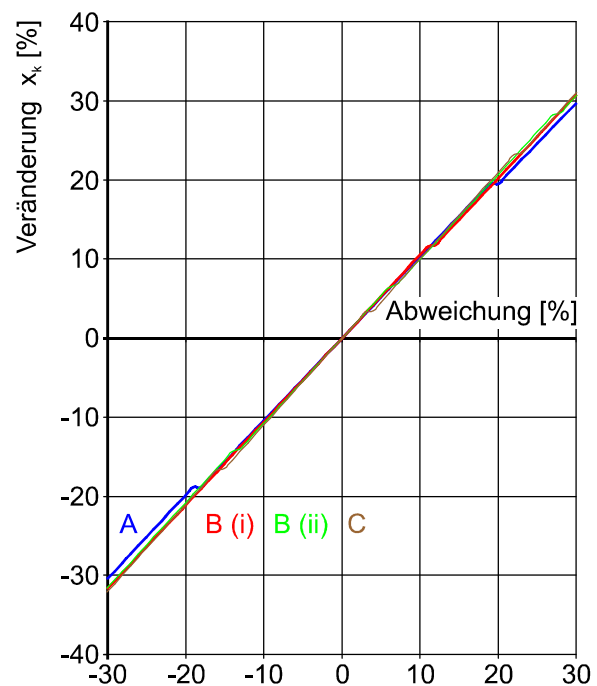
Veränderungen in der Bearbeitungszeit beeinflussen auch den Lohnkostenanteil (des Maschinenbedieners) pro Bauteil. Bei kürzeren Bearbeitungszeiten steigt die Ausbringung und die Lohnkosten verteilen sich auf eine höhere Anzahl von Bauteilen. Daher verändern sich die Graphen im rechten Diagramm stärker als im linken.

Bild 9.7: Einfluss Maschinenstundensatz und Bearbeitungszeit für die spanende Fertigung auf x_k

Materialkosten des Elastomerschaums



Herstellkosten der Werkzeugformen



Bei höheren Materialkosten sinkt die kritische Losgröße x_k , da der Materialverschnitt bei der spanenden Fertigung teurer bewertet wird.

Bild 9.8: Einfluss Materialkosten und Formkosten auf x_k

In den **Bildern 9.7** und **9.8** sind die Ergebnisse für die vier Bauteilgeometrien A, B (i), B (ii) und C dargestellt. Bei Variation von Maschinenstundensatz, Bearbeitungszeit und Materialkosten nimmt der Einfluss auf die kritische Losgröße der Bauteile in der Reihenfolge A, C, B (i) und B (ii) ab. Die kritische Losgröße x_k tendiert bei negativer Variation der genannten drei Eingangsgrößen für das Bauteil A gegen unendlich. In diesem Fall ist die spanende Fertigung aus Halbzeugen aus Kostensicht der urformenden unabhängig von der Losgröße vorzuziehen. Eine Veränderung der Herstellkosten der Werkzeugformen wirkt sich bei allen Bauteilen annähernd linear auf die kritische Losgröße x_k aus. Der Verlauf der Graphen zeigt, dass durch weitere Optimierung der spanenden Bearbeitung die kritischen Losgrößen deutlich gesteigert werden können.

9.5 Nicht-monetäre Aspekte

Für die Beurteilung der absoluten Vorteilhaftigkeit eines Verfahrens sind auch nicht-monetäre Aspekte zu berücksichtigen. Die wichtigsten sind:

Kurze Lieferzeiten und Liefertreue:

Neben den Kosten und der Qualität ist eine kurze Lieferzeit der wichtigste Wettbewerbsvorteil, gerade in Hochlohnländern wie Deutschland. Demzufolge sind die Zielvorgaben zur Liefertreue oft höher einzustufen als eventuelle Mehrkosten [ZAJA06]. Weiterhin müssen die Unternehmen versuchen, Durchlaufzeiten zu reduzieren. Bei der Umstellung von der urformenden auf die spanende Fertigungskette lassen sich die Durchlaufzeiten erheblich senken. Für die Herstellung sowie die Lieferung der Werkzeugformen für den urformenden Prozess sind mindestens 2 bis 3 Wochen zu veranschlagen. Wenn die Werkzeugform zudem konstruiert werden muss, betragen die Lieferzeiten 6 bis 8 Wochen [Hirs06]. Bei der Herstellung der Halbzeuge für die spanende Fertigung werden geometrisch einfachere Werkzeugformen als für eine rein urformende Fertigung benötigt, die zudem bauteilunabhängig sind.

Außerdem besteht bei der urformenden Fertigung ein Engpass beim Fertigungsschritt des Reaktionsgießens, der die Durchlaufzeit maßgeblich bestimmt. Mit nur einem viernestrigen Formwerkzeug können pro Anlage lediglich alle 30 Minuten 4 Bauteile produziert werden. Somit können pro Schicht lediglich 64 Bauteile produziert werden. Soll die Produktionsmenge erhöht werden, müssen mehrere Formwerkzeuge gleichzeitig eingesetzt werden. Aufgrund der Herstellkosten für weitere bauteilspezifische Formwerkzeuge ergeben sich dann auftragsabhängige Mehrkosten pro Bauteil. Bei der spanenden Fertigungskette können aus einem Halbzeug typischerweise mehr Bauteile gefertigt werden, so dass zahlenmäßig weniger Formwerkzeuge benötigt werden als bei der rein urformenden Herstellung.

Späterer Variantenentstehungspunkt:

In der spanenden Fertigungskette wird der Variantenentstehungspunkt an das Ende der Prozesskette verlagert. Die vorhergehenden Fertigungsschritte können daher standardisiert werden, wodurch Kosten über die hier getroffenen Annahmen hinaus weiter gesenkt werden können. Jedoch ist zu berücksichtigen, dass auch für eine kontinuierliche spanende Fertigung Bestände an variantenneutralen Halbzeugen bereitgehalten werden müssen.

10 Zusammenfassung

Die spanende Fertigung von Elastomerbauteilen ist insbesondere für Dichtungen heute etabliert. Dagegen wurden Feder-Dämpfer-Bauteile aus Elastomerschäumen bislang immer urformend hergestellt, da diese Werkstoffe aufgrund ihres kombinierten kompressiblen und elastischen Verhaltens weitaus schwieriger zu bearbeiten sind als die erstgenannten kompakten Elastomere. Die spanende Herstellung kann jedoch wegen geringerer Bauteilstückkosten, höherer Flexibilität und homogener Werkstoffverteilung vorteilhaft sein. Ziel der Arbeit war es, grundlegende Erkenntnisse zum Zerspanverhalten von Elastomerschäumen zu gewinnen sowie an repräsentativen Bauteilen technisch-wirtschaftliche Möglichkeiten und Grenzen der spanenden Bearbeitung aufzuzeigen.

Für grundlegende Untersuchungen beim Orthogonaldrehen wurde zunächst ein Versuchsaufbau entwickelt, der es ermöglicht, die in der Prozesszone auftretenden reversiblen Materialverformungen des Elastomerschaums synchron zu den Zerspankraftkomponenten aufzuzeichnen. Wie die entsprechenden Drehversuche zeigen, stellt sich ein kontinuierlicher Zerspanprozess mit Fließspanbildung ein, wenn der Vorschub größer gewählt wird als die materialabhängige Mindestspanungsdicke. Eine Fließspanbildung ist anzustreben, da hierdurch hohe Oberflächengüten und geringe Formabweichungen erreicht werden. Bei geringfügiger Unterschreitung der Mindestspanungsdicke ergibt sich bei geeigneter Schneidteilgeometrie eine periodisch unterbrochene Fließspanbildung. Durch Analyse von Hochgeschwindigkeitsaufnahmen wurde im Fall des kontinuierlichen Schnitts eine Kompressionszone von mehreren Millimetern in Vorschub- und Schnitttrichtung nachgewiesen. Die geringsten Verformungen und Kräfte treten bei kleiner Fasenbreite der Schneide und sehr großem Spanwinkel auf. Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit ist untergeordnet.

Im Hinblick auf ein grundlegendes Verständnis des Zerspanprozesses wurden die wirksamen Reibungsvorgänge sowie Kompressions- und Trennmechanismen analysiert. Die Prozesszone lässt sich in Spanumlenk-, Trenn- und Rückverformungszone einteilen. Die in der Rückverformungszone an der Werkzeugfreifläche angreifenden Kräfte wurden durch einen neu entwickelten Rückwärtsreibversuch erfasst und modelliert. Hierfür wurde die zur werkstoffspezifischen Kompression notwendige Kraft aus den beim Drehen gemessenen Kraft-Verformungs-Kennlinien ermittelt. Die in der Spanumlenkzone am Werkzeug angreifende Kraft wurde mit einem auf dem Kompressionsverhalten des Elastomerschaums beruhenden Modell berechnet. Aus der Kenntnis dieser beiden Kraftanteile ergibt sich, dass die für den Trennvorgang notwendige Kraft den größten Teil der gemessenen Zerspankraft darstellt.

In thermographischen Untersuchungen der Zerspanungszone wurden Schneiteiltemperaturen nahe der Zersetzungstemperatur des Elastomerschaums festgestellt. Darauf aufbauend wurde ein Konzept zur Werkzeugkühlung mittels Kaltluft entwickelt und am Beispiel des Innennutdrehens erprobt. Hierdurch lassen sich temperaturbedingte Materialschädigungen sowie Materialaufklebungen auf dem Werkzeug vermeiden.

Für Feder-Dämpfer-Bauteile eines Pkw-Fahrwerks wurde exemplarisch die entwickelte Zerspan-technologie verifiziert. Versuche zur Werkzeugstandzeit bei den entsprechenden Dreh- und Fräsprozessen sowie eine Kostenanalyse im Vergleich zur konventionellen urformenden Fertigung zeigen, dass die spanende Fertigung der urformenden je nach Größe und geometrischer Komplexität des Bauteils bis zu Losgrößen von 1.400 bis 170.000 Stück vorzuziehen und damit im Falle einfacher ringförmiger Feder-Dämpfer sogar in der Großserie kostengünstiger ist.

11 Quellenverzeichnis

- [ASHI07] Ashida, K.:
Polyurethane and Related Foams.
CRC Press: Boca Raton, 2007
- [BARG00] Bargel, F.:
Untersuchung der Zerspanbarkeit eines Acrylnitril-Butadien-Elastomers mit dem Ziel der Herstellung von rotationssymmetrischen Dichtungen durch Drehen,
Technische Universität Hamburg-Harburg, Arbeitsbereich Fertigungstechnik 1,
Dissertation, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2, Nr. 565, VDI Verlag, Düsseldorf, 2000
- [BARG94] Bargel, H.-J.; Schulze, G.:
Werkstoffkunde.
6. überarbeitete Auflage Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH, 1994
- [BART79] Bartenev, G.; Zelenev J.:
Physik der Polymere.
Leipzig: VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1979
- [BERG89] Bergmann, W.:
Werkstofftechnik – Teil 1: Grundlagen.
2. durchgesehene Auflage München: Carl-Hanser-Verlag, 1989
- [BOOT06] Boothroyd, G.; Knight, W.-A.:
Fundamentals of machining and machine tools.
3rd edition Boca Raton: CRC, Taylor & Francis, 2006
- [BOWE02] Bower, D.:
An Introduction to Polymer Physics.
Cambridge: Cambridge University Press, 2002
- [BRÜC89] Brückner, W.; Selz, G.:
Die PUR-Fertigung aus der Perspektive des Verarbeiters.
In: Polyurethane, Büthe, I. (Hrsg.), 1. Aufl. Ehningen: expert-Verlag, 1989
- [CHRI97] Christen, H.; Baars, G.:
Chemie.
Frankfurt / Main: Diesterweg Verlag, 1997
- [DIN53545] Deutsche Norm DIN 53545.
Bestimmung des Verhaltens von Elastomeren bei tiefen Temperaturen (Kälteverhalten).

- [DIN7724] Deutsche Norm DIN 7724 April 1993.
Polymere Werkstoffe – Gruppierung polymere Werkstoffe aufgrund ihres mechanischen Verhaltens.
- [DIN7726] Deutsche Norm DIN 7726 Mai 1982.
Schaumstoffe – Begriffe und Einteilung.
- [DOMI98] Domininghaus, H.:
Die Kunststoffe und ihre Eigenschaften.
5. völlig neu bearbeitete und erweiterte Auflage Berlin: Springer-Verlag, 1998
- [ECON06] Economos Austria GmbH:
Internetseiten: URL: <http://www.economos.com>, Stand: 15.11.06
- [ELAS03] Elastogran:
Kettenreaktion.
In: Elastogran PUR – Kundenmagazin, Heft 1, 2003, Seite 14-15
- [ELAS05/1] Informationen der Firma Elastogran
- [ELAS05] Elastogran:
Schwingungsdämpfung im Automobil – Innovationen in Cellasto®.
Lemförde, 2005 (K/M, 225-09-2005). - Firmenschrift
- [ELAS06/1] Elastogran:
Bauteile aus Cellasto® vollenden Industrieprodukte und den Anlagenbau.
Lemförde, 2006 (K/M, 257-04-06). - Firmenschrift
- [ELAS06/2] Elastogran:
Mündliche Auskunft der Firma Elastogran
- [ELAS07] Elastogran:
Cellasto – Werkstoff-Kennwerte.
Online im Internet: URL: <http://www.elastogran.de/de/content.phpml?siteid=43>,
Stand: 4.08.
- [ELAS97] Elastogran:
Noise, Vibration, Harshness: das nervt. Cellasto® beruhigt.
Lemförde, 1997 (Z/M, 204-9-97). - Firmenschrift
- [ELIA01] Elias, H.-G.:
Makromoleküle – Physikalische Strukturen und Eigenschaften.
Band 2, 6. vollständig überarbeitete Auflage Weinheim: Wiley-VCH Verlag, 2001
- [ELIA99] Elias, H.-G.:
Makromoleküle – Chemische Struktur und Synthesen.
Band 1, 6. vollständig überarbeitete Auflage Weinheim: Wiley-VCH Verlag, 1999

- [ENISO1043-1] Deutsche Norm DIN EN ISO 1043-1 Juni 2002.
Kennbuchstaben und Kurzzeichen,
Teil 1: Basis-Polymere und ihre besonderen Eigenschaften.
- [FLAM03] Flamm, M.:
Ein Beitrag zur Betriebsfestigkeitsvorhersage mehraxial belasteter Elastomerbauteile,
Technische Universität Hamburg-Harburg, Arbeitsbereich Mechanik 1,
Dissertation, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 18, Nr. 289, VDI Verlag,
Düsseldorf, 2003
- [FLOT04] Flottmann, D.; Forst, D; Roßwag, H.:
Chemie für Ingenieure.
2. völlig überarbeitete und verbesserte Auflage Berlin: Springer-Verlag, 2004
- [FRAN90] Franck, A.; Biederick, K.:
Kunststoff-Kompendium.
3. Auflage Würzburg: Vogel Fachbuch, 1990
- [FRIE05] Friedrich, W.:
Polyurethanes.
In: Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry, Wiley-VCH Verlag, Online-Ausgabe, DOI: 10.1002/143356007.a21_665.pub2, Online Posting Date: 15.01.2005
- [FRIE99] Fries, H.-P.:
Betriebswirtschaftslehre des Industriebetriebes.
5. Auflage München: Oldenbourg, 1999
- [GENT01] Gent, A. N.:
Engineering with Rubber.
Second edition Cincinnati: Hanser Gardner, 2001
- [GENT94/1] Gent, A. N.:
Strength of Elastomers.
In: Science and Technology of Rubber. Second edition, S. 471-512: Academic Press, 1994
- [GENT94/2] Gent, A. N.:
Rubber Elasticity: Basic Concepts and Behavior.
In: Science and Technology of Rubber. Second edition, S. 1-22: Academic Press, 1994
- [GENZ92] Genz, M.; King, H.; Wahle, M.:
Mikrozellige Polyurethan-Elastomere als Federelement in Automobilanwendungen.
In: ATZ Automobiltechnische Zeitschrift, Heft 94, 1992, S. 512-520

- [GIBS97] Gibson, L.; Ashby, M:
Cellular Solids – Structure & Properties.
2nd edition Oxford: Cambridge University Press, 1997
- [GLIN95] Glinka, G.; Shen, G.; Plumtree, A.:
A multiaxial fatigue strain energy density parameter related to the critical fracture plane.
In: Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures 18, 1 (1995), S. 189-200
- [GROT05] Grote, K.-H., Feldhusen, J. (Hrsg.):
Dubbel – Taschenbuch für den Maschinenbau.
21. Auflage Berlin: Springer-Verlag, 2005
- [GOHL03] Gohl, W.:
Elastomere – Dicht- und Konstruktionswerkstoffe: Gummitechnik, Richtlinien und Anwendungsbeispiele für Konstruktion und Praxis.
5. völlig neu bearbeitete Auflage Renningen: expert-Verlag, 2003
- [HAPP89] Happ, B.:
Die Dynamik des hochelastischen Kontaktes – theoretische Grundlagen und deren Anwendung in der Tribologie,
Pädagogische Hochschule Erfurt / Mühlhausen, Bereich Polytechnik,
Dissertation, Erfurt, 1989
- [HELL04] Hellerich, W.; Harsch, G.; Haenle, S.:
Werkstoff-Führer Kunststoffe.
9. völlig überarbeitete Auflage München: Carl Hanser Verlag, 2004
- [HINT00] Hintze, W.; Nedeß, Chr.; Bargel, F.; Joswig, D.:
Technologie der spanenden Bearbeitung von Elastomerdichtungen.
In: Radialwellendichtringe, III. Hamburger Dichtungstechnisches Kolloquium – Dynamische Dichtungen, Technische Universität Hamburg-Harburg, Arbeitsbereich Konstruktionstechnik II, 2000, Beitrag 12
- [HINT02/1] Hintze, W.; Nedeß, Chr.; Joswig, D.:
Analyse und Reduktion dynamischer Verformungen beim Drehen von Elastomeren.
In: Radialwellendichtringe, IV. Hamburger Dichtungstechnisches Kolloquium – Dynamische Dichtungen, Teil 2, Technische Universität Hamburg-Harburg, Arbeitsbereich Konstruktionstechnik II, 2002, Beitrag 13
- [HINT02/2] Hintze, W., Isecke, S.; Joswig, D.:
Spritzgießen ade – Fräsen von Elastomerbauteilen in kleinen Stückzahlen ist schnell und flexibel.
In: Maschinenmarkt, 2002, Nr. 11, Seite 36-39

- [HINT04/1] Hintze, W.; Joswig, D.; Gotsch, F.:
Mechanische Grundlagen der Zerspanung von Elastomerdichtungen.
In: Radialwellendichtringe, V. Hamburger Dichtungstechnisches Kolloquium –
Dynamische Dichtungen, Technische Universität Hamburg-Harburg,
Arbeitsbereich Konstruktionstechnik II, 2004, Beitrag 9
- [HINT04/2] Hintze, W.; Joswig, D.; Gotsch, F.:
Spanende Fertigung von Elastomerdichtungen.
In: Dichtungstechnik Jahrbuch 2005, Seite 321-326: Hüthig Verlag, 2004
- [HIRS06] Hirschberger, A.: Expertenbefragung, Konstruktionsingenieur der Firma
Haselbeck GmbH, Bereich Formen- und Werkzeugbau, Straubingen, 16.11.2006
- [HOFM89] Hofmann, D.:
Zellige und kompakte Polyurethan-Elastomere für Spezialaufgaben in der
Technik.
In: Polyurethane – Spezialkunststoffe für Industrie und Handwerk –
Verarbeitung, Eigenschaften, Anwendung, S. 12-31: Expert Verlag, 1989
- [HUCH04] Huch, B.; Behme, W.; Ohlendorf, T.:
Rechnungswesenorientiertes Controlling - Ein Leitfaden für Studium und Praxis.
4. Auflage Heidelberg: Physica-Verlag, 2004
- [IUPACC-431] *International Union of Pure and Applied Chemistry (IUPAC) C-431,*
In: Regeln für die Nomenklatur der organischen Chemie,
Band 1 - Gruppe 3, S. 159-160: VCH Verlagsgesellschaft, 1990
- [JOHN85] Johnson, K. L.:
Contact Mechanics.
Cambridge: Cambridge University Press, 1985
- [JOSW05] Joswig, D.:
Untersuchungen zum Zerspanverhalten weicher Elastomerwerkstoffe, Technische
Universität Hamburg-Harburg, Arbeitsbereich Fertigungstechnik 1, Dissertation,
2005
- [KIPK06] Kipka, P.: Expertenbefragung, Prozessingenieur der Firma Merkel Freudenberg
Fluidtechnik GmbH, Schweinfurt, 06.12.2006
- [KNIP95] Knipp, U.:
Werkzeuge für die Polyurethan-(PUR-)Formteilherstellung.
In: Werkzeuge für die Kunststoffverarbeitung, Menning, G. (Hrsg.), 4. Auflage
München: Hanser-Verlag, 1995
- [KRAU06] Krauss-Maffei Kunststofftechnik GmbH:
Online im Internet: URL: <http://www.krauss-maffei.de>, Stand: 03.11.2006

- [LASA98] Lasai, S.:
Elastische Lagerungen aus mikrozelligem Polyurethan.
In: Werkstoffe im Automobilbau, Sonderausgabe von ATZ und MTZ, 1998 / 99,
Seite 42-45
- [LEPP03] Leppkes, R.:
Polyurethane – Werkstoff mit vielen Gesichtern.
5. überarbeitete Auflage Landsberg: Verlag Moderne Industrie, 2003
- [LIMP89] Limper, A; Barth, P; Grajewski, F.:
Technologie der Kautschukverarbeitung.
München: Carl Hanser Verlag, 1989
- [MAND06] Manderscheid, A.: Expertenbefragung, Cannon Deutschland GmbH, Bereich
Polyurethan Technologie, Hanau, 27.11.2006
- [MENN95] Mennig, G.:
Werkzeuge für die Kunststoffverarbeitung.
München: Carl Hanser Verlag, 1995
- [Merk04] Merkel, H.:
*Wirtschaftlichkeitsaspekte bei dem Vergleich von spanender Fertigung und
konventioneller Herstellung von Dichtungen.*
In: Radialwellendichtringe, V. Hamburger Dichtungstechnisches Kolloquium –
Dynamische Dichtungen, Technische Universität Hamburg-Harburg,
Arbeitsbereiche Konstruktionstechnik I und Modellierung und Berechnung, 2004,
Beitrag 8
- [MÜLL97] Müller, P.:
Sind Polyurethanwerkstoffe ein reifes Gebiet?
In: Die Angewandte Molekulare Chemie / Macromolecular Materials and
Engineering, 244, 1997, Seite 121-144
- [NAGD04] Nagdi, K.:
Gummi-Werkstoffe – Ein Ratgeber für Anwender.
3. Auflage Ratingen: Dr. Gupta Verlag, 2004
- [PFLI93] Pflieger, H; Reichle, W.:
Das Rechnen mit Maschinenstundensätzen.
7. Auflage Frankfurt am Main: Maschinenbau-Verlag, 1993
- [ROSA00] Rosato, D.-V.; Rosato, M.-G.:
Injection Molding Handbook.
3rd edition Boston: Kluwer Academic, 2000

- [ROYL01] Roylance, D.:
Stress-Strain Curves.
Massachusetts Institute of Technology, Department of Materials Science and Engineering, 2001
Internetseiten: URL: <http://ocw.mit.edu/NR/rdonlyres/Materials-Science-and-Engineering/3-11Mechanics-of-MaterialsFall1999/1B957032-BE5D-4475-8CDE-6D29E9EB6502/0/ss.pdf>, Stand: 15.06.08
- [SAEC98] Saechtling, H.:
Kunststoff-Taschenbuch.
27. Aufl. München: Carl Hanser Verlag, 1998
- [SCHN91] Schnetger, J.:
Lexikon der Kautschuktechnik.
2. überarbeitete und erweiterte Auflage Heidelberg: Hüthig Buch Verlag, 1991
- [SCHN98] Schnetger, J.:
Kautschukverarbeitung: verfahrenstechnische Grundlagen und Praxis.
1. Auflage Würzburg: Vogel Fachbuch, 1998
- [SCHR83] Schröter, W.; Lautenschläger, K.-H.; Bibrack, H.:
Taschenbuch der Chemie.
10. neu bearbeitete Auflage Leipzig: VEB Fachbuchverlag, 1983
- [SHIH04/1] Shih, A.; Lewis, M.; Strenkowski, J.:
End Milling of Elastomers – Fixture Design and Tool Effectiveness for Material Removal.
In: Journal of Manufacturing Science and Engineering, Band 126, Heft 1, 2004, Seite 115-123
- [SHIH04/2] Shih, A.; Luo, J., M.; Lewis, M.; Strenkowski, J.:
Chip Morphology and Forces in end Milling of Elastomers.
In: Journal of Manufacturing Science and Engineering, Band 126, Heft 1, 2004, Seite 124-129
- [STOJ98] Stojek, M.; Stommel, M.; Korte W.:
FEM für die mechanische Auslegung von Kunststoff- und Elastomerbauteilen.
Düsseldorf: Springer-VDI-Verlag, 1998
- [STRA03] Strauß, M.:
Mikrozellige PUR-Elastomere.
In: Fachtagung Polymerschäume, Konferenzeinzelbericht 26.-27 März 2003, Würzburg Seite G/1-G/27
- [STRO96] Strobl, G.:
The Physics of Polymers.
Berlin: Springer-Verlag, 1996

- [TÖNS95] Tönshoff, H. K.; Wedding, B.:
Drehen von Elastomeren.
IWF, Video: Göttingen, 1995
- [UHLI06] Uhlig, K.:
Polyurethan Taschenbuch.
3. Auflage München: Carl Hanser Verlag, 2006
- [VDI3258/1] VDI 3258 Blatt 1:
Kostenrechnung mit Maschinenstundensätzen – Begriffe, Bezeichnungen, Zusammenhänge.
Berlin: Beuth Verlag, Oktober 1962 (zurückgezogen)
- [VDI3258/2] VDI 3258 Blatt 2:
Kostenrechnung mit Maschinenstundensätzen – Begriffe, Erläuterungen und Beispiele.
Berlin: Beuth Verlag, Oktober 1964 (zurückgezogen)
- [VDMA06] *Betriebswirtschaft – Kennzahlenkompass – Informationen für Unternehmen und Führungskräfte.*
Ausgabe 2005 Frankfurt am Main: VDMA Verlag GmbH, 2005
- [VIEW75] Vieweg, R.; Braun, D.:
Kunststoff-Handbuch – Grundlagen, Band 1.
München: Carl Hanser Verlag, 1975
- [WAHL00] Wahle, M.:
Auf sicheren Füßen stehen. Entwicklung eines Maschinenlagers mit einem Federkern aus zelligem Polyurethan.
In: Der Konstrukteur, Heft 6, Band 31, 2000, 30-31
- [WEDD94] Wedding, B.:
Schleifen von Elastomeren,
Universität Hannover, Dissertation, Fortschrittsberichte VDI, Reihe 2, Nr. 314,
VDI Verlag, Düsseldorf, 1994
- [WEST05] Westphal-Kay, B.:
Festigkeits- und Verformungsverhalten von Fugendichtstoffen im Kreuzfugenbereich.
Technische Universität Berlin, Fakultät VI, Berlin, 2005
Online im Internet:
URL: http://opus.kobv.de/tuberlin/volltexte/2006/1287/pdf/westphalkay_brigitte.pdf, Stand: 09.04.07

- [WILK95] Wilkens, M.:
Federelemente aus mikrozelligen dynamisch hochbelastbaren Polyurethan-Elastomeren.
In: ATZ Automobiltechnische Zeitschrift, Heft 97, 1995, Seite 170-181
- [ZAJA06] Zajac, W.: Expertenbefragung, Controller der Firma Merkel Freudenberg
Fluiedtechnik GmbH, Hamburg, 03.11.2006

Schriftenreihe

Band 1:

JENS BODO KOCH: Unterstützung der schiffbaulichen Projektierung durch Repräsentation von Erfahrungswissen, 2004.

Band 2:

Sven Meyer: Flexible Gruppenarbeit in der Auftragsfertigung, 2004.

Band 3:

DIRK JOSWIG: Untersuchungen zum Zerspanverhalten weicher Elastomerwerkstoffe, 2005.

Band 4:

NILS KERSE: Unterstützung der schiffbaulichen Produktentstehung durch den Einsatz von Virtual Reality (VR)-Technologien, 2007.

Band 5:

MATHIAS KURZEWITZ: Kompetenzentwicklung als Element erfolgreicher Strategieumsetzung - dargestellt am Beispiel des Schiffbaus, 2007.

Band 6:

NIKO DAVIDS: Workflow-Management in Produktentwicklungsprojekten der Investitionsgüter-industrie, 2008

Band 7:

CARSTEN MÖLLER: Untersuchungen zum Drehen von gesinterten WC-Co-Hartmetallwalzringen

Lebenslauf

Geburtsdatum/ -ort

4. August 1976 in Hamburg

Berufsweg:

05/2002 – 06/2007	Institut für Produktionsmanagement und -technik der Technischen Universität Hamburg-Harburg: Wissenschaftlicher Mitarbeiter / Doktorand
Ab 11/2007	Bosch Rexroth AG, Witten, Lohr am Main und Peking / China: Trainee im Bereich Fertigung

Studium:

10/1996 – 05/2002	Technische Universität Hamburg-Harburg, Maschinenbau / Vertiefungsrichtung Fertigungstechnik, Abschluss: Diplom-Ingenieur
04/2000 – 07/2000	Mercedes-Benz Türk A.Ş., Aksaray / Türkei: Praktikum in der technischen Planung

Schule:

08/1986 – 06/1996	Gymnasium Wentorf, Schleswig-Holstein, Abschluss: Allgemeine Hochschulreife
-------------------	--

