TUHH
Technische Universität Hamburg-Harburg

Dirk Joswig

Untersuchungen zum Zerspanverhalten weicher Elastomerwerkstoffe

Wissen schafft Innovation

Hrsg.:
Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Christian Nedeß
Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze

Band 3

Arbeitsbereich Fertigungstechnik I

Organisation • Technologie

AF TUHH

Untersuchungen zum Zerspanverhalten weicher Elastomerwerkstoffe

Vom Promotionsausschuss der
Technischen Universität Hamburg-Harburg
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur
genehmigte Dissertation

von
Dirk Joswig

aus
Hamburg

2005

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Christian Nedeß
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Karl Schulte

Tag der mündlichen Prüfung: 19. Mai 2004

Wissen schafft Innovation

Herausgeber:
Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Christian Nedeß
Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze

Band 3:
Untersuchungen zum Zerspanverhalten weicher Elastomerwerkstoffe

Dirk Joswig
1. Auflage
Hamburg 2005

Anschrift der Herausgeber:
Technische Universität Hamburg-Harburg
Arbeitsbereich Fertigungstechnik I
Denickestr. 17
21073 Hamburg

ISSN 1613-8244

Copyright Dirk Joswig 2005

Herstellung:
Elbe-Werkstätten GmbH
Friesenweg 5b
22763 Hamburg

Vorwort

Diese Arbeit entstand während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter des Arbeitsbereiches Fertigungstechnik I der Technischen Universität Hamburg-Harburg.

Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Nedeß, dem Leiter des Arbeitsbereiches, möchte ich für die langjährige Unterstützung der Forschungen zur Elastomerzerspanung und seine Tätigkeit als Erstgutachter meiner Promotion besonders danken. Prof. Dr.-Ing. Hintze danke ich sehr für die intensive Diskussion der Forschungsergebnisse. Prof. Dr.-Ing. Rall möchte ich für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes sowie Prof. Dr.-Ing. Schulte für die Übernahme des Korreferates danken.

Bei der erfolgreichen Durchführung meines Promotionsvorhabens hatten mich zahlreiche Kollegen und Studenten persönlich und fachlich unterstützt. Dr.-Ing. Frank Bargel danke ich für viele wertvolle Hinweise, den Diplom-Ingenieuren Carsten Böttcher, Jan Müller und Martin Plucinski danke ich für ihr hohes Engagement bei der Anfertigung ihrer Diplomarbeiten. Hervorheben kann ich leider nur wenige, danken möchte ich aber allen!

Meinen Eltern, meinen Verwandten und meiner Lebensgefährtin Eva Kühner danke ich für ihre beständige, verständnisvolle persönliche Förderung.

Der Deutschen Forschungsgemeinschaft sowie den Firmen Economos und Merkel-Freudenberg Fluidtechnic danke ich für die finanzielle und technische Unterstützung der Untersuchungen.

Reutte in Tirol, im Februar 2005

Dirk Joswig

Inhalt

Seite

Abkürzungen und Formelzeichen..... VII

1 Einleitung..... 1

2 Stand der Technik..... 2

2.1 Mechanische Eigenschaften von Elastomeren..... 2

2.1.1 Innerer Aufbau..... 2

2.1.2 Entropie-, Energieelastizität und Viskosität..... 3

2.1.3 Geschwindigkeitsabhängigkeit..... 5

2.1.4 Temperaturverhalten..... 6

2.1.5 Frequenz-Temperatur-Korrelation..... 7

2.1.6 Reibung..... 8

2.1.7 Charakterisierung durch werkstofftechnische Kennwerte..... 11

2.2 Unterschiede und Einsatzgebiete von Elastomertypen..... 12

2.2.1 Chemischer Aufbau..... 12

2.2.2 Typische Elastomermischungen und ihre Einsatzgebiete..... 13

2.3 Herstellung von Elastomerdichtungen..... 15

2.3.1 Konventionelle Herstellungsverfahren und Fertigungstoleranzen für Dichtungen..... 15

2.3.2 Spanende Herstellungsverfahren..... 15

3 Aufgabenstellung..... 18

4 Planung der Untersuchungen und der Versuchsbedingungen..... 20

4.1 Untersuchungsstrategie..... 20

4.2 Versuchswerkstoffe..... 20

4.3 Versuchstechnik..... 22

4.3.1 Werkzeugmaschinen, Werkstückspannung und Werkzeuge..... 22

4.3.2 Messtechnik..... 23

4.3.3 Aufbau der In-Prozess-Fotografie Messmethode..... 24

5 Bedeutung der Werkstoffkennwerte für die Zerspanbarkeit..... 25

6 In-Prozess-Analyse der lokalen Verformungen im Orthogonalprozess..... 29

6.1 Entwicklung einer Auswertmethode für die In-Prozess-Fotografien..... 29

6.1.1 Dehnungen und Scherungen in der Arbeitsebene..... 29

6.1.2 Deformationen senkrecht zur Arbeitsebene..... 31

6.1.3 Hauptdehnungswerte und -richtungen..... 31

6.2 Beispielhafte Anwendung der Verformungskenngrößen..... 32

6.2.1 Dehnungen und Scherungen in der Arbeitsebene..... 33

6.2.2 Deformationen senkrecht zur Arbeitsebene..... 34

6.2.3 Hauptdehnungswerte und -richtungen..... 35

6.3 Definition charakteristischer Prozesszonen……36
6.4 Werkzeugwinkeloptimierung……37
6.4.1 Verformungen in der Arbeitsebene……38
6.4.2 Dreidimensionale Verformungsanalyse……40
6.4.3 Zerspankräfte……41
6.5 Analyse verschiedener Elastomerwerkstoffe……42
6.6 Schnittparametervariation……44
6.6.1 Schnittgeschwindigkeit……44
6.6.2 Vorschub……45
7 Untersuchung der Zerspanbarkeit im Außenlängsdrehprozess…… 48
7.1 Versuchsplanung……48
7.2 Bewertungsgröße Zerspankraft……49
7.2.1 Einfluss der Schnittgeschwindigkeit……49
7.2.2 Einfluss des Vorschubs……51
7.2.3 Einfluss des Einstellwinkels……55
7.2.4 Einfluss des Kühlschmierstoffes……56
7.3 Bewertungsgröße Oberflächengüte……58
8 Modellierung des Zerspanvorganges…… 61
8.1 Grundlagen zur Modellierung der Spantrennung durch eine auf einen Halbraum wirkende Kraft……61
8.2 Zusammenwirken von Zerspankraft und Verformungen……64
8.2.1 Ausbildung des Scherungsfeldes vor der Werkzeugschneide……64
8.2.2 Zusammenhang zwischen Zerspankraft und Hauptdehnungen……66
8.2.3 Verifikation der Modelle beim Außenlängsdrehen……68
8.2.4 Einfluss der Schnittgeschwindigkeit……69
8.3 Entstehungszonen der Zerspankraft und Kraftgleichgewicht……71
8.4 Bestimmung der wirkenden Kontaktwinkel und Kontaktlängen……76
8.5 Trennung an der Schneidkante……82
9 Untersuchung der Zerspanbarkeit typischer Geometrieelemente von Dichtungen…… 85
9.1 Rotationssymmetrische Elastomerdichtungen……85
9.1.1 Klassifikation der Dichtungsarten……85
9.1.2 Translatorisch wirkende Dichtungen……86
9.1.3 Rotatorisch wirkende Dichtungen……87
9.2 Entwicklung eines Zerspanbarkeitstests zum Drehen von Dichtungsgeometrien……89
9.3 Auswertung und Ergebnisse des Zerspanbarkeitstests……90
10 Zusammenfassung……93
11 Literaturverzeichnis…… 94

Abkürzungen und Formelzeichen

Lateinische Buchstaben

a	[mm]	Kontaktlänge
a_p	[mm]	Schnitttiefe
a_T	[-]	Frequenzverschiebungsfaktor
a_{wirk}	[mm]	wirkende Kontaktlänge
b	[mm]	Spanungsbreite
c	[m/s]	gewählte Belastungsgeschwindigkeit
c_{krit}	[m/s]	kritische Geschwindigkeit zum Erreichen der dynamischen Glasbildung
c_p	[kJ/kgK]	spezifische Wärmekapazität
d	[mm]	Durchmesser
d_1	[mm]	Dichtkantendurchmesser Radialwellendichtring
d_1	[mm]	Innendurchmesser O-Ring
d_2	[mm]	Außendurchmesser RWDR
d_2	[mm]	Querschnittsdurchmesser O-Ring
D_a	[mm]	Außendurchmesser
D_{Flieh}	[mm]	durch Fliehkraft verursachter Durchmesser
D_i	[mm]	Innendurchmesser
$D_{i\ Soll}$	[mm]	Soll-Innendurchmesser
E	[MPa]	Elastizitätsmodul
$E_{dynamisch}$	[MPa]	dynamischer Elastizitätsmodul
$E_{Halbraum}$	[MPa]	Elastizitätsmodul des Halbraumes
E_{mittel}	[MPa]	mittlerer Elastizitätsmodul
$E_{statisch}$	[MPa]	statischer Elastizitätsmodul
E_1	[MPa]	Elastizitätsmodul des Keiles
E_2	[MPa]	Elastizitätsmodul des Halbraumes
E_{wirk}	[MPa]	wirkender Elastizitätsmodul
E*	[MPa]	reduzierter Elastizitätsmodul
E^*_{wirk}	[MPa]	wirkender reduzierter Elastizitätsmodul
Eco 1		NBR-Elastomer, Firmenkurzzeichen
Eco 1w		NBR-Elastomer, Firmenkurzzeichen
Eco 2		FPM-Elastomer, Firmenkurzzeichen
Eco 3		EPDM-Elastomer, Firmenkurzzeichen
Eco 3f		EPDM-Elastomer, Firmenkurzzeichen
Ecosil		Q-Elastomer, Firmenkurzzeichen
EPDM		Ethylen-Propylen-Dien-Elastomer
f	[mm]	Vorschub
f_{min}	[mm]	Mindestvorschub
f_{wirk}	[mm]	wirkender Vorschub
F	[-]	Vorschubfaktor
F_{Bieg}	[N]	Biegekraft

F_c	[N]	Schnittkraft
FEM		Finite Elemente Methode
F_f	[N]	Vorschubkraft
F_{Flieh}	[N]	Fliehkraft
F_N	[N]	Normalkraft
$F_{N,B}$	[N]	Biegekraftanteil der Normalkraft
$F_{N,S}$	[N]	Stauchkraftanteil der Normalkraft
$F_{N,x}$	[N]	x-Anteil der Normalkraft
$F_{N,y}$	[N]	y-Anteil der Normalkraft
F_R	[N]	Vektorsumme aus F_f und F_p
F_R	[N]	Reibkraft
$F_{R,B}$	[N]	Biegekraftanteil der Reibkraft
$F_{R,S}$	[N]	Stauchkraftanteil der Reibkraft
$F_{R,x}$	[N]	x-Anteil der Reibkraft
$F_{R,y}$	[N]	y-Anteil der Reibkraft
F_p	[N]	Passivkraft
F_Z	[N]	Zerspankraft
FMP		Flächenmittelpunkt
FPM		Fluor-Elastomer
G	[MPa]	Schubmodul
G*	[MPa]	komplexer Schubmodul
G´	[MPa]	Speichermodul
G´´	[MPa]	Verlustmodul
h	[mm]	Dichtungshöhe
h	[mm]	Auskraglänge
h	[mm]	Spanungsdicke
h	[mm]	Kontakttiefe
h_D	[mm]	Dichtkantenabstand
h_F	[mm]	Federwirkabstand
h_S	[mm]	Schmierfilmhöhe
H	[Shore A]	Härte
HME		Herstellerbezeichnung Schneidplattengeometrie
I_y	[mm^4]	Flächenmoment
k	[J/K]	Boltzmann Konstante
KSS		Kühlschmierstoff
l_0	[Å]	Länge des freien Kettensegments
l_{Balken}	[mm]	Balkenlänge
m	[kg]	Masse
MB		NBR-Elastomer, Firmenkurzzeichen
MK		FPM-Elastomer, Firmenkurzzeichen
NBR		Acrylnitril-Butadien Elastomer
p_M	[Pa]	Mediumdruck
p_m	[N/mm^2]	mittlerer Druck

p_r	[Pa]	radialer Kontaktdruck
p(x)	[N/mm²]	Druck
P	[N]	Eindringkraft
P_{gesamt}	[N]	gesamte Trennkraft
P_n	[N]	normale Eindringkraft
P_{Wirk}	[N]	wirkende Trennkraft
P_t	[N]	tangentiale Eindringkraft
P_x	[N]	x-Anteil der Trennkraft
P_y	[N]	y-Anteil der Trennkraft
q	[N/mm]	Streckenlast
q_2	[N/mm]	maximale Streckenlast
Q		Silikon-Elastomer
r	[mm]	Radius
r_β	[μm]	Schneidkantenradius
r_ε	[mm]	Eckenradius
R	[%]	Rückprallelastizität
R_{3z}	[μm]	Grundrautiefe
R_{kinem}	[μm]	kinematische Rautiefe
R_z	[μm]	gemittelte Rautiefe
RWDR		Radialwellendichtring
s_m	[mm]	Membrandicke
s_W	[mm]	Wandstärke
$s_{W,gemessen}$	[mm]	gemessene Wandstärke
$s_{W,\ korrigiert}$	[mm]	korrigierte Wandstärke
t	[s]	Zeit
t_b	[s]	Beanspruchungszeit
tan δ	[-]	Verlustfaktor
T	[°C]	Temperatur
T_G	[K]	Glasübergangstemperatur
T_R	[K]	Referenztemperatur
U	[Nm]	innere Energie
v	[m/min]	Zuggeschwindigkeit
v_c	[m/min]	Schnittgeschwindigkeit
v_{reib}	[mm/s]	Reibgeschwindigkeit
VCGT		Schneidplattengeometrie nach DIN 4987
W	[N/mm]	Weiterreißwiderstand
W	[N/mm²]	Formänderungsenergiedichte
WLF		Williams-Landel-Ferry-Gleichung
x, y, z		Koordinaten des orthogonalen Koordinatensystems
$x_{n´}$	[mm]	Kantenlänge Parallelepiped
$y_{n´}$	[mm]	Kantenlänge Parallelepiped

Griechische Buchstaben

α	[°]	Freiwinkel des Werkzeugs
α	[1/K]	linearer Wärmeausdehnungskoeffizient
α_D	[°]	stirnseitiger Kontaktwinkel
α_B	[°]	Biegewinkel
α_K	[°]	Korrekturwinkel
$\alpha_{n'}$	[°]	Scherwinkel
β	[°]	Keilwinkel des Werkzeugs
β_D	[°]	bodenseitiger Kontaktwinkel
$\beta_{n'}$	[°]	Scherwinkel
δ	[°]	Differenzwinkel
δ	[mm]	Überdeckung
δ	[mm]	Eindringtiefe
$\delta_{n'}$	[°]	Scherwinkel
ε	[%]	Dehnung
ε_1	[%]	1. Hauptdehnung
ε_2	[%]	2. Hauptdehnung
ε_{max}	[%]	maximale Dehnung
ε_r	[°]	Werkzeug-Eckenwinkel
ε_R	[%]	Reißdehnung
$\varepsilon_{x, y, z}$	[%]	Dehnung in x-, y- bzw. z-Richtung
$\varepsilon_{x, A\text{-}D}$	[%]	Dehnung in x-Richtung am Punkt A-D
$\varepsilon_{x, FMP}$	[%]	Dehnung in x-Richtung im Flächenmittelpunkt
ϕ	[°]	Winkel zwischen betrachteter Radialspannung und Krafteindringrichtung
Φ	[°]	Trennzonenwinkel
γ	[°]	Spanwinkel des Werkzeugs
γ	[°]	Scherung
γ_0	[°]	Ausgangsamplitude der Scherung
γ_a	[°]	Scherungsamplitude
γ_m	[°]	mittlere Scherung
γ_{max}	[°]	maximale Scherung
$\gamma_{n'}$	[°]	Scherwinkel
γ_{xy}	[°]	Scherung zwischen der x- und y-Koordinate
Γ	[°]	Vorverformungszone
H	[°]	Ausweichzonenwinkel
$\varphi_{1,2}$	[°]	1./2. Hauptdehnungsrichtung
κ_r	[°]	Einstellwinkel
λ	[W/mK]	Wärmeleitfähigkeit
λ_S	[°]	Neigungswinkel
μ	[-]	Reibwert

ν	[-]	Poissonzahl
θ	[°]	Kontaktwinkel
θ_{wirk}	[°]	wirkender Kontaktwinkel
ρ	[g/cm³]	Dichte
ρ	[°]	Zerspankraftwinkel
σ	[N/mm²]	Spannung
σ_{max}	[N/mm²]	Zugfestigkeit
σ_n	[N/mm²]	Normalspannung
σ_r	[N/mm²]	Radialspannung
σ_θ	[N/mm²]	Tangentialspannung
σ_1	[N/mm²]	1. Hauptspannung
σ_2	[N/mm²]	2. Hauptspannung
$\sigma_{20\%}$	[N/mm²]	Spannung bei 20% Dehnung
$\sigma_{100\%}$	[N/mm²]	Spannung bei 100% Dehnung
τ	[N/mm²]	Schubspannung
τ_a	[N/mm²]	Schubspannungsamplitude
τ_m	[N/mm²]	mittlere Schubspannung
τ_{max}	[N/mm²]	maximale Schubspannung
$\tau_{r\theta}$	[N/mm^2]	Schubspannung
τ_α	[s]	α-Relaxationszeit
τ_0	[s]	α-Relaxationszeit bei 0 °C
ω	[Hz]	Kreisfrequenz
Ψ	[°]	Trennkraftwinkel
Ψ_{wirk}	[°]	wirkender Trennkraftwinkel

1 Einleitung

Zur Verbesserung der Marktchancen technischer Produkte sind die Hersteller bestrebt, diese für den Kunden in kürzester Zeit spezifisch anzupassen und kostengünstig herzustellen. Für die Produzenten von Elastomerformteilen ist dies schwer zu erfüllen, da die konventionellen Herstellungsmethoden urformende Verfahren sind, wie z.B. das Warmpressen und das Spritzgießen. Zur Anwendung urformender Verfahren wird eine Form benötigt, bei deren zeitaufwendiger Herstellung hohe Kosten entstehen. Für kundenspezifische Produkte, von denen nur Kleinserien oder Einzelteile hergestellt werden, ist diese Vorgehensweise unwirtschaftlich.

Insbesondere die Hersteller von Hydraulik- und Pneumatikdichtungen aus weichen Elastomerwerkstoffen benötigen eine Fertigungsmethode, mit der schnell und wirtschaftlich kundenspezifische Dichtungen hergestellt werden können. Weil hydraulische und pneumatische Maschinen sehr universell einsetzbare Instrumente der Antriebstechnik sind, werden diese in den vielfältigsten Ausführungen hergestellt, die wiederum in den unterschiedlichsten Stückzahlen und Bauformen benötigt werden. Die Bandbreite von kundenindividuellen Dichtungsgeometrien ist damit sehr hoch.

Das Ziel dieser Arbeit ist, die Herstellung rotationssymmetrischer Formteile aus verschiedenen weichen Elastomerwerkstoffen durch Drehen zu ermöglichen, um herkömmliche urformende Produktionsverfahren substituieren zu können.

Elastomere weisen durch ihren inneren Aufbau aus langen, vernetzten Kohlenstoffmolekülen ein anderes physikalisches Verhalten als Werkstoffe auf, die üblicherweise zerspant werden, z.B. Stähle, Thermo- und Duroplaste. Damit aus den verschiedenen Elastomerwerkstoffen zuverlässig unterschiedlichste Dichtungsgeometrien mit gutem Zerspanergebnis drehend hergestellt werden können, muss die Zerspanbarkeit dieser Werkstoffklasse grundlegend untersucht werden.

Die Arbeit gliedert sich in zwei Hauptabschnitte. Nach Aktualisierung des Standes der Technik und Präzisierung der Forschungsaufgabe (Kapitel 2 und 3) wird im ersten, grundlagen-orientierten Hauptabschnitt der Zerspanprozess weicher Elastomere experimentell untersucht und modellhaft beschrieben (Kapitel 4 bis 8).
Der zweite Hauptabschnitt dieser Arbeit beinhaltet die Entwicklung eines Testverfahrens für die Zerspanbarkeit von Elastomeren, welches sich an typische und kritische Bauteilgeometrien von Dichtungen sowie an die zu erwartenden Produktionsbedingungen bei deren spanender Herstellung anlehnt (Kapitel 9).

2 Stand der Technik

2.1 Mechanische Eigenschaften von Elastomeren

Aufgrund ihrer besonderen physikalischen und mechanischen Eigenschaften unterscheiden sich Elastomere nicht nur von anderen zerspanbaren Materialien wie Stahl, sondern auch von anderen polymeren Werkstoffen, den Thermoplasten und Duromeren. Deswegen können kaum Erfahrungen aus der Zerspanung dieser Werkstoffe übernommen werden, stattdessen müssen die physikalischen und mechanischen Eigenschaften von Elastomerwerkstoffen, die maßgeblich für die Belastung vor der Werkzeugschneide sind, gesondert untersucht werden.

2.1.1 Innerer Aufbau

Elastomere bestehen aus langkettigen Makromolekülen, die durch kovalente Primärbindungen weitmaschig und statistisch verteilt vernetzt sind, siehe Bild 2.1 links. Über den Vernetzungsgrad sowie den Polymerisationsgrad, der ein Maß für die Länge der Makromoleküle ist, können Werkstoffeigenschaften wie Festigkeit und Viskosität eingestellt werden. Der Abstand zwischen den Vernetzungspunkten, dies ist die Länge eines freien Kettensegmentes, liegt bei 5 - 20 Kohlenstoffatomabständen. Dies entspricht einer Länge von $l_0 \leq 100$ Å [Happ(1)]. Aufgrund der Vernetzungen sind Elastomere nicht plastisch formbar. Bei höheren Temperaturen zersetzen sich die Vernetzungen. Im unbeanspruchten Zustand sind die Makromoleküle aufgrund der Drehbarkeit um ihre Bindungsachse zwischen den Kettengliedern stark verknäuelt. Ihre Orientierung im Raum ist ungerichtet. Dies ist der Zustand der höchsten Entropie und damit der statistisch wahrscheinlichste Gleichgewichtszustand bei Gebrauchstemperatur. Aus diesen Gründen haben Elastomere eine amorphe Struktur, sie sind für ingenieurwissenschaftliche Anwendungen als homogen und isotrop zu betrachten.

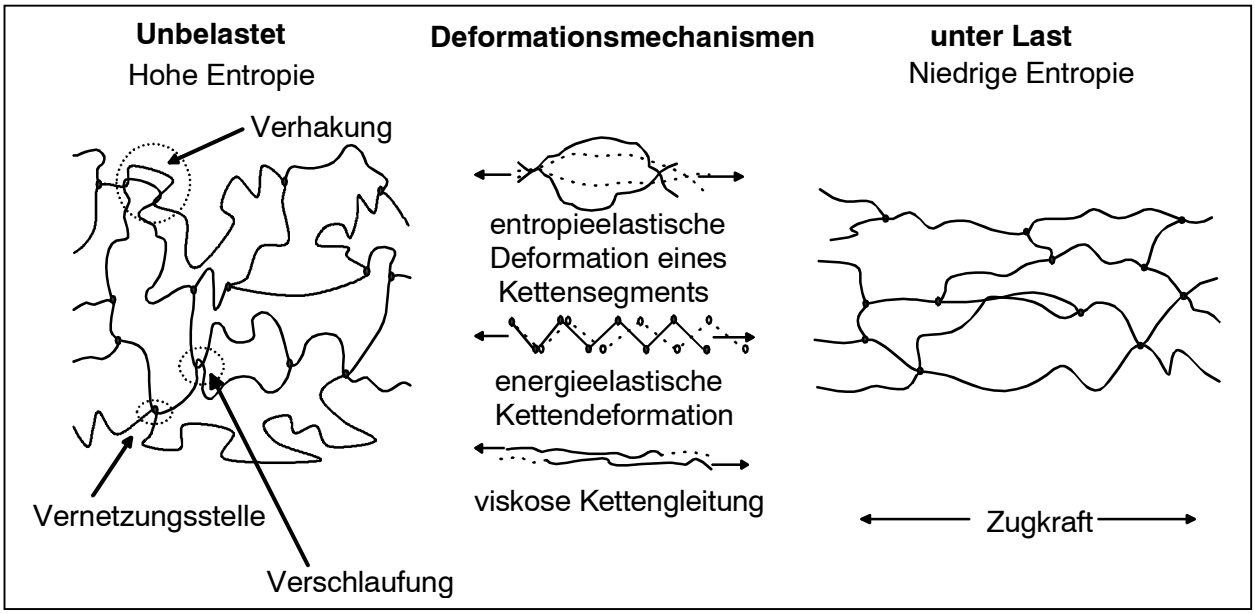


Bild 2.1 Aufbau und Verformungsmechanismen von Elastomeren [Hellerich]

Elastomere sind praktisch inkompressibel, so dass ihre Poisson-Zahl $\nu = 0{,}5$ beträgt. Aufgrund dieser Tatsache ergibt sich aus dem Zusammenhang der linearen Elastizitätstheorie [Schnell]:

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \qquad (1.1)$$

der Schubmodul bei Elastomeren zu

$$3G = E \qquad (1.2)$$

2.1.2 Entropie-, Energieelastizität und Viskosität

Schon bei geringen äußeren Kräften im Gebrauchstemperaturbereich können die Molekülketten gestreckt werden, da zum Strecken nur ein Entknäueln der Makromoleküle notwendig ist, siehe Bild 2.1 Mitte. Die Vernetzungsstellen sowie die Kettenverschlaufungen zwischen den Makromolekülen bleiben dabei bestehen. Sie verhindern das Auseinandergleiten des Werkstoffes und sind die Ursache dafür, dass der Werkstoff sich fast vollständig reversibel in die vorhergehende Form zurückverformt. Die Ausrichtung der Makromoleküle durch das Strecken geht einher mit einer Verminderung der Entropie. Es entsteht dadurch eine rückwirkende Kraft, die die Makromoleküle wieder in den Zustand höherer Entropie, also den unverformten Zustand führt [Schwarzl]. Die sogenannte Entropieelastizität führt zu gänzlich anderen Verhaltensweisen von Elastomeren im Vergleich zu energieelastischen Werkstoffen, wie z.B. Stahl [Elias]:

- Elastomere haben kleine Elastizitätsmodule (0,5...8 MPa bei kleinen Dehnungen)
- Es sind hohe reversible Deformationen bis mehreren 100% möglich
- Beim Verformen erwärmen sich Elastomere
- Bei Erwärmung unter Belastung ziehen sich Elastomere zusammen.

Das Entknäueln der freien Kettensegmente erfordert eine Winkeländerung zwischen den Bindungsachsen der einzelnen Kettenatome. Diese Konformationsänderung der freien Kettensegmente dauert eine bestimmte Zeit, innerhalb der sich die Bindungsachsen entsprechend der Richtung einer aufgebrachten äußeren Kraft orientieren. Bartenev gibt als wichtigste Zeit für eine Konformationsänderung die α-Relaxationszeit an. Der α-Relaxationsprozess ist der betragsmäßig größte Relaxationsprozess unter verschiedenen anderen physikalischen und chemischen Relaxationsprozessen, er wird bestimmt durch die Beweglichkeit der freien Kettensegmente und ist dadurch stark temperaturabhängig [Bartenev]. Dies wird durch die ARRHENIUS-Gleichung ausgedrückt [Happ(1)]:

$$\tau_\alpha = \tau_0 \, e^{\frac{U}{kT}} \qquad (1.3)$$

Die α-Relaxationszeit τ_α bei T = 20° C beträgt $\tau_\alpha \approx 10^{-4} - 10^{-5}$ s.

Erst bei höheren Dehnungen werden die Bindungen so stark belastet, dass die Bindungsabstände zwischen den einzelnen Kettenatomen erhöht werden. Aufgrund dessen ist bei hohen Dehnungen dann verstärkt ein energieelastisches Verhalten festzustellen. Das energieelastische Verhalten läuft innerhalb 10^{-12} s ab, es reagiert damit spontan im Vergleich zum entropieelastischen Verhalten. Der Werkstoff verhält sich deutlich steifer in diesem Bereich [Bergmann]. Für

Elastomere typische Spannungs-Dehnungskurven aus dem Zugversuch sind im Bild 2.2 dargestellt.

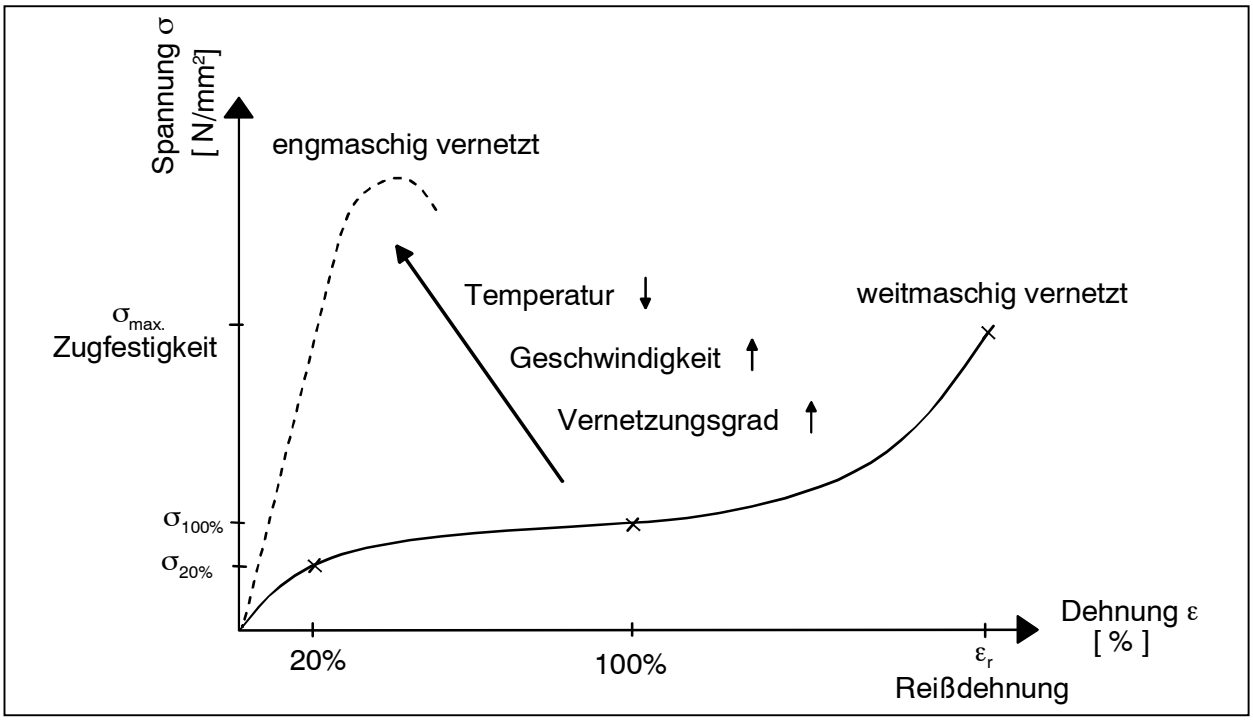


Bild 2.2 Spannungs-Dehnungskurve aus dem Zugversuch [Bergmann]

Neben dem entropie- und energieelastischen Verhalten ist bei Elastomeren zusätzlich ein viskoses Verhalten feststellbar. Bei viskosen Flüssigkeiten werden mechanische Belastungen nur durch Schubspannungen weitergegeben, welche durch die Reibung zwischen den Molekülen aufgebaut werden. Auf ähnliche Weise wird das viskose Verhalten von Elastomeren durch das Abgleiten der Makromoleküle, siehe Bild 2.1 Mitte unten, voneinander verursacht: die Verformungen des Werkstoffes werden durch die innere Reibung gedämpft und der Werkstoff reagiert zeitverzögert auf äußere Kräfte. Durch die innere Reibung wird ein Teil der durch die Verformungskraft in den Werkstoff eingebrachten Energie in Wärmeenergie umgesetzt. Zudem ist die Rückverformung nach Entlastung nicht vollständig reversibel, sondern es treten geringe bleibende plastische Verformungen auf.

Da das Zusammenwirken und die Reaktion der beschriebenen Verhaltensweisen des Werkstoffes auf äußere Kräfte, zusammengefasst viskoelastisch genannt, sehr komplex ist, ist es weiterhin Gegenstand der Forschung. Eine vollständige Beschreibung der Modelle für das viskoelastische Verhalten ist nicht Gegenstand dieser Arbeit. Deswegen sei hier auf die Arbeiten von Lambertz, Stommel und Middendorf verwiesen, die einen Überblick von Werkstoffgesetzen für viskoelastische Stoffe zur Anwendung in FEM-Systemen geben [Lambertz][Stommel] [Middendorf]. Für die Zwecke dieser Untersuchung werden daher die elastomertypischen Verhaltensweisen nur soweit erläutert, dass Aussagen für den Zerspanprozess direkt abgeleitet werden können.

2.1.3 Geschwindigkeitsabhängigkeit

Ein besonderes Kennzeichen von Elastomeren ist, dass ihr Festigkeitsverhalten stark zeit- und damit geschwindigkeitsabhängig ist. Die Ursachen hierfür liegen im oben erläuterten viskoelastischen Verhalten. Bei schnellen dynamischen Beanspruchungen hat die zeitverzögerte Werkstoffreaktion ein härteres Verhalten zur Folge. Schnelle dynamische Beanspruchungen des Werkstoffes sind beim Eindringen des Drehwerkzeuges in das Werkstück zu erwarten. Um das Verhalten eines Elastomerwerkstoffes auf äußere dynamische Belastungen, die mit hoher Geschwindigkeit aufgebracht werden, festzustellen, muss eine hierfür geeignete Materialprüfungsmethode gewählt werden. Bei einer Erhöhung der Belastungsfrequenz wirken dieselben Mechanismen wie bei einer Erhöhung der Belastungsgeschwindigkeit. Um den Versuchsaufbau handhabbar zu gestalten, wird daher das dynamische Verhalten von Elastomeren bei einer Frequenzbelastung gemessen. Im Torsionsschwingversuch mit erzwungenen Schwingungen wird ein Probekörper durch ein aufgebrachtes Drehmoment zeitlich periodisch tordiert [DIN 53513][DIN 53445] [DIN 53535].

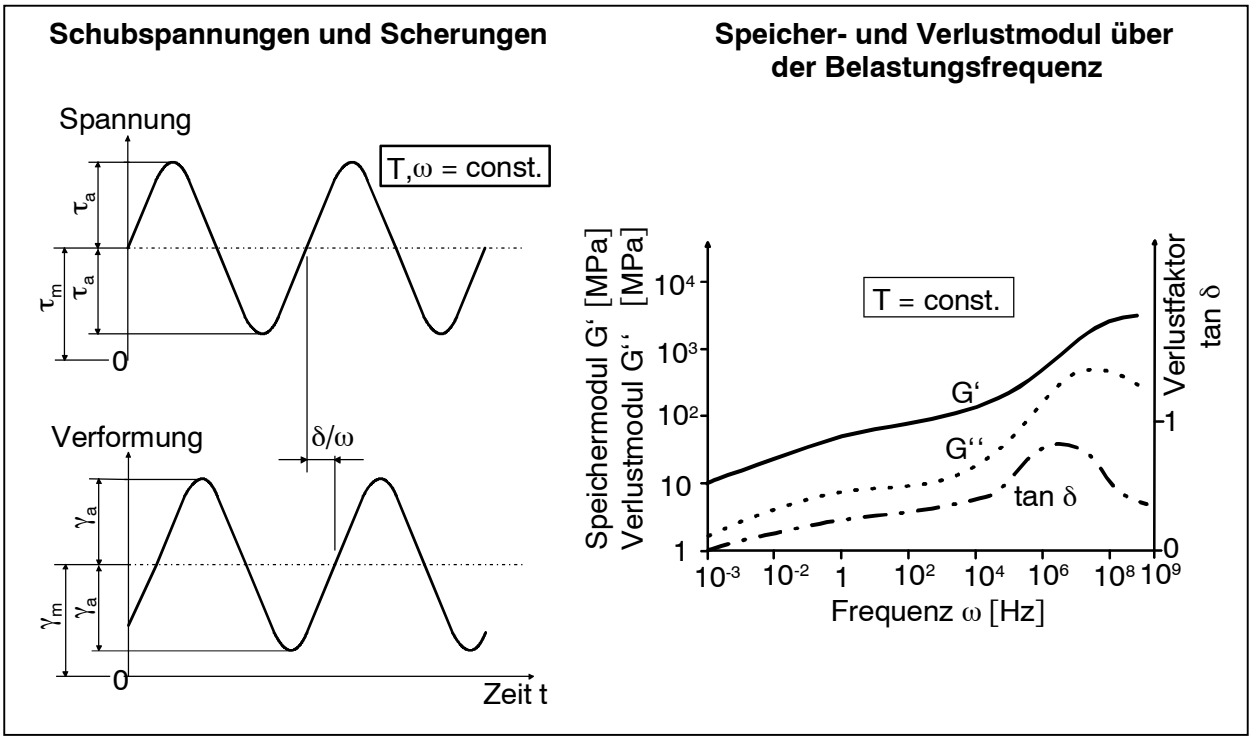


Bild 2.3 Zeit- und geschwindigkeitsabhängiges Verhalten [DIN 53513]

Werden die bei erzwungenen Schwingungen gemessenen Schubspannungen und Scherungen über dem zeitlichen Verlauf aufgetragen, zeigt sich, dass zwischen den Amplituden von Schubspannung und Scherung ein zeitlicher Versatz auftritt, siehe Bild 2.3 links. Die Spannung kann deswegen in zwei Anteile eingeteilt werden: einen in Phase und einen außerhalb der Phase der Scherung. Dieser Sachverhalt wird durch folgende Gleichung beschrieben [Ferry]:

$$\sigma = \gamma_0(G'\sin\omega t + G''\cos\omega t) \qquad (1.4)$$

Der Faktor G´ wird als Speichermodul bezeichnet, da er die reversible Verformung kennzeichnet, die sich in Phase mit der aufgebrachten Schwingung befindet. Der Faktor G´´ wird als Verlustmodul bezeichnet, weil er sich außerhalb der Phase befindet und ein Maß für den

Widerstand gegenüber zeitlichen Beanspruchungen darstellt. Der Schubmodul von Elastomeren kann somit als ein komplexer Schubmodul ausgedrückt werden. Der Betrag des komplexen Schubmodules berechnet sich zu

$$|G^*| = \sqrt{G'^2 + G''^2} \qquad (1.5)$$

Das Verhältnis aus Speicher- und Verlustmodul wird Verlustfaktor tan δ bezeichnet:

$$\tan\delta = \frac{G'}{G''} \qquad (1.6)$$

Der komplexe Schubmodul kennzeichnet die Reaktion des Werkstoffes auf äußere Belastungen bei gegebenen Messbedingungen. Es ist hervorzuheben, dass der Schubmodul zudem von der Temperatur (siehe auch Kapitel 2.1.4) sowie von der Amplitude der aufgebrachten Schwingung abhängt. Die Amplitudenabhängigkeit tritt besonders bei technischen Elastomermischungen, die Füllstoffe beinhalten, auf [Stommel]. Sie ist insbesondere bei dauernd schwingender Belastung, z.B. beim Einsatz von Schwingungsdämpfern, von Bedeutung. Ursache ist die innere Reibung, die zu einer Hysteresebildung im Spannungs-Dehnungskennlinienverlauf führt [Bartnig][Orschall]. Der gemessene Schubmodul ist somit immer nur im Zusammenhang mit den Messbedingungen auswertbar, aus diesen Gründen sind Temperatur und Amplitude beim Torsionsschwingversuch konstant zu halten.

Werden Speichermodul und Verlustmodul bei verschiedenen Frequenzen gemessen, zeigt sich, dass mit höheren Frequenzen sowohl Speicher- als auch Verlustmodul ansteigen, der Werkstoff also „härter“ reagiert, siehe Bild 2.3 rechts. Dabei können sowohl Speicher- wie auch Verlustmodul um 2 bis 3 Zehnerpotenzen ansteigen.

2.1.4 Temperaturverhalten

Eine Änderung des Schubmoduls ist auch bei unterschiedlichen Temperaturen festzustellen, siehe Bild 2.4. Im Gebrauchstemperaturbereich weist der Elastomerwerkstoff einen geringen Schubmodul von ca. 5 – 50 MPa auf. Hier verhält sich der Werkstoff im wesentlichen entropieelastisch. Wird nun die Temperatur erniedrigt, steigt der Schubmodul um 2 bis 3 Zehnerpotenzen an. Damit wechselt das bekannte gummielastische Verhalten des Werkstoffes zu einem Verhalten, das als lederartig beschrieben werden kann [Elias]. Bei weiterer Erniedrigung der Temperatur wird der Elastomerwerkstoff spröde, ähnlich wie Glas.

Mit Erniedrigung der Temperatur wird die Beweglichkeit der Kettenmoleküle stark eingeschränkt, was zur Folge hat, dass die Elastizität des Werkstoffs sich verringert und der Werkstoff sich immer stärker energieelastisch verhält. Dieser Zustand wird Glaszustand genannt. Der Übergangsbereich zwischen dem entropie- und energieelastischen Bereich wird Glasübergangsbereich genannt. Er befindet sich bei ungefüllten Elastomeren und solchen, die nicht zwei verschiedene Monomere enthalten, innerhalb eines recht schmalen Temperaturbereiches von 10 - 20 K. Die genaue Lage des Glasübergangsbereiches ist werkstoffabhängig, sie wird bestimmt durch die Eigenbeweglichkeit der Molekülketten, die wiederum

durch die Art der Seitengruppen und Kettenlänge bestimmt wird [Bergmann]. Der Glasübergangsbereich begrenzt zudem den unteren Betriebspunkt von Elastomerdichtungen. Das Verhältnis zwischen Speicher- und Verlustmodul, also der Verlustfaktor tan δ, ändert sich ebenfalls mit der Temperaturänderung. Ein besonderes Kennzeichen des Glasübergangsbereiches ist die Glasübergangstemperatur T_G, die genaue Lage dieses Punktes ist durch das dortige Maximum des Verlustfaktors tan δ definiert [DIN 53545].

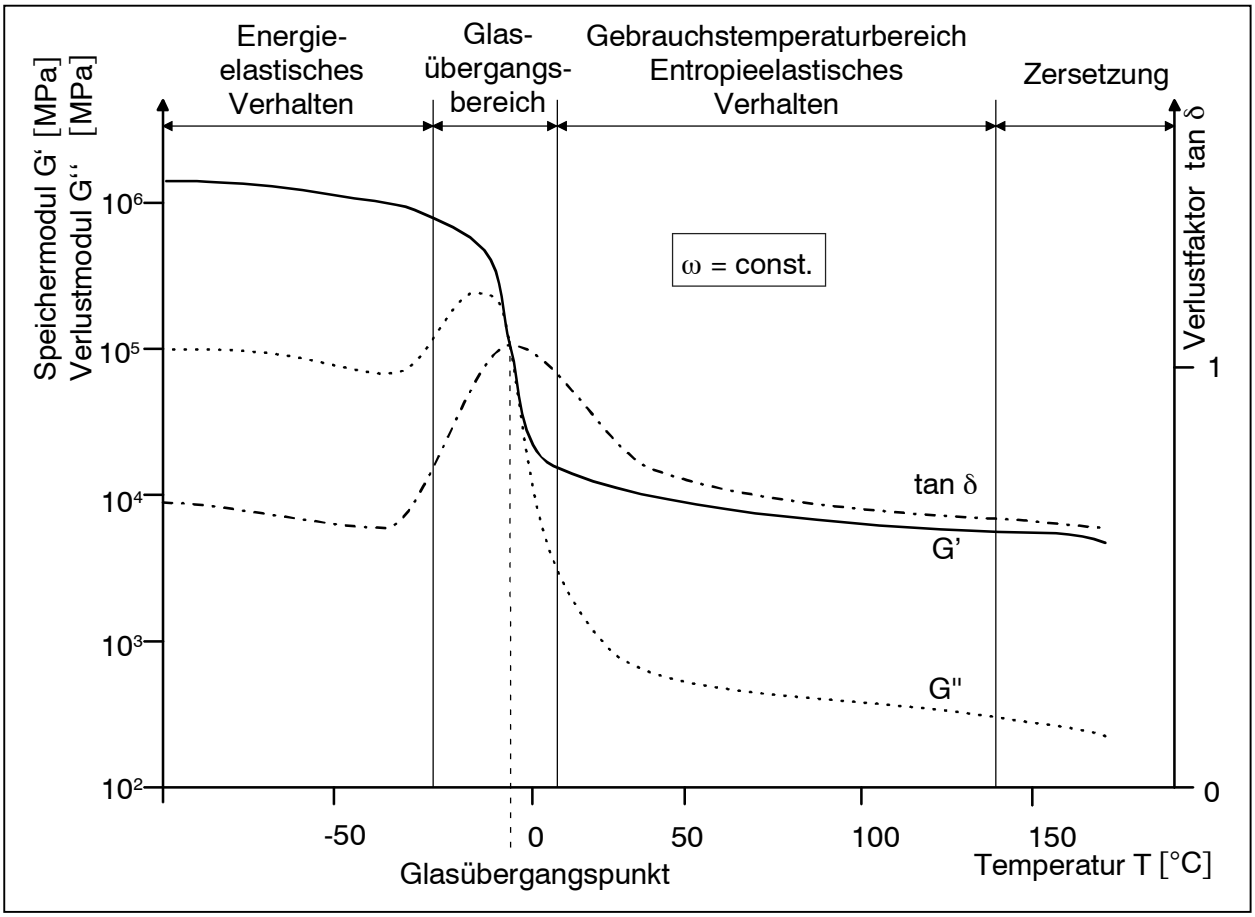


Bild 2.4 Speichermodul G´ und Verlustmodul G´´ über der Temperatur [DIN 7724]

Thermische Eigenschaften von Elastomerwerkstoffen sind (mittlere Werte bei 20°C) [Happ(1)] [Hellerich]:

- Wärmeleitfähigkeit $\lambda \approx 0{,}3$ W/mK. Im Vergleich zu Stahl ist die Wärmeleitfähigkeit zwei Zehnerpotenzen geringer, d.h. Wärme wird schlecht abgeleitet.
- Spezifische Wärmekapazität $c_p \approx 1{,}5$ kJ/kgK. Höher als die von Stahl, d.h. es ist relativ viel Wärmeenergie notwendig, um den Elastomerwerkstoff zu erwärmen.
- Linearer Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha \approx 1{,}5\ 10^{-6}$ 1/K. Er ist gegenüber Stahl um eine Zehnerpotenz höher.

2.1.5 Frequenz-Temperatur-Korrelation

Der Schubmodul steigt sowohl bei einer Erniedrigung der Temperatur als auch bei einer Erhöhung der Belastungsfrequenz an. Es macht in der Wirkung keinen Unterschied, ob die

Beweglichkeit der Kettenmoleküle, die maßgeblich für den Schubmodul ist, durch Temperaturerniedrigung eingefroren wird oder durch Trägheit bei dynamischer Belastung beschränkt wird [Bergmann]. Aus diesem Grunde lassen sich die beiden Größen Temperatur T und Belastungsfrequenz ω miteinander korrelieren, wie es in der Formel von Williams, Landel und Ferry, der sogenannten WLF-Gleichung, vollzogen ist [Ferry]:

$$\log a_T = -\frac{8{,}86\,(T - T_R)}{101{,}6 + (T - T_R)} \qquad (1.7)$$

mit: $\log a_T$ Frequenzverschiebungsfaktor
T Versuchstemperatur, Gültigkeitsbereich: $T_G < T < T_G + 100°\,C$
T_R Referenztemperatur, $T_R = T_G + 50°\,C$
T_G Glasübergangstemperatur

Durch den mit dieser empirischen Formel berechenbaren Verschiebungsfaktor a_T lassen sich die viskoelastischen Eigenschaften eines Werkstoffes auf die Referenztemperatur T_R beziehen. Dadurch können die Kurvenscharen der Eigenschaftswerte, z.B. Schubmodul oder Reibungsfaktor, die in begrenzten Temperatur- und Frequenzbereichen gemessen werden, zu einer Masterkurve zusammengesetzt werden, welche den Verlauf der Eigenschaft über einen breiteren Frequenzbereich bei einer ausgewählten Temperatur anzeigt (dies gilt vice versa). Durch den Logarithmus in Gleichung (1.7) ergibt sich, dass eine geringe Temperaturänderung einer Änderung des Frequenzverschiebungsfaktors a_T um Dekaden entspricht, somit also die Werkstoffeigenschaften empfindlicher auf Temperaturänderungen als auf Geschwindigkeitsänderungen reagieren. Der durch die WLF-Formel gegebene Zusammenhang zwischen Temperatur und Frequenz erlaubt, dass aus dem in Bild 2.4 gegebenen Schubmodulverlauf über der Temperatur auch Schlüsse auf das dynamische Verhalten des jeweiligen Werkstoffes bei unterschiedlichen Belastungsfrequenzen gezogen werden können. So wird ein Werkstoff mit einer hohen Glasübergangstemperatur sich schon bei niedrigen Belastungsfrequenzen steifer verhalten.

2.1.6 Reibung

Auch die Reibung von Elastomeren ist von der Temperatur und von der Belastungsgeschwindigkeit abhängig. Gemessene Reibwerte von Reibversuchen mit Elastomer-Stahl-Reibpaarungen lassen sich ebenfalls durch die WLF-Gleichung zu Masterkurven zusammensetzen. Grund hierfür ist, dass die Reibung stark von der Kontaktfläche abhängt. Der Kontakt bzw. das Anschmiegvermögen des Elastomers an einen starren Stahlgegenkörper hängt wiederum sehr stark von seinen elastischen Eigenschaften ab, wie sie oben beschrieben sind. Freitag et al. haben festgestellt, dass der gemessene Reibwert bei einer Elastomerwerkstoff/Stahl Reibpaarung bei höheren Geschwindigkeiten bis zu 80% vom Maximalwert abfallen kann [Freitag]. Für den starken Abfall bei höheren Geschwindigkeiten ist das „härtere“ Verhalten des Elastomers bei schneller dynamischer Belastung verantwortlich.

Bei welchen Geschwindigkeiten solche dynamischen Verhärtungen auftreten hat Happ berechnet [Happ(1)]. Für einen Reibungsfall hat Happ die kritische Gleitgeschwindigkeit c_{krit} berechnet,

bei der der Glaszustand im Elastomerwerkstoff erreicht wird. In dem von ihm betrachteten stationären quasistatischen Fall (unter Vernachlässigung der Trägheitskräfte und der Temperaturentwicklung) gleitet ein starrer Stahlstempel mit unterschiedlichen Gleitgeschwindigkeiten auf einer ideal ebenen Elastomerhalbebene. Die Oberfläche des Stahlstempels ist kugelförmig. Die Kontaktlänge $2a$ des Stempels soll 100 μm betragen, woraus sich bei Happ eine Eindringtiefe des Stempels von 50 μm ergibt, siehe Bild 2.5. Happ definiert das Erreichen des Glaszustandes eines Elastomeres dadurch, dass die freien Kettensegmente nicht genug Zeit haben, den sogenannten α-Relaxationsprozess durchzuführen. Wenn also der Stempel so schnell über eine kinetische Einheit des Elastomers, dies ist ein freies Kettensegment, gleitet, dass keine Zeit für die α-Relaxation vorhanden ist, kann sich das Kettensegment nicht ausrichten und das typische entropieelastische Verhalten unterbleibt. Es kann nur noch energieelastisch verformt werden. Aus diesen Überlegungen ergibt sich die Gleichung:

$$\tau_\alpha \geq \frac{2a}{c_{krit}} \qquad (1.8)$$

Mit den gegebenen Werten berechnet sich

$$c_{krit} \geq \frac{100\ \mu m}{(10^{-4} \ldots 10^{-5})\ s \text{ bei } 20°C} = 1 \ldots 10\ ms^{-1} \qquad (1.9)$$

Bei diesen Geschwindigkeiten wird die α-Relaxationszeit unterschritten und der sogenannte dynamische Glasübergang tritt auf. Diese Geschwindigkeiten liegen in technisch interessanten Bereichen, in derselben Höhe bewegen sich auch Gleitgeschwindigkeiten an Dichtungskanten (Pneumatik: 5 ms^{-1}) sowie Schnittgeschwindigkeiten von Zerspanprozessen.

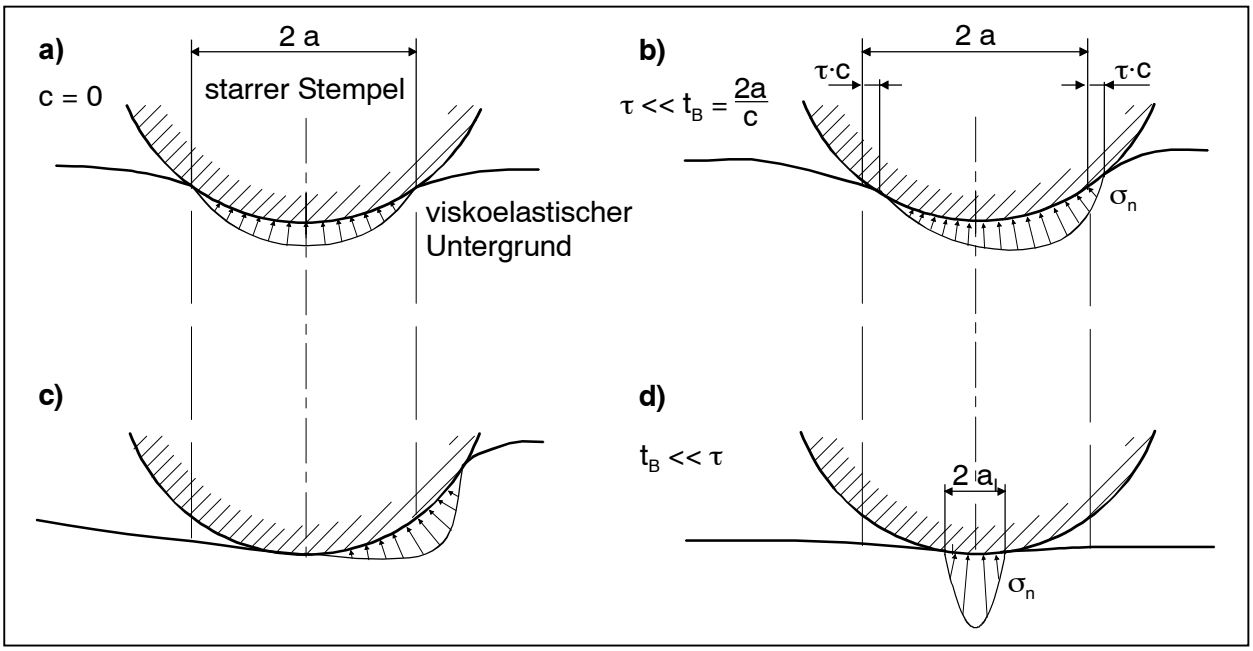


Bild 2.5 Kontaktzustände eines bewegten starren Stempels auf einer Elastomerhalbebene [Happ]

Happ hat ferner in seiner Arbeit mehrere Lösungen für verschiedene Belastungsregime entwickelt. Aufgrund der Analogien zwischen der Reibbelastung und der spanenden

Bearbeitung, bei der auch Reibung auf Span- und Freifläche des Werkzeuges auftritt, sollen seine Ergebnisse im Folgenden noch eingehender erläutert werden. Die Ergebnisse für den quasistatischen viskoelastischen Fall mit geringer Eindringtiefe (ca. 50 μm) sind in Bild 2.5 dargestellt. Von **a)** nach **d)** erhöht sich hierbei die Gleitgeschwindigkeit. Eingeteilt sind Belastungsfälle danach, wie viel Zeit zum Übergleiten des Kontaktgebietes benötigt wird („Beanspruchungszeit t_B“) und wie diese Zeit in Relation zur Relaxationszeit des α-Relaxationsprozesses steht.

In **a)** ist der Stempel in Ruhe, hier ist das typische elastische Anschmiegen von Elastomerwerkstoffen zu sehen. Die Normalspannung σ_n ist recht gleichmäßig über die Kontaktlänge verteilt, weil das weiche elastische Verhalten zu einem Spannungsausgleich innerhalb des Werkstoffes führt. Bei der langsamen Stempelgeschwindigkeit in **b)** ändert sich das Bild kaum, nur das Spannungsmaximum ist leicht in Bewegungsrichtung verschoben, weil ein rechts entstehender Wulst dem Stempel Deformationswiderstand bietet. In Fall **c)** schiebt der Stempel eine starke Wölbung an der Elastomeroberfläche vor sich her, was eine stark asymmetrische Spannungsverteilung zur Folge hat. Die Spannungsverteilung ist zudem stärker elliptisch ausgeprägt. Die Reibung hat dadurch eine starke Deformationskomponente. Der Kraft, die an der Vorderseite des Stempels aufgebracht wird, steht keine Kraft an der Rückseite des Stempels entgegen. Aufgrund dessen findet eine Energiedissipation im Werkstoff statt, die zur Erwärmung von Werkstoffmaterial in der Kontaktzone führt. Ein Teil der aufgebrachten Verformungsenergie des Werkstoffes wird aber wieder für die reversible Rückverformung des Werkstoffes verwendet. In **d)** ist der oben geschilderte Fall der dynamischen Glasbildung dargestellt. Das hier härtere Werkstoffverhalten hat zur Folge, dass der Kontaktbereich sehr viel kleiner und die Normalspannung sehr viel stärker um den Mittelpunkt der Kontaktfläche konzentriert ist.

Für größere Eindringtiefen des Stempels als die zuerst dargestellte, Happ nennt hier als Größenordnung die Exzentrizität einer Welle mit 1 mm, ergeben sich größere Kontaktlängen des Stempels am Elastomer. Um bei der größeren Kontaktlänge den dynamischen Glasübergang zu erreichen, müssen höhere Gleitgeschwindigkeiten eingesetzt werden. Diese höheren Gleitgeschwindigkeiten überschreiten die Ausbreitungsgeschwindigkeit von Transversal-Schallwellen im Elastomerwerkstoff. Daraus ergibt sich die Notwendigkeit, dass dieses Kontaktproblem noch tiefgehender dynamisch untersucht werden muss. Bei dieser gesonderten Untersuchung stellt Happ wieder den Effekt der dynamischen Spannungskonzentration fest, wie er im Ablauf von **a)** nach **d)** in Bild 2.5 dargestellt wird. Die Spannungsverteilung im Fall der größeren Eindringtiefe ähnelt daher eher den Fällen mit niedriger Geschwindigkeit, die dynamische Glasbildung wird also hier kaum erreicht.

Es ist somit festzuhalten, dass bei viskoelastischen Stoffen mit Erhöhung der Gleitgeschwindigkeit der dynamische Effekt der Spannungskonzentration auftritt. Die angreifende Kraft wirkt auf einer kleineren Fläche und stärker im Kontaktflächenmittelpunkt, was im Vergleich zum statischen Kontaktfall eine Überhöhung der Spannung zur Folge hat.

Durch die Energiedissipation im Elastomermaterial entsteht Wärme an der Reibfläche. Aufgrund der schlechten Wärmeleitfähigkeit, so zeigt Happ, wird diese Wärme jedoch nicht im Elastomermaterial oder über den metallischen Reibpartner abgeleitet [Happ(2)]. Die entstehende Wärme führt somit nur zu einer lokalen Temperaturerhöhung im Kontaktgebiet. Die höhere Temperatur senkt die α-Relaxationszeit stark ab (s. ARRHENIUS-Gleichung 1.3), was die dynamische Glasbildung erschwert.

2.1.7 Charakterisierung durch werkstofftechnische Kennwerte

Zur Messung der Werkstoffeigenschaften von Elastomeren sind in Normen verschiedene Messverfahren und Kennwerte definiert, die von den Produzenten von Elastomerwerkstoffen und -formteilen in der Regel verwendet werden, um die Leistungsfähigkeit ihres Materials gegenüber mechanischer Beanspruchung darzustellen [Economos(2)][Freudenberg(1)][Parker]. Es sollen im folgenden Kennwerte und ggf. zugehörige Messverfahren dargestellt werden, die in dieser Arbeit zur Charakterisierung der Zerspanbarkeit der Versuchswerkstoffe in Betracht gezogen wurden.

Dichte ρ: Die Dichte des Werkstoffes wird mithilfe des archimedischen Prinzips ermittelt [DIN 53479].

Härte H: mit der Härte wird der Widerstand des Elastomerkörpers gegen das Eindringen eines Prüfkörpers bezeichnet. Bei der Messung nach Shore A, welche in der Regel für die hier verwendeten Elastomere angewandt wird, wird ein Kegelstumpf verwendet, dessen Eindringtiefe abgelesen wird [DIN 53505].

Spannungswerte $\sigma_{20\%}$, $\sigma_{100\%}$, *Zugfestigkeit* σ_{max}, *Reißdehnung* ε_R: diese Kennwerte werden im uniaxialen Zugversuch ermittelt, mit dem auch die Spannungs-Dehnungs-Kennlinie gewonnen wird, vgl. Bild 2.2. Die Kenngrößen beschreiben das elastische Verhalten des Elastomers in einem großen Dehnungsbereich. Hervorzuheben ist, dass die Kennwerte nur für die bei der Messung vorliegende Temperatur und Zuggeschwindigkeit gelten. Insbesondere die in der Norm vorgeschriebene Zuggeschwindigkeit von v = 0,2 m/min ist im Vergleich zu den in der Zerspanung vorkommenden Schnittgeschwindigkeiten gering, diese Prüfung ist somit als „quasistatisch“ zu bezeichnen [DIN 53504].

Weiterreißwiderstand W: ist ein Maß für die Empfindlichkeit von Elastomeren gegen das Weiterreißen eines gekerbten Elastomerwerkstoffs. Da diese Prüfung an einer Zugprüfmaschine durchgeführt wird, ist auch dieser Kennwert als quasistatisch zu bezeichnen [DIN 53507].

Rückprallelastizität R: zur Bestimmung der Rückprallelastizität lässt man ein Pendel auf den Probekörper aufschlagen, und es wird dann die Rückstoßhöhe gemessen. Die Rückprallelastizität ist damit das Verhältnis der wiedergewonnenen zur aufgewandten Energie. Der verlorengegangene Energieanteil wird als Wärme im Elastomer umgewandelt. Diese Prüfung wird bei einer Geschwindigkeit von 1,98 m/s = 119 m/min durchgeführt, die im Bereich üblicher Schnittgeschwindigkeiten liegt [DIN 53512].

Speichermodul G´, *Verlustmodul* G´´, *Glasübergangstemperatur* T_G: diese Werte werden im Torsionsschwingversuch mit erzwungenen Schwingungen gemessen, wie bereits in Kap. 2.1.3 erläutert worden ist. Diese Messung erlaubt zwar Rückschlüsse über das dynamische Verhalten des Werkstoffes in einem großen Temperatur- und Geschwindigkeitsbereich, es werden nach DIN 53445 aber nur bestimmte Kraftamplituden eingesetzt. Die gemessenen dynamischen Module sind von der Form der Probekörper abhängig, weswegen durch Formfaktoren auf probengeometrieunabhängige Kennwerte extrapoliert werden muss [DIN 53445][DIN 53513][DIN53535].

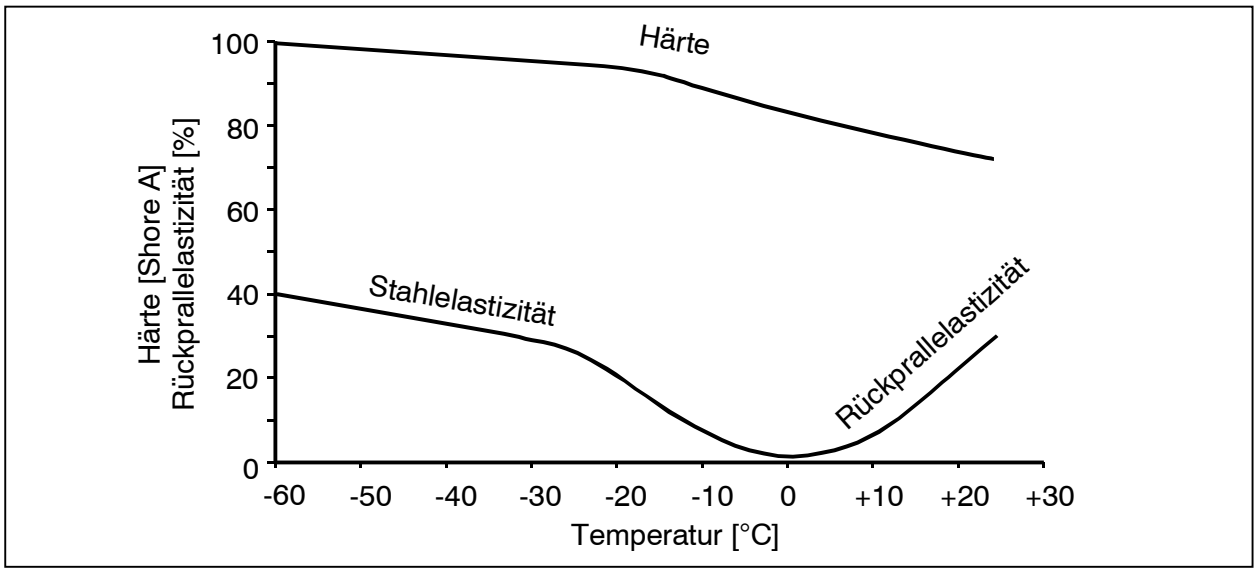


Bild 2.6 Temperaturabhängigkeit der Shore-A-Härte und der Rückprallelastizität [Krumeich]

Wie oben dargestellt worden ist, kann mit Hilfe der DIN-Messungen nur ein begrenzter Eindruck vom komplexen viskoelastischen Verhalten der Elastomere gegeben werden, da die Messbedingungen das Messergebnis stark beeinflussen. Krumeich hat z.B. für die Härte und Rückprallelastizität die Abhängigkeit von der Messtemperatur dargestellt, s. Bild 2.6 [Krumeich].

In der Literatur finden sich keine Hinweise darauf, welche der zuvor erläuterten Werkstoffkennwerte zur Bewertung der Zerspanbarkeit von Elastomerwerkstoffen geeignet sind.

2.2 Unterschiede und Einsatzgebiete von Elastomertypen

2.2.1 Chemischer Aufbau

Elastomerwerkstoffe werden verschiedenen Elastomertypen zugeordnet. Bild 2.7 zeigt gestufte Unterscheidungskriterien, welche die differenzierte Zuordnung erlauben. Die chemischen und physikalischen Eigenschaften verschiedener Elastomertypen hängen in erster Linie vom Aufbau des Kautschuks, dem Ausgangsstoff der Elastomerherstellung ab, der die Polarität und Sättigung bestimmt [Krumeich].

1. Vernetzungsstruktur:	• Festlegung grundlegender mechanischer Eigenschaften • Abgrenzung von anderen Werkstoffgruppen • Abgrenzung von anderen polymeren Werkstoffen
2. Polarität und Sättigung:	• Bestimmung durch chemischen Aufbau der Kautschuke • Weitere Unterteilung der Elastomere in Gruppen
3. Mischungsaufbau:	• Variation der Eigenschaften für einen speziellen Kautschuk

Bild 2.7 Unterscheidungskriterien für Elastomerwerkstoffe

Die Sättigung eines Moleküls hängt davon ab, wie viele Doppelbindungen sich entlang des Makromoleküls befinden. Die Existenz von Doppelbindungen ist entscheidend für die Medienbeständigkeit, den Temperatureinsatzbereich und die Stabilität des Elastomers. Ebenfalls maßgebend für die Beständigkeit ist die Polarität eines Moleküls. Polarität tritt auf, wenn ein gemeinsames Elektronenpaar einer Bindung ungleich stark angezogen wird, so dass in den nach außen neutralen Molekülen die Ladung ungleichmäßig verteilt ist. Entscheidend ist die Frage der Polarität bei der Beständigkeit gegenüber Medien, die ebenfalls polaren oder unpolaren Charakter haben können [Schmitt].

Diese anwendungsorientierten Unterscheidungskriterien geben jedoch noch keinen Aufschluss über das spezielle Eigenschaftsbild eines bestimmten Elastomers. Durch einen geeigneten Mischungsaufbau können die mechanischen Eigenschaften des Elastomers innerhalb gewisser, durch den chemischen Aufbau des Kautschuks vorgegebener Grenzen variiert werden. Dabei werden dem Kautschuk verschiedene eigenschaftsändernde Zusatzstoffe sowie Verarbeitungshilfsstoffe hinzugefügt. Dies ermöglicht eine individuelle Anpassung der Dichtungswerkstoffe an die Einsatzbedingungen, führt aber auch zu einer stark unterschiedlichen Zerspanbarkeit.

2.2.2 Typische Elastomermischungen und ihre Einsatzgebiete

Bild 2.8 ordnet die am häufigsten verwendeteten Elastomertypen nach Polarität und Sättigungsgrad (bzw. Anzahl der Doppelbindungen). Die fett markierten Elastomertypen werden in dieser Arbeit hinsichtlich ihres Zerspanungsverhaltens untersucht. Wie die folgende Erläuterung zeigt, decken diese aufgrund ihres unterschiedlichen chemischen Aufbaus sehr unterschiedliche Einsatzfälle ab. Die ausgewählten Elastomere gehören zu den am häufigsten verwendeten Typen [Lauhus][Economos(2)]. Im Folgenden werden die chemischen Zusammensetzungen der ausgewählten Elastomertypen und ihre besonderen Eigenschaften und Einsatzgebiete kurz dargestellt.

FPM: Fluor-Elastomere

FPM steht als Kurzzeichen für Fluor-Elastomere. Durch die Polymerisation hochfluorierter Kohlenwasserstoffe lassen sich Co-, Ter- oder Tetrapolymere mit unterschiedlichem Aufbau und

Fluorgehalten herstellen. FPM wird immer dann eingesetzt, wenn eine hohe thermische und chemische Stabilität sowie eine geringe Gasdurchlässigkeit gefordert ist. Die Hauptanwendungsgebiete sind Kraftstoff- und Öldichtungen in der Automobil- sowie der Luft- und Raumfahrtindustrie. Die mechanischen Eigenschaften sind allerdings stark von der Temperatur abhängig [Schwarz(2)] [Nagdi] [Lauhus].

polar:	- viele Doppelbindungen:	**NBR**, CR
	- keine Doppelbindungen:	CM, CSM, ACM, **FPM**,CO, ECO, **Q** (MVQ, PMQ, FMQ)
unpolar:	- viele Doppelbindungen:	NR, IR, SBR, BR
	- wenig Doppelbindungen:	IIR, BIIR, CIIR, **EPDM**
	- keine Doppelbindungen:	EPM

Bild 2.8 Einteilung der Elastomere nach Polarität und Sättigung [Schmitt] [DIN ISO 1629]

NBR: Nitril-Butadien-Elastomere

Bei den NBR-Elastomeren handelt es sich um stark ungesättigte polare Copolymerisate aus unregelmäßig angeordneten Acrylnitril- und Butadien-Monomeren [Krumeich]. Die physikalischen und chemischen Eigenschaften des Elastomers sind stark von dem Anteil des Acrylnitrils am Copolymer abhängig. Mit steigendem Acrylnitrilgehalt werden die Glasübergangstemperatur und die Härte erhöht. Außerdem nimmt die Quellbeständigkeit in Kraftstoffen, Ölen, Fetten und aromatischen Lösungsmitteln zu. Dagegen verringern sich die Elastizität und die Rückprallelastizität [Freudenberg] [Krumeich] [Schwarz(2)] [Nagdi]. NBR hat seine Haupteinsatzgebiete dort, wo neben guten mechanischen Eigenschaften hohe Kraftstoff-, Öl-, Alterungs-, Wärme- und Abriebbeständigkeit gefordert werden. Vorteilhaft wirkt sich die große Polarität des NBR und die leichte Verschieblichkeit der Ladungen in den Seitengruppen aus: Diese Tatsache verhindert jegliche elektrostatische Aufladung und damit die Gefahr der Funkenbildung, eine Eigenschaft, die sich im Umgang mit Kraftstoffen positiv auswirkt [Freudenberg(2)] [Schwarz(2)].

EPDM: Ethylen-Propylen-Dien-Elastomere

EPDM-Elastomere sind Terpolymere aus Ethylen, Propylen und einem geringen Anteil eines Diens. Die Beständigkeit gegen Alterung durch Oxidationsmittel und UV-Strahlung ist sehr hoch. Bei erhöhter Temperatur besteht die Gefahr der Nachvernetzung. Weiter hervorzuheben sind das gute Kälteverhalten, die guten elektrischen Isoliereigenschaften und die gute Wetterbeständigkeit. Bevorzugte Einsatzbebiete dieses Materials sind Dichtungen in Hydrauliksystemen mit schwerentflammbaren Druckflüssigkeiten, in hydraulischen Bremssystemen und bei Wasserarmaturen [Schwarz(2)] [Nagdi].

Q: Silikon-Elastomere

Silikon-Elastomere enthalten polare gesättigte Makromoleküle. Im Gegensatz zu den übrigen vorgestellten Elastomeren besteht die Hauptkette des Polymers nicht aus aneinandergereihten

Kohlenstoffatomen, sondern aus fortlaufend verknüpften Silizium- und Sauerstoffatomen. Die freien Valenzen des Siliziums sind durch seitenständige organische Gruppen abgesättigt. Anhand dieser Seitengruppen unterscheidet man Methyl-Vinyl-Silikon-Kautschuk (MVQ), Phenyl-Methyl-Silikon-Kautschuk (PMQ) und Fluor-Methyl-Silikon-Kautschuk (FMQ). Dieser Aufbau verleiht dem Silikonkautschuk besondere Eigenschaften, z.B. hervorragende Wärme- und Kältebeständigkeit. Hervorzuheben sind weiterhin die sehr niedrige elektrische Leitfähigkeit, die gute Strahlenbeständigkeit und insbesondere die physiologische Unbedenklichkeit und bakterielle Indifferenz. Aus diesem Grund liegen die Haupteinsatzgebiete der Silikon-Elastomere in der Medizintechnik und dem Lebensmittelbereich sowie in Elektrotechnik, Fahrzeug- und Flugzeugbau [Krumeich] [Schwarz(2)] [Nagdi]. In dieser Arbeit wird ein MVQ-Kautschuk untersucht.

2.3 Herstellung von Elastomerdichtungen

2.3.1 Konventionelle Herstellungsverfahren und Fertigungstoleranzen für Dichtungen

Im folgenden werden die bisher erreichbaren Fertigungsqualitäten dargestellt, da diese ein Orientierungsmaß für die anzustrebende Qualität des spanenden Fertigungsverfahrens bilden. Konventionelle Formgebungsverfahren für Elastomerformteile sind das Spritzgießen oder das Warmpressen. Bei diesen Verfahren wird durch Wärmezufuhr die Vulkanisation, d.h. die Vernetzung der Molekülketten eingeleitet. Aufgrund des hohen Wärmeausdehnungs-koeffizienten sind Schwindungsmaße durch das Abkühlen nach der Vulkanisation zu erwarten. Verschiedene DIN-Normen legen fest, welche Toleranzen bei Elastomerformteilen zulässig sind:

1. DIN 3760: Hier sind z.B. die Außendurchmessertoleranzen für Radialwellendichtringe in der Größenordnung von ca. 0,1-0,3 % vom Außendurchmesser festgelegt, z.B. $d_2 = 45$ +0,15 bis +0,30 mm.
2. DIN 3771: Hier sind die Innendurchmessertoleranzen von O-Ringen mit 0,6 – 14,4 % vom Innendurchmesser festgelegt, z.B. $d_1 = 45 \pm 0{,}42$ mm, sowie der Querschnittsdurchmesser mit 2,1 - 4,4 % toleriert, z.B. $d_2 = 1{,}8 \pm 0{,}08$ mm.
3. DIN 7715: In dieser Norm werden für Gummiformteile verschiedene Toleranzklassen vorgeschrieben. Es soll hier nur hervorgehoben werden, dass auch in den feinsten Toleranzklassen noch Zehntelmillimetermaße zulässig sind, so z.B. Grenzabmaße für geschliffene Außenmaße $45 \pm 0{,}35$ mm, für geschliffene Wandstärken $1 \pm 0{,}10$ mm.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass bei Konturen mit geringer Materialstärke Toleranzen von 1 - 2/10 mm eingehalten werden müssen. Bei größeren Bauteildurchmessern liegen die Toleranzen im Bereich von mehreren Zehntelmillimetern.

2.3.2 Spanende Herstellungsverfahren

Das Drehen von Elastomeren hat sich im letzten Jahrzehnt als Produktionsverfahren für Dichtungen durchgesetzt [Schwarz(1)]. Schwarz et al zeigen am Beispiel des Radialwellendicht-ringes die hohe Bedeutung einer genauen Herstellung der Dichtkantengeometrie auf. Technologische Grundlagen des Elastomerdrehens sind zusammenfassend in [Hintze(1)] dargestellt.

Weitere Autoren, die sich tiefergehend mit der spanenden Bearbeitung von Elastomeren befasst haben, sind: Wedding zum Drehen und Schleifen von Polychloropren-Elastomeren [Tönshoff], [Wedding] und Bargel zum Drehen eines NBR-Elastomers [Bargel], [Nedeß]. Ältere Literatur zum Thema ist in diesen Arbeiten aufgeführt und gewürdigt. Es werden im folgenden deswegen nur kurz die Ergebnisse der beiden oben genannten Autoren dargestellt, weil sie für diese Arbeit am bedeutsamsten sind.

Wedding hat Hochgeschwindigkeits-Filmaufnahmen von einem Orthogonal-Drehprozess erstellt [Tönshoff]. Zur Verbesserung der Reflektionseigenschaft wurde auf den Versuchsmaterialien, zwei Polychloropren-Elastomere mit den Härten von 70 und 80 Shore A, eine dünne Goldschicht aufgebracht. In dem Film ist zu sehen, wie im Zerspanprozess diese Goldschicht vor dem Schneidkeil verformt wird. Bei Einsatz eines Spanwinkels von $\gamma = 0°$ kommt es in den verschiedenen Prozesszonen vor der Span- und Freifläche des Werkzeuges zu einer Verzerrung des Strömungsfeldes im Werkstückmaterial. Wedding folgert daraus, dass das Werkstückmaterial vor der Spanfläche abgebremst wird. Bei einem hohen Spanwinkel von $\gamma = 70°$ wurde beobachtet, dass nur noch geringe Differenzen in den Strömungsfeldern beidseitig des Schneidkeiles auftreten. Nach Wedding zeigt dies, dass Werkzeuge mit einem solchen Spanwinkel den geringsten Widerstand beim Eindringen im Werkstoff verursachen.

Des Weiteren hat Wedding festgestellt, dass der in seinen Versuchen eingesetzte weichere Werkstoff (70 Shore A) bei der geringen Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 1$ m/min trotz Einsatzes eines hohen Spanwinkels von $\gamma = 70°$ an der Schneidkante „hakt“, also unregelmäßig abgebremst wird. Bei einer höheren Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 5$ m/min lief dieser Werkstoff gleichmäßig an Span- und Freifläche vorbei.

Bargel hat in seiner Arbeit gezeigt, wie durch Drehen eines NBR-Werkstoffes (81 Shore A) ein Nutring gefertigt werden kann [Bargel]. Zuerst untersuchte Bargel den Einfluss der Schnittbedingungen. Zur Erzeugung eines anzustrebenden gleichmäßigen Rillenprofils auf der Werkstückoberfläche muss eine stabile Bandspanbildung stattfinden. Hierfür ist ein Mindestvorschub notwendig, der abhängig von den eingesetzten Werkzeuggeometrien und Schnittparametern f = 0,63 – 0,16 mm beträgt. Hohe Schnittgeschwindigkeiten sind günstig für die Stabilität des Zerspanprozesses und setzen den Mindestvorschub herab. Werkzeuge mit hohem Spanwinkel und geringem Schneidkantenradius liefern die besten Zerspanergebnisse, weswegen unbeschichtete Werkzeuge gegenüber beschichteten vorzuziehen sind.

Für die Herstellung des Nutringes wurde eine Bearbeitungsreihenfolge entwickelt, deren wichtigstes Merkmal ist, dass die funktionsrelevanten Geometrien in den ersten Bearbeitungsschritten, wenn das Werkstück noch eine große Wandstärke aufweist, gefertigt werden. Der so gefertigte Nutring weist ein vergleichbares Einsatzverhalten wie ein konventionell gefertigter auf, wodurch exemplarisch gezeigt worden ist, dass die spanende Bearbeitung für die Herstellung von rotationssymmetrischen Dichtungen eine geeignete Alternative zu konventionellen Herstellverfahren ist.

Bargel hat die auftretenden Maßabweichungen, die je nach gewählter Schnittbedingung ΔD = -0,01 bis +0,16 mm betragen, durch mechanische Ersatzmodelle beschrieben, in denen die Biegung des Werkstückes aufgrund der Zerspankräfte und die Aufweitung durch die Fliehkraft berücksichtigt sind. Diese „globalen“ Verformungsmechanismen sind auf Bild 2.9 links dargestellt. Es hat sich gezeigt, dass durch diese Ersatzmodelle zwar die Trends im Maßabweichungsverlauf bei den verschiedenen Schnittbedingungen zu erklären sind, dass es aber dennoch zu Differenzen zwischen Modell und Realität kommt. Als wesentliche Ursache für diese Differenzen kommen „lokale“ Verformungen im Werkstoff vor der Schneidkante in Betracht, siehe rechte Seite Bild 2.9.

Die lokalen Verformungen vor der Schneide hat Bargel in Bezug auf die Gratbildung untersucht. Grate können sich bei Einstellwinkeln von $\kappa_r \geq 75°$ bilden, sie entstehen durch das Ausweichen des Werkstoffes entlang der Hauptschneide. Des Weiteren wurde festgestellt, dass die gemessenen Rauheitswerte stets höher als die theoretischen sind. Grund hierfür ist das lokale seitliche Ausweichen des Werkstoffes im Bereich der Nebenschneide des Werkzeuges.

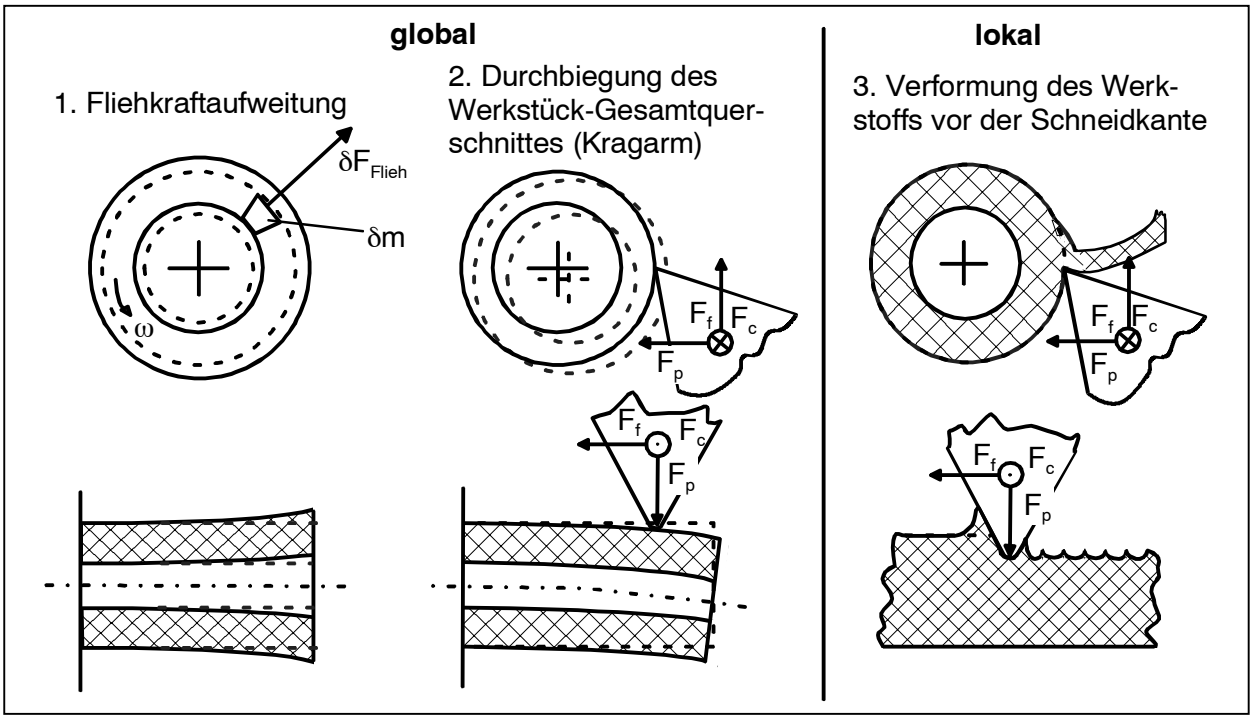


Bild 2.9 Verformungsmechanismen beim Drehen [Bargel]

3 Aufgabenstellung

Im letzten Kapitel wurde gezeigt, dass beim Drehen eines Elastomerwerkstoffes (NBR) Fertigungsqualitäten erreichbar sind, die innerhalb der von den Normen geforderten Toleranzen liegen. Auch wurde exemplarisch an einer Dichtungsgeometrie, einem Nutring, die prinzipielle Funktionsfähigkeit spanend hergestellter Dichtungen nachgewiesen (vgl. Kap.2.3). Da sich die Werkstoffe der Dichtungstechnik aber stark in ihrem physikalischen Eigenschaftsbild unterscheiden (vgl. Kap. 2.2), kann nicht von dem Zerspanverhalten eines Elastomerwerkstoffes, d.h. einer bestimmten Mischung eines bestimmten Elastomertyps, auf das Verhalten anderer Elastomermischungen aus dieser großen Werkstoffgruppe geschlossen werden. Da die Zielsetzung dieser Arbeit ist, die Elastomerzerspanung für die flexible Fertigung verschiedenster Dichtungen weiterzuentwickeln, ist es notwendig:

- **die verschiedenen Elastomerwerkstoffe der Dichtungstechnik**
- **und die unterschiedlichen Dichtungsgeometrien**

in Hinblick auf die erreichbaren Bearbeitungsergebnisse zu untersuchen. Nur wenn über ein breites Spektrum von Werkstoffen und Geometrien diese Ergebnisse vorliegen, ist sichergestellt, dass eine konstant hohe Fertigungsqualität und Einsatzfähigkeit der Dichtungen erreicht werden kann.

Um die Einflüsse von Werkstoff und Geometrie differenziert untersuchen zu können, ist es notwendig, den Zerspanprozess weitgehender als bisher zu untersuchen. Insbesondere zum Verständnis der Entstehung von Form- und Maßabweichungen sowie der Oberflächengüte ist es notwendig, die vermuteten lokalen Ausweichmechanismen vor der Werkzeugschneide zu untersuchen, da diese einen großen Einfluss auf die Fertigungsqualität der Bauteile haben (vgl. Kap. 2.3). Elastomere können aufgrund ihrer hohen Elastizität lokal Spannungen aufnehmen und große Verformungen ausbilden. Dem entgegen steht das geschwindigkeitsabhängige viskose Verhalten von Elastomeren, welches die lokale Bildung von Verformungen unterdrückt, weil es ein steiferes Verhalten des Elastomerwerkstoffes verursacht. Die bei der Zerspanung auftretenden Schnittgeschwindigkeiten liegen in der Größenordnung der erforderlichen hohen Belastungsgeschwindigkeiten, bei denen viskoses Verhalten zu erwarten ist (vgl. Kap. 2.1).

Die genaue Untersuchung des Einflusses des viskosen Verhaltens und die quantitative Beurteilung der Verformungen direkt vor der Schneide konnten aber noch nicht durchgeführt werden, weil die bis jetzt verwendeten Bewertungsgrößen für Werkstückverformungen - Form- und Maßabweichungen sowie Oberflächenwerte - erst nach dem Zerspanprozess gemessen werden. Zu diesem Zeitpunkt haben sich aber die Verformungen, die während des Zerspanprozesses entstehen, bereits wieder reversibel zurückgebildet. Ein weiteres Problem ist, dass solche Post-Prozess-Größen sich sowohl aus „lokalen“ Verformungen vor der Schneide sowie aus „globalen“ Verformungen des gesamten Werkstückes zusammensetzen. Auch Wedding konnte durch seine Filmaufnahmen mit hoher Vergrößerung des Zerspanprozesses keine quantitative Beurteilung der Einflüsse auf die lokalen Ausweichmechanismen geben [Tönshoff]. Es ist somit notwendig:

- **in einem kleinen Werkstückbereich lokal vor der Werkzeugschneide**

- **während des ablaufenden Zerspanprozesses (In-Prozess)**
- **die Verformungen im Werkstoff mit geeigneten Bewertungsgrößen**

zu messen. Nur durch eine solche Untersuchung kann der Einfluss der viskosen Werkstoffeigenschaften differenzierter beurteilt und die Mechanik des Trennvorganges besser verstanden werden.

Zur Durchführung der in den letzten Abschnitten geforderten Untersuchungen müssen die Einflüsse der Bauteilgeometrie und des Werkstoffes auf der einen sowie die Einflüsse der Prozessparameter auf der anderen Seite auf das Bearbeitungsergebnis herausgearbeitet werden. In Bild 3.1 sind die im Rahmen der Arbeit betrachteten Einflussgrößen bzw. Messgrößen aufgeführt (vgl. [DIN EN ISO 4287][DIN 6580][DIN6581][DIN 6584]).

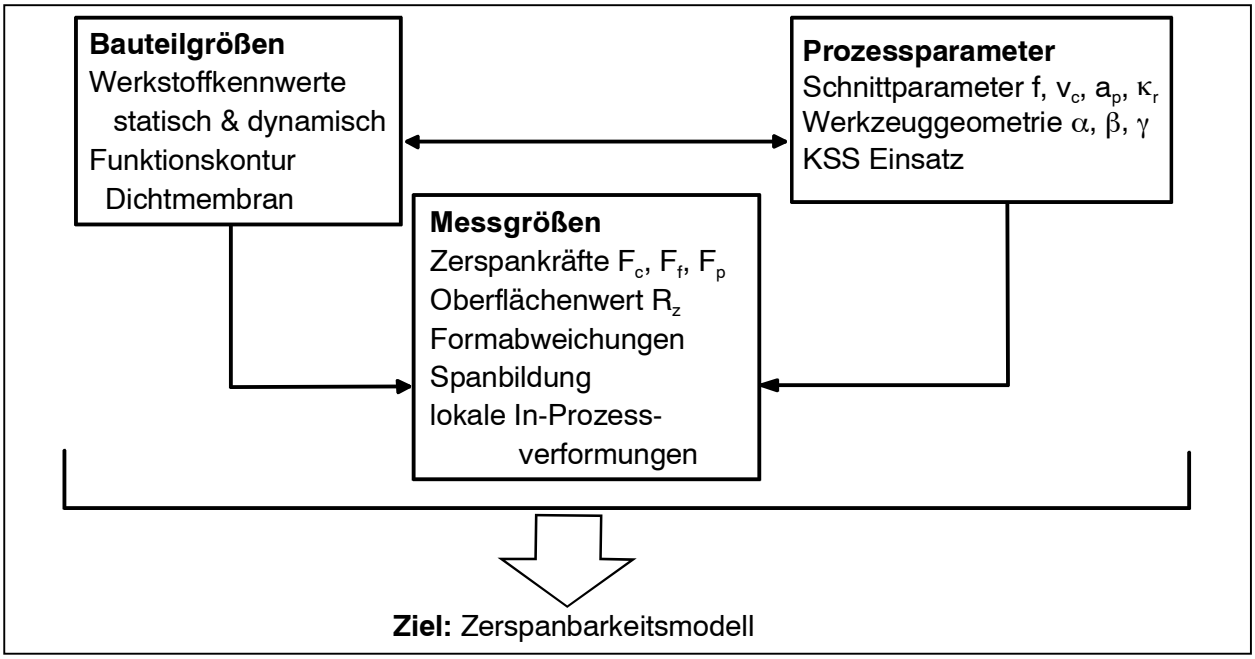


Bild 3.1 Integrierte Einflussgrößen des zu entwickelnden Zerspanbarkeitsmodells

Ziel dieser Arbeit ist die Erstellung eines Zerspanbarkeitsmodelles. Durch dieses Zerspanbarkeitsmodell soll die Mechanik des Zerspanprozesses von Elastomeren genauer dargestellt und in Bezug zur späteren Funktionserfüllung der Elastomerdichtungen gesetzt werden. Durch dieses Zerspanbarkeitsmodell wird ein Beurteilungsmaßstab gegeben, der es ermöglicht:

- rotationssymmetrische Elastomerformteile aus verschiedenen Elastomerwerkstoffen zuverlässig spanend bearbeiten zu können,
- mithilfe neu definierter Bewertungsparameter die Zerspanungseignung der Elastomerwerkstoffe zu prüfen,
- somit erstmals die Zerspanbarkeit verschiedener Elastomerwerkstoffe zu beurteilen,
- Voraussagen über das zu erwartende Zerspanbarkeitsverhalten aufgrund einfach zu messender Werkstoffeigenschaften entwickeln zu können,
- Hinweise für die Entwicklung gut zerspanbarer Werkstoffe bzw. für die genaue Abstimmung ihrer physikalischen Eigenschaften zu geben.

4 Planung der Untersuchungen und der Versuchsbedingungen

4.1 Untersuchungsstrategie

Um die im letzten Kapitel beschriebenen Einflussgrößen messen zu können, musste eine geeignete Untersuchungsstrategie ausgearbeitet werden. Die Untersuchungsstrategie dieser Arbeit gliedert sich in drei Schritte, die im Folgenden kurz beschrieben werden.

Im ersten Schritt wurden Untersuchungen im Orthogonalschnitt durchgeführt, s. Kapitel 6, wozu vorab eine geeignete Versuchsmethodik zur In-Prozess-Verformungsbeobachtung zu entwickeln war [Hintze(3)], s. Kapitel 4.3.3. Zur Analyse der lokalen Deformationen wurden die Bearbeitungsbedingungen so gewählt, dass globale Verformungen näherungsweise vernachlässigbar waren: Gedreht wurden Ringe großer Wandstärke, wobei die stützende Duroplastummantelung auf einer kurzen Auskraglänge entfernt war. Mit diesem Messaufbau wurden die lokalen Verformungen beim Drehen variabler Werkstoffe mit variablen Vorschüben, Schnittgeschwindigkeiten und Schneidengeometrien grundlegend untersucht.

Die gewonnenen Erkenntnisse wurden anschließend im zweiten Untersuchungsschritt, im Außenlängsdrehprozess, s. Kapitel 7, verifiziert. Es wurden dabei die Oberflächengüten und die Zerspankräfte gemessen. Diese Bewertungsparameter brauchen über eine gewisse Messzeit bzw. -länge konstante Prozessbedingungen, da sie als Mittelwerte von Einzelmesswerten, die über die gesamte Messlänge festgestellt werden, berechnet werden. Bei steifer Gestaltung des Versuchswerkstückes kann wieder der Einfluss eines „globalen“ Ausweichens aufgrund von Flieh- und Zerspankräften ausgeschlossen werden. In diesem Untersuchungsschritt wurde der Einsatz von Kühlschmierstoff untersucht, da angenommen wurde, dass KSS die Reibung herabsetzt, und so die Zerspankräfte zu verringern sind.

Nach der genauen Untersuchung der lokalen Ausweichmechanismen im Orthogonalprozess und beim Außenlängsdrehen wurden die Ergebnisse dieser Untersuchungsschritte in Kapitel 8 in einem Zerspanbarkeitsmodell integriert.

Im dritten Untersuchungsschritt wurden die typischen Geometrieelemente von Dichtungen auf ihre Zerspanbarkeit untersucht, s. Kapitel 9. Ziel dieser Untersuchung war, einen geeigneten Testablauf mit dazugehörigen Bewertungsgrößen zu entwickeln und anzuwenden.

4.2 Versuchswerkstoffe

Es wurden in dieser Arbeit insgesamt 10 verschiedene Elastomerwerkstoffe untersucht: 4 NBR-, 3 FPM-, 2 EPDM- und 1 Q-Werkstoff, siehe Tabelle 4.1. Ihr Einsatzgebiet in der Dichtungstechnik und die Messmethoden der physikalischen Kennwerte wurden bereits in Kapitel 2 dargestellt. Die in Tabelle 4.1 angegebenen Kennwerte sind, bis auf die Werte aus dem Torsionsschwingversuch, Mittelwerte aus fünf Einzelmesswerten. Bei der Messung der

Kennwerte wurden folgende Spannweiten festgestellt: Dichte ±0,01 g/cm^3, Härte ±1 Shore A, Spannungswerte ±0,2 - 0,7 N/mm², Zugfestigkeit ±0,2 - 2,1 N/mm², Reißdehnung ±4 - 47 %, Weiterreißfestigkeit ±0,8 - 2,1 N/mm², Rückprallelastizität ±1 %. Damit beträgt die Spannweite der Kennwerte in der Regel weniger als 10% des Messwertes, was für den Zweck dieser Untersuchung eine ausreichende Genauigkeit darstellt. Im Torsionsschwingversuch wurden folgende Messbedingungen eingesetzt: Dehnungsamplitude ±10°, Belastungsfrequenz 1 Hz, Probenmaße 20x10x2 mm.

Tabelle 4.1 Physikalische Eigenschaftswerte der Versuchswerkstoffe [Economos(1)][Freudenberg(1)]

Werkstoffkennwert	Versuchswerkstoffe									
	FPM			NBR				EPDM		Q
	MK 631	MK 632	Eco 2	MB 218	MB 246	Eco 1	Eco 1 w	Eco 3	Eco 3 f	Eco-sil
Dichte ρ [g/cm³]	1,84	1,84	2,55	1,25	1,22	1,24	1,21	1,21	1,12	1,52
Härte [Shore A]	80	69	83	83	78	82	74	87	82	86
Spannung $\sigma_{20\%}$ [N/mm²]	2,0	1,2	2,5	2,1	1,9	2,2	1,5	3,4	2,1	3
Spannung $\sigma_{100\%}$ [N/mm²]	11,8	7,2	6,7	6,6	6,3	12,1	5,6	14,3	9,4	6,9
Zugfestigkeit σ_{max} [N/mm²]	18,4	15,8	11,0	23,0	11,3	24,6	13,9	14,5	12,8	8,3
Reißdehnung ε_R [%]	140	186	237	270	374	183	369	102	130	133
Weiterreißwiderstand W [N/mm²]	11	9	18	21	16	14	14	12	15	10
Rückprallelastizität R [%]	6	7	7	18	26	20	29	38	44	44
Glasübergangs-temperatur T_G [°C]	0	0,6	1,2	-10,7	-9,4	-17,2	-13,3	-44,4	-41,4	-71,9
Speichermodul G´ (T_G) [10^7 Pa]	5,7	5,4	18,0	36,8	16,7	45,6	13,5	46,9	16,6	30,3
Verlustmodul G´´ (T_G) [10^7 Pa]	6,2	6,3	16,0	20,1	16,3	24,4	13,4	23,9	12,0	3,5
Verlustfaktor tan δ (T_G) [-]	1,07	1,16	0,89	0,54	0,97	0,53	0,99	0,51	0,71	0,11

4.3 Versuchstechnik

4.3.1 Werkzeugmaschinen, Werkstückspannung und Werkzeuge

Es kamen für die Untersuchungen zwei verschiedene Drehmaschinen zum Einsatz:

- eine konventionelle Universaldrehmaschine der Firma Heidenreich und Harbeck mit der Typbezeichnung VDF 18 RO. An dieser Maschine wurden aufgrund der guten Zugänglichkeit des Arbeitsraumes die fotografischen In-Prozess-Untersuchungen durchgeführt, s. Bild 4.2.
- eine CNC-Drehmaschine der Firma Economos mit der Typbezeichnung IP 4000. Aufgrund der integrierten Späneabsaugung und Kühlschmierstoffversorgung, s. Bild 4.1, eignete sich die Maschine gut für die Untersuchungen der Kapitel 7 und 9, für die sie zusätzlich mit einer Kraftmessplattform ausgerüstet worden ist.

Die Versuchswerkstücke waren in einen harten Duroplastmantel eingegossen, damit sie im Backenfutter gespannt werden konnten. Der Mantel ist auf der benötigten Versuchslänge vorher abgespant worden, wie es in der oberen linken Ecke von Bild 4.1 zu sehen ist.

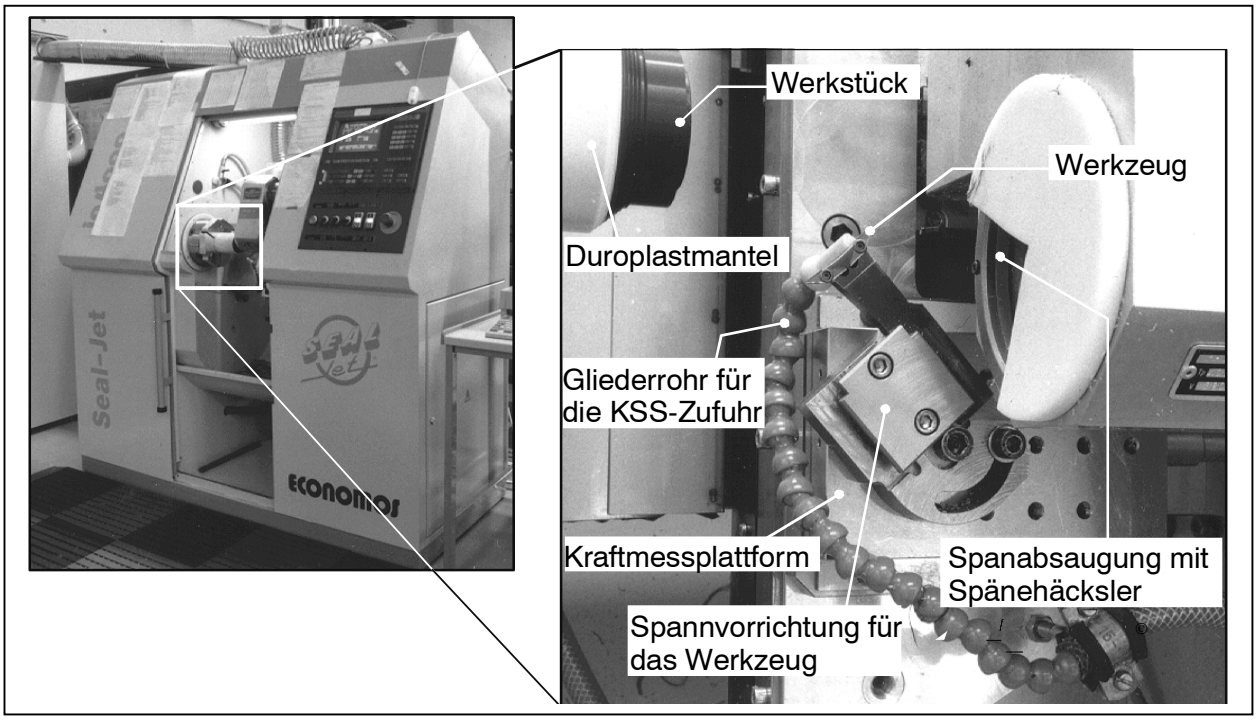


Bild 4.1 Versuchsaufbau für die Zerspanversuche an der Economos IP 4000

Als Werkzeug wurde gemäß der Ergebnisse von Bargel [Bargel] ein hochpositives Hartmetallwerkzeug mit scharfer Schneidkante eingesetzt. In den meisten Untersuchungen wurde eine rhombische Wendeschneidplatte mit der Bezeichnung VCGT 110304-27 H10T eingesetzt (Bezeichnung vgl. DIN 4987). Diese Schneidplatte hat folgende Geometrie: Spanwinkel $\gamma = 25°$, Freiwinkel $\alpha = 7°$, Eckenradius $r_\varepsilon = 0{,}4$ mm, Eckenwinkel $\varepsilon_r = 35°$, umlaufende überhöhte Schneidkante, Neigungswinkel der Überhöhung $\lambda_S = 10°$ (Bezeichnungen vgl. DIN 6581).

Für die Orthogonalprozessversuche wurde ein geometrisch einfaches Werkzeug gewählt: Typ HME 136-137 (Herstellerbezeichnung Fa. Economos) aus Hartmetall (Anwendungsgruppe HW-K10), mit Spanwinkel $\gamma = 0°$, Freiwinkel $\alpha = 13°$. Der Keilwinkel des Werkzeuges wurde durch Anschleifen mit einer feinkörnigen Diamant-Seitenschleifscheibe (Körnung D35) verändert. Der Span- und damit auch Freiwinkel wurden durch einen um die Schneidkante schwenkenden Werkzeughalter eingestellt.

4.3.2 Messtechnik

Zur Messung der Zerspankräfte wurde ein piezoelektrisches 3-Komponenten-Dynamometer der Fa. Kistler, Typ 9257, verwendet. Über eine an diese Kraftmessplattform angeschlossene Messkette, bestehend aus Ladungsverstärker sowie in einem PC integrierten A/D-Wandler, Messdatenerfassungskarte und Datenauswertungssoftware, wurden die Werte der Zerspankraft gemessen.

Zur Messung der Oberflächengüte wurde ein tastend arbeitendes Profilschnittmessgerät, Typ Perthometer S6P der Fa. Mahr, eingesetzt. Dies war mit einem Taster mit geringer Tastkraft (max. 6 mN), Typ RFHTB 250, ausgerüstet. Das von Bargel vorgeschlagene berührungslos arbeitende optische System hatte sich aufgrund der Farbunterschiede zwischen den Versuchsmaterialien, welche die Reflexionseigenschaften und damit die Oberflächenwerte unterschiedlich beeinflussten, nicht bewährt [Bargel]. Zur Beurteilung der Nachgiebigkeit der weichen Elastomerwerkstücke beim Abtasten mit der Messnadel wurden Abgüsse der Elastomeroberflächen mit Epoxidharz, Typ Acrüpox 78 der Fa. Rüegg, angefertigt. Der Vergleich der Oberflächenmesswerte von Elastomeroberfläche und Abgussoberfläche zeigte, dass die Werte annähernd gleich sind, die geringe Tastkraft also zu keiner Verfälschung der Oberflächenwerte führte.

Zur optischen Beurteilung der Elastomeroberflächen wurden zwei Mikroskope eingesetzt: Wild M3 und Leitz CMM. Die Formabweichungen von Dichtungskonturen wurden mit Hilfe des digitalen Koordinatenmesstisches des Leitz-Mikroskopes vermessen.

Zur Durchmesserbestimmung von rohrförmigen Werkstücken wurde ein Profilprojektor, Typ Classic 120 der Fa. Jones und Lamson, eingesetzt, während ausreichend steife Versuchswerkstücke mit einem Messschieber mit konstanter Messkraft, Typ 573-191-50 der Fa. Mitutoyo, gemessen wurden, vgl. [DIN 53534].

Zur Vermessung der Dicke von Dichtmembranen wurde ein Aufbau gemäß [DIN 53534] verwendet, bei dem das Messobjekt mit einer geringen Messkraft durch den in der Norm geometrisch definierten Metallstempel belastet wurde. Die Auslenkung des Metallstempels wurde dann mit einem Höhenmessgerät, Typ 192-651 der Fa. Mitutoyo, gemessen.

4.3.3 Aufbau der In-Prozess-Fotografie Messmethode

Um die lokalen dynamischen Verformungen vor der Werkzeugschneide zu dokumentieren, bot es sich an, Fotografien mit hoher Vergrößerung vom Zerspanprozess anzufertigen. Es wurde hierbei ein zweiachsiger Zerspanvorgang, der Orthogonalprozess, eingesetzt, weil hierbei die Arbeitsebene seitlich auf dem Umfang des Werkstückes gut zu beobachten war.

Der Orthogonalprozess ist näherungsweise gegeben beim stirnseitigen Drehen rohrförmiger Werkstücke, s. Bild 4.2. Um die Verformungen des Prozesses sichtbar zu machen, wurde ein rechteckiges Raster auf dem Werkstückumfang mit den Kantenlängen 0,2 mm und 0,1 mm aufgebracht. Der Zerspanvorgang wurde durch das Wild-Mikroskop (64-fache Vergrößerung) mit Hilfe der Digitalkamera Fuji S1 mit einer Auflösung von 3,4 Millionen Pixel fotografiert. Das Mikroskop wurde seitlich an der Universaldrehmaschine positioniert, s. Bild 4.2.

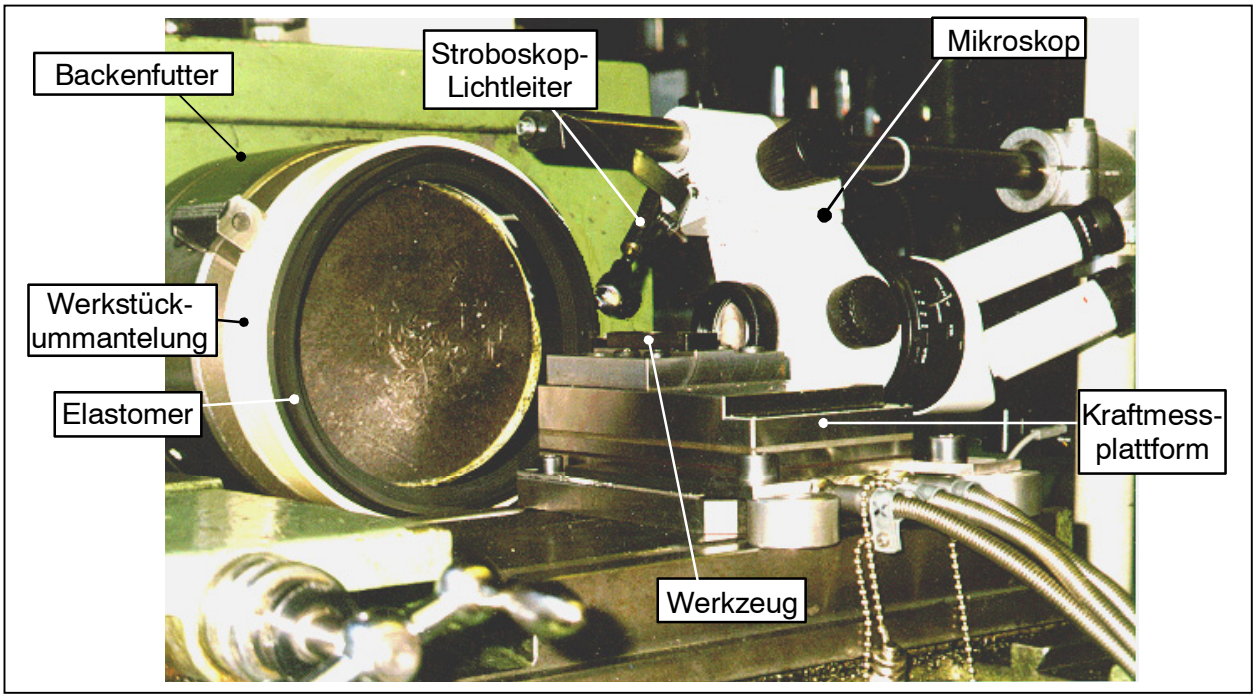


Bild 4.2 Aufbau für In-Prozess-Foto Versuche im Orthogonalschnitt

Da aufgrund der hohen Vergrößerung des Mikroskopes und der schnellen Rotation des Werkstückes große Tiefen- und Bewegungsunschärfen zu erwarten waren, wurden Positionsgeber an Spindel und Vorschubschlitten der Drehmaschine montiert, welche die Aufnahme zum voreingestellten Zeitpunkt auslösten. Gleichzeitig daran gekoppelt war die Auslösung eines Stroboskop-Blitzes, dessen Licht per Lichtleiter an die Prozesszone geführt wurde, und dessen kurzer Lichtpuls (6 μs) die Bewegung des Werkstückes auf dem Foto „einfriert“. Zur Messung der Zerspankräfte wurde das 3-Komponenten-Dynamometer auf die Universal-Drehmaschine montiert.

5 Bedeutung der Werkstoffkennwerte für die Zerspanbarkeit

Es wird im Folgenden eine Sortierung und Klasseneinteilung nach den verschiedenen Werkstoffkennwerten der Versuchswerkstoffe vorgenommen, s. Tabelle 5.1, damit in der späteren Versuchsauswertung eine Verbindung zwischen diesen Kennwerten und den Messgrößen der Zerspanbarkeit gebildet werden kann.

Tabelle 5.1 Klasseneinteilung der Kennwerte

	Hoher Wert			**Niedriger Wert**
Kennwert	**1.**	**2.**	**3.**	**4.**
Dichte	FPM	Q	NBR	EPDM
Reißdehnung	NBR / FPM		Q	EPDM
Rückprallelastizität	Q	EPDM	NBR	FPM
Glasübergangstemp.	FPM	NBR	EPDM	Q

Werkstoffe mit hoher Dichte, wie FPM, werden starke Massenkräfte, z.B. Fliehkraft oder der Impuls des Spanes auf die Spanfläche, verursachen. Werkstoffe mit hoher Reißdehnung, wie NBR/FPM, werden vermutlich vor der Schneide hohe Verformungen und damit Gestaltabweichungen aufweisen, bis sie schließlich getrennt werden. Werkstoffe mit hoher Rückprallelastizität, wie Q, werden die wirkenden Zerspankräfte zum größten Teil in hohe lokale Verformungen umsetzen, um so die aufgebrachte kinetische Energie zu speichern. Auffällig ist, dass die Werkstoffklassen bei den Kennwerten Reißdehnung und Rückprallelastizität eine überwiegend gegensätzliche Reihenfolge einnehmen. Die Versuchsauswertung wird zeigen müssen, welcher Kennwert in Bezug auf die Verformungen vor der Schneide eine größere Aussagekraft besitzt.

Werkstoffe mit niedrigen Glasübergangstemperaturen werden sich wie Werkstoffe mit hoher Rückprallelastizität verhalten. Es fällt in Tabelle 5.1 auf, dass die Werkstoffklassen bei den Kennwerten Rückprallelastizität und Glasübergangstemperatur eine entgegengesetzte Abfolge aufweisen. Tatsächlich kann nach Bild 5.1 der Trend festgestellt werden, dass eine niedrige Glasübergangstemperatur einhergeht mit einer hohen Rückprallelastizität.

Der Definition des Verlustfaktors folgend (vgl. Gleichung (1.6)) ist weiterhin festzuhalten, dass zwischen Speicher-, Verlustmodul und dem Verlustfaktor eine lineare Abhängigkeit besteht.

Eine starke Korrelation ist zu finden, wenn die Härtewerte und Spannungswerte $\sigma_{20\%}$ unabhängig von den Werkstoffklassen aufgetragen werden, wie es in Bild 5.2 dargestellt ist und in Kap. 2.1.7 bereits angemerkt worden ist. Aufgrund der fast linearen Abhängigkeit dieser beiden Kennwerte zueinander genügt es, wenn nur einer dieser beiden Kennwerte betrachtet wird.

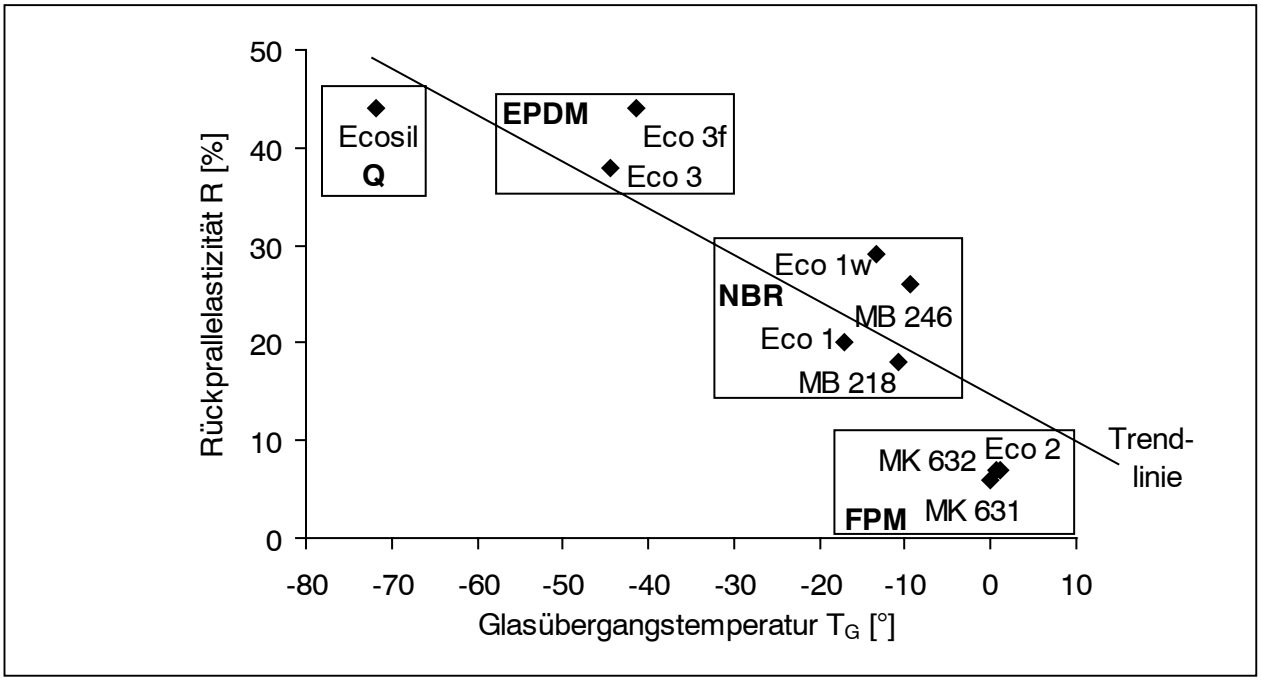


Bild 5.1 Korrelation von Glasübergangstemperatur T_G und Rückprallelastizität R

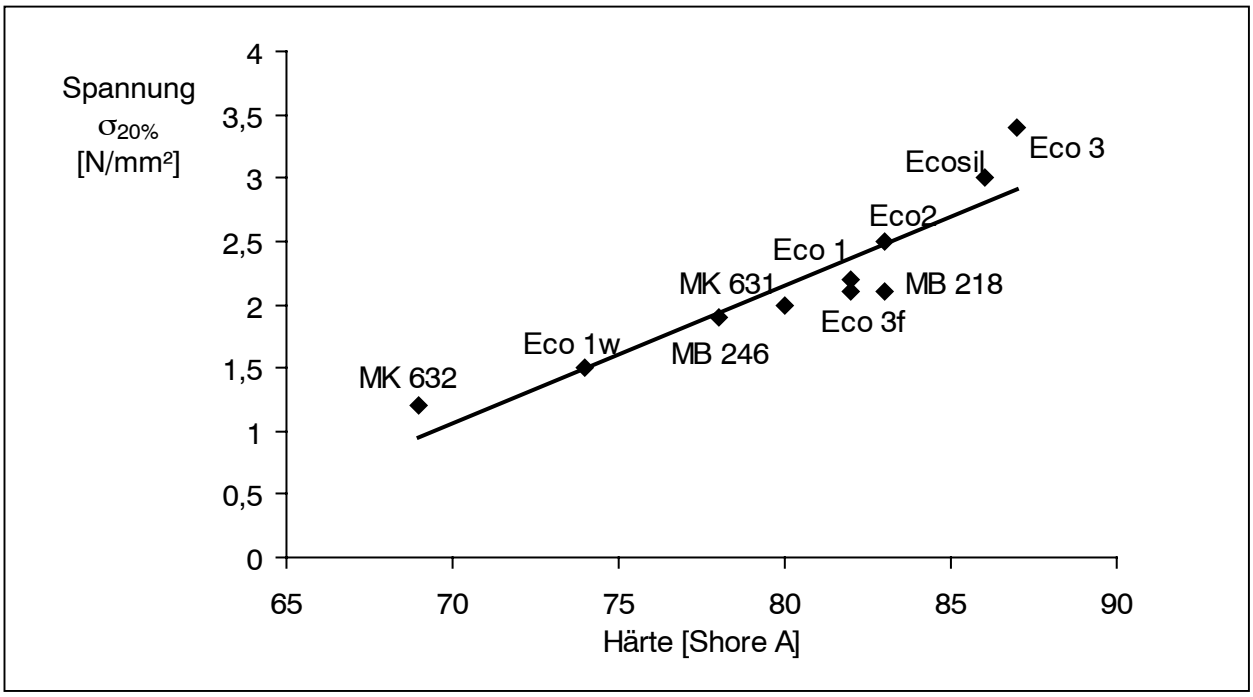


Bild 5.2 Korrelation von Härte und Spannung $\sigma_{20\%}$

Bei den anderen Kennwerten ist keine Sortierung zwischen den Werkstoffklassen wie in Tabelle 5.1 durchführbar, noch sind Abhängigkeiten untereinander feststellbar. Es lassen sich aber noch weitere Besonderheiten in Tabelle 5.1 feststellen:

- Eco 2 (FPM) zeichnet sich durch eine einzigartig hohe Dichte ρ = 2,55 g/cm³ aus. Dieser Werkstoff ist damit für Untersuchungen prädestiniert, bei denen Massenkräfte eine wichtige Rolle spielen.

- FPM-Werkstoffe haben einen geringen Speichermodul von G´ = 5 - 18 10^7 Pa am Glasübergangspunkt, was bedeutet, dass bei schneller Beanspruchung schon geringe Kräfte ausreichen, um den Werkstoff entropieelastisch zu verformen. Des Weiteren zeichnen sich die FPM-Werkstoffe aber auch durch einen hohen Verlustfaktor aus. Teilweise beträgt der Verlustfaktor tan δ > 1. Daraus kann wiederum gefolgert werden, dass FPM-Werkstoffe bei schneller Belastung die aufgebrachten Kräfte kaum durch entropieelastische Verformungen speichern, sondern die aufgebrachte Bewegungsenergie zum großen Teil in Wärme umsetzen werden.
- Ecosil (Q) hat den weitaus niedrigsten Verlustfaktor von tan δ = 0,115. Dieser Werkstoff wird die aufgebrachten Kräfte fast vollständig in entropieelastischen Verformungen speichern und wieder reversibel zurückbilden.

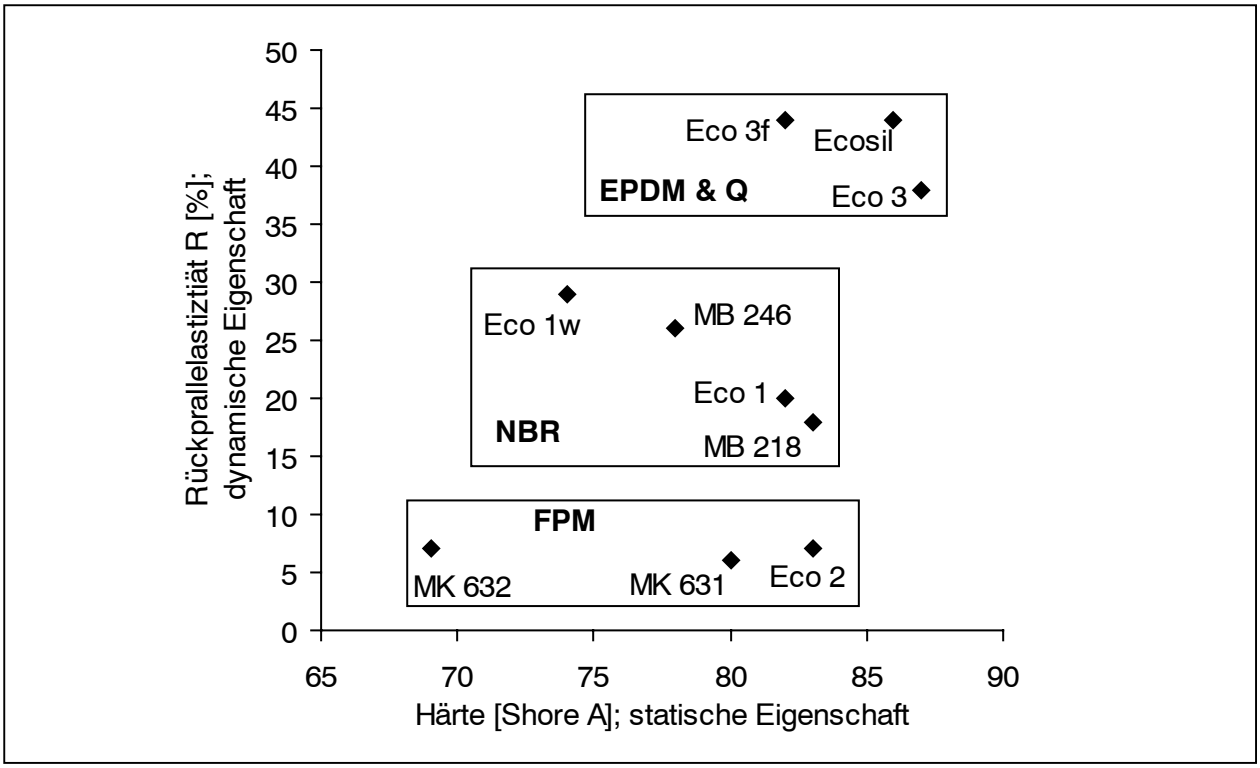


Bild 5.3 Rückprallelastizität und Härte der Versuchswerkstoffe

Um Aussagen zu dem zu erwartenden mechanischen Verhalten der Werkstoffe im Zerspanprozess geben zu können, sind die beiden Kennwerte Härte und Rückprallelastizität im Bild 5.3 aufgetragen, welche die statischen und dynamischen Eigenschaften der Werkstoffe präsentieren. Es ist zu erwarten, dass bei lokalen Vorgängen vor der Werkzeugschneide, bei denen innerhalb kurzer Zeit hohe Verformungen entstehen können, die dynamischen Eigenschaften die bestimmende Rolle ausüben. Die statischen Eigenschaften werden hingegen eher bei globalen Vorgängen, die stetig und permanent wirken können, wie z.B. Fliehkraft und die Werkstücktorsion, zum Tragen kommen. Es ist somit anzunehmen, dass Werkstoffe mit einer hohen Rückprallelastizität, wie EPDM und Q, starke lokale Verformungen aufweisen. Allerdings weisen diese beiden Werkstoffklassen auch eine hohe Härte auf, was einen hohen Widerstand gegenüber Flieh-, Torsions- und Biegekräfte vermuten lässt, und damit konträr zu dem

Ausweichen aufgrund der geringen lokalen Steifigkeit wirkt. Diese Arbeit hat zu klären, welche Effekte bzw. Kennwerte maßgeblich für die Entstehung von Gestaltabweichungen sind. Dies wird durch eine differenzierte Betrachtung innerhalb der NBR- und FPM-Werkstoffklassen, welche eine breite Härtestreuung aufweisen, möglich sein. Insbesondere bei FPM-Werkstoffen wird dies dadurch begünstigt, dass die Rückprallelastizitätswerte auf einem konstant niedrigen Niveau liegen.

6 In-Prozess-Analyse der lokalen Verformungen im Orthogonalprozess

6.1 Entwicklung einer Auswertmethode für die In-Prozess-Fotografien

6.1.1 Dehnungen und Scherungen in der Arbeitsebene

Die Spanbildung von Elastomerwerkstoffen ist bislang wissenschaftlich nicht befriedigend geklärt. Deshalb wurde die in Kapitel 4.3.3 beschriebene Versuchstechnik entwickelt, um den Zerspanvorgang anhand von Fotos In-Prozess beobachten zu können. Unter der noch zu diskutierenden Annahme, dass sich die Deformationen beim Orthogonalschnitt eben ausbilden, d.h. dass Randeffekte vernachlässigt werden können, lassen sich aus den Fotos Dehnungs- und Scherungskenngrößen in der Arbeitsebene bestimmen. Zu diesem Zweck wird auf dem Werkstück vor dem Zerspanversuch ein rechtwinkliges Raster aufgebracht, s. linke Seite Bild 6.1, welches durch vertikale Vorschubrillen und durch horizontale Farbmarkierungen gebildet wird. Auf dem digitalisierten Foto des Zerspanversuches werden die Eckkoordinaten der verformten Rasterrechtecke mit Hilfe eines technischen Zeichenprogramms ausgemessen.

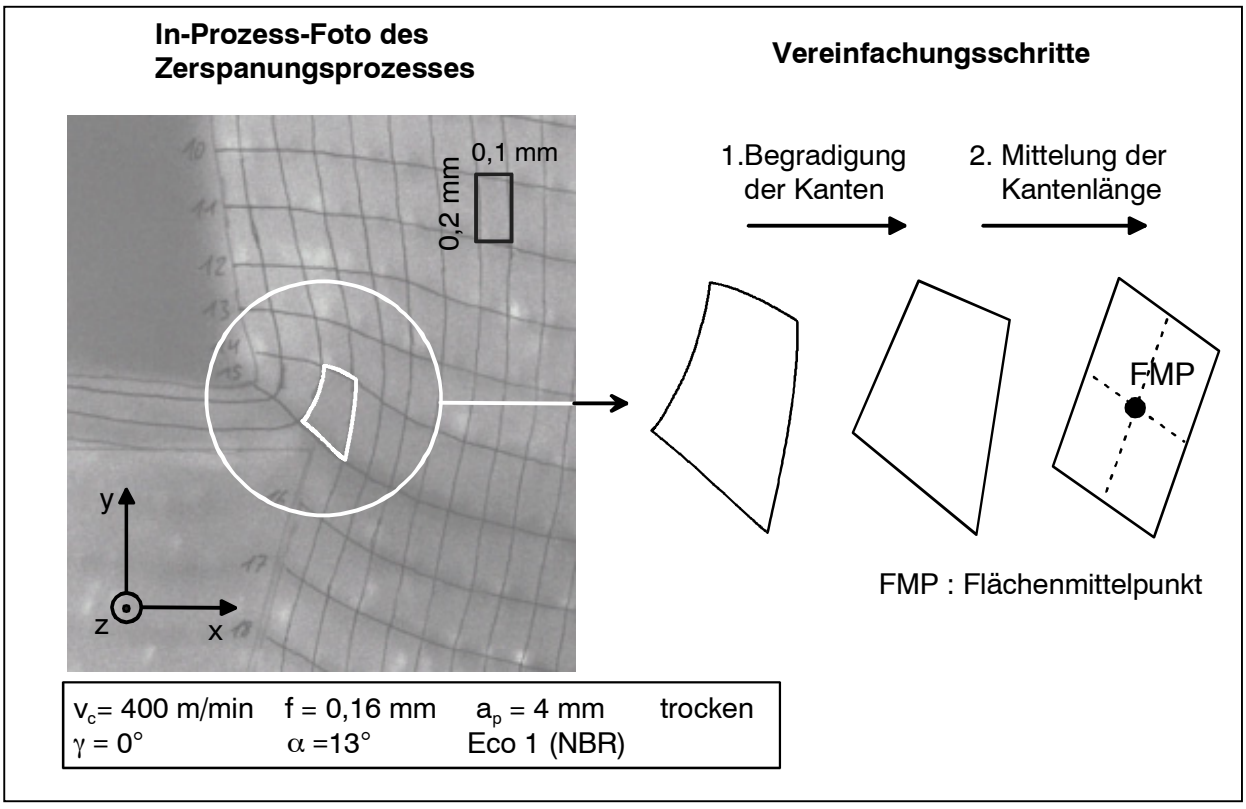


Bild 6.1 In-Prozess-Foto sowie Vereinfachungsschritte für große, annähernd parallelepipedische Verformungen

Um den Verformungszustand eines Rechtecks quantitativ beschreiben zu können, wird auf die in der Elastostatik verwendeten Dehnungs- und Scherungsgrößen zurückgegriffen, welche für ein rechtwinkliges Parallelepiped entwickelt worden sind [Beitz]. Auch im stark verformten

Werkstückbereich direkt vor der Werkzeugschneide ähnelt die Form des Rasterrechtecks dem eines Parallelepipeds, so dass sich die Verwendung dieser Kenngrößen anbietet. Die verformten Rechteckkanten nehmen teilweise eine leichte Kurvenform an. Um die Formeln für das Parallelepiped zu verwenden, werden aber nur die Eckpunkte der Rasterrechtecke verwendet. Es wird somit impliziert, dass die verformten Rechteckkanten des verformten Rasterrechtecks gerade sind. Dies ist ein erster Vereinfachungsschritt, s. Bild 6.1.

Da es sich bei den Rasterverfomungen nicht um kleine Verformungen handelt, wie in der Theorie erster Ordnung für linear elastische Körper gefordert wird [Magnus], können nicht die üblichen linearen Formeln verwendet werden. Die einzelnen Kantenlängen und Eckenwinkel des Rechtecks können sich zudem unterschiedlich verformen. Damit ein repräsentativer Verformungszustand für das ganze Rechteck gebildet werden kann, ist eine Anpassung der Formeln für Dehnung und Scherung notwendig. Dazu wird der Mittelwert der einzelnen Kantendehnungen und Eckenscherungen eines Rechtecks berechnet. Es wird somit ein zweiter Vereinfachungsschritt durchgeführt, der in Bild 6.1 rechts abgebildet ist.

Von den Mittelpunkten der vier Kanten ausgehend (Punkt A,B,C,D auf Bild 6.2) wird der Flächenmittelpunkt (FMP) gefunden. Es wird angenommen, dass die Verformung des Rechteckes in x-Richtung durch den Mittelwert der Verformungen von Punkt B und D in x-Richtung repräsentiert werden kann. Dies bedeutet für den Flächenmittelpunkt FMP:

$$\varepsilon_{x\,FMP} = \frac{1}{2}\left(\varepsilon_{x_B} + \varepsilon_{x_D}\right) = \frac{1}{2}\left[\left(\frac{\Delta x_{3'} - \Delta x}{\Delta x}\right) + \left(\frac{\Delta x_{1'} - \Delta x}{\Delta x}\right)\right] \qquad (6.1)$$

Für die Verformung des Rechteckes in y-Richtung gilt analog:

$$\varepsilon_{y\,FMP} = \frac{1}{2}\left(\varepsilon_{y_A} + \varepsilon_{y_C}\right) = \frac{1}{2}\left[\left(\frac{\Delta y_{1'} - \Delta y}{\Delta y}\right) + \left(\frac{\Delta y_{3'} - \Delta y}{\Delta y}\right)\right] \qquad (6.2)$$

Für die Scherung des Rechteckes im Flächenmittelpunkt FMP wird angenommen, dass diese durch den Mittelwert der Scherung im Punkt 1’ und im Punkt 3’ beschrieben wird:

$$\begin{aligned}\gamma_{xy\,FMP} &= \frac{1}{2}\left(\gamma_{xy_{1'}} + \gamma_{xy_{3'}}\right) = \frac{1}{2}\left[\left(\alpha_{1'} + \beta_{1'}\right) + \left(\gamma_{3'} + \delta_{3'}\right)\right] \\ &= \frac{1}{2}\left[\left(\arctan\left(\frac{\Delta y_{4'}}{\Delta x_{1'}}\right) + \arctan\left(\frac{\Delta x_{2'}}{\Delta y_{1'}}\right)\right) + \left(\arctan\left(\frac{\Delta y_{2'}}{\Delta x_{3'}}\right) + \arctan\left(\frac{\Delta x_{4'}}{\Delta y_{3'}}\right)\right)\right]\end{aligned} \qquad (6.3)$$

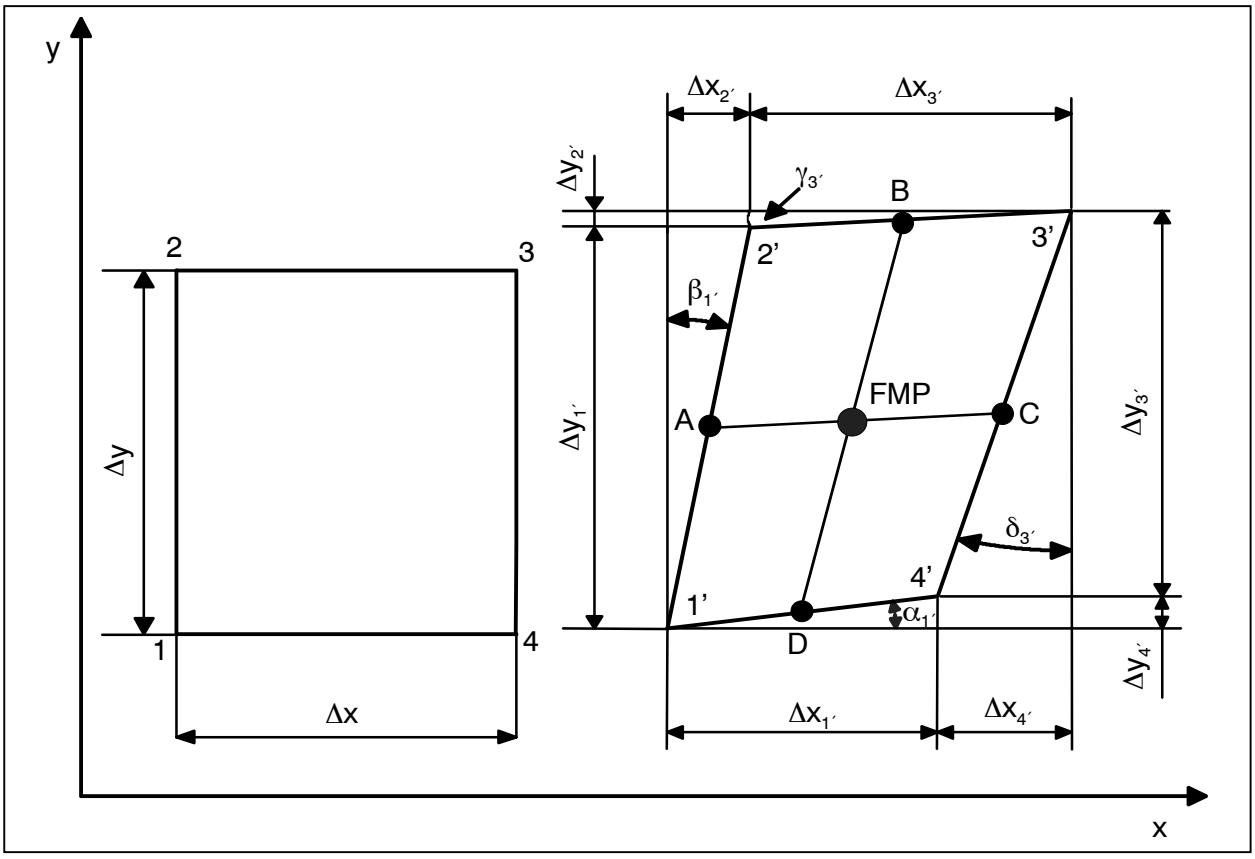


Bild 6.2 Ebener Verzerrungszustand für große, annähernd parallelepipedische Verformungen

6.1.2 Deformationen senkrecht zur Arbeitsebene

Die bei ungünstiger Prozessgestaltung zu beobachtende starke Gratbildung legt die Vermutung nahe, dass sich Elastomerwerkstoffe dabei nahe der Schneidkante in senkrechter Richtung zur Arbeitsebene verformen. Um diesen Effekt bewerten zu können, der entgegen der o.g. Annahme auf einen räumlichen Deformationszustand hinweist, wurden Fotos orthogonal zur Arbeitsebene angefertigt, s. Bild 6.3, wobei mittels gezielter Schneidenriefen ein die Verformung abbildendes Streifenmuster auf die Schnittfläche des Werkzeuges und den entstehenden Span aufgebracht wurde. Die Dehnung in z-Richtung kann auf diesen Aufnahmen über die Streifenabstände bestimmt werden.

Alternativ läßt sich die Dehnung senkrecht zur beobachteten Arbeitsebene ε_z aus ε_x und ε_y berechnen: Wegen der Volumenkonstanz inkompressibler Werkstoffe, zu denen Elastomere zählen, gilt für die Dehnung in z-Richtung:

$$\varepsilon_z = \frac{1}{(\varepsilon_x + 1)(\varepsilon_y + 1)} - 1 \qquad (6.4)$$

6.1.3 Hauptdehnungswerte und -richtungen

Bei homogenen, isotropen Werkstoffen, wie Elastomere es sind, können mit den bekannten Formeln der Elastostatik für die verformten Rasterrechtecke die Hauptdehnungen ε_1, ε_2 und die

Hauptdehnungsrichtungen bzw. ihr -winkel φ_1 und φ_2 berechnet werden [Magnus][Schnell] [Beitz]. Anzumerken ist, dass bei den folgenden Auswertungen die Hauptdehnungen lediglich aus den ebenen Dehnungen von ε_x und ε_y bestimmt wurden. Bei Untersuchungen zur Zerspanbarkeit verschiedener Elastomere mit technologisch günstigen Schneidengeometrien liegt hierin keine Einschränkung, weil die Dehnungen senkrecht zur Arbeitsebene ε_z klein sind, vgl. Kap.6.4.2.

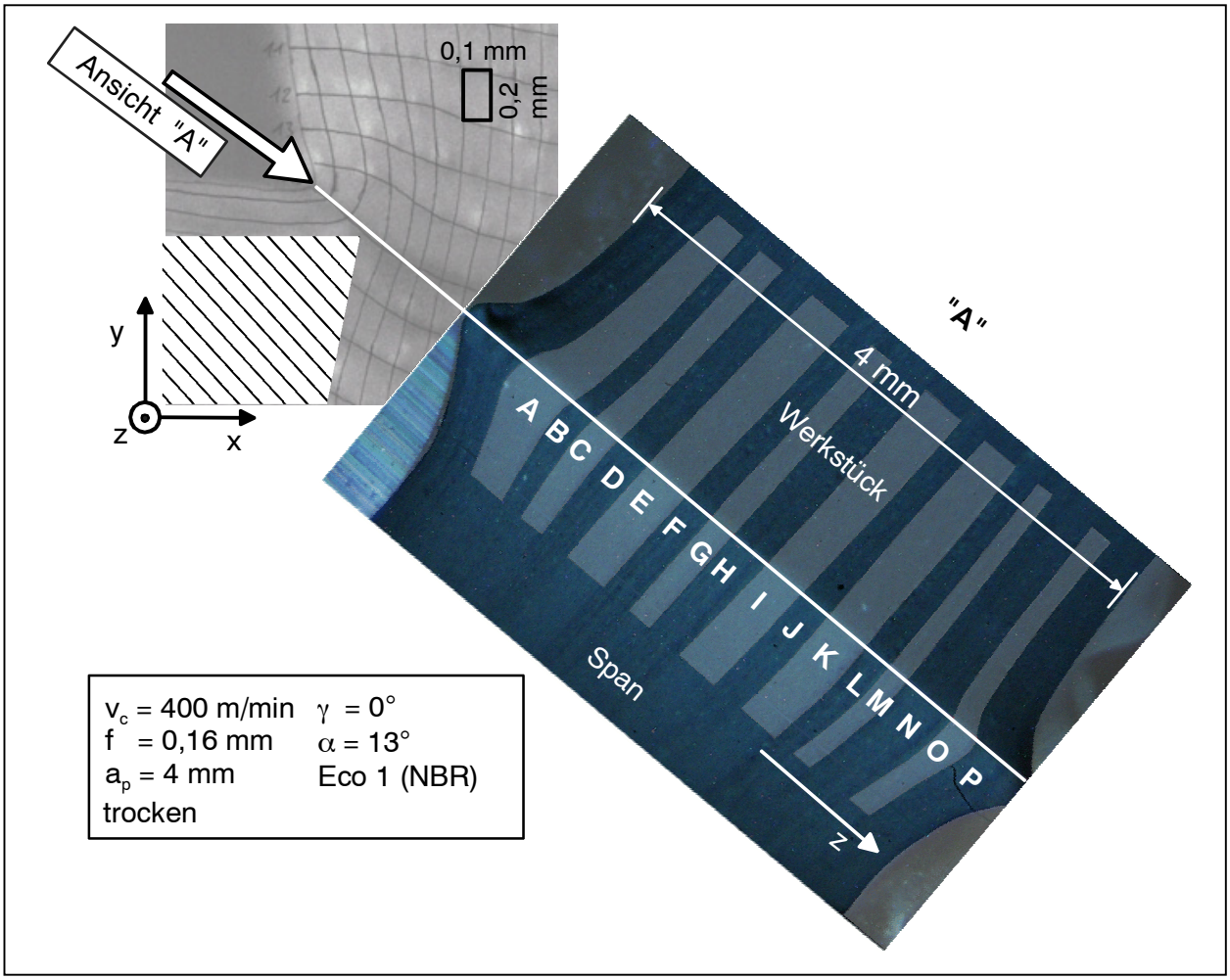


Bild 6.3 Dreidimensionale In-Prozess-Verformungsanalyse

6.2 Beispielhafte Anwendung der Verformungskenngrößen

Im Folgenden wird exemplarisch gezeigt, wie mithilfe der im letzten Kapitel beschriebenen Messgrößen der Zerspanprozess abgebildet und ausgewertet werden kann. Die Bearbeitungsparameter sind:

- Spanwinkel $\gamma = 0°$ und Freiwinkel $\alpha = 13°$,
- Schnittgeschwindigkeit $v_c = 400$ m/min, Vorschub f = 0,16 mm,
- Werkstoff mit mittlerem Eigenschaftsprofil: Eco 1 (NBR).

Der hier gewählte Spanwinkel 0° ist nach den im Projekt gewonnenen Erkenntnissen nicht günstig, wie anhand der hohen Dehnungen ε_z deutlich werden wird. Gleichwohl wird dieser Spanwinkel bis heute in der Praxis häufig bei Form- und Profilwerkzeugen eingesetzt.

Das Foto dieses Versuches ist auf der linken Seite in Bild 6.4 zu sehen. Die horizontalen und vertikalen Rasterlinien des Versuchwerkstückes sind zur besseren Darstellung nachgezeichnet und mit Nummern versehen. Diese Nummerierung wird auch in den Diagrammen der Kennwerte verwendet, siehe rechte Seite Bild 6.4. Die Werte der Messgrößen an den Kreuzungspunkten der Diagrammlinien beziehen sich aber nicht auf die Knotenpunkte der horizontalen und vertikalen Rasterlinien im Foto, sondern sind dem Flächenmittelpunkt des Rechteckes rechts oberhalb des jeweiligen Knotenpunktes im Foto zuzuordnen.

6.2.1 Dehnungen und Scherungen in der Arbeitsebene

Auf der rechten Seite von Bild 6.4 sind die Dehnungen in x- und y-Richtung zu sehen. Beide Dehnungen zeigen Extremwerte im Bereich der Zeile 15 und Spalte 4, in dem sich die Schneidkante befindet. Innerhalb der Zeilen 15 und 20 und der Spalten 2 und 3 befindet sich das Werkzeug. Die grafischen Darstellungen der berechneten Verformungskennwerte sind hier in y-Richtung gestaucht, da bei der Messung ein rechteckiges Messraster vorlag.

In x-Richtung tritt überwiegend Stauchung auf, welche durch das Eindringen des Werkzeuges in das Werkstück verursacht wird. In y-Richtung ist in der oberen Diagrammhälfte auch überwiegend Stauchung festzustellen, was durch das Auflaufen des Werkstückmaterials auf die Werkzeugschneide erklärbar ist. An der Schneidkante und unterhalb des Werkzeuges tritt in y-Richtung Zug auf, was durch den Zug des weiter rotierenden Werkstückmaterials des Gesamtwerkstückes auf das gebremste Material vor der Schneide zu erklären ist. Unten in Bild 6.4 sind die Scherungen dargestellt, auch hier sind wieder die größten Werte um die Schneidkante zu sehen, was wiederum den Beobachtungen auf dem Foto entspricht.

Weiterhin ist festzustellen, dass in x-Richtung die Werte zwischen den einzelnen Spalten und in y-Richtung die Werte zwischen den einzelnen Zeilen schwanken. Zur Auswertung wurden die Rasterlinien auf dem Foto von Hand nachgezogen. Hierbei kann ein leichter seitlicher Versatz auftreten. Dies führt schon beim Bestimmen der Kreuzungspunkte zu Abweichungen von ±10%, bezogen auf den Gitterabstand des Rasters von 0.1 mm.

Die in Bild 6.4 erkennbare, zur Schneidkante hin zunehmende Krümmung der ursprünglich horizontal verlaufenden Rasterlinie verdeutlicht, dass die elastische Deformation des Werkstücks außer durch Stauchung wesentlich auch durch Scherung der Werkstückrandzone hervorgerufen wird. Entsprechende Deformationen im Bereich der Nebenschneide verursachen bei realen Zerspanprozessen Maß- und Formabweichungen.

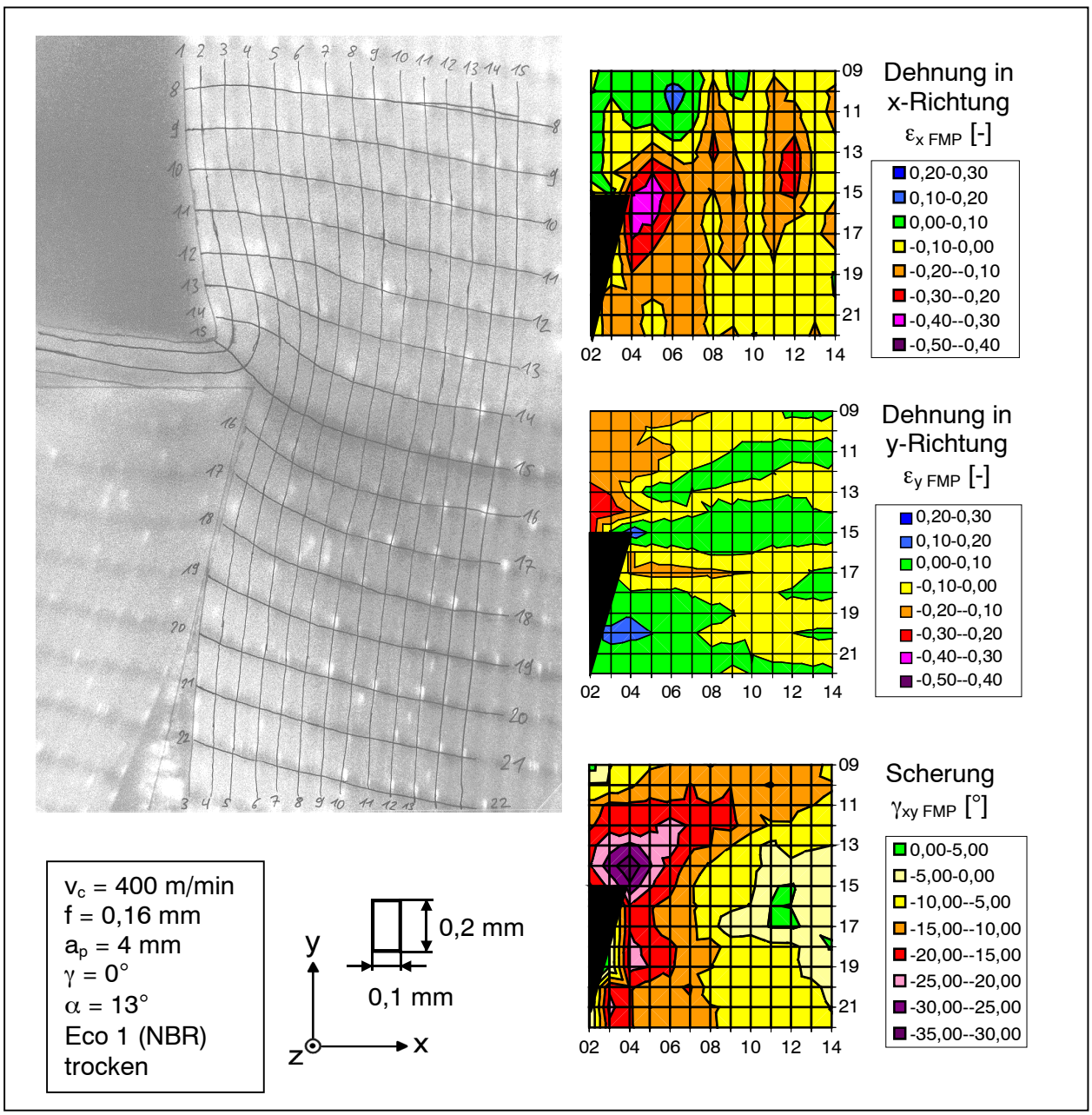


Bild 6.4 Foto des Standardversuches / Dehnung in x- und y-Richtung / Scherung

6.2.2 Deformationen senkrecht zur Arbeitsebene

Auf Bild 6.3 ist in der Ansicht „A“ zu sehen, wie die Werkstückränder vor der Schneidkante in z-Richtung stark ausweichen, d.h. elastisch gedehnt werden, und wie der entstehende Span diese Dehnung abbaut. Diese Verformung findet allerdings nur in einem sehr kleinen Bereich von ca. 0,5*0,5 mm² statt, im Werkstückinneren sind hingegen kaum Verformungen in z-Richtung zu sehen. Die Dehnung an den Werkstückrändern ist verantwortlich für die Bildung von Graten und Formabweichungen, die nach der reversiblen Rückverformung bestehen bleiben.

Auf Bild 6.5a) sind die Werte der Dehnung in z-Richtung ε_z über der Spanungsbreite dargestellt, welche anhand der Markierungen auf dem Bild 6.3 bestimmt wurden. Die für die Messpunkte C bis K um ca. 10% schwankenden Werte von ε_z sind auf die begrenzte Messgenauigkeit

zurückzuführen. An den stark verformten Werkstückrändern (Messpunkte A, P) liegt die Dehnung im Bereich von ε_z = 45–55%.

Dehnungen ε_z lassen sich weiterhin aus den ε_x- und ε_y-Dehnungen berechnen, um zum einen den Verlauf der Dehnungen ε_z in der Arbeitsebene, d.h. senkrecht zur Ansicht „A“, festzustellen und um darüber hinaus punktuell vorliegende, berechnete und gemessene Dehnungen ε_z zu vergleichen.

Wie Bild 6.5b) zu entnehmen ist, weisen die Dehnungen ε_z ringförmig um die Schneidkante herum besonders hohe Werte von 40% - 70% auf. In Übereinstimmung mit den Messergebnissen der Randpunkte A und P aus Bild 6.5a) ergibt sich für den entsprechenden Randpunkt (02,15) in Bild 6.5b) ebenfalls eine Dehnung von 50% - 60%. Damit kann festgehalten werden, dass die Parallelepiped-Modellierung geeignet ist, die realen lokalen Verformungen im Zerspanprozess wirklichkeitsnah wiederzugeben.

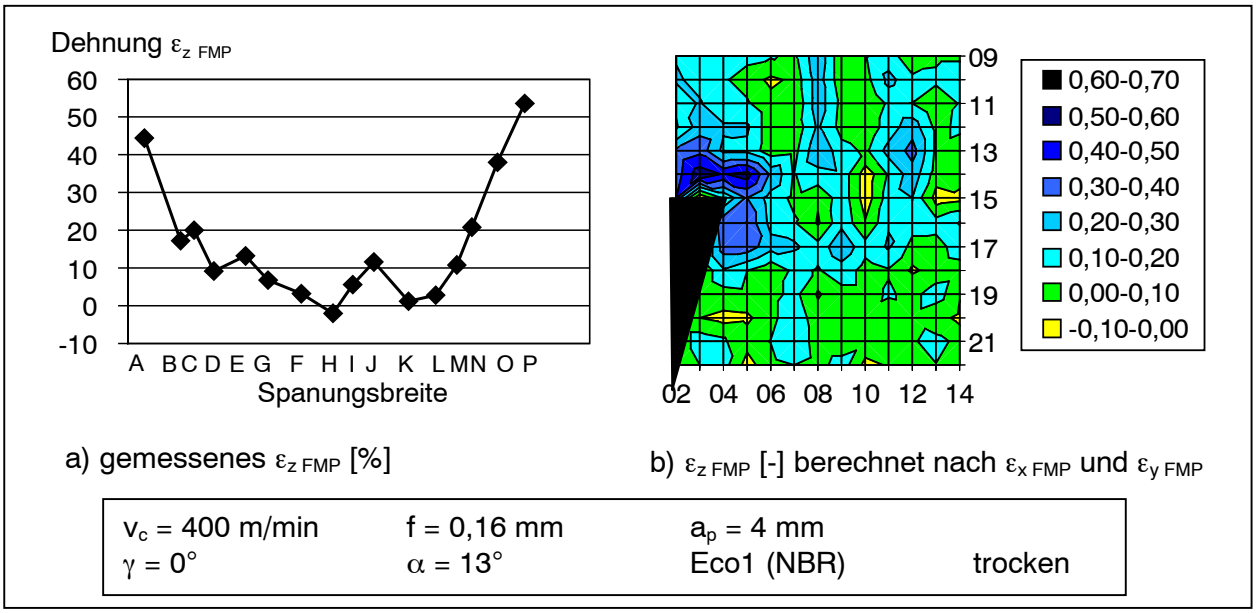


Bild 6.5 Gemessene und berechnete z-Dehnungen $\varepsilon_{z\,FMP}$

6.2.3 Hauptdehnungswerte und -richtungen

Im Hinblick auf die Modellierung der Spantrennung in Kapitel 8 ist es notwendig, die Hauptdehnungen nach Betrag, Vorzeichen und Richtung aus den Messungen zu bestimmen. Die Hauptdehnungsrichtung φ_1 wird von der x-Achse aus mathematisch positiv gemessen, die zweite Hauptdehnungsrichtung φ_2 steht senkrecht dazu. Auf Bild 6.6a) ist für den der Schneidkante nächsten Messpunkt beispielhaft der zur ersten Hauptdehnung gehörende Richtungswinkel φ_1 dargestellt, welcher aus gemessenen ε_x, ε_y und γ_{xy} berechnet worden ist. Demnach steht die erste Hauptdehnung fast senkrecht auf der Winkelhalbierenden des Werkzeugkeilwinkels.

Die Werte der ersten Hauptdehnung sind in Bild 6.6b) dargestellt. Auffällig hierbei ist, dass die ersten Hauptdehnungen in der Umgebung der Schneidkante betragsmäßig recht gering sind, und

dass es sich sowohl um Zugdehnungen als auch um Stauchungen handeln kann. Beispielsweise beträgt die berechnete erste Hauptdehnung an der Schneidkante nur ε_1 = 30%, sie liegt weit unterhalb von der im Zugversuch gemessenen Reißdehnung von ε_R = 183% dieses NBR-Werkstoffes. Auch die Berücksichtigung der Dehnung in z-Richtung ε_z führt zum selben Sachverhalt.

Die Werte der zweiten Hauptdehnung ε_2 in Bild 6.6c) sind ausschließlich Stauchungen, die an der Schneidkante bis zu 50% erreichen können und mit zunehmendem Abstand von der Schneidkante sinken. Es lässt sich somit schließen, dass vor der Werkzeugschneide im wesentlichen eine Druckbelastung auftritt, die vom Werkzeug in das Werkstück weist.

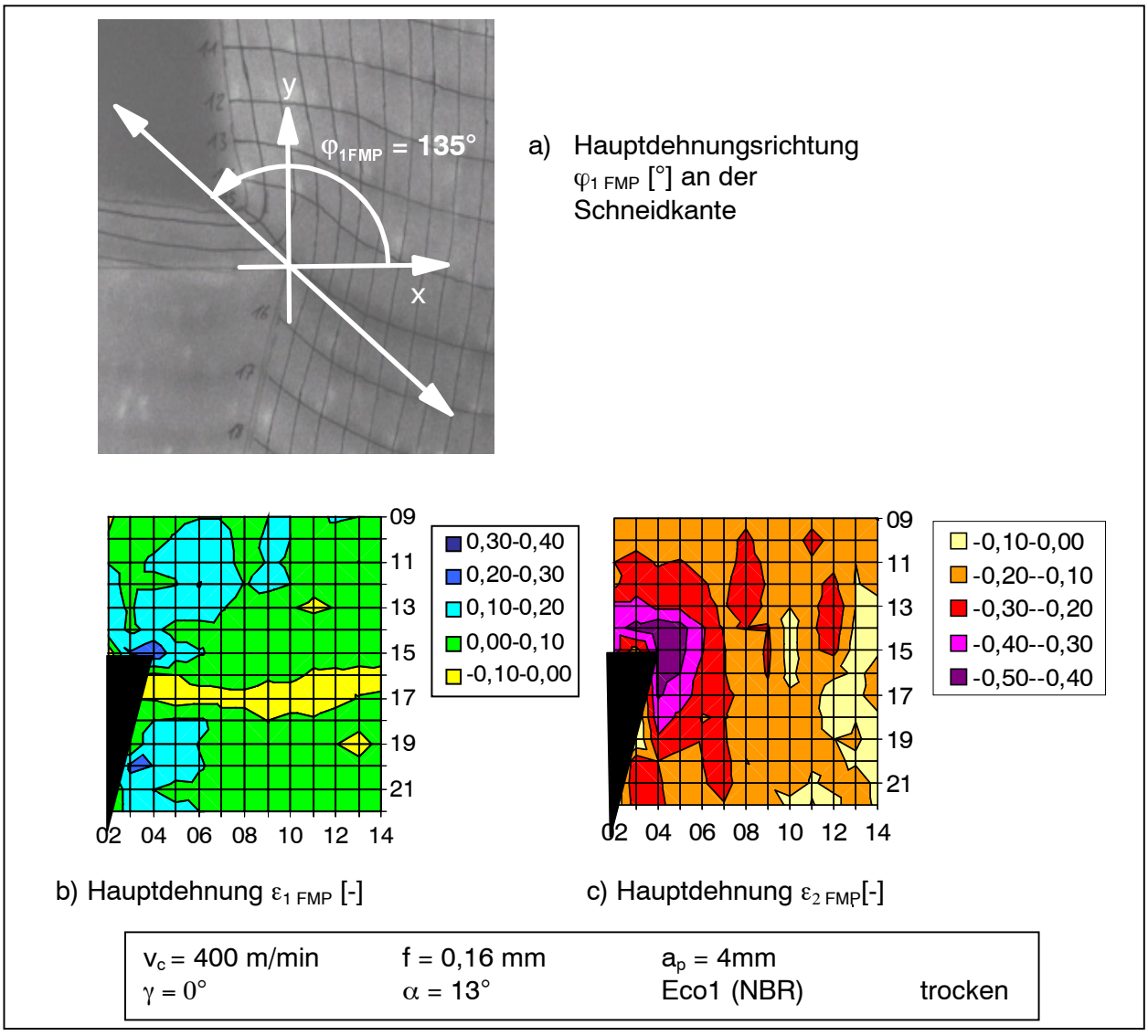


Bild 6.6 Hauptdehnungsrichtung $\varphi_{1\,FMP}$ / Hauptdehnungen $\varepsilon_{1\,FMP}$ und $\varepsilon_{2\,FMP}$

6.3 Definition charakteristischer Prozesszonen

Aufgrund der Ergebnisse der letzten Abschnitte, dass die lokalen Verformungen in einem sehr eng begrenzten Bereich direkt vor der Schneidkante auftreten, wird in den folgenden Kapiteln

darauf verzichtet, für jeden durchgeführten Versuch eine aufwändige Auswertung aller Rasterpunkte eines Fotos vorzunehmen. Um die Verformungen bei verschiedenen Versuchen zu vergleichen, reicht es, 3 charakteristische Rasterrechtecke in der Nähe der Schneidkante zu betrachten, s. Bild 6.7:

1. Das obere markierte Rasterrechteck (*Vorverformungsrechteck*) liegt in Schnittrichtung ca. 0,4 mm über der Schneide und charakterisiert, inwieweit der Werkstoff bereits verformt wird, bevor er die Schneide erreicht.
2. Das darunter in unmittelbarer Nähe der Schneide liegende Rechteck (*Trennzonenrechteck*) verdeutlicht die Verformung des Werkstückmaterials kurz vor der Trennung durch die Schneide.
3. Das rechte markierte Rechteck (*Ausweichzonenrechteck*) befindet sich in Vorschubrichtung ca. 0,5 mm vor der Schneide. Das Ausweichen des Werkstoffs in dieser Richtung erlaubt Rückschlüsse auf die beim Drehen unter Praxisbedingungen zu erwartenden Maß- und Formabweichungen der Bauteile.

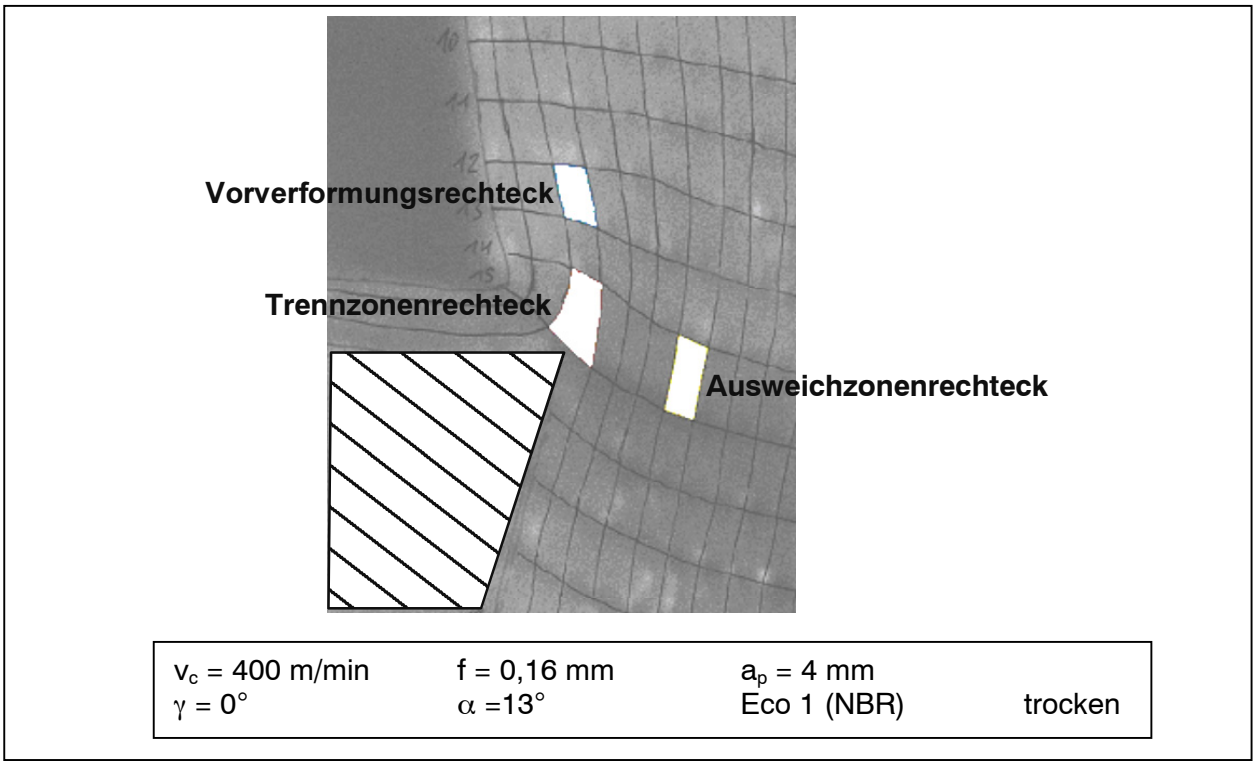


Bild 6.7 Charakteristische Rasterrechtecke

6.4 Werkzeugwinkeloptimierung

Nach bisherigen Erfahrungen ist die Geometrie der Schneide von entscheidender Bedeutung dafür, ob und wie sich ein Elastomerwerkstoff spanend bearbeiten lässt und welche Werkstückqualität erreicht werden kann. Nach Untersuchungen von Bargel [Bargel] haben sich positive Spanwinkel von bis zu $\gamma = 27°$ und möglichst kleine Schneidkantenverrundungen als günstig erwiesen. Angesichts der Tatsache, dass bei der Elastomerzerspanung trotz geringer Zerspankräfte deutliche Maßabweichungen der Bauteile auftreten, wurde angestrebt, diese zu reduzieren. Dazu wurden die Span- und Freiwinkel des Werkzeugs in sehr großen

Wertebereichen variiert, der Spanwinkel im Bereich von $\gamma = 0°$ bis 65°, der Freiwinkel von $\alpha = 0°$ bis 73°. Der damit einhergehende Einsatz von teilweise deutlich kleineren Keilwinkeln erschien wegen der niedrigen mechanischen Werkzeugbelastung vertretbar. Das Werkzeug bestand aus Hartmetall (Anwendungsgruppe HW-K10; 7,5% Co). Die untersuchten Schneidengeometrien wurden mit einer relativ feinkörnigen Seitenschleifscheibe (Körnung: D35) bearbeitet und können als scharfkantig angesehen werden. Diese Versuche werden an dem NBR-Werkstoff Eco 1 durchgeführt, der ein mittleres Eigenschaftsprofil aufweist.

6.4.1 Verformungen in der Arbeitsebene

Bild 6.8 zeigt In-Prozess-Aufnahmen der Bearbeitung eines NBR-Werkstoffes bei variablem Spanwinkel γ bzw. Freiwinkel α und praxisüblichen Werten von Vorschub und Schnittgeschwindigkeit. Die jeweiligen Schneidkeile wurden weiß hervorgehoben. Dehnungen (bzw. Stauchungen) des Werkstoffes lassen sich anhand veränderter Kantenlängen des Rasters im Vergleich zu den unbelasteten Rasterquadraten ermitteln, Scherungen werden anhand der Winkelverzerrungen des Rasters sichtbar. Unabhängig von den gewählten Werkzeugwinkeln treten die größten Scherungen stets im Trennzonenrechteck auf, im Vorverformungsrechteck ist i.a. eine Werkstoffstauchung in Schnittrichtung zu beobachten.

Bei der Spanwinkelvariation, siehe Bild 6.8 mittlere Zeile, ist zu sehen, dass mit der Erhöhung des Spanwinkels γ von 0° auf 40° die Scherung des Trennzonenrechtecks deutlich abnimmt und in größerem Abstand von der Schneide nahezu verschwindet. Während bei $\gamma = 0°$ und $\alpha = 13°$ der Werkstoff vor dem Erreichen der Schneide ausbeult und sich hinter der Schneide an die Freifläche anlegt, gehen diese Verformungen mit steigendem Spanwinkel γ erheblich zurück. Die Änderungen der Dehnung fallen verglichen mit denen der Scherung geringer aus. Die Fotos lassen den Schluss zu, dass die starke Werkstoffscherung bei niedrigem Spanwinkel durch Kräfte zur Richtungsänderung des Spanflusses und durch Reibung zwischen Werkstoff und Werkzeug hervorgerufen wird. Die bei $\gamma = 0°$ und $\alpha = 13°$ während der Zerspanung in Vorschubrichtung auftretende Werkstückverformung von $0{,}1\,\text{mm} - 0.2\,\text{mm}$ stimmt mit experimentell unter ähnlichen Bedingungen ermittelten Maßabweichungen beim Längsdrehen überein [Bargel].

Bei der Variation des Freiwinkels α, siehe Bild 6.8 linke Spalte, sind starke Änderungen der Verformung nur zwischen $\alpha = 3°$ und 13° festzustellen. So tritt bei $\alpha = 3°$ im Vergleich zu $\alpha = 13°$ eine extrem große Scherung bedingt durch Gleitreibung zwischen Werkstückmaterial und Freifläche auf, zudem besitzt das Trennzonenrechteck eine deutlich reduzierte Fläche, was auf eine starke Verformung des Werkstoffs in der dritten Dimension, d.h. senkrecht zur betrachteten Arbeitsebene hinweist. Da Elastomere inkompressibel sind, weicht hier das Werkstückmaterial senkrecht in Richtung der Schneidkante aus. Wird der Freiwinkel von $\alpha = 13°$ auf 23° und darüber hinaus gesteigert, vermindert sich die Scherung des Werkstoffs im Bereich der Freifläche nur noch wenig, da sich der Werkstoff wegen seines begrenzten elastischen Verformungsvermögens maximal um ca. 15° in Richtung der Freifläche ausbeult. Allerdings kommt es bei Freiwinkeln $\alpha > 20°$ zu unerwünschten Ratterschwingungen, welche

die Oberflächengüte beeinträchtigen. Das Optimum für den Freiwinkel α liegt folglich zwischen 10° und 20°.

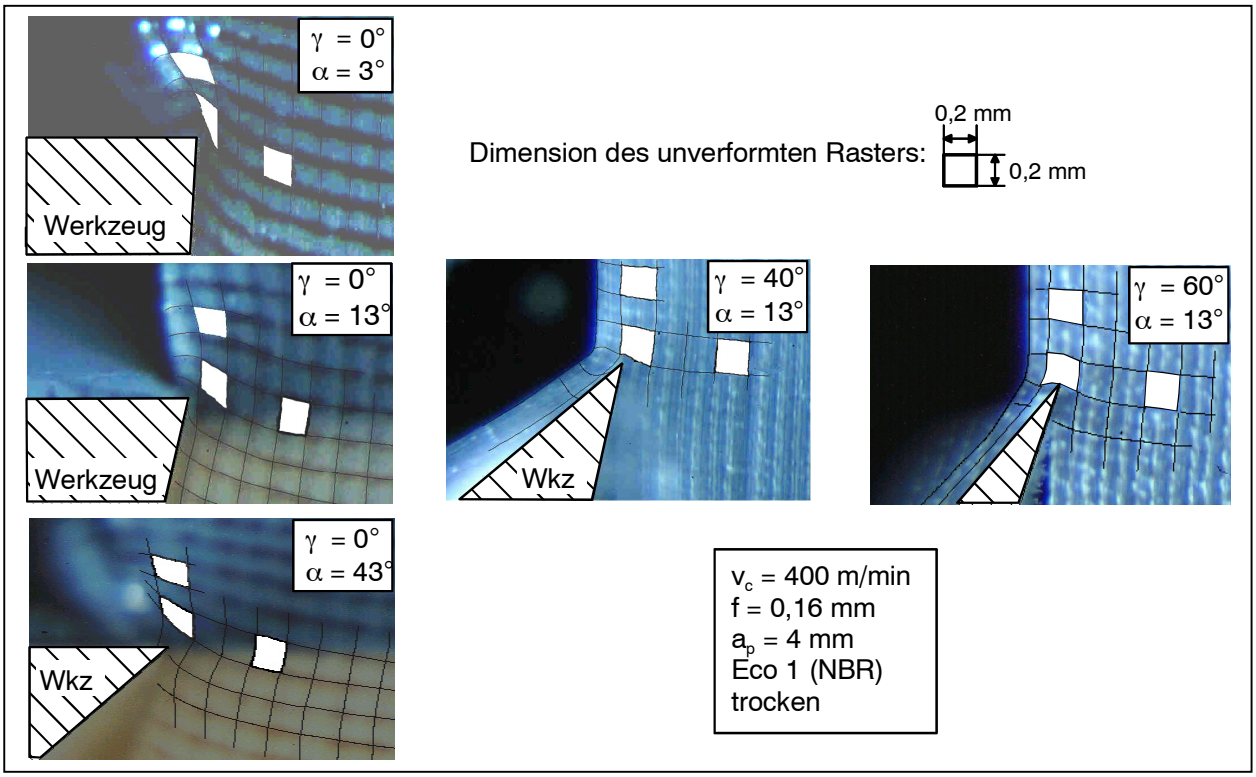


Bild 6.8 Variation Span- und Freiwinkel: Verformungen

Um geringe Verformungen in der Umgebung der Trennzone zu erhalten, ist somit der Spanwinkel möglichst groß zu wählen. Damit die Stabilität der Werkzeugschneide gegeben ist, darf der Keilwinkel aber nicht zu klein sein. Bei den Versuchen hat sich gezeigt, dass die Kombination Spanwinkel γ = 40° und Freiwinkel α = 13° zu guten Zerspanergebnissen führt, ohne dass, wie bei noch größeren Spanwinkeln beobachtet, Ausbrüche an der Schneidkante auftreten. Durch den Einsatz einer solchen Werkzeuggeometrie sind hohe Verbesserungspotentiale in der Elastomerzerspanung zu erschließen, wenn es gelingt, Formwerkzeuge, die heute häufig einen Spanwinkel γ = 0° aufweisen, entsprechend zu gestalten. Durch Minimierung der Verformungen während des Drehvorgangs wird es dann möglich, auch nachgiebige Bauteilgeometrien, z. B. dünnwandige Dichtlippen, maß- und formgenau spanend herzustellen.

In Bezug auf den Vorgang der Werkstofftrennung lassen die aufgenommenen Fotos übereinstimmend den Schluss zu, dass die Trennung unmittelbar an der Schneidkante erfolgt, d.h. in einer maximal etwa 10 μm großen Zone, die durch das hier angewandte Raster von 0.2 mm * 0.2 mm nicht aufgelöst wird. Die aus dem Raster nahe der Schneide berechneten Dehnungen betragen maximal 40%, wobei im Falle einer ungünstigen Werkzeuggeometrie, wie oben für $\gamma = 0°$ beschrieben, auch senkrecht zur betrachteten Arbeitsebene Dehnungskomponenten auftreten. Im Vergleich dazu liegen die Reißdehnungen der Versuchswerkstoffe bei 102% (EPDM) bis 237% (FPM). Sowohl die berechneten Dehnungen als auch die

Reißdehnungen sind jedoch nur von begrenzter Aussagekraft, weil einerseits die Dehnung unmittelbar an der Schneide über der berechneten Dehnung der Rasterkanten liegt, und weil andererseits wegen der sehr hohen Verformungsgeschwindigkeiten im Zerspanprozess sowie wegen des viskoelastischen Werkstoffverhaltens die bei der Zerspanung zur Werkstofftrennung maßgeblichen Reißdehnungen niedriger sind.

Auswertungen der Spanober- und unterseiten zeigen, dass deren Oberflächen mikroskopisch glatt sind. Dieser Sachverhalt lässt sich als quasikontinuierliches Zertrennen einzelner Molekülketten oder Vernetzungsstellen erklären, deren Abstände bzw. Längen etwa 10 nm betragen und damit um eine bis zwei Größenordnungen unter der mikroskopischen Rauheit liegen.

6.4.2 Dreidimensionale Verformungsanalyse

Im Hinblick auf die Gratbildung und die erzielbare Werkstückrauheit spielt das Ausweichen des Materials senkrecht zur betrachteten Arbeitsebene eine wesentliche Rolle. Da beim Eco1 (NBR) Werkstoff bei großen Spanwinkeln keine ausreichend scharfen Fotografien senkrecht zur Arbeitsebene angefertigt werden konnten, wird im Folgenden anhand des besser fotografisch abzubildenden Silikonwerkstoffes Ecosil die dreidimensionale Verformungsanalyse durchgeführt.

Zunächst wird in Bild 6.9 links bestätigt, dass beim Drehen mit $\gamma = 0°$ und $\alpha = 13$ - entsprechend einem praxisüblichen Formdrehwerkzeug - der Werkstoff im Moment der Spantrennung an den freien Werkstückrändern in Richtung der Schneidkante um 70% bis 100% gedehnt wird. Die seitliche Dehnung des Werkstoffs baut sich über einer Länge von 1 mm vor der Schneide auf und bildet sich nach Passieren der Schneide über einer Länge von ebenfalls 1 mm reversibel zurück. Das seitliche Ausweichen des Werkstückmaterials im Moment der Spantrennung ist verantwortlich für die Gratbildung an Werkstückkanten, wie an den Werkstückrändern auf dem linken Foto von Bild 6.9 zu sehen, und für die vor allem bei der Schlichtbearbeitung nachteilige Überhöhung der Rauheitsspitzen der Werkstückoberfläche [Hintze(1)][Hintze(2)].

In Versuchen mit einem größeren Spanwinkel von $\gamma = 40°$, s. rechte Seite Bild 6.9, konnte die Dehnung in Richtung der Schneidkante auf 10% bis 20% reduziert werden. Entsprechend optimierte Werkzeuggeometrien ermöglichen mithin nicht nur erhebliche Verbesserungen hinsichtlich der Maßhaltigkeit, sondern auch hinsichtlich der Oberflächengüte und Gratbildung.

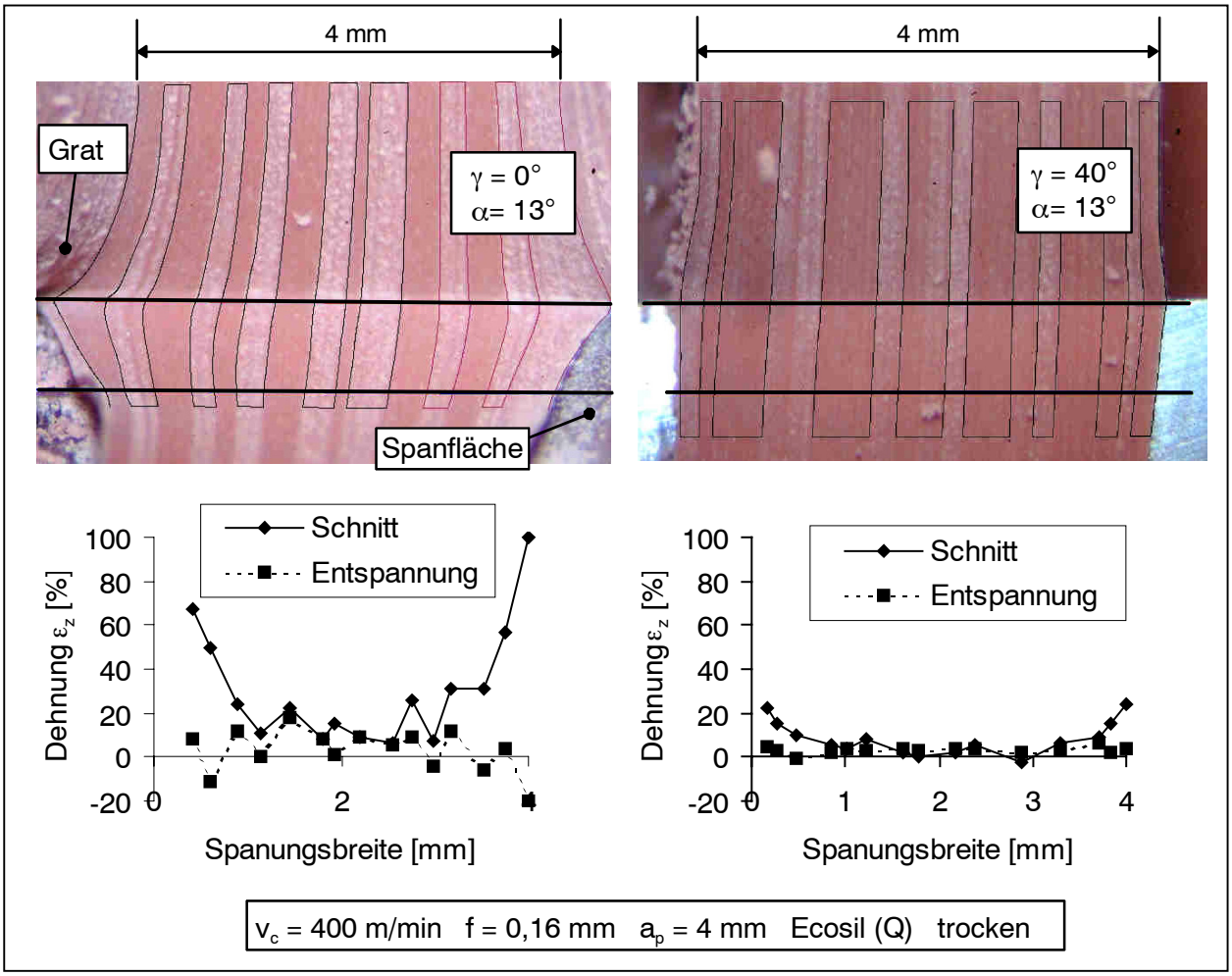


Bild 6.9 Ecosil (Q) in der Schneidebenenansicht bei Spanwinkel 0° und 40°

6.4.3 Zerspankräfte

Zur Analyse und Optimierung der für die Werkstückverformung maßgeblichen Einflüsse wurden die Kräfte in Schnitt- und Vorschubrichtung bei Variation der Werkzeuggeometrie gemessen. Wie Bild 6.10 links zu entnehmen ist, hat die Erhöhung des Spanwinkels von 0° auf 60° eine Erniedrigung der Schnittkraft F_c um 2/3 zur Folge, die Vorschubkraft F_f sinkt sogar auf leicht negative Werte. Diese Kraftverläufe entsprechen den abnehmenden Scherungen des Elastomerwerkstoffes in der Wirkzone (siehe Bild 6.8) und lassen darauf schließen, dass die zum Trennen der Elastomerstruktur benötigte Kraft maximal 17 N beträgt.

Gegenüber dem Spanwinkel beeinflusst der Freiwinkel α die Zerspankräfte weniger stark. Bei der Variation des Freiwinkels, siehe Bild 6.10 rechts, zeigt sich ein weitaus geringerer Abfall der Schnitt- und Vorschubkräfte. Es ist daher zu folgern, dass der Anteil der Freiflächenreibung an den Zerspankräften gegenüber den zur Werkstoffverformung notwendigen Kraftkomponenten von nachrangiger Bedeutung ist.

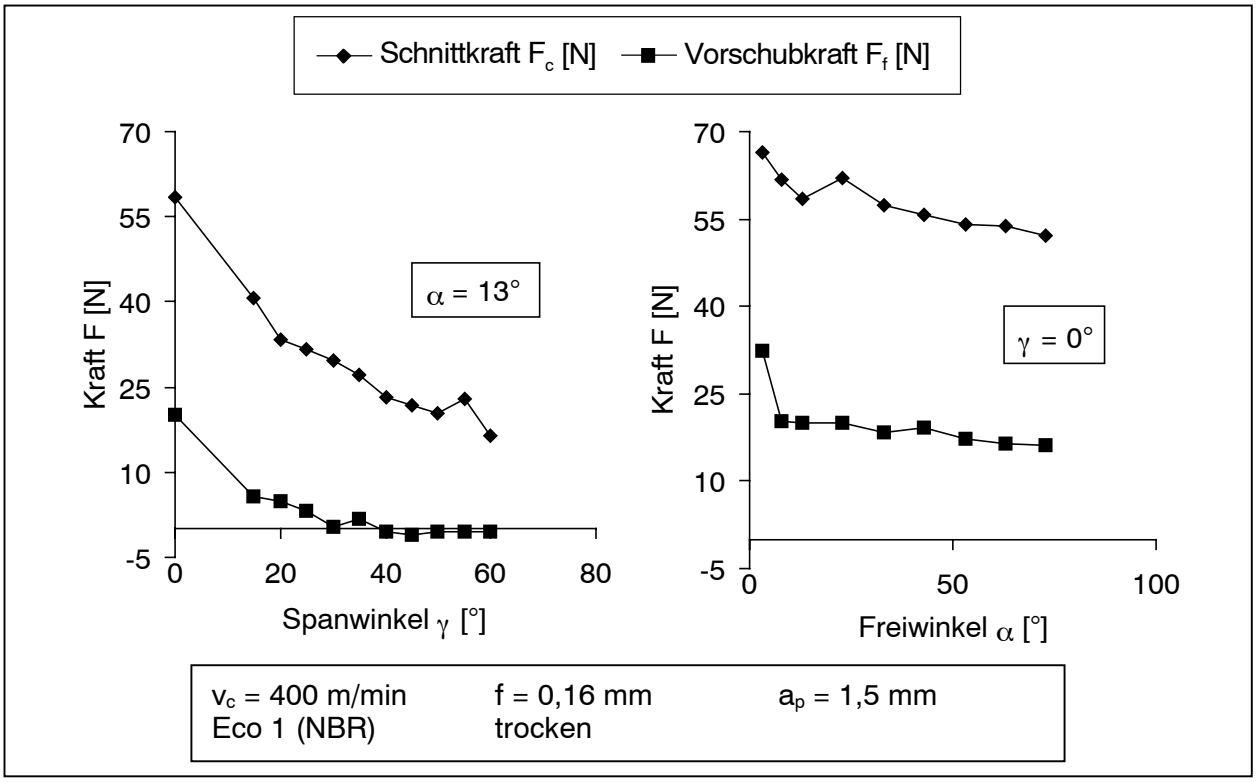


Bild 6.10 Zerspankräfte bei der Variation Span- und Freiwinkel

6.5 Analyse verschiedener Elastomerwerkstoffe

Aufgrund des hohen Aufwandes der Fotountersuchungen wird im folgenden Werkstoffvergleich nur jeweils ein Vertreter aus den in dieser Arbeit vorkommenden Werkstoffklassen untersucht, nämlich: Eco 1 für NBR, Eco 2 für FPM, Eco 3 für EPDM und Ecosil für Silikon. Die Werkstoffe wurden mit der Werkzeuggeometrie zerspant, die sich bei der vorhergehenden Werkzeugwinkelvariation als günstig erwiesen hat, d.h. mit einem Spanwinkel $\gamma = 40°$ und einem Freiwinkel $\alpha = 13°$.

Anhand der Fotografien, siehe Bild 6.11, ist zu sehen, dass sich bei den verschiedenen Werkstoffen die markierten Rasterquadrate unterschiedlich verformen. Beim FPM-Werkstoff sind die Rasterquadrate am geringsten geschert, bei NBR und EPDM ergeben sich ähnliche, mittlere Scherungen, die stärkste Scherung tritt bei Silikon auf, s. Bild 6.11 unten rechts. In Übereinstimmung mit der von FPM zu Silikon zunehmenden Werkstoffscherung treten – dies sei im Vorgriff auf spätere Kapitel schon hier angeführt - bei Silikon-Bauteilen höhere Maß- und Formabweichungen als bei FPM-Bauteilen auf.

Es stellt sich nun die Frage, wie die werkstoffabhängigen Verformungen im Zerspanprozess mit den auftretenden Zerspankräften sowie den Werkstoffeigenschaften zusammenhängen. Gemessene Scherungen, Schnitt- und Vorschubkräfte in Bild 6.12 oben zeigen, dass bei Silikon die weitaus niedrigsten Schnittkräfte auftreten, obwohl die Scherungen, wie zuvor beschrieben, bei Silikon am höchsten sind.

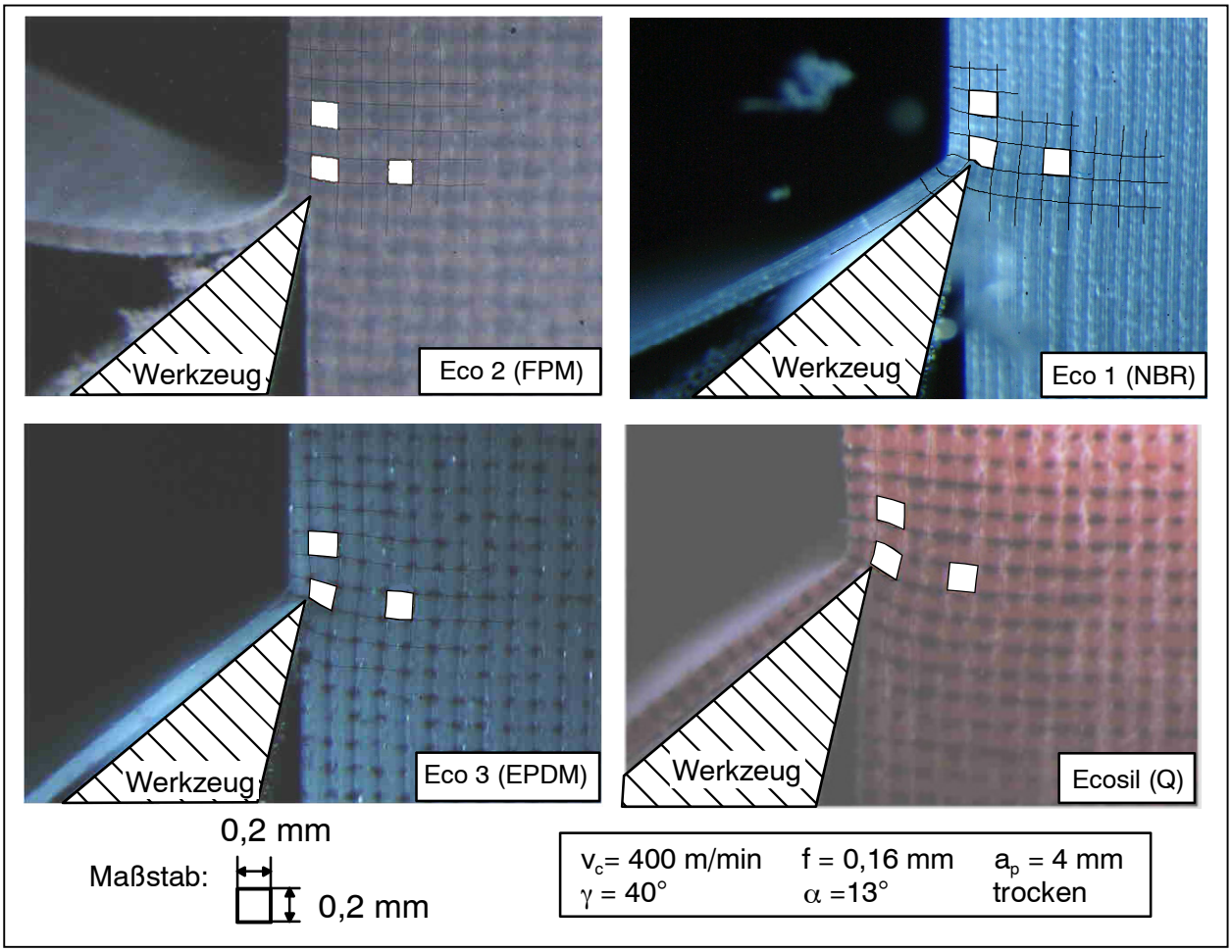


Bild 6.11 Vergleich der Werkstoffe – Verformungen

Aus der großen Zahl von Werkstoffkenngrößen, welche bei Elastomeren gebräuchlich sind, kommen zur Einordnung der Zerspanbarkeit nur solche in Betracht, die dem Charakter der Zerspanung als dynamischem Vorgang Rechnung tragen. Unter diesem Gesichtspunkt verdient die Rückprallelastizität R besonderes Augenmerk, weil dieser Kennwert bei einer Geschwindigkeit von 1.98 m/s = 119 m/min ermittelt wird, die im Bereich üblicher Schnittgeschwindigkeiten liegt [Hintze(3)][DIN53512]. In Bild 6.12 unten wird deutlich, dass sich die für die vier Werkstoffe aufgetragenen Rückprallelastizitäten R etwa proportional zu den in der Trennzone gemessenen Scherungen verhalten. So weist zum Beispiel Silikon die größte Rückprallelastizität von R = 44 % auf, während FPM die niedrigste Rückprallelastizität von R = 7% besitzt.

Exemplarisch für die bei Elastomeren quasistatisch gemessenen Werkstoffkenngrößen wurde zusätzlich in Bild 6.12 unten die häufig angewandte Härte Shore A aufgetragen, die die elastische Steifigkeit des Materials beschreibt. Offensichtlich korrelieren die Härten der Werkstoffe nicht mit den gemessenen Scherungen oder Kräften. Dies gilt in gleicher Weise für die Reißdehnungen und die anderen quasistatischen Eigenschaften. Aus dieser Betrachtung wird deutlich, dass die dynamischen Werkstoffeigenschaften den dominierenden Einfluss auf den Zerspanprozess haben und die statischen Eigenschaften des Materials in den Hintergrund

drängen. Ein für den Zerspanprozess gut geeigneter Werkstoff soll somit eine niedrige Rückprallelastizität aufweisen.

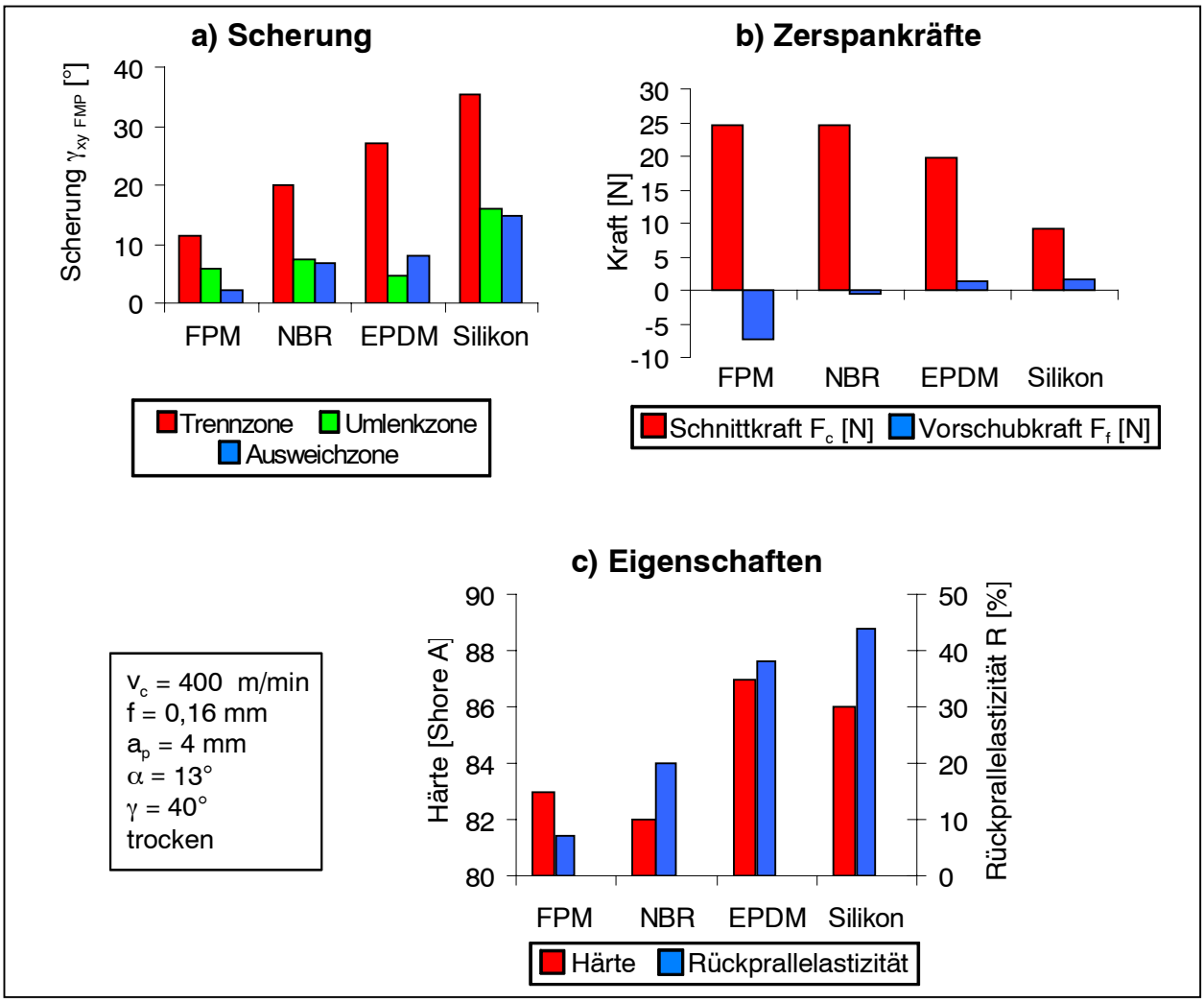


Bild 6.12 Vergleich der Werkstoffe – a) Scherung, b) Zerspankräfte, c) Eigenschaften

6.6 Schnittparametervariation

Die Wahl von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub beeinflusst direkt die erreichbare Produktivität und Werkstückqualität, weswegen der Einfluss dieser Schnittparameter zu untersuchen ist. Auch im Hinblick auf die Bearbeitung von Elastomeren mit unterschiedlichen Zerspanungsverfahren, bei denen verschiedene Schnittparameter zum Einsatz kommen, ist die Kenntnis geeigneter Schnittgeschwindigkeiten und Vorschübe notwendig.

6.6.1 Schnittgeschwindigkeit

Am Beispiel der Werkstoffe FPM und Silikon zeigt Bild 6.13 Fotos und gemessene Kräfte für extrem niedrige bzw. hohe Schnittgeschwindigkeiten von v_c = 25 m/min bzw. 400 m/min. Trotz dieser für die Zerspanung extremen Schnittgeschwindigkeitsänderung um den Faktor 16 ergeben sich abgesehen von den bekannten Abweichungen zwischen den Werkstoffen nur geringe Unterschiede der Scherungen und Zerspankräfte. Dieser Sachverhalt erklärt sich daraus, dass

beide Schnittgeschwindigkeiten in Relation zu den an der Schneide zur Trennung wirksamen Dehnungsgeschwindigkeiten um mehrere Größenordnungen niedriger sind, und die Änderung daher nicht ins Gewicht fällt. Aufgrund dessen lässt sich vermuten, dass sich auch Zerspanungsverfahren, die prinzipbedingt bei niedriger oder veränderlicher Schnittgeschwindigkeit arbeiten, wie zum Beispiel Hobeln oder Bohren, mit geeigneten Werkzeugen zur Bearbeitung von Elastomeren einsetzbar sind.

6.6.2 Vorschub

Die Größe des Vorschubs muss sich bei der Elastomerzerspanung zuerst daran orientieren, Bandspanbildung als Voraussetzung eines stationären Trennvorgangs zu erzielen. Bandspanbildung wird oberhalb eines Mindestvorschubes erreicht und ist nach vorliegenden Erfahrungen i.a. bei f = 0.16 mm gegeben [Bargel].

Bei Steigerung des Vorschubes zeigen sich anhand der Fotos in Bild 6.14 unabhängig vom zerspanten Werkstoff kaum Änderungen im Verformungsbild, ähnlich wie es bei diesem Werkzeug schon für die Schnittgeschwindigkeitsvariation beobachtet worden war. Hingegen steigen die Schnittkräfte mit dem Vorschub an, und die Vorschubkräfte fallen. Die Kraftänderungen müssen auch hier in der Hauptsache auf die mit der Spandicke zunehmenden Kraftkomponenten zur Spanumlenkung zurückgeführt werden, da sich aus den Verformungsbildern keine Hinweise dafür ergeben, dass sich die Kraftkomponenten zur Spantrennung und Reibung vorschubabhängig ändern. Diese Ergebnisse stehen im Einklang mit früheren Experimenten, wonach die Maßabweichungen weniger vom Vorschub als von der Steifigkeit des zu bearbeitenden Bauteils sowie der Werkzeuggeometrie abhängen [Bargel].

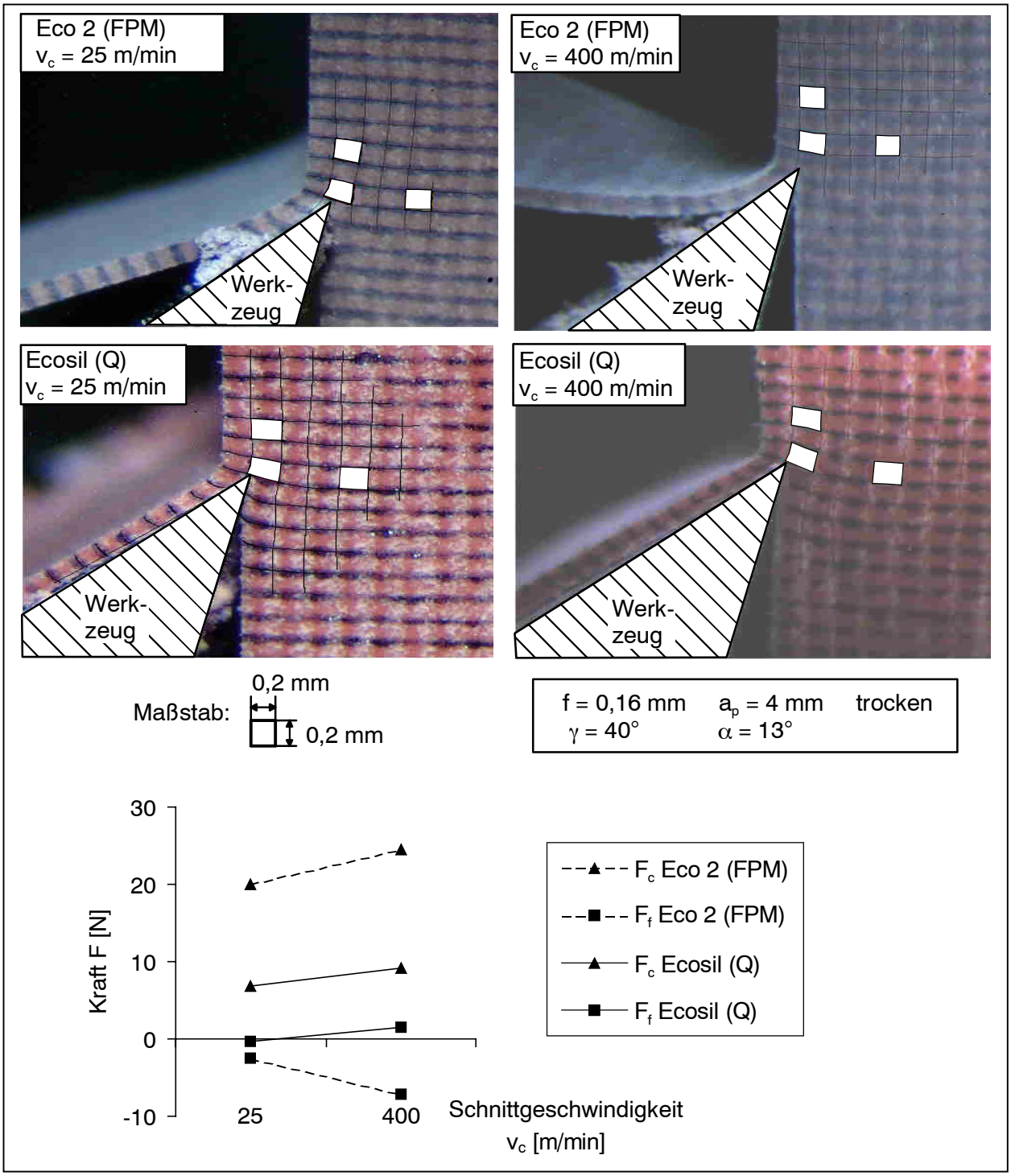


Bild 6.13 Schnittgeschwindigkeitsvariation bei verschiedenen Werkstoffen

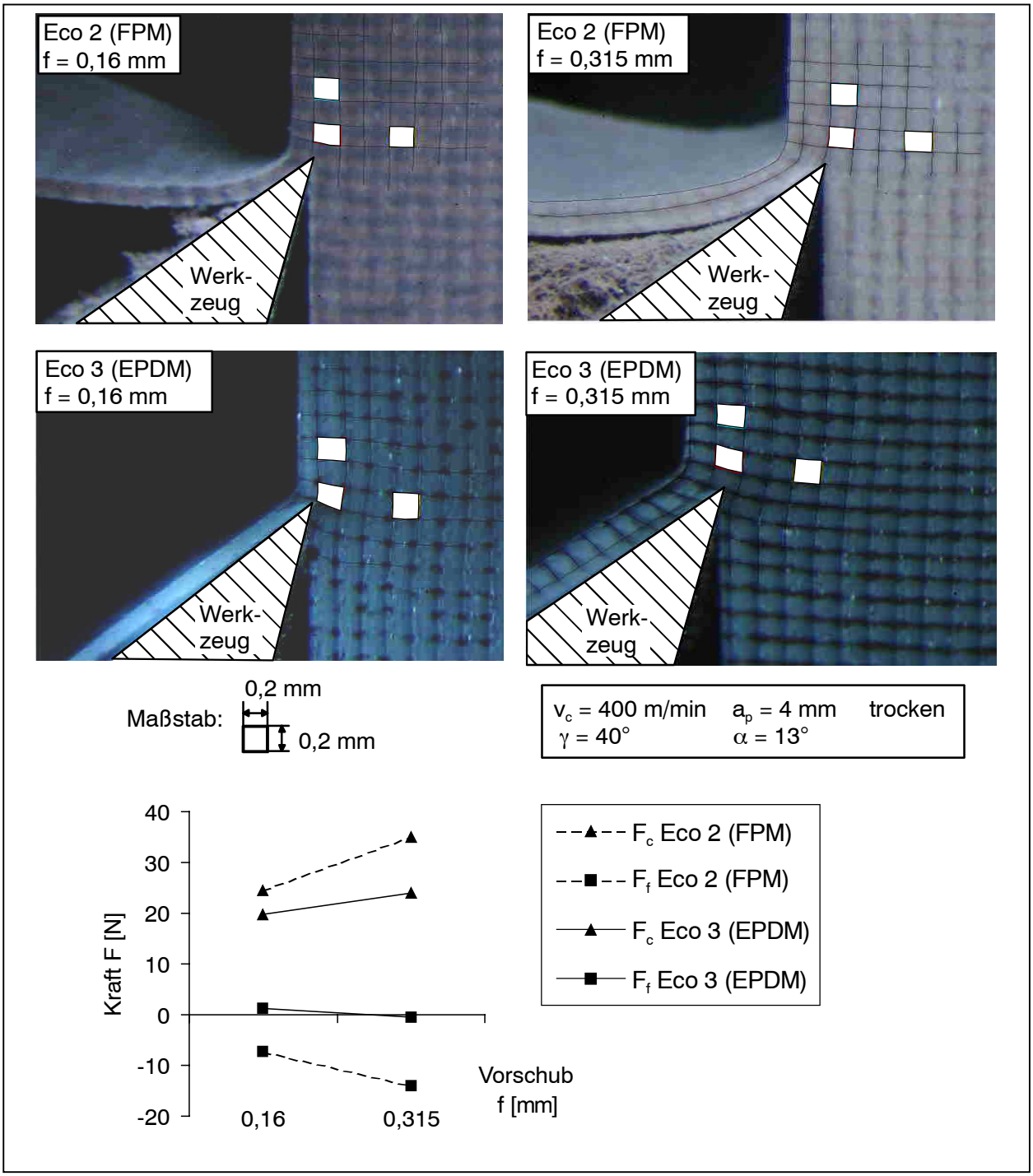


Bild 6.14 Vorschubvariation bei verschiedenen Werkstoffen

7 Untersuchung der Zerspanbarkeit im Außenlängsdrehprozess

7.1 Versuchsplanung

Zur Überprüfung der Ergebnisse aus dem letzten Kapitel, welche im Orthogonalschnitt erarbeitet worden sind, wurde anschließend ein in der Praxis verwendeter Zerspanprozess, der Außenlängsdrehprozess, mit handelsüblichen Werkzeugen eingesetzt. Damit beide Zerspanprozesse verglichen werden können, wurden möglichst ähnliche Schnittparameter verwendet. In den Versuchen dieses Kapitels kamen alle in Kapitel 4 vorgestellten Versuchswerkstoffe zum Einsatz, um die zuvor festgestellten Zusammenhänge zwischen Werkstoffeigenschaften und Zerspanergebnis zu bestätigen.

Als Versuchswerkzeug wurde die Wendeschneidplatte VCGT 110304 eingesetzt (vgl. Kapitel 4). Dieses Werkzeug hat einen Spanwinkel von $\gamma = 25°$, der kleiner ist als der in Kapitel 6 als optimal festgestellte Spanwinkel von 40°. Wendeschneidplatten mit einem solch großen, im Eckenradius umlaufenden Spanwinkel sind nicht kommerziell zu erwerben. Im Vergleich zu den anderen Wendeschneidplatten weist die VCGT 110304 dennoch einen hohen Spanwinkel auf. Zudem wird sie häufig in der industriellen Elastomerzerspanung eingesetzt [Economos(1)]. Des Weiteren beträgt der Freiwinkel der VCGT 110304 $\alpha = 7°$, der somit kleiner ist als der in Kapitel 6 als günstig festgestellte Freiwinkel von 13°. Aufgrund der in Kapitel 6 gewonnenen Erkenntnisse ist daher zu vermuten, dass bei der VCGT 110304 an der Freifläche höhere Reib- und Normalkräfte auftreten können.

Durch die Variation der **Schnittgeschwindigkeit** wurde die Dynamik des Zerspanprozesses, also das Zusammenspiel zwischen den werkstoffspezifischen, viskoelastischen Werkstoffeigenschaften und schneller Belastung, untersucht. Die untere Schnittgeschwindigkeitsgrenze bei Einsatz eines Spanwinkels von $\gamma = 25°$ liegt nach früheren Untersuchungen wegen des Auftretens einer ungünstigen Spanbildung bei 100 m/min [Bargel], die Höchstgrenze lag aufgrund des Erreichens der Drehmaschinen-Höchstdrehzahl bei einem maximalen Durchmesser des Versuchswerkstückes von 86 mm bei 700 m/min. Es wurden daraufhin die folgenden fünf Schnittgeschwindigkeitseinstellungen gewählt:

v_c = 100 / 250 / 400 / 550 / 700 m/min.

Der **Vorschub** ist von besonderem Interesse für die Untersuchung der Zerspanbarkeit, weil er die Oberflächengüte stark beeinflusst. Durch Vorversuche an den drei Werkstoffen Eco 1 (NBR), Eco 2 (FPM), MK632 (FPM) wurde der Mindestvorschub bestimmt, bei dem gerade noch ein günstiges, regelmäßiges Rillenprofil hergestellt werden konnte: Für v_c = 400 m/min, a_p = 1,5 mm und $\kappa_r = 45°$ liegt dieser Wert bei f = 0,063 bzw. 0,1 mm. Als Höchstvorschub wurde f = 0,25 mm festgelegt. Darüber hinausgehende Vorschübe vergrößern die theoretische Rautiefe auf Werte, die die Verwendung des Werkstückes als Dichtelement ausschließen. Die Staffelung der gewählten Vorschubwerte orientierte sich an den Getriebestufen der

konventionellen Drehmaschine, damit auch hier diese Vorschubwerte bei vergleichenden Untersuchungen eingestellt werden konnten. Die gewählten Vorschübe waren somit:

$f = 0{,}063 / 0{,}1 / 0{,}16 / 0{,}25$ mm.

Da zur Herstellung der unterschiedlichen Dichtungskonturen verschiedene **Einstellwinkel** zwischen Werkstück und Werkzeug auftreten, wurde deren Einfluss auf das Zerspanergebnis untersucht. So sind bei Einstellwinkeln von $\kappa_r = 90°$ Prozessstörungen zu erwarten, weil sich das nachgiebige Werkstückmaterial entlang der Schneidkante dehnt, vgl. Kapitel 6.2.2, und durch dieses Ausweichen Grate entstehen können. Es wurden folgende Einstellwinkel gewählt:

$\kappa_r = 45° / 75° / 90°$ / zusätzlich bei einigen Versuchen 95°/ 105°.

Die Schnitttiefe wurde nicht variiert, weil Vorversuche zeigten, dass die Wahl der Schnitttiefe die Oberflächengüte nur mäßig beeinflusste. Ferner wurde von Bargel bereits der Einfluss der Schnittbedingungen in einem vollfaktoriellen Versuchsplan für den NBR-Werkstoff MB 218 untersucht, so dass hier für die eigene Versuchsplanung entsprechende Rückschlüsse gezogen werden konnten [Bargel]. Es wurden, um die Anzahl der Versuche zu beschränken, deswegen nur einfaktorielle Versuche mit folgenden **Standardbedingungen** durchgeführt:

$v_c = 400$ m/min, $f = 0{,}16$ mm, $a_p = 1{,}5$ mm, $\kappa_r = 45°$.

In dieser Arbeit wurde zum erstenmal umfangreich der Einfluss von **Kühlschmierstoff (KSS)** auf die Zerspanbarkeit von Elastomeren untersucht. Weil schon Daten zur Trockenzerspanung vorlagen [Bargel] [Tönshoff], wurde bei den oben beschriebenen Schnittparametereinstellungen nass zerspant. Es wurde eine Öl-Wasser-Emulsion mit einer Ölkonzentration von 5% mit einem Volumenstrom von 4,2 l/min über eine Runddüse (Innendurchmesser 3,2 mm) dem Zerspanprozess zugeführt, vgl. Bild 4.4. Das KSS-Konzentrat wird von der Fa. Economos unter dem Namen „Economos Ultra Fluid“ angeboten. Diese Ergebnisse aus der Nasszerspanung werden verglichen mit Versuchen, bei denen trocken zerspant wurde.

7.2 Bewertungsgröße Zerspankraft

7.2.1 Einfluss der Schnittgeschwindigkeit

Auf Bild 7.1 ist zu sehen, dass die Schnittkraft F_c bei Veränderung der Schnittgeschwindigkeit v_c, trotz des vermuteten Einflusses auf die Prozessdynamik bei fast allen Werkstoffen auf einem weitgehend konstanten Wert bleibt. Umso prägnantere Unterschiede zeigen sich zwischen den Werkstofftypen: die Schnittkraft F_c der FPM Werkstoffe ist ca. fünfmal so hoch wie die von Silikon (Q). Die Reihenfolge der Werkstofftypen in der Höhe der Schnittkraft - FPM (mit den höchsten Werten), NBR, EPDM, Q (mit den niedrigsten Werten) - ist dieselbe Reihenfolge wie beim Orthogonalschnitt. Trotz des geringen Spanwinkels γ und des Einflusses des Eckenradius, des Schneidenneigungswinkels und des KSS werden die Ergebnisse des Orthogonalschnittes qualitativ bestätigt. Dies lässt darauf schließen, dass die Rückprallelastizität R auch beim Außenlängsdrehen eine geeignete Kenngröße darstellt, welche dazu geeignet ist, die Zerspanbarkeit der Elastomerwerkstofftypen zu charakterisieren. Eine

genauere Unterteilung der Werkstoffe innerhalb eines Elastomertyps unterliegt neben der Rückprallelastizität weiteren zur Zeit noch nicht erklärbaren Einflüssen.

Da niedrige Glasübergangstemperaturen T_G tendenziell mit hohen Rückprallelastizitäten R einhergehen, vgl. Kap. 4.1, kann genauso wie der Rückprallelastizität R auch der Glasübergangstemperatur T_G ein Einfluss auf die Schnittkräfte zugeschrieben werden.

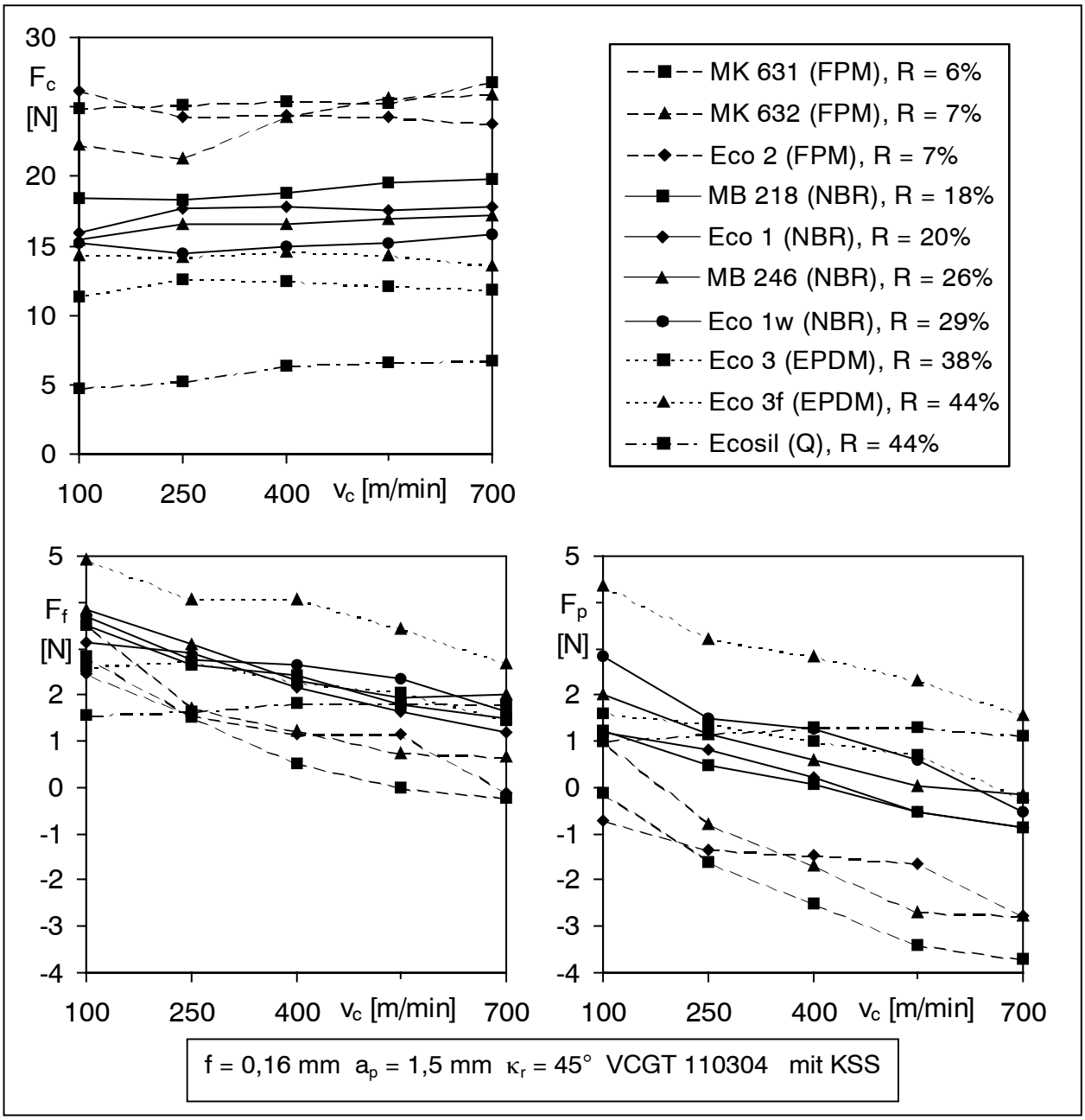


Bild 7.1 Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c bzw. Rückprallelastizitäten R auf die Zerspankraftkomponenten bei verschiedenen Werkstoffen

Bei der Vorschubkraft F_f ist ein Abfall von 2 - 4 N bei Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit von v_c = 100 m/min auf 700 m/min zu beobachten. Die Abfolge der Werkstoffe in der Höhe der Vorschubkräfte F_f entspricht wieder größtenteils der Abfolge, wie sie bei den Schnittkräften F_c

festgestellt worden ist, allerdings in umgekehrter Reihenfolge. So haben die FPM-Werkstoffe die niedrigste Vorschubkraft, aber die höchste Schnittkraft. Ausnahmen bilden hier Eco 3f (EPDM) und Ecosil (Q). Eco 3f (EPDM) liegt hier auf NBR-Niveau, Ecosil (Q) zeigt eine nahezu konstante Vorschubkraft. Verantwortlich für das gleichbleibende Verhalten von Silikon ist die sehr niedrige Glasübergangstemperatur T_G = -71,9°. Nach der Frequenz-Temperatur-Korrelation ist eine sehr hohe Schnittgeschwindigkeit notwendig, um Verhärtungseffekte nachweisen zu können.

Bei der Passivkraft F_p ist Ähnliches wie bei der Vorschubkraft F_f zu beobachten. Auffällig ist hier, dass die Passivkraftwerte bei hohen Schnittgeschwindigkeiten negativ werden können. Auch ist festzustellen, dass bei den verschiedenen Werkstoffen der Abfall der Passivkraft F_p mit Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit v_c unterschiedlich stark ausgeprägt ist. So beträgt der Abfall der Passivkraft bei FPM-Werkstoffen ca. 2,5 - 3,5 N, bei NBR- und EPDM-Werkstoffen nur noch ca. 2 N, und bei Ecosil (Q) bleibt die Passivkraft auf einem konstanten Niveau.

Betrachtet man angesichts κ_r = 45° die Vektorsummen von F_f und F_p, so entsprechen diese im Verlauf über v_c qualitativ den im Orthogonalschnitt gemessenen Vorschubkräften, vgl. Bild 6.13.

7.2.2 Einfluss des Vorschubs

In Bild 7.2 ist zu sehen, wie mit der Erhöhung des Vorschubes die Schnittkraft F_c bei allen Werkstoffen anwächst. Auch hier ist, wie in Kap. 7.2.1, eine Abfolge der Werkstoffe zu beobachten: die dynamisch härteren Werkstoffe wie FPM und NBR zeigen die höchste Schnittkraft und den steilsten Anstieg bei Erhöhung des Vorschubs. Bei den dynamisch weicheren Werkstoffen Eco 1w (NBR), Eco 3f (EPDM) und Silikon (Q) hingegen ist bei der Vorschuberhöhung von f = 0,063 auf f = 0,1 mm kein Anstieg zu beobachten, dieser bildet sich, wenn auch nicht so stark wie bei den dynamisch harten Werkstoffen, erst bei der nächsten Vorschuberhöhung von f = 0,1 mm zu f = 0,16 mm aus.

Abgesehen von sehr kleinen Vorschüben (ca. f < 0,1mm) bzw. Spanungsdicken (ca. h < 0,07 mm) stimmen die Schnittkraftverläufe mit den Messungen im Orthogonalschnitt qualitativ überein, d.h. erklären sich vornehmlich aus variablen Kraftanteilen zur Spanumlenkung.

Bei Unterschreitung der werkstoffabhängigen Mindestspandicke kommt es nicht mehr zur Bandspanbildung, sondern ein periodischer Lamellenspan entsteht. Da die Lamellenspanbildung mit einem starken Stauchen und Pressen des Werkstückes einhergeht, sind hier die Schnittkräfte sogar teilweise höher als bei höheren Vorschüben, bei denen eine konstante Bandspanbildung stattfindet.

Die Vorschubkraft F_f bleibt bei höheren Vorschubwerten bei den meisten Werkstoffen auf einem Kraftniveau, nachdem sie sich ab einem Vorschubwert von f = 0,1/0,16 mm auf einer Höhe eingependelt hat.

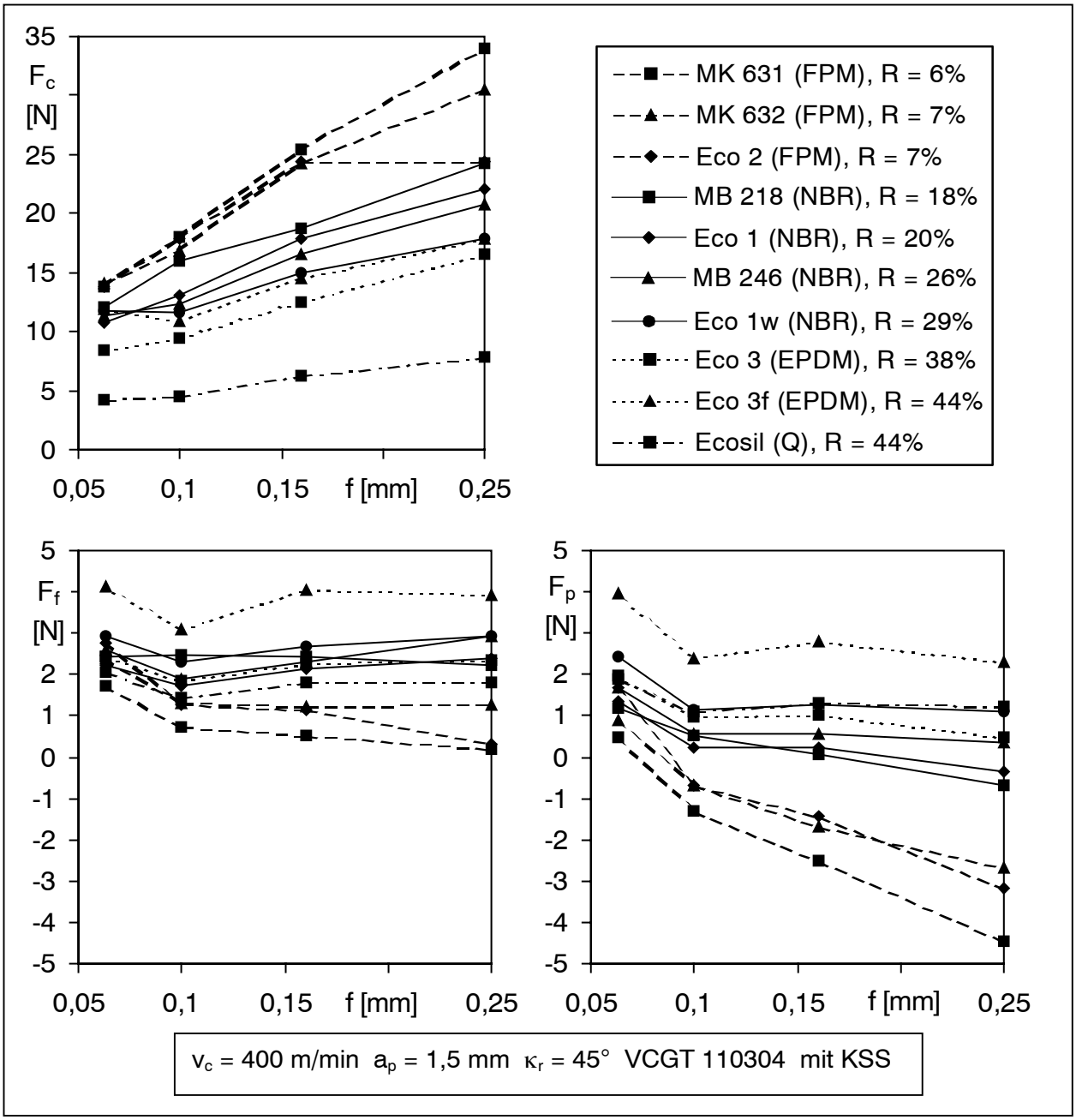


Bild 7.2 Einfluss des Vorschubes f auf die Zerspankraftkomponenten

Bei der Variation des Vorschubes f zeigt sich wie im Orthogonalschnitt (vgl. Bild 6.14) ein gegenläufiges Verhalten der Passivkräfte F_p zur Schnittkraft F_c, jedoch weisen die Vorschubkräfte F_f über dem Vorschub uneinheitliche Verläufe auf. Verantwortlich dafür sind die Einflüsse von Eckenradius r_ε und Schneidenneigungswinkel λ_S im Zusammenwirken mit dem Einstellwinkel κ_r: Geht man davon aus, dass die Trennkraft normal zur Schneide angreift, so führt die Schneidenneigung bei $\kappa_r = 45°$ zu einer Komponente dieser Kraft in negativer Passiv- und positiver Vorschubrichtung. Aufgrund dessen verringert sich der Abfall der Vorschubkraft F_f bzw. verstärkt sich der Abfall der Passivkraft F_p über f.

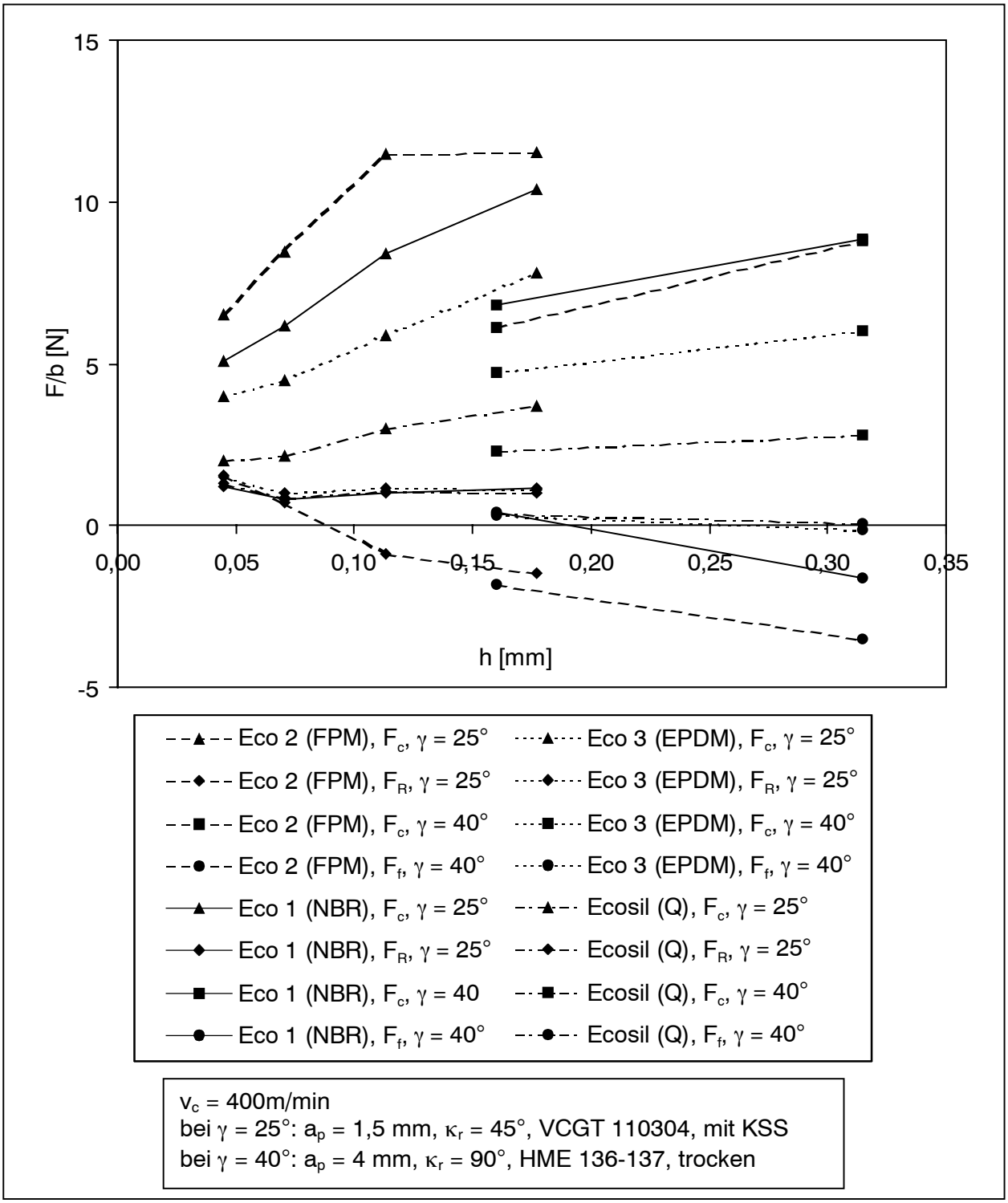


Bild 7.3 Einfluss der Spanungsdicke h auf die bezogenen Zerspankräfte F/b

Zum Vergleich der Kräfte aus dem Außenlängsdrehen und dem Orthogonalschnitt werden die Kraftkomponenten jeweils auf die Spanungsbreite b = 1mm bezogen und über der Spanungsdicke h aufgetragen. Dabei entspricht die den Eckenradius r_ε beim Außenlängsdrehen berücksichtigende Vektorsumme

$$F_R = \sqrt{F_f^2 + F_p^2}\,, \qquad (7.1)$$

die näherungsweise in die Spanablaufrichtung in der Werkzeugbezugsebene zeigt, der Vorschubkraft F_f im Orthogonalschnitt. In Bild 7.3 sind die bezogenen Kräfte F_c/b und F_R/b bzw. F_f/b über der Spanungsdicke h für verschiedene Werkstoffe und positive Spanwinkel sowie in Bild 7.4 für den Werkstoff Eco 1 (NBR) und variable Spanwinkel aufgetragen. Zwischen dem Außenlängsdrehen und dem Orthogonalschnitt zeigt sich eine qualitative Übereinstimmung im Verlauf der bezogenen Kraftkomponenten über den gesamten Bereich untersuchter Spanungsdicken, die Kraftsprünge zwischen Außenlängsdrehversuchen und Orthogonalschnitt resultieren aus den unterschiedlichen Span-, Frei- und Neigungswinkeln.

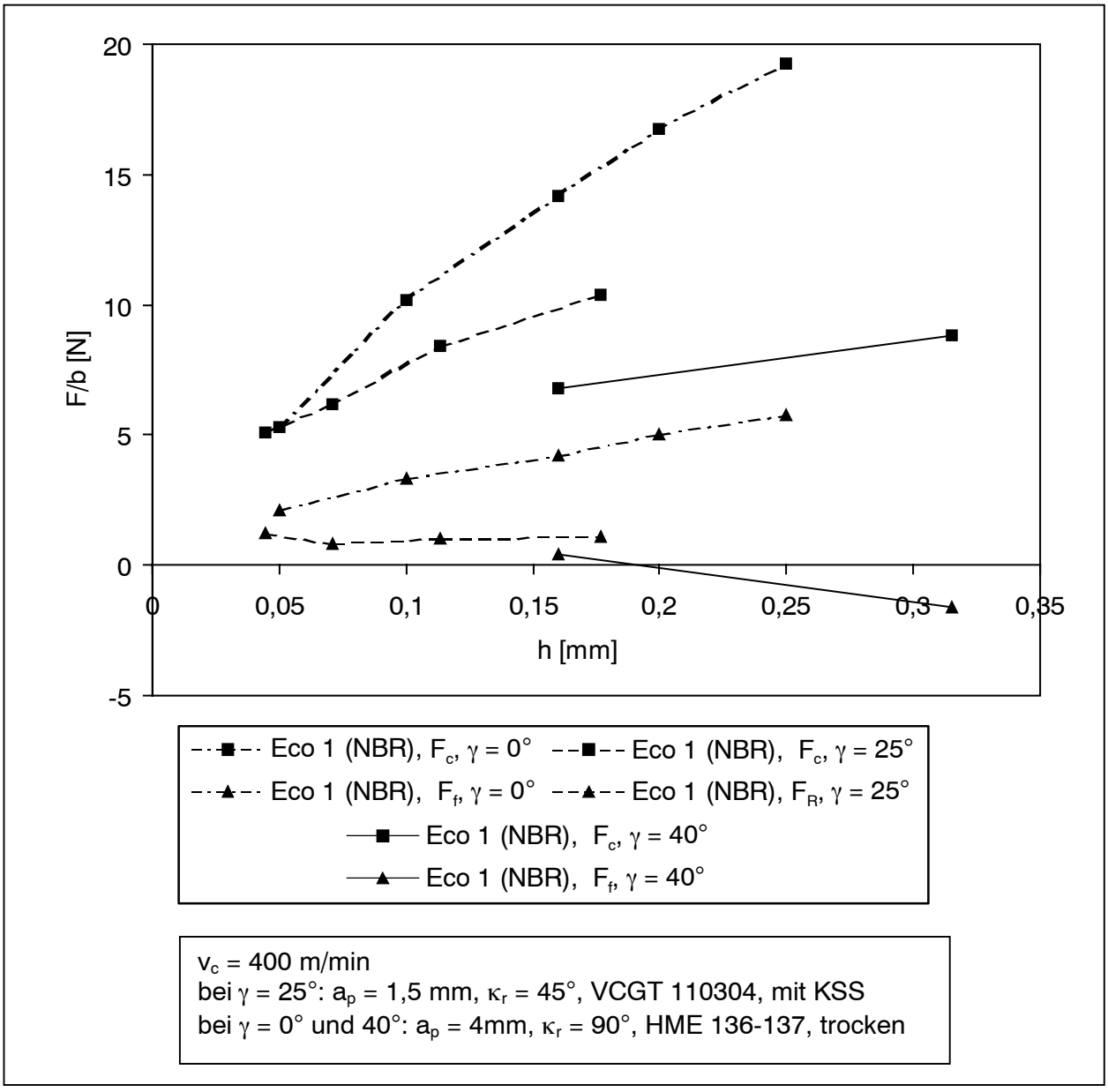


Bild 7.4 Einfluss der Spanungsdicke h auf die bezogenen Zerspankräfte F/b bei Eco1 (NBR)

7.2.3 Einfluss des Einstellwinkels

Der Einstellwinkel des Werkzeuges κ_r beeinflusst die Zerspankraftkomponenten, wie Bild 7.5 für die Bearbeitung der Versuchswerkstoffe mit konstantem Spanungsquerschnitt (a_p, f = const.) zeigt.

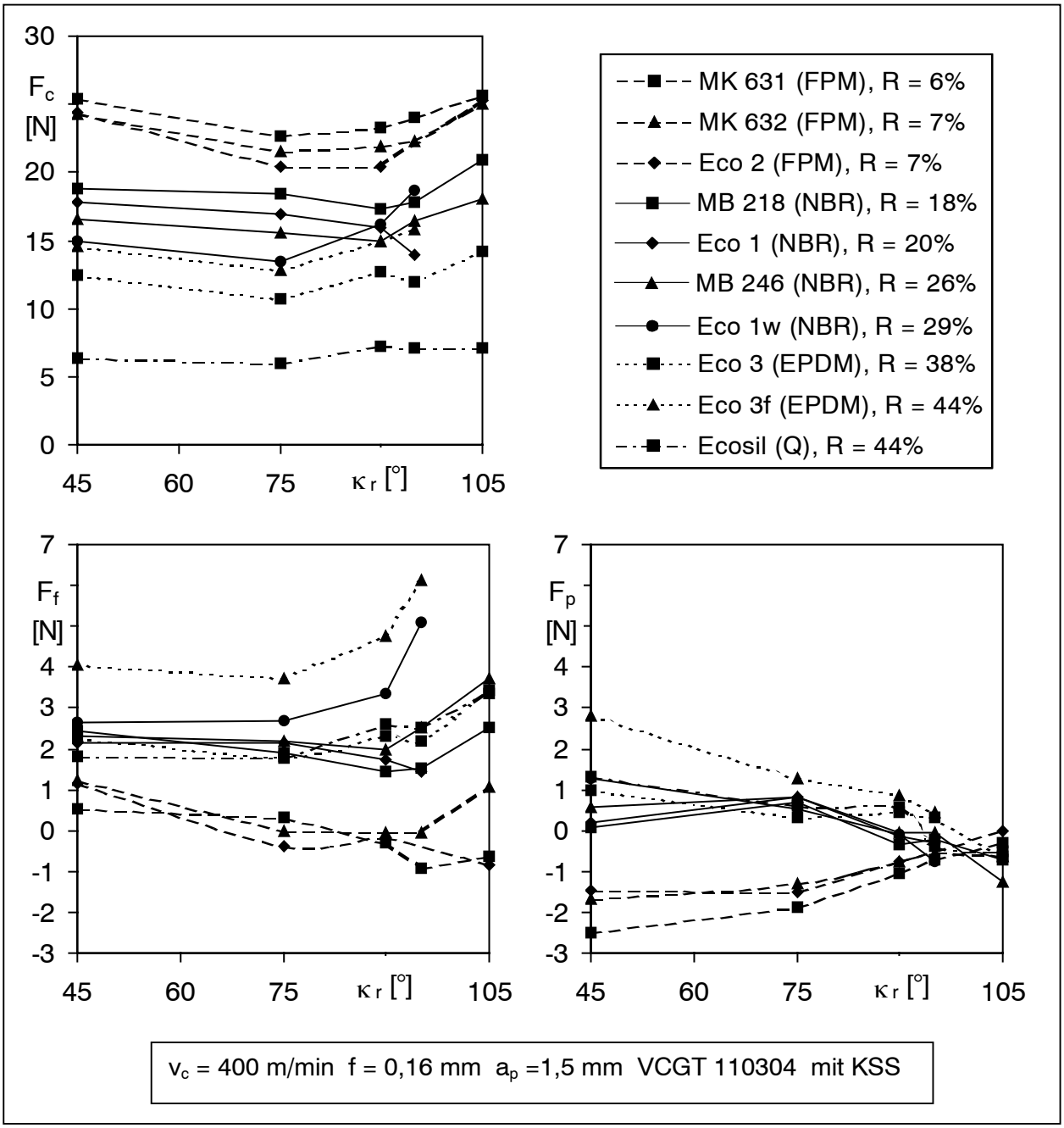


Bild 7.5 Einfluss des Einstellwinkels κ_r auf die Zerspankräfte

Bei den Schnittkräften ist zumeist ein „wannenförmiger“ Verlauf über κ_r zu beobachten, welcher ein Minimum bei Einstellwinkeln im Bereich von κ_r = 75° bis 90° aufweist. Dieses geht in etwa einher mit dem Minimum der den Span abtrennenden Schneidkantenlänge, d.h. mit dem Minimum der Spanungsbreite b bei κ_r = 90°. Andererseits ist davon auszugehen, dass die Spanumlenkung auf die Spanfläche Kraftanteile erfordert, die mit der Spanungsdicke h ansteigen

und demnach hier bei $\kappa_r = 90°$ maximal sind. Hinzu kommt, dass bei Zunahme von κ_r ein steigender Anteil der Spanungsbreite über den Eckenbereich der Schneidplatte abläuft, wo aufgrund der umlaufenden Schneidkante nicht der nominale, sondern ein geringerer Spanwinkel vorliegt, weshalb die Kraftanteile ansteigen. Schließlich kann sich die Zerspankraft bei $\kappa_r > 90°$ auch dadurch erhöhen, dass der abfließende Bandspan durch die bearbeitete Werkstückumfangsfläche behindert wird.

Auch die Verläufe der Vorschub- und Passivkräfte sind durch die sich mit κ_r ändernden Spanungsbreiten und -dicken sowie die zuvor erläuterten Effekte beim Außenlängsdrehen begründet. Zum Beleg sind in Bild 7.6 die auf die Spanungsbreite b = 1 mm bezogene Schnittkraft F_c/b sowie die bezogene, aus den Vorschub- und Passivkräften F_F und F_P gebildete Vektorsumme F_R/b über der Spanungsdicke h dargestellt. Es zeigen sich dieselben Kraftverläufe wie in Bild 7.3 und 7.4: mit Erhöhung der Spanungsdicke h erhöhen sich die bezogenen Schnittkräfte. Die bezogenen Vektorsummen F_R hingegen steigen bei den dynamisch weicheren Werkstoffen geringfügig an bzw. bleiben konstant, während sie beim dynamisch harten FPM-Werkstoff sinken.

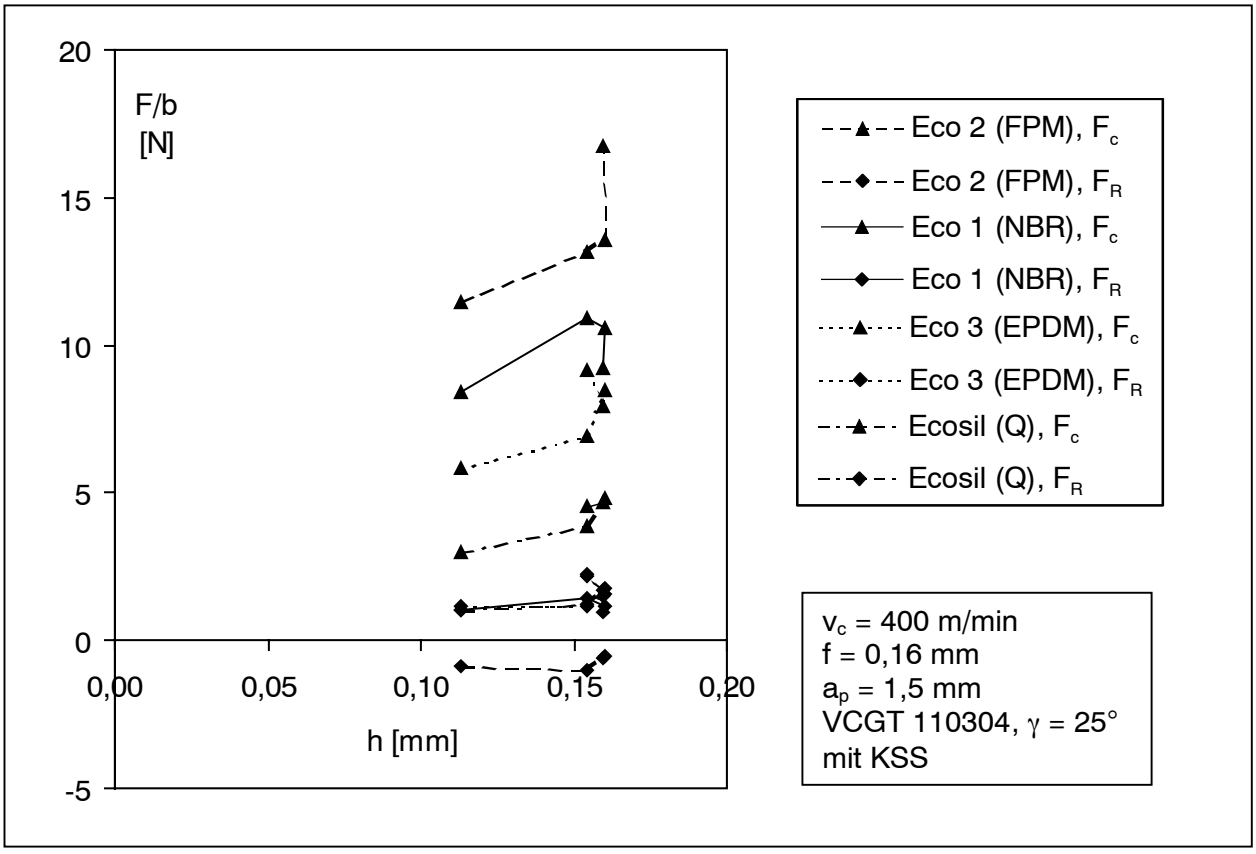


Bild 7.6 Einfluss der Spanungsdicke h auf die bezogenen Zerspankräfte

7.2.4 Einfluss des Kühlschmierstoffes

In diesem Kapitel wird untersucht, welche Zerspankräfte beim Außenlängsdrehen im Trockenschnitt im Vergleich zum Außenlängsdrehen mit KSS-Einsatz auftreten. Da sich bei allen

Versuchswerkstoffen ähnliche Ergebnisse zeigen, werden sie exemplarisch für einen Werkstoff mit mittlerem Eigenschaftsprofil dargestellt.

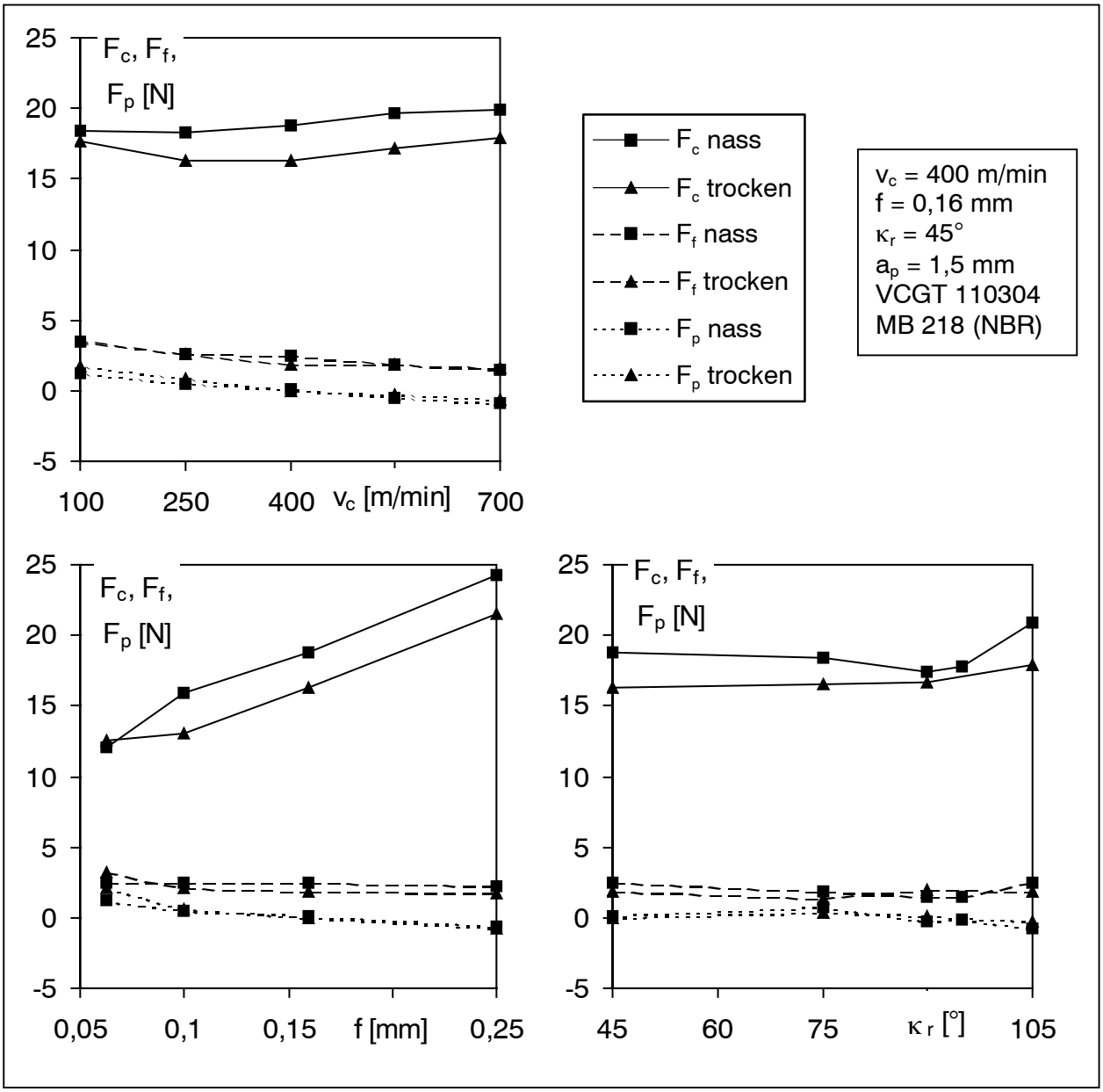


Bild 7.7 Einfluss des Kühlschmierstoffes bei MB 218 (NBR)

Bei allen Werkstückstoffen und Schnittparametervariationen sind bei der Trockenzerspanung geringere Schnittkräfte gemessen worden, wie Bild 7.7 beispielhaft für MB 218 (NBR) zeigt. Vergleichsversuche mit Eco 2 (FPM) und Ecosil (Q) zeigten, dass der Unterschied zwischen Trocken- und Nasszerspanung bei dem dynamisch harten FPM-Werkstoff am stärksten ausgeprägt ist. Bei dem dynamisch weichen Werkstoff Ecosil (Q) ist hingegen kaum eine Änderung der Zerspankraftkomponenten feststellbar. Die Ursache wird in der Kühlwirkung vermutet: Dynamisch harte Werkstoffe weisen aufgrund ihres hohen Verlustfaktors und bedingt durch die höhere bei der Zerspanung eingebrachte Schnittleistung höhere Temperaturen in der Wirkzone auf. Trotz der relativ niedrigen Wärmeleitfähigkeit von Elastomeren senkt die Kühlung offenbar die Werkstücktemperatur in der Wirkzone soweit ab, dass sich der

temperaturabhängige E-Modul merklich erhöht. Insgesamt gesehen sind die Differenzen zwischen Nass- und Trockenbearbeitung von nachrangiger Bedeutung.

7.3 Bewertungsgröße Oberflächengüte

Bei der Drehbearbeitung von Elastomeren können unterschiedliche Oberflächenstrukturen auftreten. Bargel hat die regelmäßige Rillenprofilstruktur als günstigste angegeben, die ab einem bestimmten Mindestvorschub auftritt und mit der Bandspanbildung einhergeht [Bargel]. Durch entsprechende Wahl der Schnittparameter werden in den Versuchen dieser Arbeit im wesentlichen nur Rillenprofile spanend hergestellt und ausgewertet.

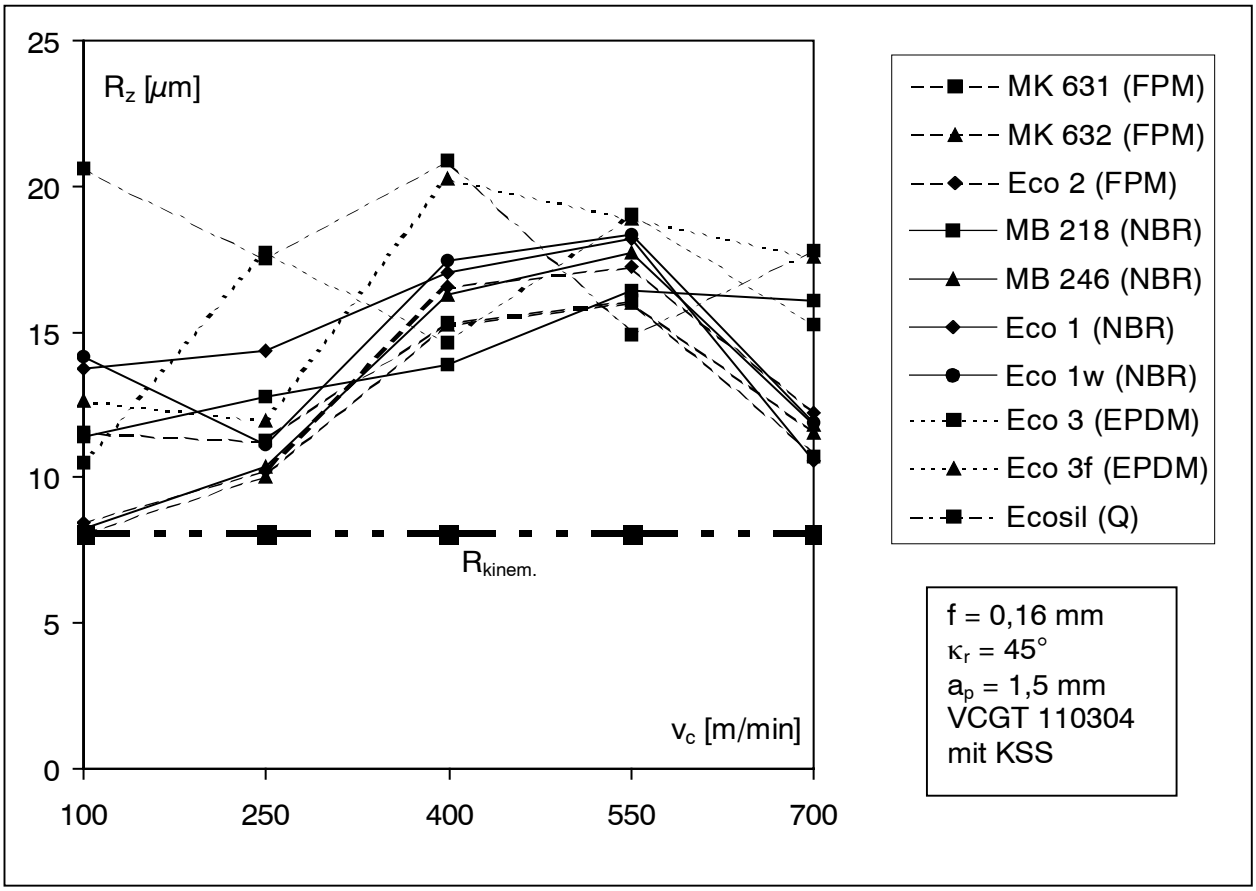


Bild 7.8 Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c auf die gemittelte Rautiefe R_z

Verglichen mit der kinematischen Rauheit von 8,1 µm liegen die bei Variation der Schnittgeschwindigkeit und bei den untersuchten Werkstoffen gemessenen Rauheiten im Bereich von R_z = 8,1 - 20,9 µm. Es ist auf Bild 7.8 zu sehen, dass die gemittelte Rautiefe R_z bei den dynamisch weichen Werkstofftypen EPDM und Q vielfach höher als die der dynamisch harten Werkstoffe FPM und NBR liegt. Jedoch weisen alle gemessenen Rauheitsverläufe große Schwankungen auf, die durch das dynamische Verhalten der Maschine und durch Unwuchten der fliegend gespannten Versuchswerkstücke mit beeinflusst sein können, jedoch hier nicht genauer analysiert werden. Somit lassen diese Versuche keine Aussage zu der bei den Werkstoffen in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit erzielbaren Oberflächengüte zu.

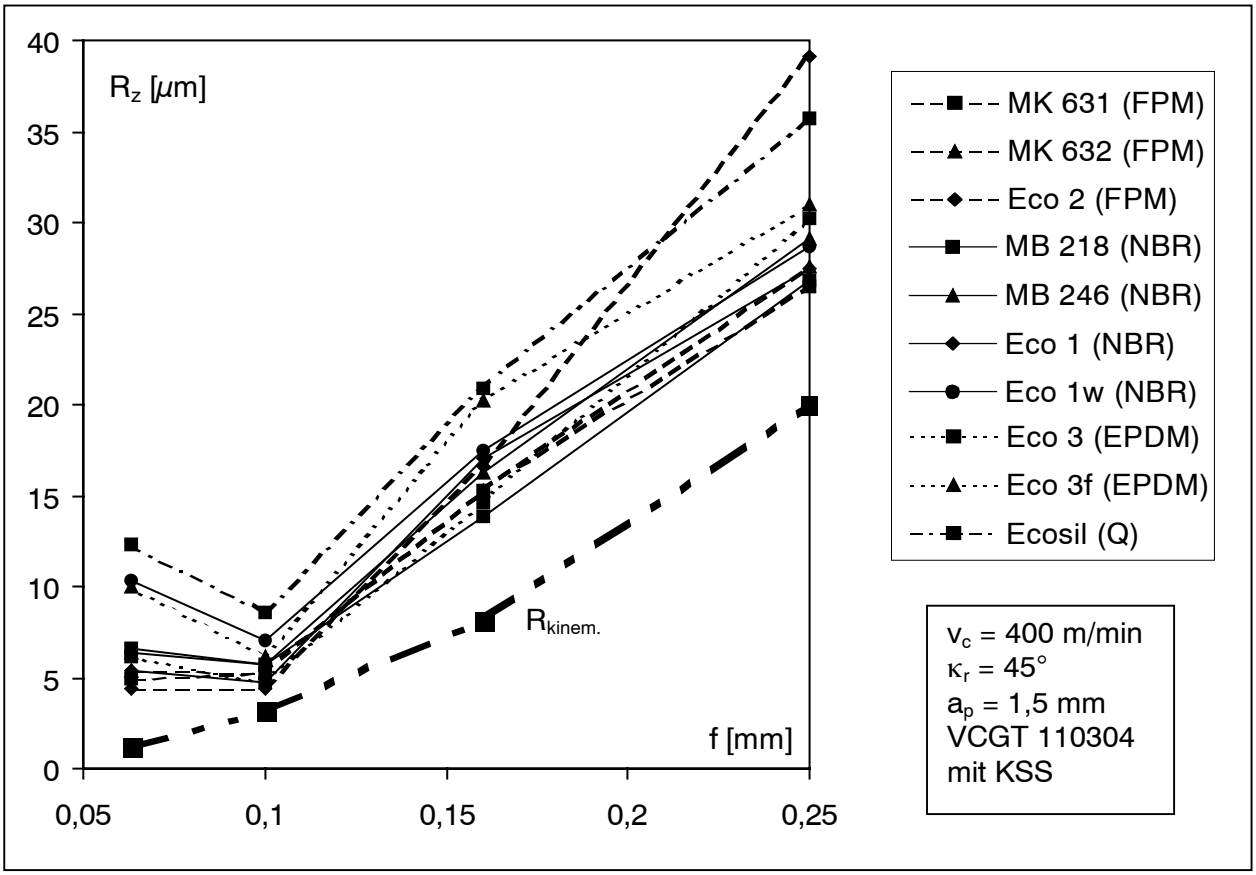


Bild 7.9 Einfluss des Vorschubs f auf die gemittelte Rautiefe R_z

Bei der Variation des Vorschubs ist zu beobachten, vgl. Bild 7.9, dass die Versuchswerkstoffe bei einem Vorschub von f = 0,1 mm die niedrigsten gemittelten Rautiefenwerte von R_z = 4,4 – 8,5 μm aufweisen, welche nahe der kinematischen Rauheit von $R_{kinem.}$ = 3,1 μm liegen. Ursache für die erhöhten tatsächlichen Rauheitswerte ist das Ausweichen des Werkstoffes im Bereich der Eckenrundung des Werkzeuges [Bargel].

Das Ansteigen der gemittelten Rautiefe bei Erhöhung des Vorschubes f > 0,1 mm ist auf die über dem Vorschub f quadratisch ansteigende kinematische Rauheit zurückzuführen. Die dynamisch weicheren Werkstoffe EPDM und Q weisen im allgemeinen höhere Rauheitswerte auf.

Verglichen mit dem Vorschub f = 0,1 mm übersteigen die gemessenen Rautiefen R_z beim kleineren Vorschub f = 0,063 mm deutlicher die kinematische Rauheit. Ursächlich dafür sind elastische Deformationen vor der Schneide, die bei abnehmender Spanungsdicke und dynamisch weicheren Werkstückstoffen an Bedeutung gewinnen und zu einer Modulation der Spanungsdicke und zu Schwingungen im Prozess führen.

Stichversuche zeigen, dass der Einsatz von Kühlschmierstoff keinen nachweisbaren Einfluss auf die erzielbare Oberflächengüte hat.

Zieht man frühere Untersuchungen von Bargel bei variablen Werkzeugeckenradien mit in Betracht [Bargel], lässt sich zusammenfassend feststellen, dass zur Erreichung niedriger

Oberflächenrauheiten vor allem bei dynamisch weicheren Elastomerwerkstoffen eine sorgfältige Abstimmung des Vorschubs auf die Werkzeuggeometrie, insbesondere den Eckenradius notwendig ist.

8 Modellierung des Zerspanvorganges

Die experimentelle Untersuchung des Zerspanprozesses von Elastomeren hat gezeigt, dass der Spanentstehungsvorgang sowie die auftretende Zerspankraft mit den für duktile und spröde Werkstoffe bekannten Modellen nicht beschreibbar ist. Zur zielgerichteten Auslegung von Zerspanoperationen an Elastomerbauteilen bedarf es daher neuartiger Modellvorstellungen, die die empirisch beobachteten technologischen Zusammenhänge wiedergeben.

8.1 Grundlagen zur Modellierung der Spantrennung durch eine auf einen Halbraum wirkende Kraft

Entsprechend den Experimenten im Orthogonalschnitt wird zur Entwicklung von Modellansätzen zunächst vereinfachend ein zweidimensionaler Zerspanprozess betrachtet. Angesichts der experimentell belegten Tatsache, dass die Spantrennung in einer sehr kleinen Zone nahe der Schneidkante erfolgt, erscheinen Methoden der Kontaktmechanik geeignet, um die Wirkung der Schneide auf den Werkstoff, insbesondere die lokalen Verformungen des Werkstückmaterials vor der Werkzeugschneide, mechanisch zu beschreiben. Nach [Johnson] und [Fischer-Cripps] umfasst die Kontaktmechanik die Modellierung lokaler Verformungen und Spannungen in der Umgebung angreifender Kräfte.

Im Folgenden wird das Eindringen einer geraden, ideal scharfen Schneide als linienförmig auf einen elastischen Halbraum angreifende Kraft beschrieben. Dieser Halbraum hat unter seiner Oberfläche eine genügend große Materialdicke, was bei den hier betrachteten Untersuchungen aufgrund der geringen Ausdehnung der lokalen Verformungen, abgesehen von Bauteilen sehr geringer Wandstärke, vorausgesetzt werden kann.

In Bild 8.1 oben links wird gezeigt, wie eine Linienkraft auf einen Halbraum normal einwirkt. Dieser Fall wurde zuerst von Flammant berechnet [Fischer-Cripps] und ist eine Fortführung der Modellierung einer an einem Punkt angreifenden Einzelkraft, die zuerst von Boussinesq durchgeführt worden ist [Timoshenko][Johnson].

Es lassen sich nach Timoshenko, der diesen Belastungsfall engl. „simple radial compression“ nennt, folgende Gleichungen für die Radial-, Tangential- und Schubspannungen aufstellen [Timoshenko]:

$$\sigma_r = -\frac{2P}{\Pi}\frac{\cos\phi}{r} \qquad (8.1)$$

$$\sigma_\phi = 0 \qquad (8.2)$$

$$\tau_{r\phi} = 0 \qquad (8.3)$$

Die Radialspannung σ_r und Tangentialspannung σ_ϕ sind gleichzeitig die Hauptspannungen, mit denen sich der in Bild 8.1 oben rechts dargestellte Mohrsche Spannungskreis für jedes Volumenteilchen im Inneren des Halbraumes bzw. der Halbebene ergibt. Die Radialspannung σ_r

hängt vom Abstand des Kraftangriffspunktes r und dem Kosinus des Winkels ϕ ab, die über den Durchmesser d zusammenhängen:

$$d = \frac{r}{\cos\phi} \qquad (8.4)$$

Mit Gleichung (8.1) und (8.4) kann die in Bild 8.1 unten links dargestellte Linie gleicher Radialspannung berechnet werden. In die Halbebene werden somit, vom Kraftangriffspunkt ausgehend, strahlenförmig in radialer Richtung Druckspannungen eingeleitet. Nach der Formel zur Berechnung der maximalen Schubspannung [Schnell]:

$$\tau_{max} = \pm\frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2) \qquad (8.5)$$

ergibt sich, dass die Kreise gleicher radialer Spannung den Kreisen gleicher maximaler Schubspannung entsprechen.

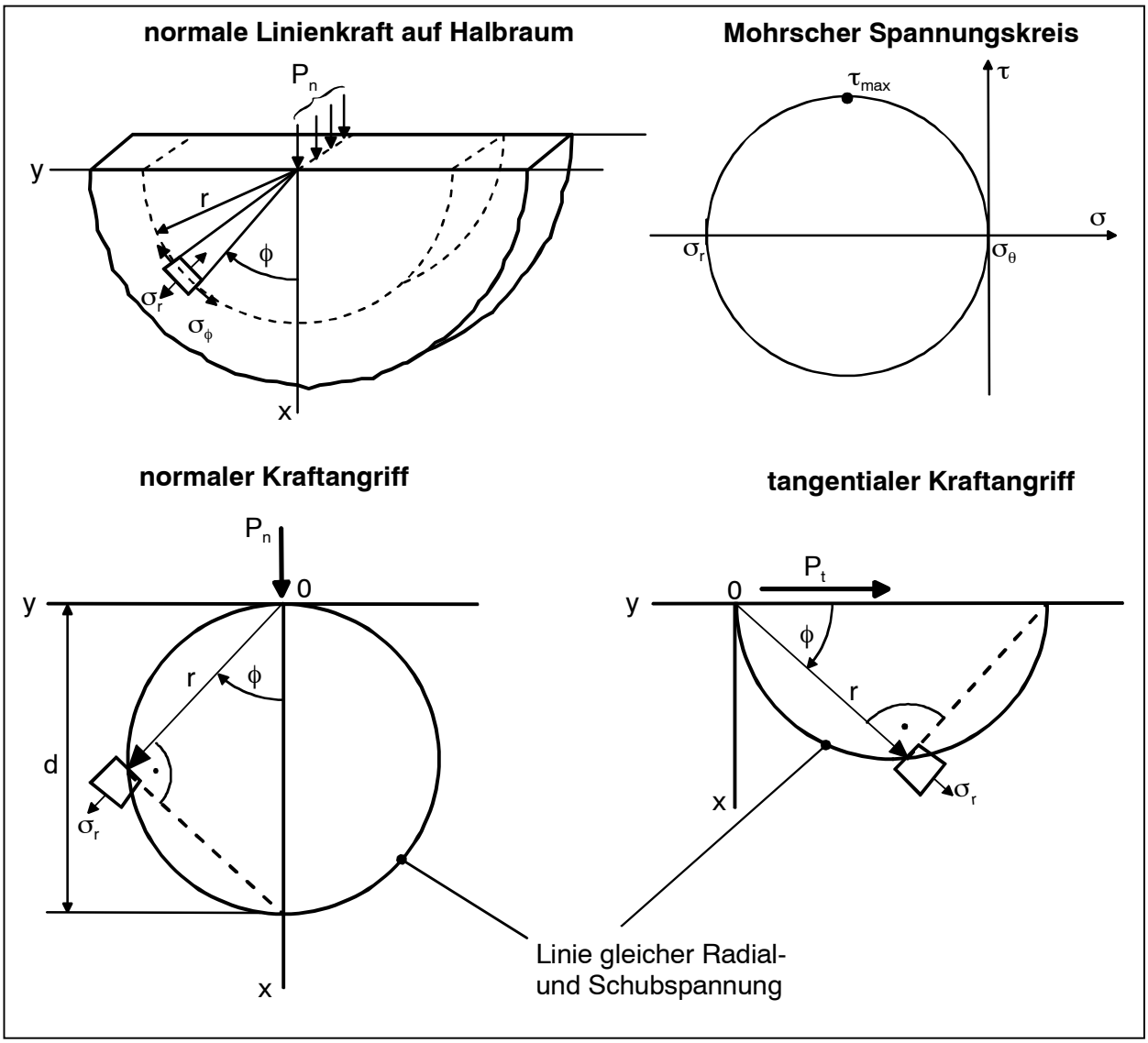


Bild 8.1 Durch eine Linienkraft im Halbraum verursachte Spannungen [Timoshenko]

In Bild 8.1 unten rechts greift die Kraft tangential an den Halbraum an. Diese tangentiale Kraft führt zu derselben Spannungsverteilung wie im Fall des normalen Kraftangriffs, die allerdings um einen 90°-Winkel in Kraftrichtung gekippt ist. Die Wirkung einer geneigten Eindringkraft kann durch Superposition der normal und tangential wirkenden Komponenten der Eindringkraft berechnet werden [Johnson]. Tangentiale Kräfte können z.B. durch Reibkräfte verursacht werden.

Da nach Gleichung (8.1) die Radialspannung σ_r mit 1/r wächst, in der Realität aber die Spannung nicht unendlich groß werden kann, wird ab einer Grenzspannungshöhe bzw. unterhalb eines Radius r das Halbraummaterial sich entweder plastisch verformen oder reißen [Sneddon][Timoshenko].

Nach dem Saint-Vénantschen Prinzip - „Statisch äquivalente Kräftesysteme sind in hinreichender Entfernung vom Angriffsbezirk auch elastisch äquivalent“ [Szabó(1)][Szabó(2)] - kann der hier ideal dargestellte Belastungsfall auch für das reale Eindringen einer Werkzeugschneide angewandt werden, wenn der betrachtete Bereich weit genug vom Kraftangriffspunkt bzw. von der Eindringkörpergeometrie entfernt liegt. Timoshenko gibt zudem explizit an, dass das Saint-Vénantsche Prinzip nicht auf kleine Verformungen und Hooksche Körper begrenzt ist [Timoshenko].

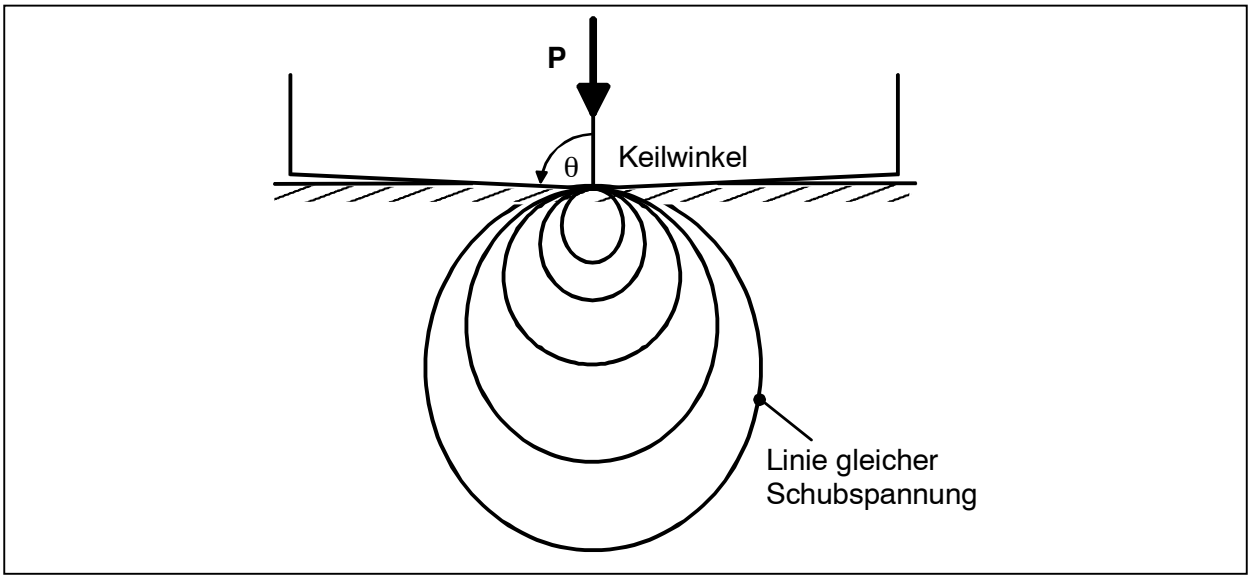


Bild 8.2 Eindringen einer Kegelspitze in einen Halbraum [Johnson]

Neben dem zuvor erläuterten Belastungsfall einer linienförmig wirkenden Kraft lassen sich aus dem von Johnson [Johnson] behandelten Kontaktproblem einer auf einen Halbraum wirkenden Keilspitze Rückschlüsse auf die Spannungsverteilung an der Werkzeugschneide ziehen. Hierbei wird von einer flächigen und reibungsfreien Krafteinleitung der stumpfwinkligen Keilspitze ausgegangen. Auch in diesem Fall ergibt sich eine qualitativ ähnliche Spannungsverteilung, siehe Bild 8.2.

8.2 Zusammenwirken von Zerspankraft und Verformungen

8.2.1 Ausbildung des Scherungsfeldes vor der Werkzeugschneide

Im diesem Unterkapitel werden die in den Kontaktmechanikmodellen dargestellten Spannungsverteilungen mit den Dehnungs- und Scherungsverteilungen im realen Zerspanprozess verglichen. Auf Bild 8.3 sind für einen Orthogonalschnittversuch die Linien gleicher maximaler Scherung vor der Werkzeugschneide aufgetragen. Es wird hier derselbe Zerspanversuch gezeigt, der bereits in Kap 6.2 genauer untersucht wurde. Aus den dort berechneten Hauptdehnungen lässt sich die maximale Scherung ausrechnen [Schnell]:

$$\frac{\gamma_{max}}{2} = \pm\frac{1}{2}(\varepsilon_1 - \varepsilon_2) \qquad (8.6)$$

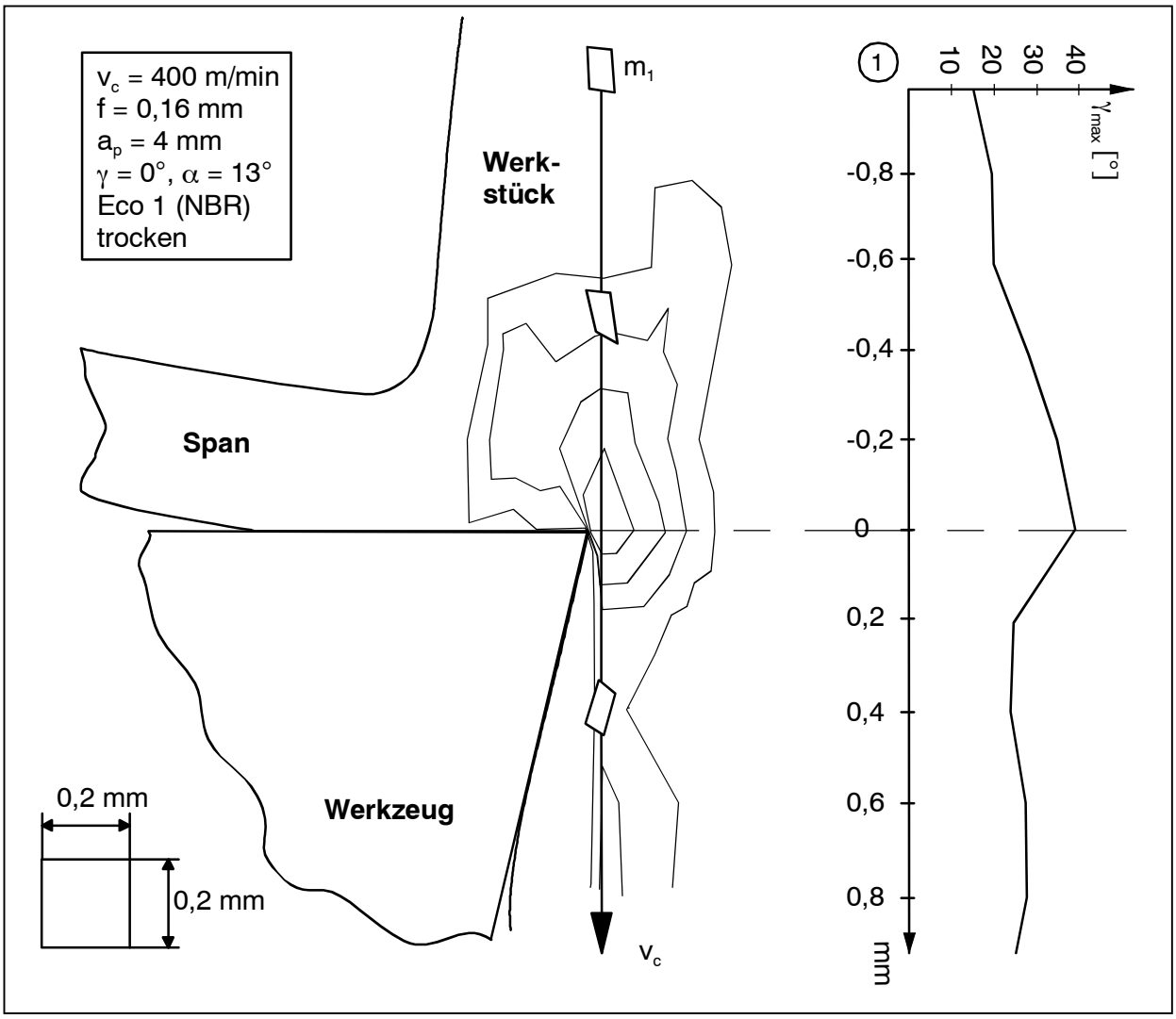


Bild 8.3 Feld der Linien gleicher maximaler Scherungen vor der Werkzeugschneide

In Bild 8.3 links ist zu beobachten, dass sich die Linien gleicher maximaler Scherungen um die Werkzeugspitze herumziehen. Aufgrund der begrenzten Auflösungs- und Messgenauigkeit des eingesetzten Rasters verlaufen die Höhenlinien gleicher maximaler Scherungen gezackt. Geht man davon aus, dass die Werkzeugschneide normal und tangential wirkende Kraftkomponenten auf den Werkstoff ausübt, dann kann der Trennvorgang als eine Superposition der in Bild 8.1

erläuterten elementaren Beanspruchungsfälle aufgefasst werden. Diese Modellvorstellung wird untermauert durch die Ähnlichkeit der gemessenen Scherungs-Höhenlinien mit den Linien gleicher Radial- bzw. Schubspannung im Linienkraftmodell aus Bild 8.1.

In Bild 8.4 sind die Richtungen der maximalen Stauchungen (= Druck-Hauptdehnungen) vor dem Werkzeugkeil aufgetragen. Diese weisen zur Schneidkante und zu den Kontaktflächen des Werkzeuges. Dies belegt, dass der Werkstoff nahe der Schneidkante idealisiert einer Druckbeanspruchung unterliegt, während an Span- und Freifläche zusätzlich reibungsbedingte Schubspannungen wirken.

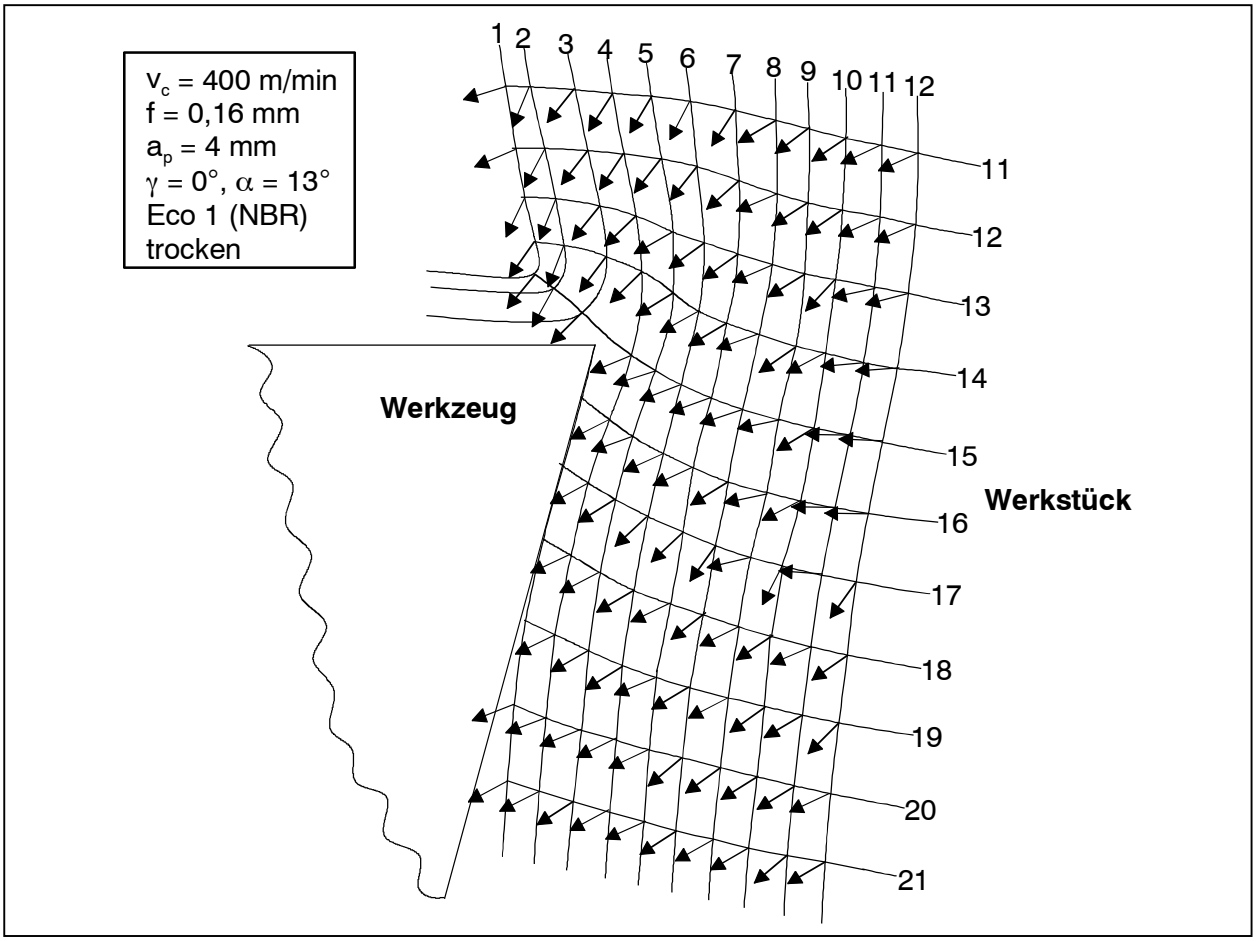


Bild 8.4 Richtung der Druck-Hauptdehnungen vor der Werkzeugschneide

Im übrigen ist auf Bild 6.6 zu beobachten, dass die erste Hauptdehnung ε_1 sehr niedrige Zugdehnungswerte aufweist. Diese Messergebnisse decken sich mit dem Kontaktmechanikmodell einer normal wirkenden Linienkraft, wonach keine Zugspannung auftritt. Auch die Verläufe der Linien gleicher maximaler Druckdehnungen und Scherungen bestätigen, dass die Verformungen unmittelbar vor der Werkzeugschneide die Materialtrennung hervorrufen.

Obwohl zweifellos zwischen den Annahmen der Kontaktmechanik-Modelle hinsichtlich linearelastischem Werkstoffverhalten sowie kleiner Verformungen einerseits und dem viskoelastischen Verhalten von Elastomeren andererseits erhebliche Unterschiede bestehen,

scheint eine kontaktmechanische Modellierung der Spanbildung wegen der in der Trennzone vorliegenden Dehnungsverhältnisse zulässig.

In Bild 8.3 rechts ist der gemessene Verlauf der Scherung für ein Werkstückinkrement dargestellt, welches sich nahe an der Werkzeugschneide vorbeibewegt. Danach werden die Werkstücksegmente einer schwellenden Scherbelastung unterworfen. Diese schwellende Belastung ähnelt dem Durchlauf einer halben Periode im Torsionsschwingversuch, der in Kap. 2.1.3 erläutert worden ist. Der Beanspruchungszyklus für das Werkstücksegment, in dem es um 30° geschert wird und sich wieder entspannt, liegt unter Berücksichtigung des zurückgelegten Schnittwegs von 0,8 mm und der Schnittgeschwindigkeit v_c = 400 m/min bei $t_B = 1{,}2 * 10^{-4}$ s. Damit liegt diese Beanspruchungszeit in der Größenordnung der α-Relaxationszeit, welche die von den Molekülketten benötigte Zeit beschreibt, um sich bei Belastung durch eine äußere Kraft zu entknäulen oder bei Entlastung zu verknäulen, vgl. Kap. 2.1.2. Je kürzer der Belastungszyklus im Vergleich zur Relaxationszeit unter den jeweiligen Bedingungen ist, desto dynamisch härter verhält sich das Elastomer beim Zerspanen.

8.2.2 Zusammenhang zwischen Zerspankraft und Hauptdehnungen

Basierend auf den zuvor dargestellten Kraftmodellen und Dehnungsmessungen stellt sich nun die Frage, wie sich die Dehnungen abhängig vom zerspanten Elastomerwerkstoff ausbilden und wie sie mit gemessenen Zerspankräften zusammenhängen.

In Bild 8.5 sind für vier Elastomerwerkstoffe die Druckhauptdehnung (= Linien gleicher maximaler Stauchung) sowie die resultierende Zerspankraft für den Orthogonalschnitt zu sehen. Das im Bild dargestellte rechteckige Raster dient zur systematischen Darstellung der Dehnungsbereiche im Werkstück, es entspricht nicht in seiner Ausrichtung dem verformten, auf dem Werkstück angebrachten Raster. Die Bereiche gleiche Druckdehnung ε_2 werden aus den Hauptdehnungswerten der Rastereckpunkte (vgl. Kap. 6.1-6.2) interpoliert. Gedreht wurde mit einem Spanwinkel von $\gamma = 0°$, der zwar für die Elastomerzerspanung unvorteilhaft ist, bei dem jedoch die unterschiedliche Zerspanbarkeit besonders deutlich wird: Beim dynamisch harten FPM-Werkstoff Eco 1 treten die Druckhauptdehnungen im wesentlichen oberhalb der Spanfläche, beim dynamisch weichen Silikon-Werkstoff Ecosil hingegen stärker in Vorschubrichtung auf. Zudem erhöhen sich beim Ecosil die Werte der Druckdehnungen und ihr Ausbreitungsbereich im Werkstück wird größer. Der NBR- und EPDM-Werkstoff weisen Zwischenformen der gegensätzlichen Druckdehnungsausbildung von FPM und Silikon auf.

Der Betrag der Zerspankraft nimmt ausgehend vom dynamisch harten FPM zum dynamisch weichen Silikon ab, der Anteil der Vorschubkraft steigt jedoch, wodurch sich die Zerspankraftrichtung verdreht. Demnach geht beim dynamisch weichen Silikon mit der in die Vorschubrichtung stärkeren Ausprägung der Druckdehnungen ein Schwenken der Zerspankraft in dieselbe Richtung einher.

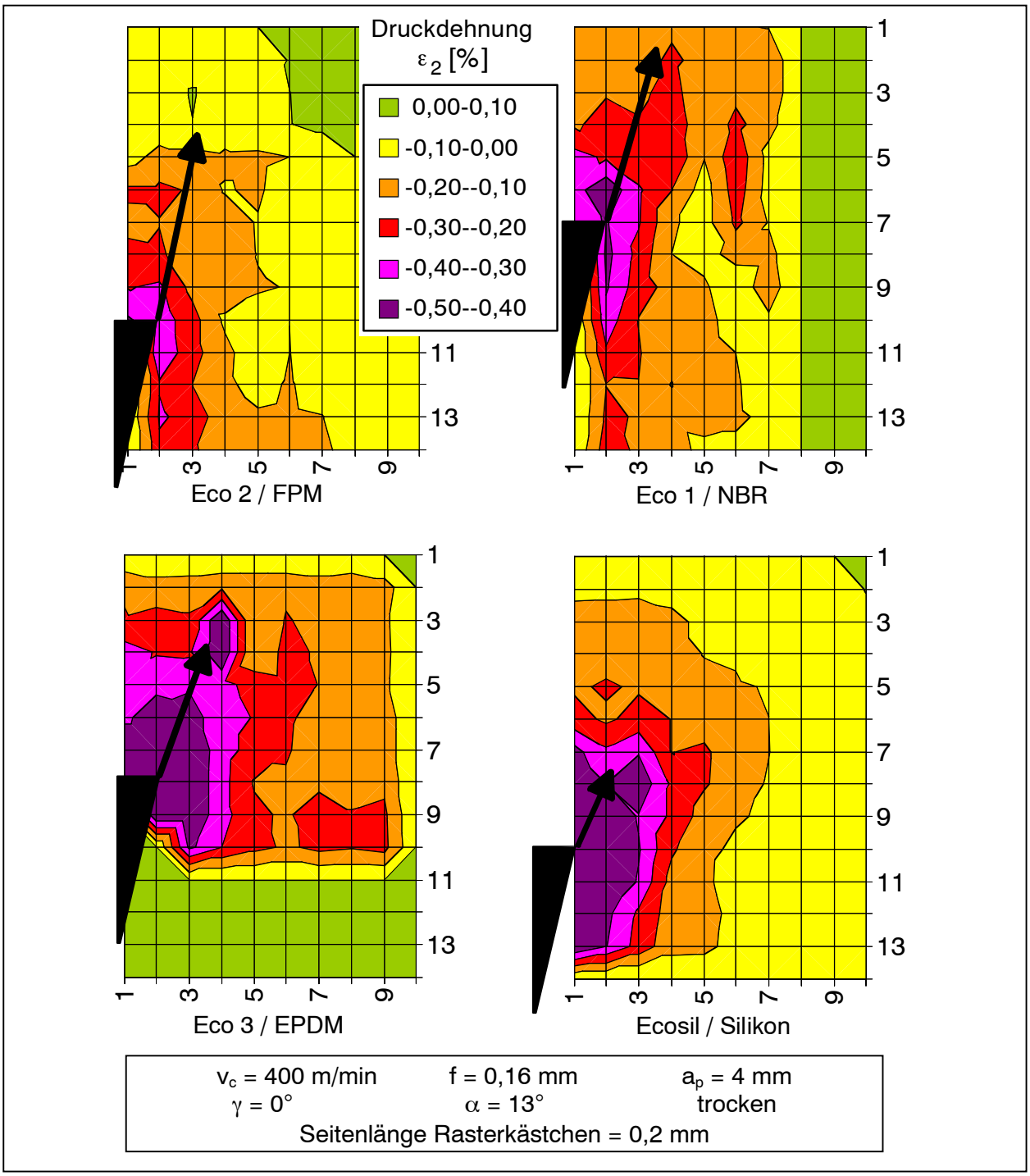


Bild 8.5 Druck-Hauptdehnungen ε_2 und Zerspankräfte bei verschiedenen Werkstoffen

Daraus ist zu schließen, dass sich das dynamische Spannungsfeld im Werkstoff ähnlich dem Dehnungsfeld ausbildet, wie es nach den Formeln der linearen Elastizitätstheorie und dem Hookschen Gesetz bei statischer bzw. stationärer Belastung stets der Fall ist. Die räumliche Orientierung und die Höhe der Zerspankraft kann daher als charakteristisches Kennzeichen für die Ausprägung der Dehnungen bei verschiedenen Werkstoffen verwendet werden.

Die zuvor beschriebene Werkstoffabhängigkeit von Dehnungen und Kräften, welche mit einem Werkzeug mit $\gamma = 0°$ ermittelt wurde, stimmt mit den bereits in Abschnitt 6.5 für eine günstige

Werkzeuggeometrie empirisch gefundenen Zusammenhängen überein. Zum Beleg wird analog Bild 6.12 die Zerspankraft F_z gegen die die Zerspanbarkeit charakterisierende Rückprallelastizität aufgetragen, Bild 8.6 rechts. Es bestätigt sich auch hier eine Korrelation zwischen dem Betrag der Zerspankraft sowie der Rückprallelastizität.

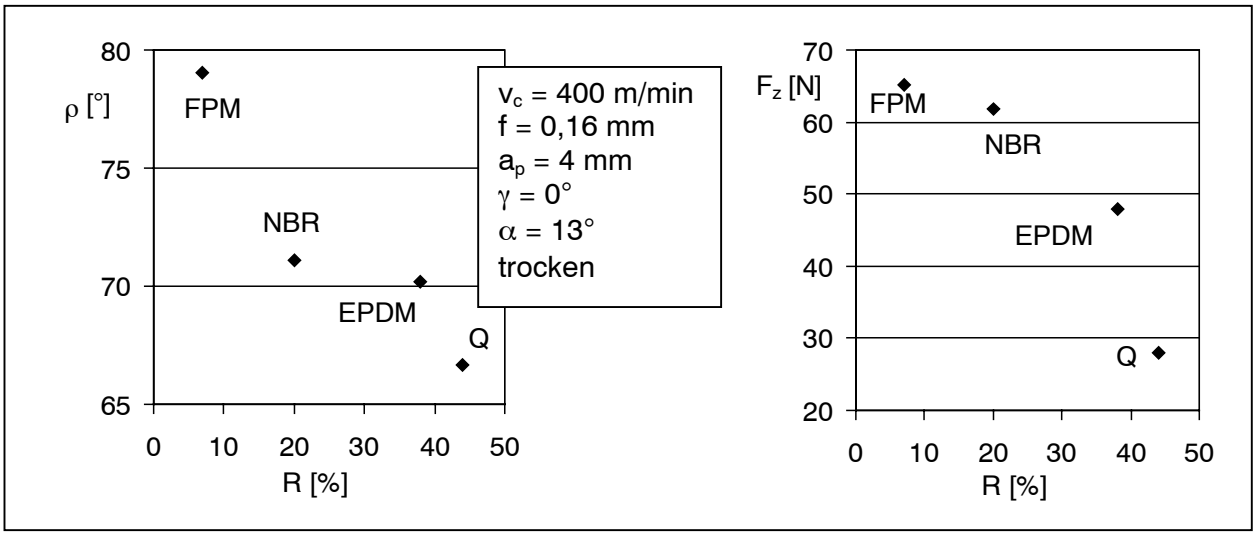


Bild 8.6 Zusammenhang zwischen Winkel und Betrag des Zerspankraftvektors sowie der Rückprallelastizität

Bei der Bestimmung der Rückprallelastizität kommt, wie bereits in Kapitel 2.1.8 erläutert worden ist, ein kugelförmiger Eindringkörper zum Einsatz, der normal auf eine Halbebene aufschlägt. Es findet dadurch im wesentlichen eine Druck- und Scherbelastung des Probekörpers statt, also eine ähnliche Belastung, wie sie nach der entwickelten kontaktmechanischen Modellvorstellung im Zerspanprozeß an der Schneide vorliegt.

Weiterhin zeigt sich ein Zusammenhang zwischen der werkstoffabhängigen Scherung der Trennzonenquadrate gemäß Bild 6.12 links sowie der werkstoffabhängigen Richtung der Zerspankraft in Bild 8.6. Letztere lässt sich durch einen Zerspankraftwinkel ρ definieren:

$$\rho = \arctan \frac{F_c}{F_f} \qquad (8.7)$$

Wie Bild 8.6 links zu entnehmen ist, ergeben sich für den dynamisch harten Werkstoff FPM, d.h. für geringe Rückprallelastizität große Zerspankraftwinkel ρ entsprechend der hauptsächlich in Schnittrichtung weisenden Zerspankraft. Mit zunehmender Rückprallelastizität nimmt der Zerspankraftwinkel ρ ab, und die Zerspankraftrichtung dreht deutlich in die Richtung der Winkelhalbierenden des Schneidkeils. Der Grund hierfür ist, dass sich bei Werkstoffen mit hoher Rückprallelastizität ein ähnlicher Dehnungszustand zu beiden Seiten des Schneidkeiles einstellt, siehe Bild 8.5 unten rechts.

8.2.3 Verifikation der Modelle beim Außenlängsdrehen

Die zuvor im Orthogonalprozess entwickelte kontaktmechanische Modellvorstellung der Spantrennung sowie die entwickelte Werkstoffkenngröße für die Zerspanbarkeit von

Elastomeren werden nun anhand von Zerspanversuchen beim Außenlängsdrehen der in Kapitel 7 untersuchten Werkstoffpalette mit einem praxisüblichen Werkzeug verifiziert.

Zunächst lässt sich aus Bild 8.7 links entnehmen, dass der Betrag der Zerspankraft F_z auch unter realen Bedingungen vom dynamisch weichen Silikon-Werkstoff (Q) zu dynamisch harten FPM-Werkstoffen zunimmt. Zur Charakterisierung der Zerspankraftrichtung wird hier der Zerspankraftwinkel ρ analog als Winkel zwischen der Schnittkraft F_z und der in der Werkzeugbezugsebene liegenden Resultierenden aus Vorschub- und Passivkraft definiert, siehe Bild 8.7 links:

$$\rho = \arctan \frac{F_c}{\sqrt{F_f^2 + F_p^2}} \qquad (8.8)$$

Weiterhin zeigt Bild 8.7 links, dass die aus Bild 8.5 abgeleitete werkstoffspezifische Zerspankraftrichtung auch bei Werkzeugen mit Eckenrundung und bei anderen Elastomerwerkstoffen Gültigkeit besitzt. Auf der rechten Seite von Bild 8.7 ist der Zerspankraftwinkel ρ der Rückprallelastizität gegenübergestellt. Ebenso wie in Bild 8.6 links erkennt man mit höherer Rückprallelastizität abnehmende Zerspankraftwinkel ρ. Zusammenfassend lässt sich somit feststellen, dass die im Orthogonalprozess entwickelten Gesetzmäßigkeiten und Modelle die realen Zerspanvorgänge qualitativ zutreffend beschreiben.

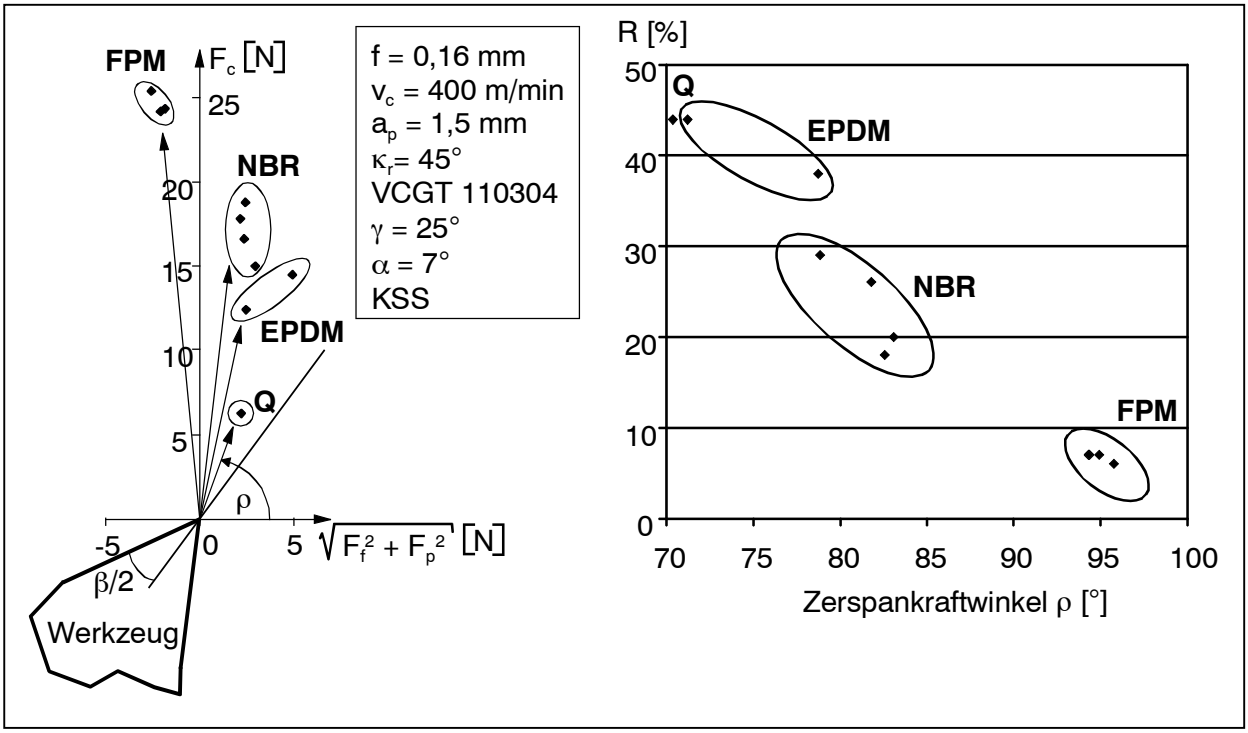


Bild 8.7 Zerspankraftvektoren der Werkstoffe

8.2.4 Einfluss der Schnittgeschwindigkeit

Die Rückprallelastizität hat sich in den verschiedenen Zerspanuntersuchungen als bestimmend für die Zerspanbarkeit des Werkstoffes herausgestellt. Da die Rückprallelastizität eine

dynamische Kenngröße ist, vgl. Kapitel 2.1.8, liegt es nahe zu folgern, dass durch eine Veränderung der Dynamik des Zerspanprozesses die Zerspanergebnisse beeinflusst werden können. Aus diesem Grunde wurde die Schnittgeschwindigkeit im Orthogonalprozess von $v_c = 25$ m/min auf $v_c = 400$ m/min erhöht, bei Verwendung eines Werkzeuges mit einem günstigen Spanwinkel von $\gamma = 40°$, siehe linke Seite von Bild 8.8. Bei dem auch in der Praxis eingesetzten Außenlängsdrehprozess wurde die Geschwindigkeit von $v_c = 100$ m/min auf $v_c = 700$ m/min erhöht, siehe rechte Seite von Bild 8.8. Über beide Drehprozesse zusammengenommen ergibt sich eine Geschwindigkeitsänderung um den Faktor 28. Die dabei gemessenen Zerspankräfte werden analog der in den letzten Unterkapiteln entwickelten Darstellungsmethode als Zerspankraftvektor in der Werkzeugorthogonalebene aufgetragen.

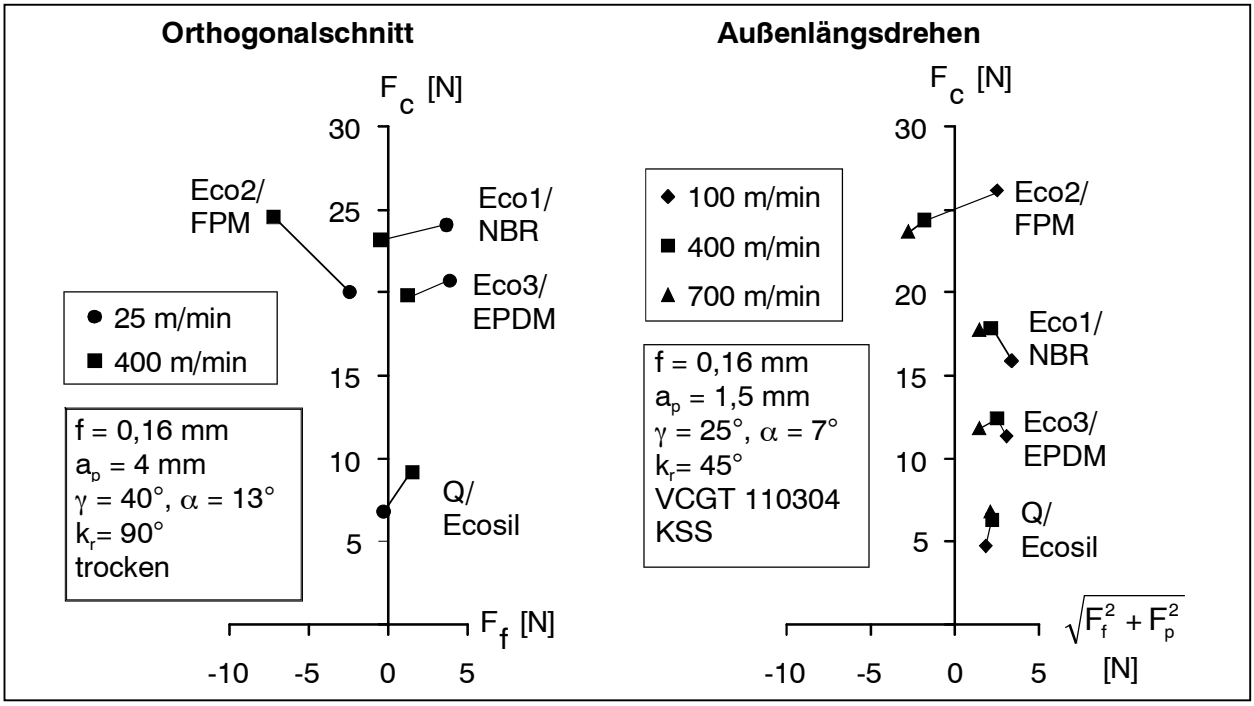


Bild 8.8 Zerspankraftvektoren bei Variation der Schnittgeschwindigkeit

Es ist in Bild 8.8 zu sehen, dass mit einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit in beiden Drehprozessen beim FPM-Werkstoff der Zerspankraftvektor entgegengesetzt zur Vorschubrichtung dreht. Bei den dynamisch weicheren Werkstoffen NBR und EPDM ist dieselbe Verhaltensweise festzustellen, allerdings ist der Effekt geringer. Bei dem dynamisch weichsten Ecosil-Werkstoff hingegen dreht der Zerspankraftvektor mit Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit in geringem Maße in die Vorschubrichtung.

Trotz starker Variation der Schnittgeschwindigkeit zeigen sich somit bezüglich Betrag und Richtung nur geringe Änderungen der Zerspankraft. Dieses Verhalten steht im Einklang mit Kapitel 6.6.1, wonach sich die lokalen Verformungen vor der Werkzeugschneide bei Variation der Schnittgeschwindigkeit kaum ändern. Es ist auch dadurch zu begründen, dass nach der WLF-Gleichung, vgl. Kap. 2.1.6, nur eine Änderung der Belastungsgeschwindigkeit um Dekaden das

Verhalten von Elastomeren entscheidend beeinflusst. Somit dominieren die spezifischen dynamischen Werkstoffeigenschaften die lokalen Verformungen.

Damit kann festgehalten werden, dass die Einordnung und Charakterisierung der Zerspanbarkeit anhand der Rückprallelastizität in einem sehr großen Bereich von Schnittgeschwindigkeiten, sowohl im Trocken- als auch im Naßschnitt sowie bei den für Elastomere geeigneten Schneidengeometrien Gültigkeit besitzt.

8.3 Entstehungszonen der Zerspankraft und Kraftgleichgewicht

Die gemessenen Zerspankräfte ergeben sich aus dem Zusammenwirken verschiedener Mechanismen, die im Folgenden differenzierter betrachtet werden sollen. In Bild 8.9 wird der Spanbildungsmechanismus modellhaft in einen Trennvorgang sowie einen Spanumlenkungsvorgang zerlegt. Der Trennvorgang wird gemäß Kapitel 8.1 als reibungsfrei angenommen und verursacht eine unter dem Winkel Ψ auf die Schneide wirkende Trennkraft P_{gesamt}. Bedingt durch die Spanumlenkung wirken auf die Spanfläche eine Normalkraft F_N und die Reibkraft F_R. Die Reibung an der Freifläche soll demnach hier vernachlässigt werden.

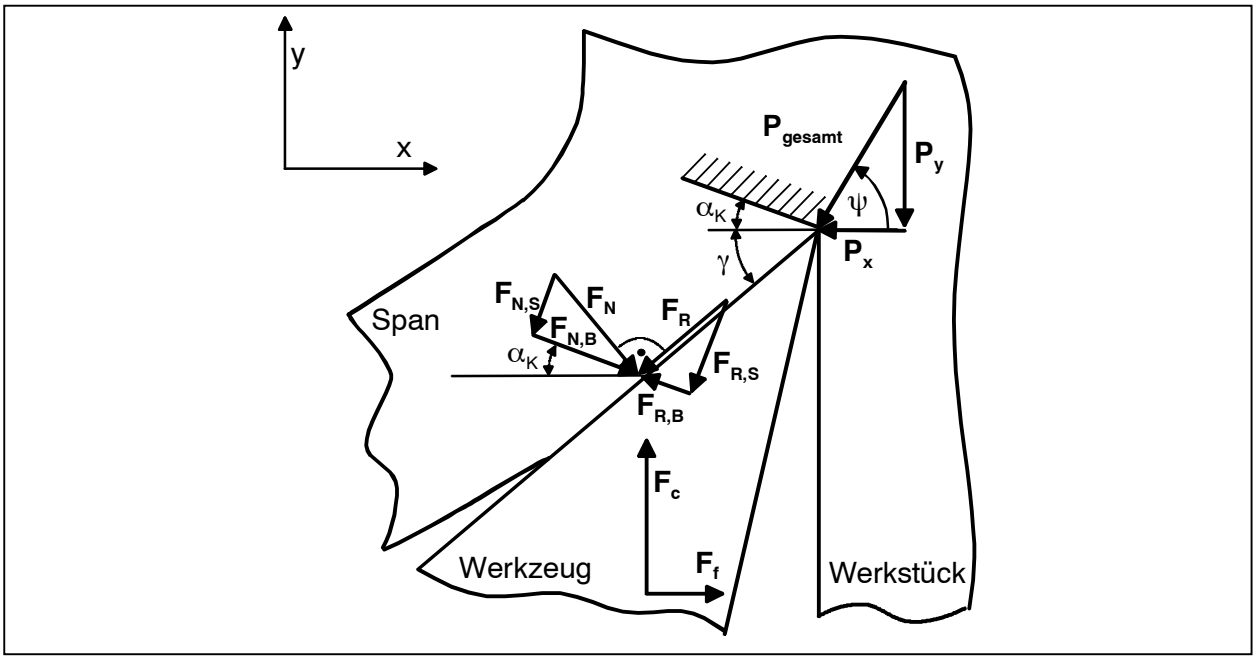


Bild 8.9 Entstehungszonen der Zerspankraft

Die Normal- und die Reibkraft F_N und F_R können durch einen zu messenden Reibfaktor miteinander verknüpft werden:

$$\frac{F_R}{F_N} = \mu \qquad (8.9)$$

Mit dem Reibversuchsaufbau, den schon Bargel [Bargel] eingesetzt hat, wurde dieser Reibwert für NBR (Eco 1), FPM (Eco 2), EPDM (Eco 3) und Q (Ecosil) bestimmt, s. Tabelle 8.1. Die Reibbedingungen hierbei waren: Reibgeschwindigkeit v_{reib} = 400 m/min, Normalkraft F_N = 80-100 N, trocken.

Betrachtet man die Umlenkung des Spanes, so umfasst sie eine temporäre, reversible Biegung und Stauchung des entstehenden Spanes. Nach Bild 6.11 ist bei allen untersuchten Werkstoffen festzustellen, dass der Biegewinkel nicht dem Spanwinkel γ entspricht, sondern dass er sich durch eine elastische Vorverformung der Werkstückrandzone, die durch den Winkel α_K ausgedrückt werden kann, gegenüber dem Spanwinkel γ vermindert. Demnach wird der Span als ein unter dem Winkel α_K am Werkstück starr eingespannter Balken angenommen. Die Biegekraft F_{Bieg} ergibt sich aus den in Richtung von α_K von der Spanfläche auf den Span wirkenden Anteilen der Normal- und Reibkraft F_N und F_R:

$$F_{Bieg} = F_{N,B} - F_{R,B} \qquad (8.10)$$

Für die Kraftanteile $F_{N,B}$ und $F_{R,B}$ gilt:

$$\frac{F_{N,B}}{F_N} = \sin(\alpha_K + \gamma) \qquad (8.11)$$

$$\frac{F_{R,B}}{F_R} = \cos(\alpha_K + \gamma) \qquad (8.12)$$

Die Kraftanteile $F_{N,S}$ und $F_{R,S}$ der Normal- und Reibkraft F_N und F_R bewirken ein Stauchen des Spans.

Im Bereich technologisch günstiger, großer Spanwinkel liegen kleine Biegewinkel des Spanes vor, deshalb kann die Spanbiegung durch das aus der Elastostatik bekannte Biegebalkenmodell [Beitz] beschrieben werden, Bild 8.10. In diesem Bild wird nur die Biegung des theoretischen Spanquerschnittes durch die Werkzeug-Spanfläche dargestellt. Der Trennvorgang direkt an der Werkzeugschneide wird in den nächsten Kapiteln näher erläutet. Aufgrund der Vorverformung um α_K ergibt sich der Biegewinkel zu:

$$\alpha_B = 90° - \gamma - \alpha_K \qquad (8.13)$$

Die erforderliche Biegekraft wirkt um α_K aus der Horizontalen gedreht auf die Spanfläche und wird hier als dreieckförmige, zum Ende der Kontaktzone abnehmende Streckenlast angenommen.

Für das in Bild 8.10 dargestellte Biegebalkenmodell gilt zwischen dem Winkel α_B, der maximalen Streckenlast q_2, der wirksamen Balkenlänge l_{Balken}, dem wirksamen Elastizitätsmodul des Spans E_{wirk} sowie dem Flächenmoment des Spanquerschnitts gegen Biegung I_y:

$$\alpha_B = \frac{q_2 \, l_{Balken}^3}{24 E_{wirk} I_y} \qquad (8.14)$$

Die Streckenlast q_2 berechnet sich aus der Biegekraft F_{Bieg}:

$$q_2 = \frac{2 F_{Bieg}}{l_{Balken}} \qquad (8.15)$$

Die Länge des Balkens l_{Balken} wird anhand der Kontaktlänge des Spanes in den Fotografien gemessen.

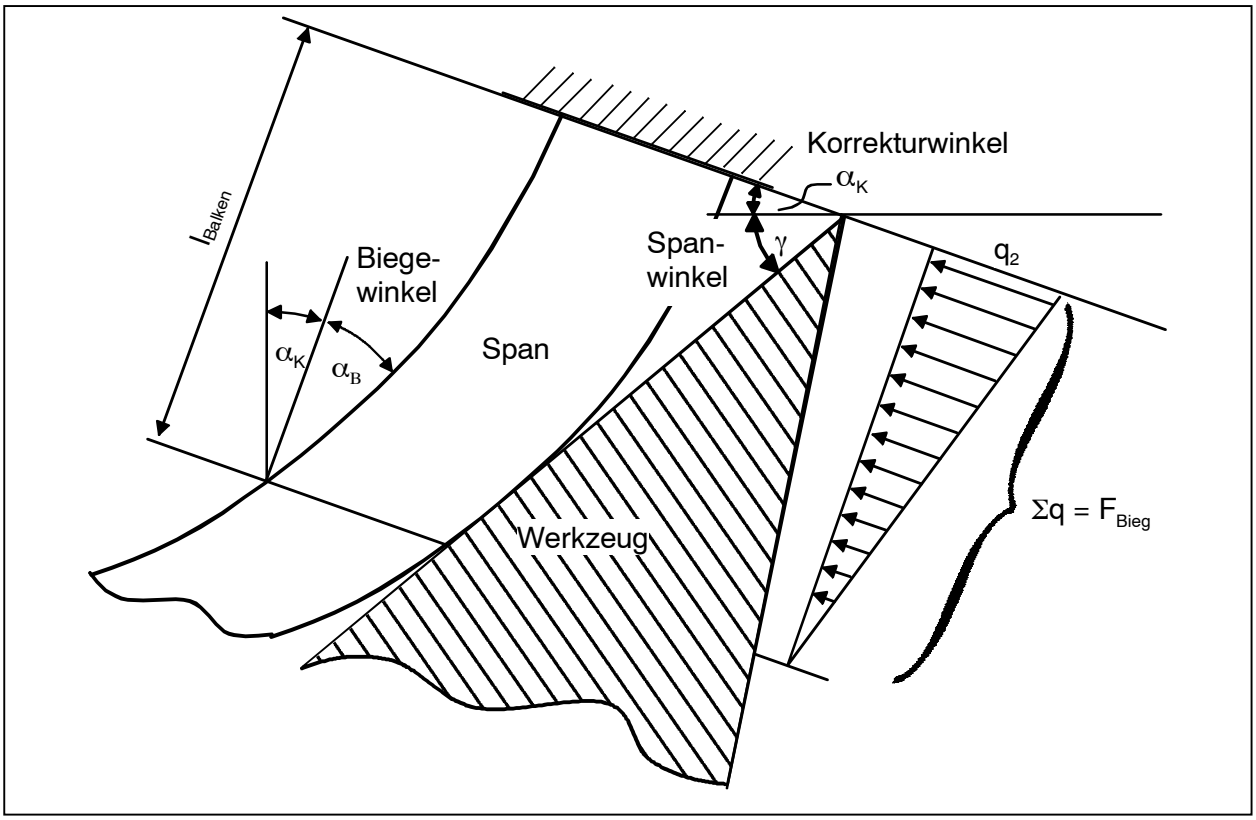


Bild 8.10 Biegung des Spanquerschnittes

Beim Spanbiegungsvorgang ist näherungsweise der statische Elastizitätsmodul E_{wirk} wirksam, der sich aus der Spannung $\sigma_{20\%}$ bei 20% Dehnung berechnen läßt, vgl. Tabelle 4.1:

$$E_{wirk} = \frac{\sigma_{20\%}}{0{,}2} \qquad (8.16)$$

Das in Gleichung (8.14) benötigte axiale Flächenmoment 2. Grades berechnet sich wie folgt:

$$I_y = \frac{b\,f^3}{12} \qquad (8.17)$$

mit den Dimensionen des Spanquerschnittes:

b = 4 mm, Spanungsbreite

f = 0,16 mm, Vorschub

Aus den Gleichungen (8.14) bis (8.17) ergibt sich die Biegekraft zu:

$$F_{Bieg} = \frac{\alpha_B\, E_{wirk}\, b\, f^3}{l_{Balken}^2} \qquad (8.18)$$

Aus den Gleichungen (8.9) bis (8.12) und (8.18) können die Normal- und Reibkraft F_N und F_R berechnet werden. Da in Gleichung (8.18) ein statisch weicher Modul in die Berechnung eingeht, bei dynamisch harten Werkstoffen aber lokal auch härtere Elastizitätsmodule wirken können, sind die so berechneten Werte für Normal- und Reibkraft F_N und F_R untere Grenzwerte.

Aus dem Kraftgleichgewicht am Werkzeug ergibt sich zwischen berechneten Normal- und Reibkräften, den gemessenen Schnitt- und Vorschubkräften F_c und F_f sowie der Trennkraft P die Beziehung:

$$\sum F_x = 0 = F_{N,X} - F_{R,X} - P_x + F_f \qquad (8.19)$$

$$\sum F_y = 0 = -F_{N,Y} - F_{R,Y} - P_y + F_c \qquad (8.20)$$

Die horizontalen und vertikalen Komponenten der Normal- und Reibkraft sind durch den Spanwinkel γ miteinander verknüpft:

$$\frac{F_{N,X}}{F_{N,Y}} = \tan\gamma \qquad (8.21)$$

$$\frac{F_{R,Y}}{F_{R,X}} = \tan\gamma \qquad (8.22)$$

Aus den Gleichungen (8.19) bis (8.22) lässt sich der x- und y-Anteil der Trennkraft P_{gesamt} berechnen, wie in Tabelle 8.1 dargestellt.

Tabelle 8.1 Berechnung Biegebalken und Kraftgleichgewicht bei verschiedenen Werkstoffen (v_c = 400 m/min, f = 0,16 mm, a_p = 4mm, α = 13°, trocken)

			FPM Eco 2	NBR Eco 1	EPDM Eco 3	Q Ecosil
Biegebalken	γ	[°]	40	40	40	40
	α_K	[°]	20	20	20	20
	α_B	[°]	30	30	30	30
	b	[mm]	4	4	4	4
	f	[mm]	0,16	0,16	0,16	0,16
	l_{Balken}	[mm]	0,3	0,3	0,3	0,3
	E_{wirk}	[N/mm²]	12,5	11	17	15
	F_{Bieg}	[N]	1,19	1,05	1,62	1,43
Kraftgleich-gewicht	F_c	[N]	24,56	23,18	19,81	9,19
	F_f	[N]	-7,20	-0,49	1,25	1,51
	ρ	[°]	106,3	91,2	86,4	80,7
	μ	[-]	0,6	0,6	0,5	0,4
	F_N	[N]	2,10	1,85	2,63	2,15
	F_R	[N]	1,26	1,11	1,32	0,86
	P_{gesamt}	[N]	23,16	21,05	17,06	7,34
	P_x	[N]	-6,81	-0,15	1,94	2,23
	P_y	[N]	22,14	21,05	16,95	6,99
	Ψ	[°]	107,1	90,4	83,5	72,3

Es ist in Tabelle 8.1 zu sehen, dass die berechnete Trennkraft P_{gesamt} von FPM zu Q hin abnimmt und stets höhere Werte aufweist als die durch die Spanbiegung bedingten Normal- und

Reibkräfte F_N und F_R. Aufgrund dessen ist zu erwarten, dass die Trennkraft P_{gesamt} die Verformungen im Werkstück bestimmt. Die Richtung der Trennkraft P_{gesamt} wird durch den Trennkraftwinkel beschrieben, welcher analog dem Zerspankraftwinkel ρ, vgl. Gleichung 8.7, festgelegt ist:

$$\Psi = \arctan\frac{P_y}{P_x} \qquad (8.23)$$

Dieser Trennkraftwinkel Ψ verhält sich nach Tabelle 8.1 weitgehend konform mit dem Zerspankraftwinkel ρ, welcher nach Kapitel 8.2.2 ein charakteristisches Kennzeichnen für die Ausprägung des Dehnungsfeldes vor der Werkzeugschneide ist.

Der Trennkraftwinkel Ψ weist werkstoffspezifische Werte auf, die mit der Rückprallelastizität korreliert werden können. In Bild 8.11, welches analog Bild 8.6 aufgebaut ist, ist zu sehen, dass mit zunehmender Rückprallelastizität des Werkstoffes die Trennkraft P_{gesamt} sinkt und der Trennkraftvektor stärker in Vorschubrichtung orientiert ist.

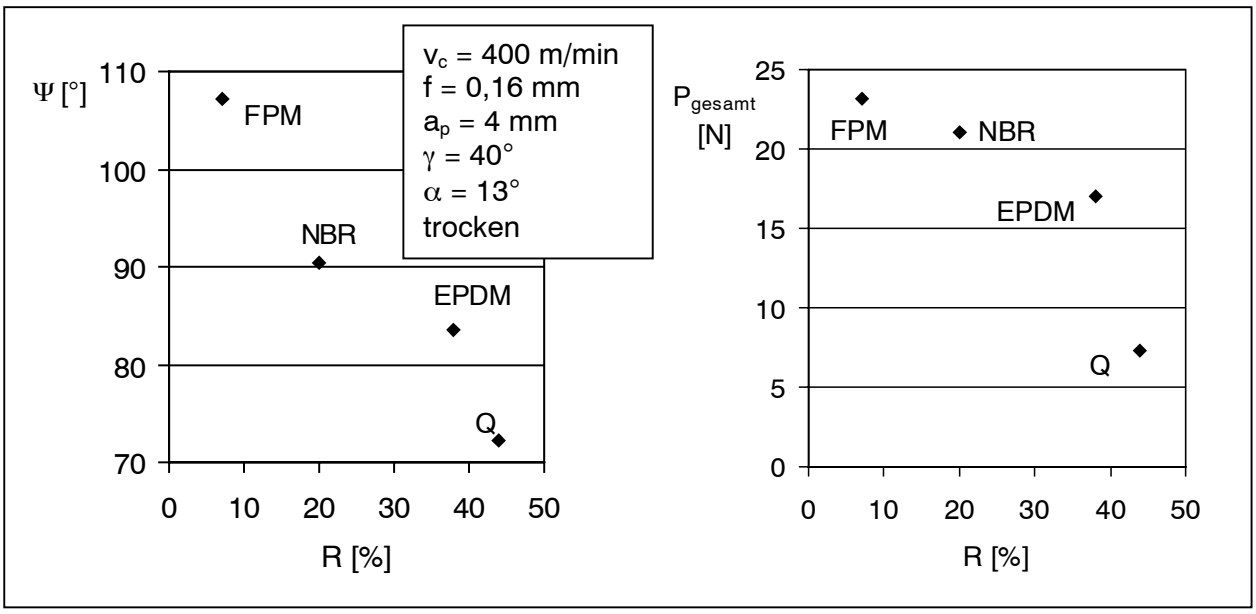


Bild 8.11 Zusammenhang zwischen Winkel und Betrag des Trennkraftvektors sowie der Rückprallelastizität

Mit dem zuvor entwickelten Modell werden die Kraftkomponenten für Spantrennung und -biegung aus Drehversuchen des Werkstoffs NBR mit variablen Spanwinkeln γ berechnet, s. Tabelle 8.2. Es werden dabei nur Spanwinkel $\gamma \geq 30°$ betrachtet, weil bei kleineren Spanwinkeln der Span stark gebogen und zudem stark gestaucht wird. Damit gelten die getroffenen Annahmen des Biegebalkenmodells nicht. In Tabelle 8.2 fällt auf, dass mit der Erhöhung des Spanwinkels die Trennkraft P_{gesamt} weniger abfällt als die Zerspankraft $F_z = (F_c{}^2+F_f{}^2)^{0.5}$. Der Abfall der Trennkraft über dem Spanwinkel γ wird im Folgenden noch näher erläutert.

Tabelle 8.2 Berechnung Biegebalken und Kraftgleichgewicht bei Variation des Spanwinkels (v_c = 400 m/min, f = 0,16 mm, a_p = 4mm, α = 13°, NBR/Eco1, trocken)

			γ [°]			
			30	40	50	60
Biegebalken	α_K	[°]	20	20	20	20
	α_B	[°]	40	30	20	10
	b	[mm]	4	4	4	4
	f	[mm]	0,16	0,16	0,16	0,16
	l_{Balken}	[mm]	0,2	0,3	0,4	0,4
	E_{wirk}	[N/mm²]	11	11	11	11
	F_{Bieg}	[N]	3,15	1,05	0,49	0,24
Kraftgleich-	F_c	[N]	29,79	23,18	20,38	16,47
gewicht	F_f	[N]	0,27	-0,49	-0,47	-0,48
	ρ	[°]	89,5	91,2	91,3	91,7
	μ	[-]	0,6	0,6	0,6	0,6
	F_N	[N]	8,27	1,85	0,66	0,28
	F_R	[N]	4,96	1,11	0,40	0,17
	P_{gesamt}	[N]	20,15	21,05	19,65	16,19
	P_x	[N]	0,11	-0,15	-0,21	-0,33
	P_y	[N]	20,15	21,05	19,65	16,19
	Ψ	[°]	89,7	90,4	90,6	91,2

8.4 Bestimmung der wirkenden Kontaktwinkel und der Kontaktlängen

In den Kapiteln 8.1 und 8.2 konnte gezeigt werden, dass sich die Verformungen in den Kontaktmechanikmodellen und im Zerspanprozess prinzipiell ähneln und dass die Zerspankraft ein charakteristisches Kennzeichen für die Verformungsausbildung ist. In Kapitel 8.3 konnten zudem aus den gemessenen Zerspankräften die zur Werkstofftrennung maßgeblichen Kräfte separiert werden. Die berechneten Trennkraftrichtungen und -beträge sollen im Folgenden durch ein kontaktmechanisches Modell mit den Werkstoffkennwerten und den geometrischen Eingriffsgrößen verknüpft werden.

In Bild 8.12 auf der linken Seite ist zunächst das Eindringen eines symmetrischen Keiles in eine Halbebene zu sehen. Nach Johnson gilt für diesen Fall folgender Zusammenhang zwischen der Eindringkraft P und dem Kontaktwinkel θ [Johnson]:

$$P = a\, E^* \cot\theta \qquad (8.24)$$

mit a: Kontaktlänge
E*: reduzierter Elastizitätsmodul

Die im Zerspanprozess effektiv wirkende Trennkraft P_{wirk} ersetzt im Folgenden die Eindringkraft P. Da die Eindringkraft P im hier betrachteten zweidimensionalen Fall eine

Linienlast ist, wird P_{wirk} aus der Trennkraft P_{gesamt} berechnet, indem durch die Spanungsbreite b dividiert wird:

$$P_{wirk} = \frac{P_{gesamt}}{b} \qquad (8.25)$$

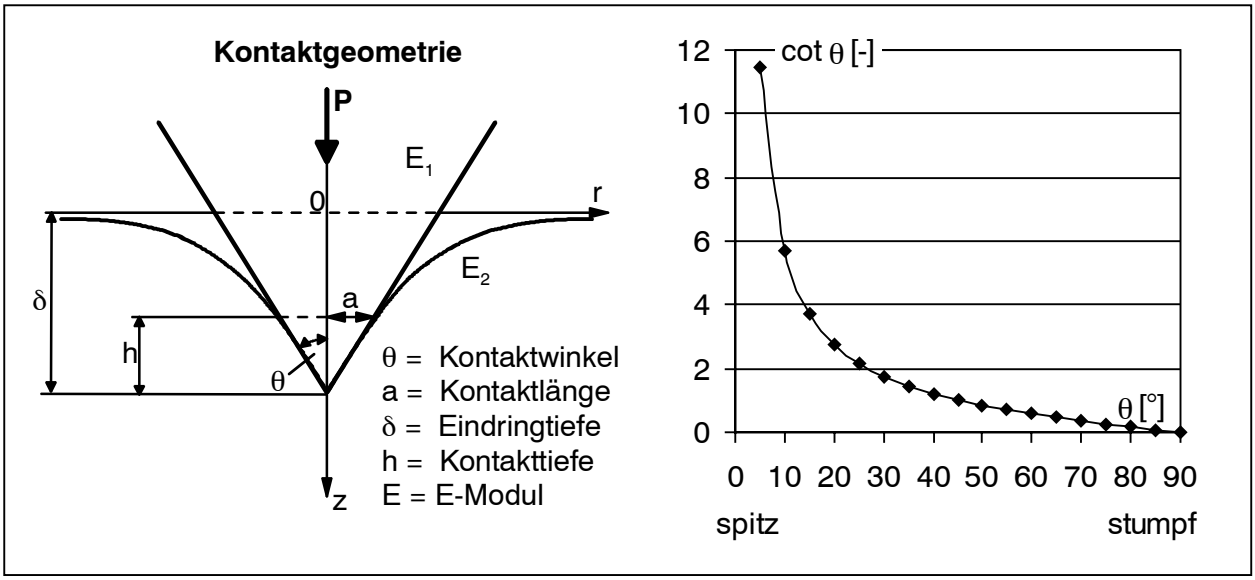


Bild 8.12 Kontaktgeometrie und Verlauf der Kotangensfunktion

Der reduzierte E-Modul wird wie folgt bestimmt [Johnson]:

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1-\upsilon_1^2}{E_1} + \frac{1-\upsilon_2^2}{E_2} \qquad (8.26)$$

Es ergibt sich aus Gleichung 8.26 gemäß Fischer-Cripps, der aufgrund des angenommenen starren Verhaltens des Eindringkörpers (Index 1) nur den E-Modul des „weicheren“ Halbraums (Index 2) betrachtet ($E_1 >> E_2$), und der Poissonzahl $\nu_2 = 0{,}5$ für inkompressible Stoffe [Fischer-Cripps] ein reduzierter E-Modul zu:

$$E^* = \frac{4}{3} E_{Halbraum} \qquad (8.27)$$

Auf der rechten Seite von Bild 8.12 ist der Verlauf des Kotangens und damit auch der Eindringkraft in Abhängigkeit vom Kontaktwinkel θ dargestellt. Es ist deutlich zu sehen, dass mit kleinerem Kontaktwinkel θ, also einem „schlankeren“ Eindringkeil die Eindringkraft sinkt. Unter der Prämisse, dass dieser Zusammenhang auch für den beim Drehen asymmetrisch ins Werkstück eindringenden Schneidkeil gilt, kann gefolgert werden, dass ein kleiner Werkzeugkeilwinkel die Trennkräfte verringert. Ein Beleg hierfür konnte bereits in Kapitel 6.4.1 bei der Variation des Spanwinkels gefunden werden, siehe Bild 6.8. Durch die dort dargestellte Erhöhung des Spanwinkels von $\gamma = 0°$ auf 60° wird gleichzeitig der Werkzeugkeilwinkel von $\beta = 77°$ auf 17° verringert, was ein Absinken der Zerspankräfte zur Folge hat.

In Bild 8.13 wird gezeigt, wie aufgrund des Trennkraftwinkels ψ der Werkzeugkeil asymmetrisch in den Werkstoff eindringt. Um die Anwendung der Gleichung (8.24) zu ermöglichen, die für einen symmetrisch eindringenden Keil gilt, wird ein effektiv wirkender Kontaktwinkel θ_{wirk} des asymmetrisch eindringenden Schneidkeils gebildet, der dem Kontaktwinkel θ eines äquivalenten symmetrischen Eindringkörpers entspricht. Dazu muss nach Bild 8.12 die Bezugsachse zur Bestimmung des wirkenden Kontaktwinkels gleichzeitig auch die Krafteindringachse sein. Mit der beim Drehen durch ψ definierten Krafteindringachse ergibt sich aus Bild 8.13 als wirkender Kontaktwinkel:

$$\theta_{wirk} = \Psi - \gamma \qquad (8.28)$$

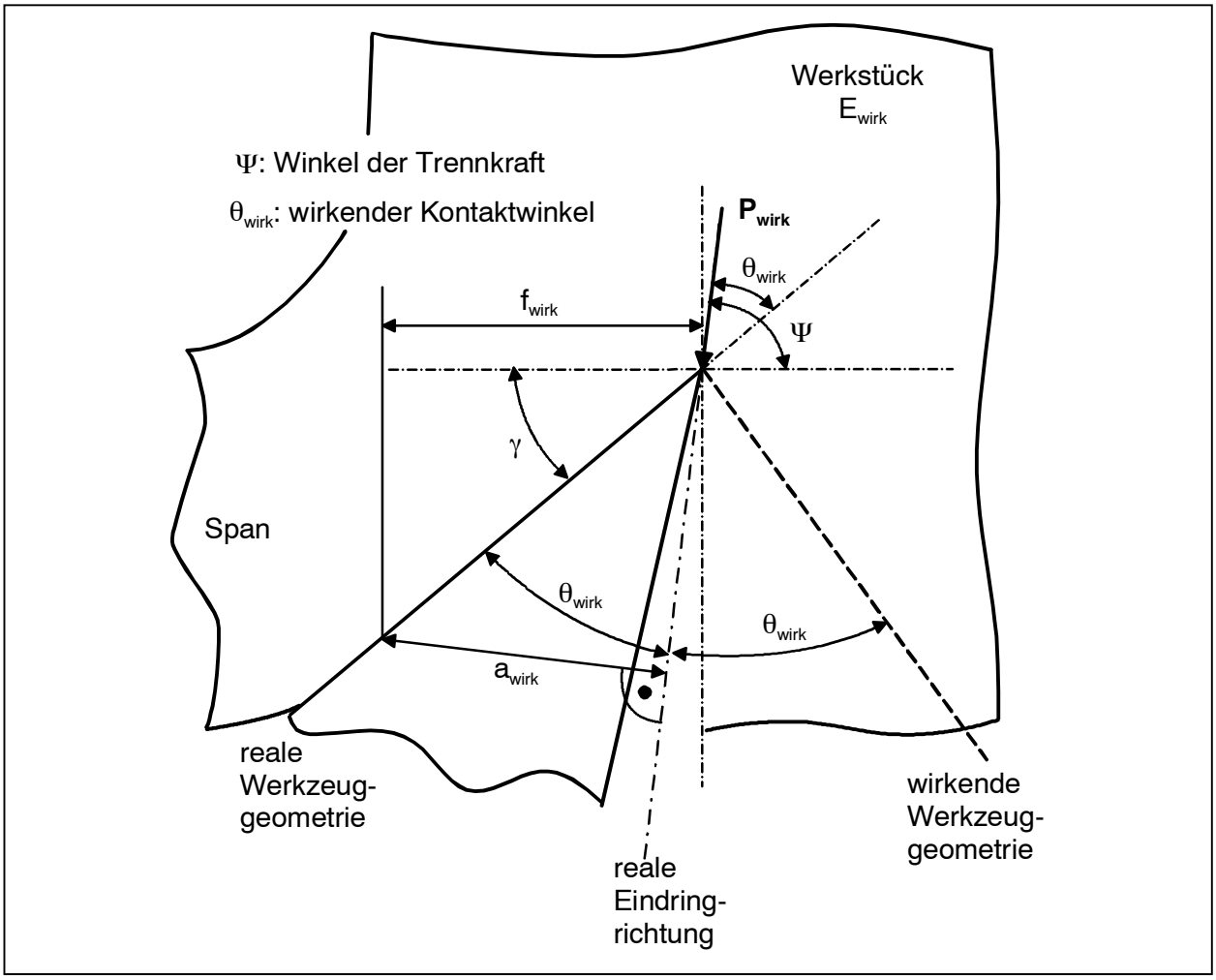


Bild 8.13 Effektiv wirkender Eindringwinkel θ_{wirk} und Kontaktlänge a_{wirk}

Die reale Werkzeuggeometrie wird dadurch auf der Freiflächenseite um einen wirkenden Anteil ergänzt. Aus der Anwendung von Gleichung (8.28) ergibt sich, dass insbesondere bei dynamisch harten Werkstoffen, die große Trennkraftwinkel Ψ aufweisen, höhere wirkende Kontaktwinkel θ_{wirk} auftreten. Damit verglichen ist bei dynamisch weichen Werkstoffen der Trennkraftwinkel Ψ geringer und weist mehr in Richtung der Keilwinkelhalbierenden, was dazu führt, dass der wirkende Kontaktwinkel θ_{wirk} kleiner wird. Durch die in Gleichung (8.28) vollzogene Definition eines effektiv wirkenden Kontaktwinkels θ_{Wirk} wird somit nicht nur die

Werkzeuggeometrie erfasst, sondern auch das spezifische dynamische Verformungsverhalten der Werkstoffe.

Aus Gleichung (8.24) kann die wirkende Kontaktlänge a_{wirk} berechnet werden:

$$a_{wirk} = \frac{P_{wirk}}{E^*_{wirk} \cot \theta_{Wirk}} \qquad (8.29)$$

Die wirkende Kontaktlänge a_{wirk} liegt orthogonal zur realen Eindringrichtung, die durch den Trennkraftwinkel Ψ festgelegt ist. Reibung und Ausweicheffekte am Werkstückrand werden bei der Anwendung von Gleichung (8.29) vernachlässigt. Nach Bild 8.13 entspricht der Kontaktlänge a_{wirk} in Vorschubrichtung eine Länge f_{wirk}, auf der das Werkstückmaterial am Werkzeugkeil anliegt:

$$f_{wirk} = a_{wirk} \frac{\cos \gamma}{\sin \theta_{wirk}} \qquad (8.30)$$

Zur Bestimmung a_{wirk} und f_{wirk} für die bearbeiteten Werkstoffe muss weiterhin geklärt werden, welcher Elastizitätsmodul in der Trennzone E_{wirk} jeweils wirksam ist. Je nach Belastungsgeschwindigkeit schwankt der Elastizitätsmodul der Versuchswerkstoffe um zwei Größenordnungen, wobei als Kennwerte der statische Elastizitätsmodul nach Gleichung (8.16), der dynamische Elastizitätsmodul bei der Glasübergangstemperatur sowie ein mittlerer Elastizitätsmodul herangezogen werden sollen. Der Elastizitätsmodul am Glasübergangspunkt wird aus dem gemessenen Speicher- und Verlustmodul am Glasübergangspunkt aus Tabelle 4.1 berechnet. Nach Gleichung (1.2) und (1.4) ergibt sich dadurch ein wirkender Elastizitätsmodul E_{wirk} zu:

$$E_{wirk} = 3\sqrt{G'^2 + G''^2} \qquad (8.31)$$

Die statischen Elastizitätsmoduln sowie die dynamischen Elastizitätsmoduln sind in Tabelle 8.3 aufgeführt. Darauf basierend wird als mittlerer Elastizitätsmodul E_{mittel} = 300 N/mm² gewählt.

Angesichts der Tatsache, dass keine Messwerte für die im Zerspanprozess wirksamen Elastizitätsmoduln vorliegen und diese zudem innerhalb der Prozesszone unterschiedlich sind, kann der für die verschiedenen Versuchswerkstoffe wirksame Elastizitätsmodul nur abgeschätzt werden.

Beim Drehen verschiedener Elastomere mit gleicher Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit ist davon auszugehen, dass sich die Werkstoffe umso härter verhalten, je höher ihre Glasübergangstemperatur liegt, siehe Tab. 4.1. Aufgrund der stets beobachteten Bandspanbildung bewegen sich die wirksamen Elastizitätsmoduln beim Drehen im entropieelastischen Bereich bis zur Glasübergangstemperatur. Deshalb wird angenommen, dass E_{wirk} für den dynamisch härtesten Werkstoff FPM im Bereich $E_{dynamisch} \geq E_{wirk} \geq E_{mittel}$ liegt, dass für die Werkstoffe NBR und EPDM $E_{wirk} \cong E_{mittel}$ gilt, und dass E_{wirk} für den dynamisch weichsten Werkstoff Silikon im Bereich $E_{mittel} \geq E_{wirk} \geq E_{statisch}$ liegt.

Wie den nicht unterlegten Feldern in Tabelle 8.3, die für die jeweils wirksamen Elastizitätsmoduln gelten, zu entnehmen ist, steigt die am Trennvorgang beteiligte Länge f_{wirk} vom dynamisch harten Werkstoff FPM zum dynamisch weichen Silikon an. Im Vergleich zum eingesetzten Vorschub von f = 0,16 mm ist f_{wirk} beim dynamisch harten Werkstoff wesentlich niedriger, beim dynamisch weichen Werkstoff nur etwas niedriger.

Tabelle 8.3 Wirkende Kontaktlängen und Mindestvorschübe
(v_c = 400 m/min, f = 0,16 mm, a_p = 4mm, γ = 40°, α = 13°, trocken)

			FPM Eco 2	NBR Eco 1	EPDM Eco 3	Q Ecosil
Trennzone	P_{wirk}	[N/mm]	5,79	5,26	4,27	1,84
	θ_{wirk}	[°]	67,1	50,4	43,5	32,3
statisch-	$E_{statisch}$	[N/mm²]	12,50	11,00	17,00	15,00
weich	a_{wirk}	[mm]	0,823	0,434	0,179	0,058
	f_{wirk}	[mm]	0,684	0,431	0,199	0,083
mittlerer	E_{mittel}	[N/mm²]	300	300	300	300
E-modul	a_{wirk}	[mm]	0,034	0,016	0,010	0,003
	f_{wirk}	[mm]	0,029	0,016	0,011	0,004
dynamisch-	$E_{dynamisch}$	[N/mm²]	723,32	1552,65	1581,45	916,24
hart	a_{wirk}	[mm]	0,014	0,003	0,002	0,001
	f_{wirk}	[mm]	0,012	0,003	0,002	0,001

Die berechneten Werte für a_{wirk} bzw. f_{wirk} stehen im Einklang mit früheren Versuchsergebnissen. So besteht nach Untersuchungen an NBR von Bargel der Werkzeugverschleiß hauptsächlich in einer Zunahme der Schneidkantenverrundung. a_{wirk} bzw. f_{wirk} liegen in der Größenordnung des Schneidkantenradius r_β von verschlissenen Schneidplatten, die von Bargel mit $r_\beta \approx 0{,}005 - 0{,}026\,\mu$m gemessen worden sind [Bargel]. Dies erklärt, warum schon eine Erhöhung des Schneidkantenradius um wenige Mikrometer zu einer deutlichen Zunahme der Zerspankraft und Oberflächenrauheit führt.

Weiter ist zu folgern, dass bei den dynamisch harten Werkstoffen die die Spantrennung hervorrufende Kontaktlänge a_{wirk} an der Kante des Schneidkeils deutlich kleiner ist als die auf den Fotos sichtbare Kontaktlänge auf der Spanfläche. Diese wird demnach im wesentlichen durch die Umlenkung des Spanes hervorgerufen.

Gemäß den Bildern 8.12 und 8.13 muss der zu zerspanende Werkstoff mindestens auf der Länge a_{wirk} am Schneidkeil anliegen, um kontinuierlich getrennt werden zu können. Über die in die Schnittrichtung projizierte Länge f_{wirk} folgt somit als Mindestvorschub f_{min}:

$$f_{min} \geq f_{wirk} \qquad (8.32)$$

Für die der Tabelle 8.3 zugrunde liegenden Versuchsbedingungen und berechneten f_{wirk}, bei denen alle Werkstoffe erfolgreich getrennt werden konnten, bestätigt sich, dass die Bedingung (8.32) erfüllt ist.

Der Einfluss des Trennkraftwinkels Ψ und des Spanwinkels γ auf die Kontaktlänge a_{wirk} und damit auf den Mindestvorschub kann mithilfe von Gleichung (8.30) dargestellt werden, in die Gleichungen (8.28) und (8.29) eingesetzt werden:

$$f_{min} \geq \frac{P_{wirk}}{E^*_{wirk}} \frac{\cos\gamma}{\cot\theta_{wirk}} \frac{}{\sin\theta_{wirk}} \qquad (8.33)$$

$$\Rightarrow \qquad f_{min} \geq \frac{P_{wirk}}{E^*} \frac{\cos\gamma}{\cos(\Psi - \gamma)} \qquad (8.34)$$

Aus dem rechten Teil von Gleichung (8.34) wird als dimensionsloser Vorschubfaktor F definiert:

$$F = \frac{\cos\gamma}{\cos(\Psi - \gamma)} \qquad (8.35)$$

Aus dem Verlauf des Vorschubfaktors F, in Bild 8.14 über Span- und Trennkraftwinkel aufgetragen, ist zu folgern, dass unter Verwendung des gleichen Werkstoffes bei Einsatz eines Werkzeuges mit größerem Spanwinkel γ kleinere Mindestvorschübe f_{min} einsetzbar sind. Dieser Sachverhalt ist insbesondere für die dynamisch weichen Werkstoffe von hoher Bedeutung, welche aufgrund ihres wirkenden weichen Elastizitätsmoduls E_{wirk} große Kontaktlängen a_{wirk} aufweisen. So ist beispielsweise in Tabelle 8.3 die wirkende Kontaktlänge a_{wirk} beim Silikonwerkstoff (Q) beim niedrigen, statisch weichen Elastizitätsmodul nur durch den Einsatz eines hohen Spanwinkels von $\gamma = 40°$ klein genug, so dass der daraus abzuleitende Mindestvorschub f_{min} deutlich unterhalb des im Versuch eingesetzten Vorschubes von f = 0,16 mm liegt.

Beim dynamisch harten FPM-Werkstoff hingegen setzt der hohe Trennkraftwinkel ψ den Vorschubfaktor F und damit den Mindestvorschub f_{min} herauf. Nur durch den bei diesem Werkstoff gleichzeitig wirkenden hohen Elastizitätsmodul E_{wirk} liegt der wirkende Vorschub f_{wirk} dennoch unterhalb des eingesetzten Vorschubes f = 0,16 mm, vgl. Tabelle 8.3. Die dynamische Verhärtung des Elastomerwerkstoffes egalisiert somit den ungünstigen Einfluss eines hohen Trennkraftwinkels oder geringen Spanwinkels.

Den Einfluss des Spanwinkels γ auf die wirkende Kontaktlänge a_{wirk} zeigt Tabelle 8.4 für den Werkstoff Eco1 (NBR) auf den nicht unterlegten Feldern: Mit Erhöhung des Spanwinkels γ ändert sich die wirkende Trennkraft P_{wirk} kaum, aber die wirkende Kontaktlänge a_{wirk} und damit auch der wirkende Vorschub f_{wirk} nehmen stark ab. Hieraus ist zu folgern, dass insbesondere für die statisch weichen Werkstoffe (vgl. oberes grau unterlegtes Feld in Tabelle 8.4) ein hoher Spanwinkel γ eingesetzt werden muss, damit eine stabile Bandspanbildung auftritt, d.h. der Werkstoff getrennt werden kann.

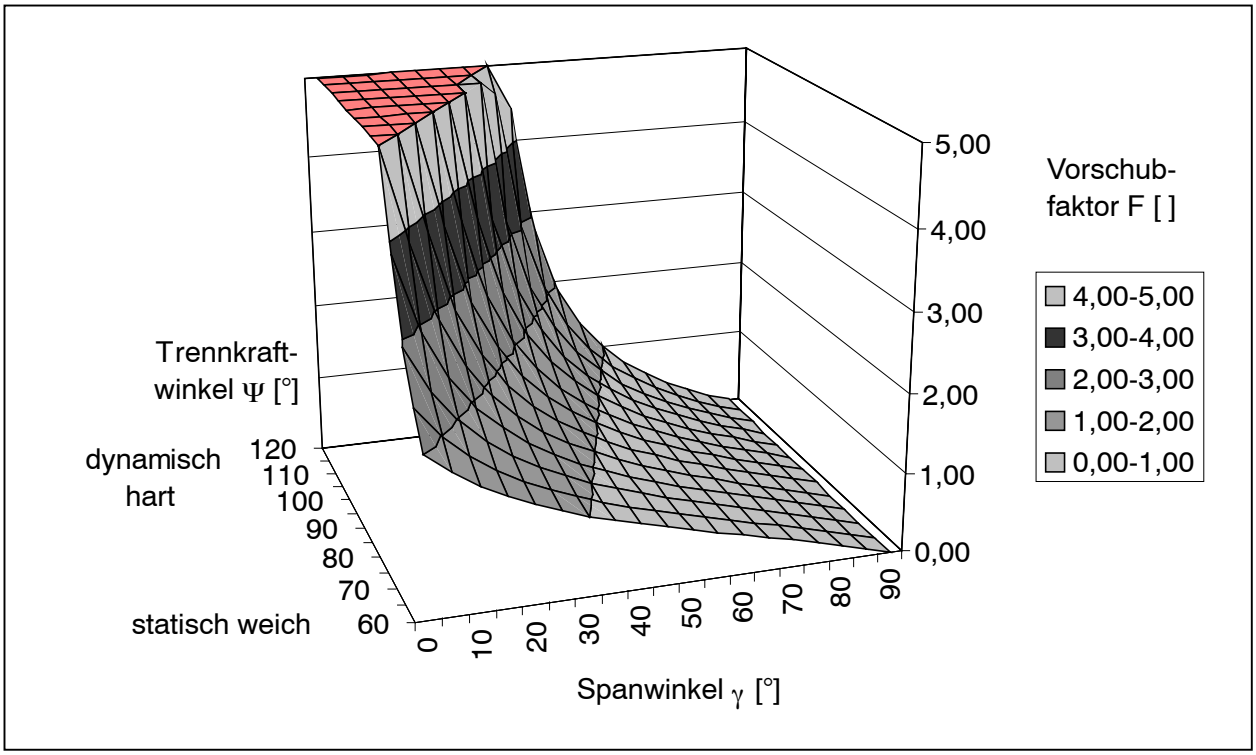


Bild 8.14 Vorschubfaktor F in Abhängigkeit vom Trennkraftwinkel ψ und Spanwinkel γ

Tabelle 8.4 Spanwinkelvariation
(v_c = 400 m/min, f = 0,16 mm, a_p = 4mm, α = 13°, Eco1 (NBR), trocken)

			γ [°]			
			30	40	50	60
Trennzone	P_{wirk}	[N/mm]	5,04	5,26	4,91	4,05
	θ_{wirk}	[°]	59,7	50,4	40,6	31,2
statisch-	$E_{statisch}$	[N/mm²]	11,00	11,00	11,00	11,00
weich	a_{wirk}	[mm]	0,588	0,434	0,287	0,167
	f_{wirk}	[mm]	0,589	0,431	0,284	0,161
mittlerer	E_{mittel}	[N/mm²]	300	300	300	300
E-modul	a_{wirk}	[mm]	0,022	0,016	0,011	0,006
	f_{wirk}	[mm]	0,022	0,016	0,010	0,006
dynamisch-	$E_{dynamisch}$	[N/mm²]	1552,65	1552,65	1552,65	1552,65
hart	a_{wirk}	[mm]	0,004	0,003	0,002	0,001
	f_{wirk}	[mm]	0,004	0,003	0,002	0,001

8.5 Trennung an der Schneidkante

Zur genauen Erklärung des eigentlichen Trennvorganges wird in Bild 8.15 die Druckverteilung vor der Schneide gezeigt, die für das Eindringen eines Keiles in eine Halbebene nach folgender Gleichung berechnet wird [Johnson]:

$$p(x) = \frac{E * \cot\theta}{\Pi} \cosh^{-1}(a / x) \qquad (8.36)$$

Gleichung (8.34) beinhaltet den Kotangens vom Keilwinkel θ. Hiermit ist die Zunahme der Zerspankraft bei verschlissenen Schneidkanten zu erklären. Der Verschleiß des Werkzeuges in der Elastomerzerspanung ist im wesentlichen als eine fortschreitende Verrundung der Schneidkante zu beobachten. Diese Verrundung der Schneidkante hat zur Folge, dass sich der wirkende Keilwinkel θ_{wirk} und damit die Eindringkraft erhöht.

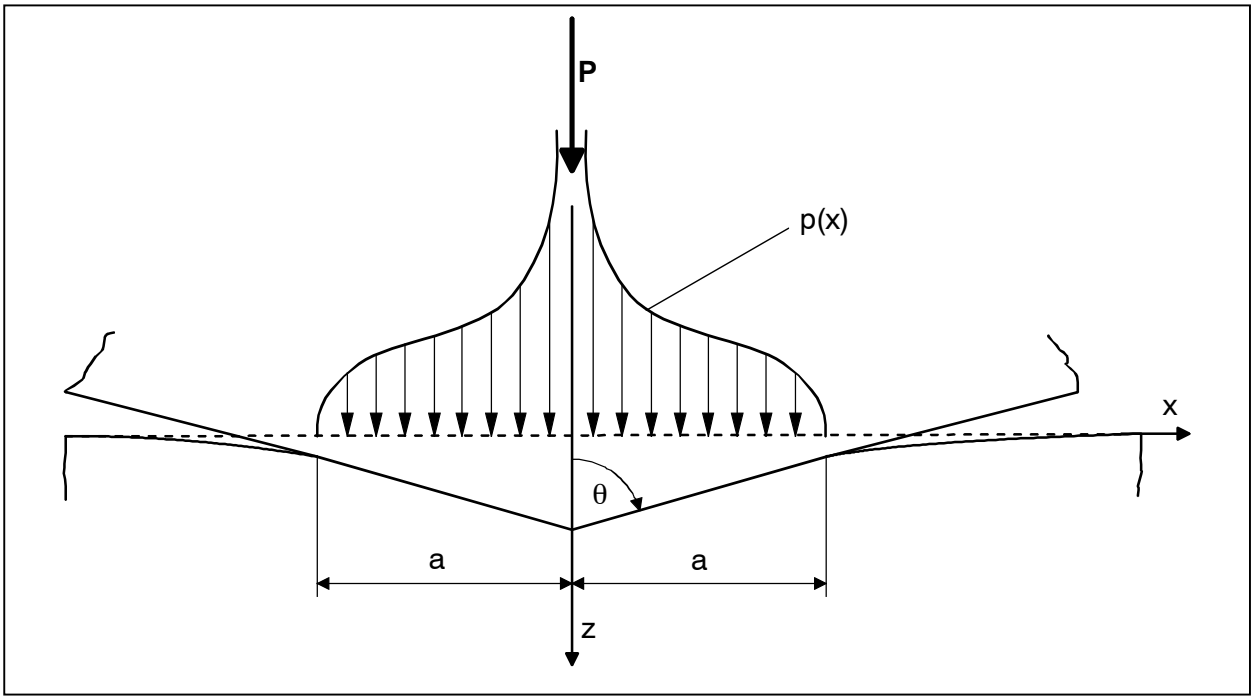


Bild 8.15 Druckverteilung an der Oberfläche des Keilwinkels

In Bild 8.15 ist zu sehen, dass der Druck bei kleinem Abstand x von der Keilspitze unendlich wird. Johnson gibt eine genaue Betrachtung dieses Spannungszustandes an der Keilspitze für inkompressibles Material ($\nu = 0{,}5$), wie Elastomere es sind [Johnson]. Danach existiert an der Keilspitze ein unendlich hoher hydrostatischer Druck, kombiniert mit einem endlichen Maximum der Schubspannung. Dieser Sachverhalt entspricht der Feststellung aus Kapitel 8.1, dass an der Angriffsstelle einer einzelnen Eindringkraft in einen Halbraum theoretisch unendlich hohe Druckspannungen in radialer Richtung zu erwarten sind und dass das Halbraummaterial deswegen beim Erreichen einer bestimmten Grenzspannungshöhe reißen wird. Mit den sehr hohen Spannungen an der Keil- bzw. Werkzeugspitze müssten sehr hohe Dehnungen einhergehen. Diese hohen Dehnungen sind aber eng auf den direkten Bereich um die Werkzeugspitze begrenzt.

In den fotografischen Aufnahmen konnten im Rahmen der Auflösungsgenauigkeit nur maximale Dehnungen von 60% bestimmt werden, was im Vergleich zu den bei den Elastomeren im quasistatischen Zugversuch gemessenen Reißdehnungen von ε_R = 100-200 % recht niedrig ist. Dies lässt zum einen vermuten, dass der in den Fotografien betrachtete Abstand zwischen den einzelnen Rasterkreuzungspunkten zu groß ist, um eine der obigen Druckverteilung entsprechende, auf die Kontaktlänge a bezogene Dehnungsverteilung nachweisen zu können. Zum anderen ist aber das Erreichen der quasistatischen Reißdehnung ε_R nicht ein notwendiges

Kriterium für das Reißen des Elastomerwerkstoffes. So hat sich in der FE-Berechnung von Elastomerbauteilen die Formänderungsenergiedichte W als Versagenskriterium für die simulierten Elastomerbauteile als gut geeignet erwiesen [Stojek]. Die Formänderungsenergiedichte W wird wie folgt berechnet:

$$W = \int_0^{\varepsilon_{max}} \sigma \, d\varepsilon \qquad (8.37)$$

Aufgrund der an der Werkzeugspitze zu erwartenden hohen Spannungen und Dehnungen kann gefolgert werden, dass dort die Formänderungsenergiedichte W den maximal zulässigen Betrag für den Elastomerwerkstoff überschreitet. Nach Stojek geht mit der Formänderung eine Verstreckung der Molekülketten einher, welche letztendlich zum Auseinanderreißen der Ketten führt. Die hohe lokale Formänderungsenergie führt dazu, dass die chemische Bindungsenergie zwischen den Molekülen überwunden wird.

Die Formänderungsenergiedichte weist dieselbe Einheit [N/mm²] wie der Elastizitätsmodul E und der Druck p(x) auf. Aufgrund dieser Einheitenanalogie ist zu folgern, dass die Eignung des Werkzeugkeiles zur Einbringung von Formänderungsenergie in den Werkstoff und damit zur Werkstofftrennung durch Gleichung (8.36) beschrieben werden kann. Um einen möglichst hohen Druck p(x) und damit hohe Formänderungsenergiedichte W im Werkstoff zu erreichen, muss der wirkende Keilwinkel θ_{wirk} und die wirkende Kontaktlänge a_{wirk} klein, der wirkende Elastizitätsmodul E_{wirk} hingegen hoch sein. Wenn diese Bedingungen erfüllt sind, wird sich ein Elastomerwerkstoff gut zerspanen lassen.

9 Untersuchung der Zerspanbarkeit typischer Geometrieelemente von Dichtungen

Während sich die vorangegangenen Untersuchungen mit den Grundlagen der Zerspanbarkeit unterschiedlicher Elastomerwerkstoffe befassen, gilt es nun, Methoden zur Bewertung der Zerspanbarkeit von Elastomerdichtungen zu entwickeln. Angesichts der großen Vielfalt von Dichtungsbauformen und Dichtungswerkstoffen sind dabei zunächst typische und für die Funktion bedeutsame Geometrieelemente abzuleiten.

9.1 Rotationssymmetrische Elastomerdichtungen

9.1.1 Klassifikation der Dichtungsarten

Zur Klassifikation von rotationssymmetrischen Elastomerdichtungen werden verschiedene Kriterien eingesetzt. Im allgemeinen wird in der Literatur [Gohl] [Steinhilper] und in den Katalogen der Hersteller [Freudenberg(2)][Economos(3)][Parker] zuerst unterschieden, ob die Dichtungen statisch oder dynamisch belastet werden, siehe Bild 9.1.

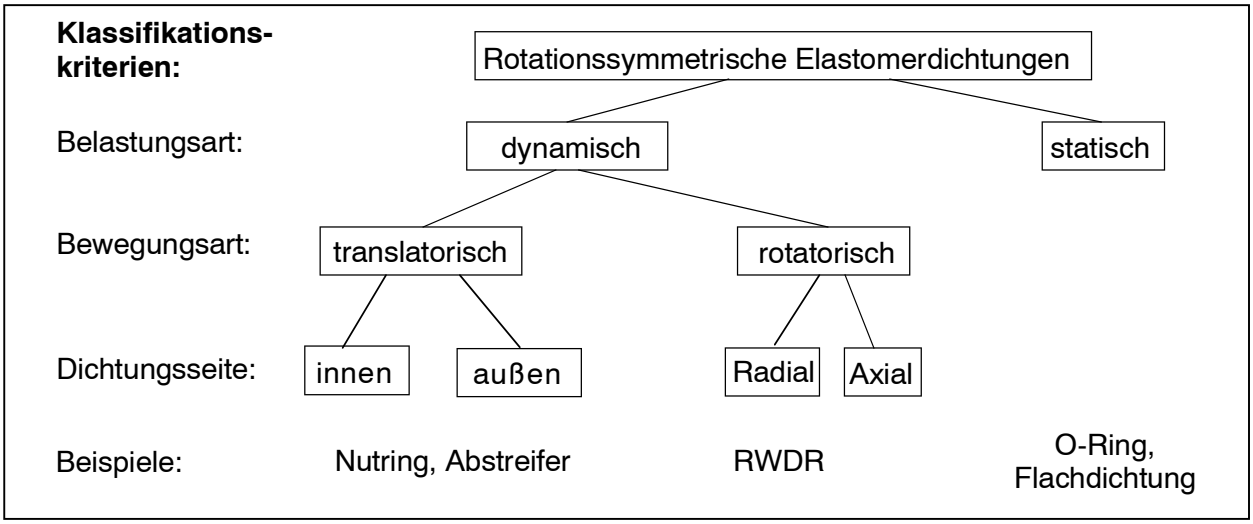


Bild 9.1 Klassifikationsbaum rotationssymmetrischer Dichtungen

Statische Dichtungen werden, um eine sichere Dichtwirkung gewährleisten zu können, im Einbauraum flächig verpresst. Sie haben deswegen meist recht einfache quadratische (Flachdichtung, Rechteckring) oder kreisförmige (O-Ring) Querschnitte. Statische Dichtungen weisen deswegen keine hohen fertigungstechnischen Anforderungen auf und werden aus diesem Grund nicht weiter berücksichtigt.

Dynamisch wirkende Dichtungen werden nach der Bewegungsart unterschieden, da es aufgrund der an die Bewegungsart angepassten konstruktiven Merkmale keine Elastomerdichtung gibt, die in gleichem Maße beide Bewegungsarten - translatorisch und rotatorisch - durchführen kann.

9.1.2 Translatorisch wirkende Dichtungen

Zur Beschreibung translatorisch wirkender Dichtungen sind beispielhaft die Geometrieelemente eines Nutrings dargestellt, der als hydraulische Stangendichtung eingesetzt wird, Bild 9.2 links.

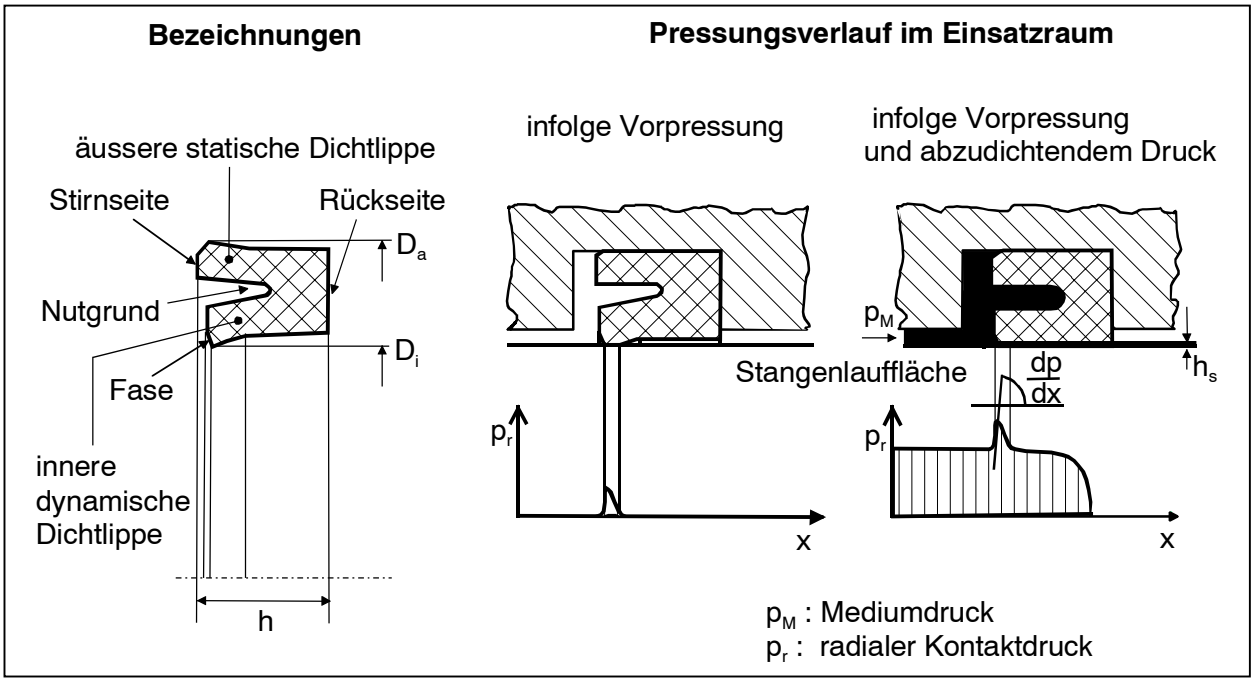


Bild 9.2 Geometriebezeichnung und Funktionsweise eines Nutringes [Freudenberg(2)]

Im Bild 9.2 Mitte und rechts sind die Einbausituation und die Kontaktdruckverteilung eines Nutringes infolge Vorpressung bzw. mit zusätzlich abzudichtendem Druck gezeigt. In der Bildmitte unten ist zu sehen, wie aufgrund der Dichtkantenkontur ein asymmetrisch verlaufender Druckgradient unterhalb der Dichtkante auftritt. Da der Mediumdruck p_M bis zum Nutgrund auf die innere Dichtlippe wirken kann, kommt es bei einer Erhöhung des Mediumdruckes p_M im dynamischen Einsatzfall zu einer Erhöhung des Kontaktdruckes p_r, dargestellt auf der rechten Seite von Bild 9.2. Hierbei wird der Verlauf des Dichtungsgradienten beibehalten. Über den Verlauf des Dichtungsgradienten wird die Höhe h_S des Schmierfilmes beim Ein- und Ausfahren der Stange eingestellt, der einerseits die Reibung zwischen Dichtung und Stange, andererseits das Leckageverhalten bestimmt. Daher beträgt die Schmierfilmhöhe nur wenige Mikrometer.

Um die geforderte „Nullleckage“ zu erreichen, muß der Verlauf des Druckgradienten in Rückhubrichtung flacher sein, so dass das Medium einen geringeren Widerstand als beim Ausfahren zu überwinden hat und deswegen in den Mediumraum zurückgefördert wird [Freudenberg(2)][Tietze].

Eine weitere wichtige Gruppe translatorisch wirkender Dichtungen sind Abstreifer, die den Schmierfilm in beide Hub-Richtungen durchlassen, gleichzeitig aber verhindern, dass Fremdstoffe wie Staub, Schmutz oder Wasser in den Hydraulikzylinder gelangen. Dies wird durch die Gestaltung der Dichtkante (Winkel und Radius) erreicht, siehe Bild 9.3.

Im Gegensatz zur vorher beschriebenen Nutringdichtung wird bei Abstreifern die Anpresskraft der Dichtkante nur über die Dehnung des Innendurchmessers der Dichtlippe und die Biegung der Dichtlippe bei der Montage auf die Stange erzeugt. Die Ausformung der Dichtlippe (Länge und Dicke) von Abstreifern ist damit eine entscheidende Größe.

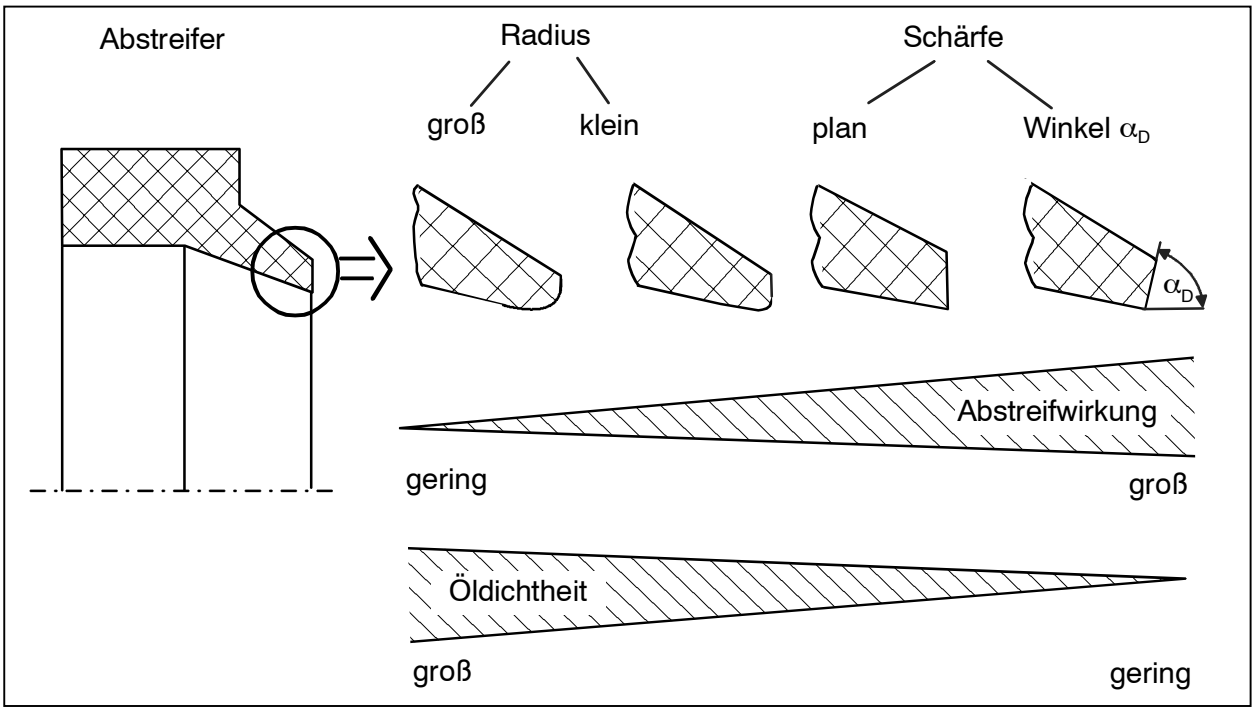


Bild 9.3 Abstreifwirkung und Öldichtheit verschiedener Abstreiferkonturen [Schmitt]

Betrachtet man die herkömmliche Fertigung der funktionsrelevanten Dichtkanten, so werden diese vielfach nach der Urformung, z.B. durch Spritzgießen, mittels spanlosem Abstechen erzeugt. Dieses bei den gängigen Elastomerwerkstoffen gebräuchliche und bewährte Verfahren bedarf daher keiner weiteren Betrachtung. Inwieweit geometrische Toleranzen von Dichtlippen bei verschiedenen Elastomerwerkstoffen durch spanende Fertigung erreichbar sind, ist demgegenüber ungeklärt.

9.1.3 Rotatorisch wirkende Dichtungen

Als typischer Vertreter von rotatorisch wirkenden Dichtungen ist auf Bild 9.4 ein Radialwellendichtring (RWDR) dargestellt [DIN 3761]. Funktionsbestimmende Geometrieelemente des RWDR sind ähnlich wie beim Nutring Dichtlippe, Dichtkante und Dichtmembran. Der eigentliche Dichtmechanismus beruht auf dem asymmetrischen Kontaktdruckverlauf unter der Dichtkante, welcher durch die unterschiedlichen stirn- und bodenseitigen Kontaktwinkel verursacht wird und eine Pumpwirkung zur Ölseite bewirkt [Müller].

Trotz der geometrischen Ähnlichkeit zwischen translatorisch und radial wirkenden Dichtungen bestehen zwischen diesen Dichtungsklassen starke Unterschiede im Einsatzbereich und dadurch auch im konstruktiven Aufbau: RWDR werden im Gegensatz zu translatorisch wirkenden Dichtungen i.a. bei höheren Umfangs- und damit Reibgeschwindigkeiten auf der Welle (max. bis ca. 12 m/s) sowie bei geringen Mediendrücken (max. 10 bar) eingesetzt [Freudenberg(2)].

Aufgrund der hohen Reibgeschwindigkeit und dem hohen Kontaktflächendruck an der Dichtkante ist darauf zu achten, dass der RWDR möglichst reibungsarm läuft. Da der RWDR dichten soll, ist auch in dieser Dichtungsklasse ein Kompromiss zwischen den zwei konträren Anforderungen Dichtheit und Reibung zu suchen. [Freudenberg(2)] [Schmid] [Müller].

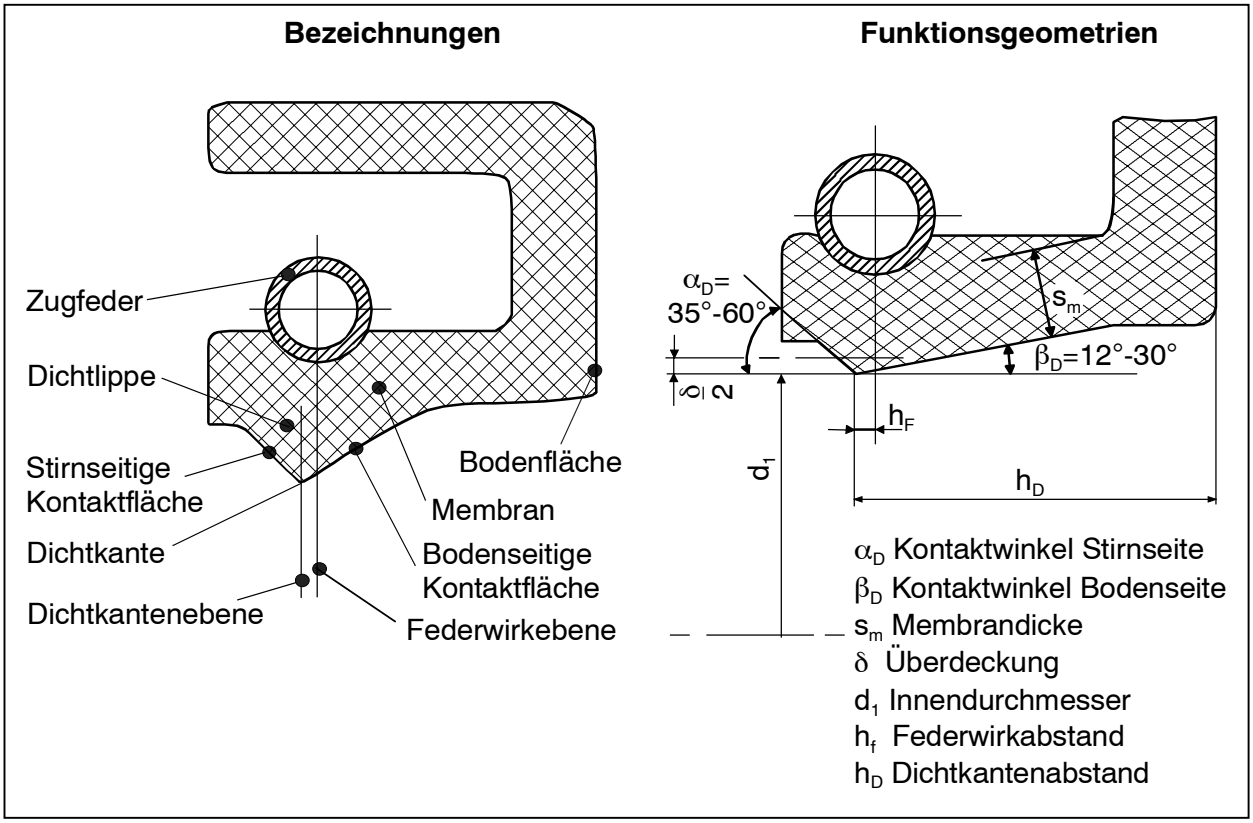


Bild 9.4 Bezeichnungen und Maße am Radialwellendichtring [DIN 3761][Freudenberg(2)]

Aufgrund der geringen wirkenden Öldrücke beim RWDR wird die Radialkraft der Dichtlippe im wesentlichen durch folgende Kräfte aufgebracht:

1. Dehnkraft der Dichtlippe bei der Montage, abhängig von der Überdeckung δ, die definiert ist als Differenz zwischen dem Wellenaußendurchmesser sowie dem Innendurchmesser der Dichtkante des ungedehnten Rings,
2. Biegungskraft der Membran, abhängig von Dichtkantenabstand h_D und Membrandicke $s_{m,}$
3. Dehnkraft der Zugfeder bei der Montage, die über den Federwirkabstand h_f auf die Dichtkante wirkt.

Die Geometrie der Dichtlippe und der Dichtmembran ist auf die Toleranzen der Welle, die Umfangsgeschwindigkeit und die Betriebstemperatur abgestimmt. Deswegen ist die spanende Fertigung von Dichtlippen und -membranen aus unterschiedlichen Elastomeren wie bei translatorischen Dichtungen von vorrangigem Interesse.

9.2 Entwicklung eines Zerspanbarkeitstests zum Drehen von Dichtungsgeometrien

Da die Auslegung der Dichtungsgeometrie gemäß den jeweiligen Betriebsbedingungen bislang wissenschaftlich kaum beschrieben ist, sondern i.a. aufgrund von firmeninternem Know-how der Dichtungshersteller erfolgt, kann der in dieser Arbeit entwickelte Zerspanbarkeitstest nur die bei verschiedenen Elastomerwerkstoffen zu erwartenden geometrischen Abweichungen näher beschreiben, Aussagen über die jeweilige Funktionserfüllung sind hingegen nicht möglich.

Dichtlippen und Dichtmembranen zeichnen sich durch relativ geringe Wandstärken und demzufolge eine große elastische Nachgiebigkeit aus. Dementsprechend wird ein dünnwandiger Ringquerschnitt als zu zerspanende Testgeometrie gewählt, dessen Wandstärke s_W sich an typischen Dimensionen, wie z.B. dem Maß s_m der Membran eines RWDR, orientiert, vgl. Bild 9.4. Als Maß für die Zerspanbarkeit soll dabei die werkstoffabhängige Abweichung von der Sollwandstärke dienen. Testgeometrie und Schnittfolge sind in Bild 9.5 dargestellt: Zunächst wird, um eine definierte Auskragung des Rings zu gewährleisten, die Planfläche des Rohteils, welches in eine Duroplasthülle eingegossen ist, überdreht, anschließend in mehreren Längsrunddrehoperationen die Wandstärke des Rings zunächst von außen, dann von innen reduziert. Aufgrund der zunehmenden radialen Nachgiebigkeit resultiert die sich einstellende Maß- und Formabweichung hauptsächlich aus dem Schnitt 6. Der abschließende Stechvorgang 7 dient lediglich dazu, den Ring separat vermessen zu können.

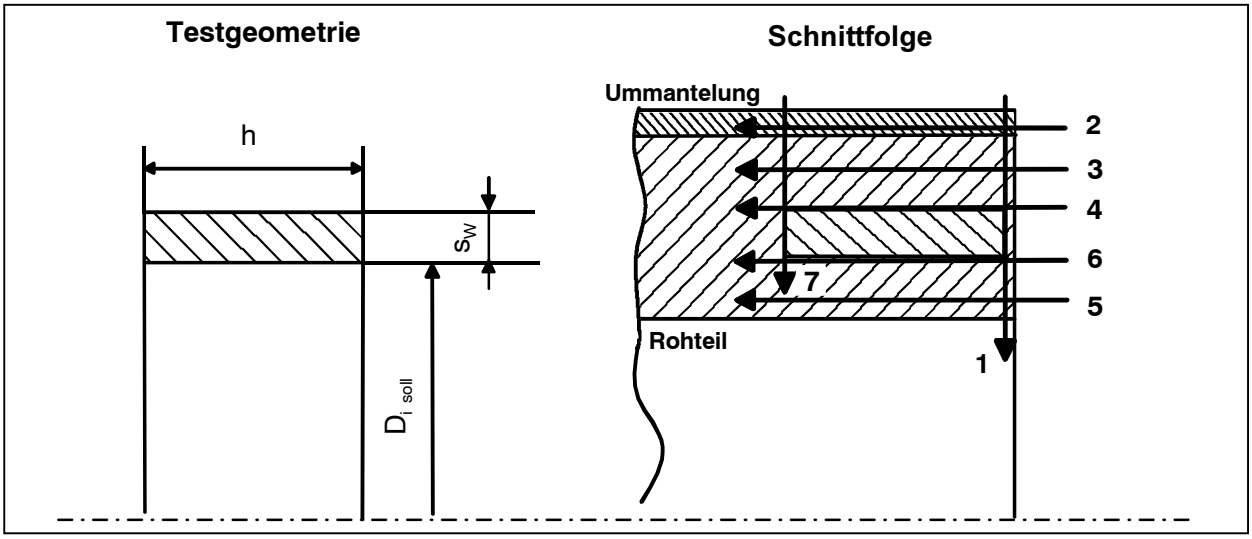


Bild 9.5 Geometrie und Testablauf des Konturtests „Dichtmembran“

In Bild 9.6 ist die am Ringquerschnitt innen festzustellende Maß- und Formabweichung schematisch dargestellt. Die höchste Wandstärkendifferenz Δs_W ergibt sich nahe dem auskragenden Ende des Rings und soll nachfolgend als Zerspanbarkeitskennwert dienen. Die übrigen Kanten des Ringquerschnittes, die der äußeren Umfangsfläche sowie den Planflächen entsprechen, sind demgegenüber näherungsweise gerade und rechtwinklig zueinander, wie sich im Verlaufe der Messungen bestätigt hat.

Zur Messung der Wandstärke $s_W + \Delta s_W$ des Rechteckquerschnittes wird aus dem Testring ein schmaler Streifen geschnitten, der an dem in Bild 9.6 dargestellten Messpunkt vermessen wird. Hierzu wird das tastende Verfahren mit geringer konstanter Messkraft nach DIN 53534 eingesetzt, vgl. Kap. 4.3.2.

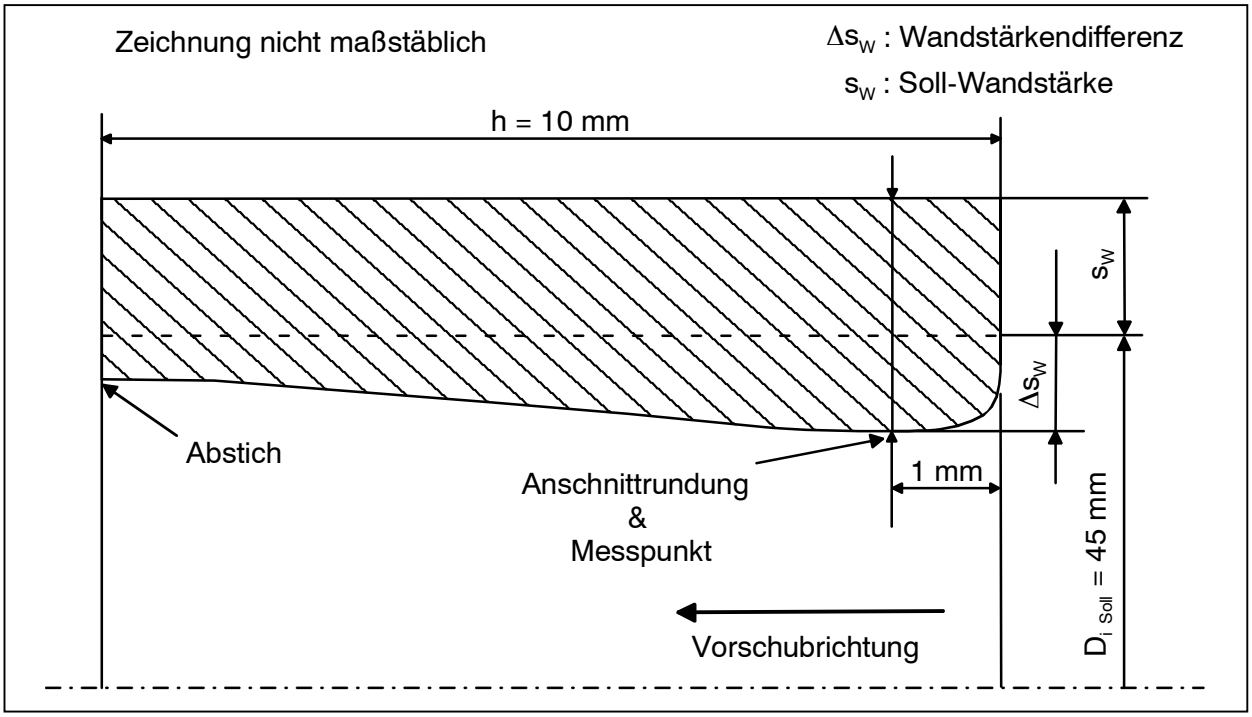


Bild 9.6 Bewertungsparameter des Konturtests „Dichtmembran“

In dem Zerspanbarkeitstest wurden alle Versuchswerkstoffe untersucht. Als Werkzeug wurde die Wendeschneidplatte VCGT 110304-27 verwendet. Die verwendeten Prozessparameter waren: Innendurchmesser Dichtmembran D_i = 45 mm, Auskraghöhe der Dichtmembran h =10 mm, Schnittgeschwindigkeit v_c = 400 m/min, Vorschub f = 0,1 mm, Schnitttiefe a_p = 2 mm, Einstellwinkel $\kappa_r = 90°$ (hierbei traten in Vorversuchen die geringsten Wandstärkendifferenzen Δs_W auf).

Um im Zerspanbarkeitstest die Werkstückgeometrie und damit die Steifigkeit des Werkstückringes zu verändern, wurden zwei Wandstärken untersucht:

s_W = 1 und 2 mm

9.3 Auswertung und Ergebnisse des Zerspanbarkeitstests

Um Zusammenhänge zwischen den gemessenen Wandstärkendifferenzen Δs_w auf der einen Seite sowie den Werkstoffeigenschaften und der Wandstärke des Ringes auf der anderen Seite herstellen zu können, muss berücksichtigt werden, dass die Wandstärkendifferenz aus der Überlagerung mehrerer Deformationsmechanismen resultiert: Neben der bereits diskutierten lokalen Verformung in der unmittelbaren Umgebung der Schneidkante wird der Ring durch die Fliehkraft gedehnt. Des Weiteren wird der Ring unter der Wirkung der Zerspankraft durch Beul- und Biegeeffekte deformiert.

Nach der von Bargel angegebenen Formel lässt sich die durch die Fliehkraft verursachte Durchmesserdifferenz unter Vernachlässigung der Einspannung, die am freien Ende des Rings zulässig erscheint, folgendermaßen berechnen [Bargel]:

$$\left|\Delta D_{Flieh}\right| = \frac{\omega^2 \rho\, D_a}{E_{wirk}} \left[\frac{7}{32} D_i^2 + \frac{1}{32} D_a^2\right] \qquad (9.1)$$

Da die Fliehkraft während der Bearbeitung den Ring statisch belastet, ist der Elastizitätsmodul E_{wirk} nach Gleichung (8.16) zu ermitteln. Damit lassen sich Wandstärkendifferenzen $\Delta s_{W,\,korrigiert}$ bestimmen, die um die fliehkraftbedingten Durchmesserdifferenzen ΔD_{Flieh} korrigiert sind, wobei vereinfachend nur die im vierten und sechsten Bearbeitungsschritt des Zerspanbarkeitstests auftretenden Durchmesserdifferenzen berücksichtigt werden:

$$\Delta s_{W,korrigiert} = \Delta s_{W,gemessen} - \Delta D_{6.Schritt} + \Delta D_{4.Schritt} \qquad (9.2)$$

Eine Berechnung der Beul- und Biegedeformationen der Ringgeometrie unter der Wirkung der Zerspankraft erfordert Modellansätze für die bei dreidimensionalen Eingriffsbedingungen und Werkzeuggeometrien auftretenden Passivkräfte, die bislang nicht verfügbar sind und im Rahmen dieser Arbeit nicht entwickelt werden konnten. Zudem würde ein Lösungsweg, der den Einsatz numerischer Rechenverfahren voraussetzt, der angestrebten einfachen Anwendbarkeit des Zerspanbarkeitstests zuwiderlaufen.

In jedem Fall kann davon ausgegangen werden, dass kleine durch Biegung und Beulung verursachte Deformationen sich näherungsweise proportional zur einwirkenden Kraft sowie umgekehrt proportional zum E-Modul des belasteten Werkstoffs verhalten. Im Falle von Elastomeren kann gemäß Kapitel 5 anstelle des E-Moduls bzw. der Spannung $\sigma_{20\%}$ die Härte (Shore A) herangezogen werden.

In Bild 9.7 sind die Ergebnisse des Zerspanbarkeitstests zusammenfassend dargestellt: Die korrigierten Wandstärkendifferenzen sind für die Wandstärken s_w = 1 mm und 2 mm über dem Kehrwert der Härte aufgetragen, wobei konstante Zerspanbedingungen vorlagen. Für die vier untersuchten Werkstoffgruppen Q, EPDM, NBR und FPM ergibt sich jeweils ein linearer Anstieg der Wandstärkendifferenz $\Delta s_{W,\,korrigiert}$ über dem Kehrwert der Härte. Die Unterschiede zwischen den Werkstoffgruppen resultieren aus den unterschiedlichen Kraftniveaus der Werkstoffgruppen, siehe z.B. Bild 7.1, sowie aus den unterschiedlichen lokalen Verformungsanteilen, die sich ebenfalls bislang einer modellhaften Berechnung entziehen. Lediglich das Messergebnis für den Werkstoff Eco1 und die Wandstärke s_w = 2 mm entspricht nicht dem zuvor beschriebenen linearen Zusammenhang.

Die zulässigen Abweichungen der Wandstärke Δs_W betragen in Anlehnung an [DIN 3761], die Toleranzen für die Membrandicke von RWDR festlegt, für die hier untersuchten Wandstärken 1 mm Δs_W = 0,15 mm und für 2 mm Δs_W = 0,25 mm. Nach Bild 9.7 überschreiten die sich im Konturdrehtest ergebenden korrigierten Wandstärkendifferenzen $\Delta s_{W,\,korrigiert}$ im allgemeinen die geforderte Toleranz. Dies entspricht den heutigen Gegebenheiten der industriellen Fertigung, bei der maßhaltige Teile erst nach ggf. mehreren Korrekturen der Werkzeugbahn hergestellt werden

können. Der in Bild 9.7 gefundene Zusammenhang zwischen funktionsrelevanten Maßabweichungen und der Werkstoffhärte erlaubt nunmehr, notwendige Korrekturen der Werkzeugbahn wesentlich genauer im Voraus abschätzen und damit insbesondere in der flexiblen Fertigung den Einrichtaufwand und Ausschuss reduzieren zu können.

Um die elastische Deformation von Dichtmembranen im Drehprozess zu reduzieren und auf Anhieb toleranzhaltige Wandstärken zu erreichen, ist alternativ der Einsatz von Werkzeugen mit deutlich größerem Spanwinkel denkbar, bei denen nach Kapitel 6 geringere Zerspankräfte und lokale Verformungen zu erwarten sind.

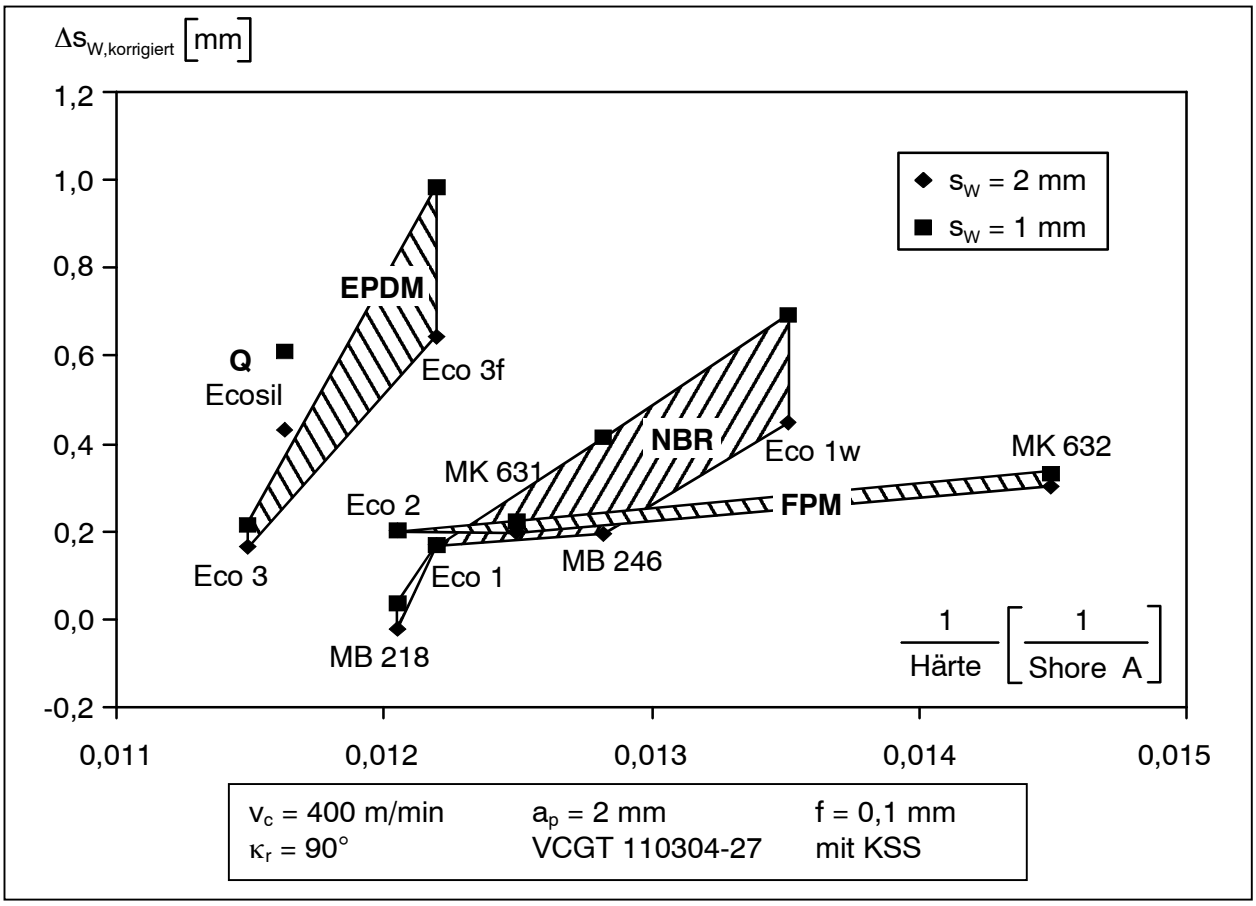


Bild 9.7 Korrigierte Wandstärkendifferenzen $\Delta s_{W,\,korrigiert}$ der Versuchswerkstoffe

10 Zusammenfassung

Nach der Analyse verschiedener Kennwerte des untersuchten Elastomerwerkstoffspektrums von FPM, NBR, EPDM und Q werden in dieser Arbeit zunächst die grundlegenden Mechanismen der Spanentstehung im Orthogonalprozess untersucht. Anhand von In-Prozess-Fotos wird gezeigt, dass Elastomere beim Drehen lokal starke Verformungen ausbilden und reversibel zurückbilden, und dass die Scherungen lokal vor der Schneide proportional der Rückprallelastizität des zerspanten Elastomers sind, während die Schnittkraft mit zunehmender Rückprallelastizität abnimmt. Die Eignung der Rückprallelastizität als Zerspanbarkeitskennwert resultiert aus der ähnlichen Beanspruchungsgeschwindigkeit. Des Weiteren ist festzustellen, dass durch den Einsatz deutlich erhöhter Spanwinkel die Verformungen stark verringert werden können. Demgegenüber beeinflusst die Schnittgeschwindigkeit den Zerspanprozess von Elastomeren in wesentlich geringerem Maß.

In Versuchen mit Wendeschneidplatten beim Außenlängsdrehen werden bei der Betrachtung spanbreitenbezogener Kräfte die im Orthogonalschnitt ermittelten Zusammenhänge zur Rückprallelelastizität sowie die Abhängigkeit von der Spanungsdicke bestätigt.

Auf Basis der Versuchsergebnisse aus dem Orthogonalschnitt wird ein neuartiges, mechanisch begründetes Modell des Zerspanvorgangs entwickelt, welches das Zusammenwirken von Werkstoffeigenschaften, werkstoffspezifischen Verformungen, der Werkzeuggeometrie und der eingesetzten Schnittparameter erklärt. Grundlage dieses Modells ist die Beobachtung, dass die Dehnungen vor der Werkzeugschneide kontaktmechanisch als Eindringen einer Linienkraft in eine Halbebene aufgefasst werden können, was zu radial verteilten Druckdehnungen führt, die den im Orthogonalschnitt gemessenen Dehnungsverläufen ähnlich sind. Darauf aufbauend wird ein Kräftegleichgewicht am Werkzeugkeil, in dem die Spanbiegung sowie die Spanflächenreibung integriert sind, gebildet, welches die Berechnung der werkstoffspezifischen Trennkraft und des wirkenden Werkzeugkeilwinkels ermöglicht. Der effektiv wirkende Werkzeugkeilwinkel beeinflusst die Höhe der Druckspannungen an der Schneidkante, welche den eigentlichen Trennvorgang verursachen.

In Anlehnung an Membranen, die als zerspanungstechnisch kritische und funktional bedeutsame Dichtungsgeometrien ermittelt werden, wird ein Zerspanbarkeitstest an dünnwandigen Ringquerschnitten entwickelt. Die dabei werkstoffabhängig auftretende Formabweichung verhält sich proportional zum Kehrwert der Härte Shore A, wobei zwischen den Elastomertypen FPM, NBR, EPDM und Q unterschieden werden muss.

Die Ergebnisse erlauben die gezielte Optimierung der Werkzeuggeometrien und Schnittparameter für das Drehen von Dichtungen aus unterschiedlichen Elastomeren, sie können auf andere Zerspanungsverfahren übertragen werden. Weiterhin ist eine zuverlässige Einordnung von Dichtungselastomeren hinsichtlich ihrer Zerspanbarkeit erreicht. Somit stellen die erzielten Forschungsergebnisse eine wesentliche Basis zur technischen Realisierung der industriellen Elastomerzerspanung dar.

11 Literaturverzeichnis

Bargel, F. *Untersuchung der Zerspanbarkeit eines Acrylnitril-Butadien-Elastomers mit dem Ziel der Herstellung von rotationssymmetrischen Dichtungen durch Drehen,* Dissertation, TU Hamburg-Harburg, 2000, Fortschritts-berichte VDI, Reihe 2, Nr. 565, VDI Verlag, Düsseldorf, 2000

Bartenev, G. M.
Zelenev, Ju. V. *Physik der Polymere,* VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1. Aufl. 1979

Bartnig, K. *Prüfung hochpolymerer Werkstoffe ,* Hanser, München, 1. Aufl. 1977

Beitz, W. *Dubbel – Taschenbuch für den Maschinenbau*, Springer Verlag, Berlin, Küttner, K.-H., 18. Aufl. 1995

Bergmann, W. *Werkstofftechnik, Teil 1: Grundlagen*, Hanser, München, 2. Aufl. 1989

Ebertshäuser, H. *Dichtungen in der Fluidtechnik*, Resch Verlag, Gräfeling/München, 1. Aufl. 1987

Economos(1), Fa. Information der Fa. Economos, Economos Austria GmbH, Judenburg, 2000

Economos(2), Fa. *Dichtungswerkstoffe*, Economos Austria GmbH, Judenburg, 1999

Economos(3), Fa. *Dichtungsgeometrien der neuen Generation*, Economos Austria GmbH, Judenburg, 2001

Elias, H.-G. *Makromoleküle*, Hüthig & Wepf, Basel, 5 Aufl. 1990

Ferry, J. D. *Viscoelastic Properties of Polymers*, John Wiley & Sons, New York, 3 Aufl. 1980

Fischer-Cripps, A.C. *Introduction to Contact Mechanics*, Springer New York, 1. Aufl. 2000

Freitag, E.
Weiß, R. *Reibung elastomerer Dichtungswerkstoffe*, Konstruktion, 54. Jg. 2002, Nr. ½, S. 34-36

Freudenberg(1), Fa. Information der Fa. Freudenberg, Freudenberg Simrit KG, Weinheim, 2000

Freudenberg(2), Fa. *Simrit Katalog*, Freudenberg Simrit KG, Weinheim, 2001

Gohl, W. *Elastomere – Dicht- und Konstruktionswerkstoffe*, Expert Verlag, Ehningen, 4. Aufl. 1991

Happ(1), B. *Die Dynamik des hochelastischen Kontakts – theoretische Grundlagen und deren Anwendung in der Tribologie*, Dissertation B, Pädagogische Hochschule Erfurt, 1989

Happ(2), B. *Die Reibung hochelastischer Stoffe*, Tribologie+Schmierungstechnik, 46. Jg. 1999, Nr.4, S. 42-45

Hellerich, W.
Harsch, G.
Haenle, S.
Werkstoff-Führer Kunststoffe, Hanser, München, 5. Aufl. 1989

Hintze(1), W.
Nedeß, Chr.
Bargel, F.
Joswig, D.
Technologie der spanenden Bearbeitung von Elastomerdichtungen Tagungsband 3. Hamburger Dichtungstechnisches Kolloquium, 15./16. Juni 2000, Vortrag Nr. 12, TU Hamburg-Harburg

Hintze(2), W.
Isecke, S.
Joswig, D.
Spritzgießen ade – Fräsen von Elastomerbauteilen in kleinen Stückzahlen ist schnell und flexibel, Maschinenmarkt, 2002, Nr. 11, S. 36-39

Hintze(3), W.
Joswig, D.
Analyse und Reduktion dynamischer Verformungen beim Drehen von Elastomeren, Tagungsband Nr.2, 4. Hamburger Dichtungstechnisches Kolloquium, 23./24. Mai 2002, Vortrag Nr. 3, TU Hamburg-Harburg

Johnson, K. L.
Contact Mechanics, Cambridge University Press, Cambridge, 1. Aufl. 1985

König, W.
Fertigungsverfahren Band 1: Drehen, Fräsen, Bohren, VDI Verlag, Düsseldorf, 4. Aufl. 1990

Krumeich, P.
Polymere Dichtungswerkstoffe, Resch Verlag, Gräfeling, 1. Aufl. 1988

Lambertz, S.
Nichtlineares Materialgesetz für technische Gummiwerkstoffe mit deformationsabhängigen Eigenschaften und seine experimentelle Überprüfung an Gummifederelementen, Dissertation, RWTH Aachen, 1993

Lauhus, W. P.
Technische Elastomere, Kunststoffe, 1997, Nr. 6, S. 706-716

Magnus, K.
Müller, H. H.
Grundlagen der technischen Mechanik, Teubner Verlag, 5. Aufl. 1987

Middendorf, P.
Viskoelastisches Verhalten von Polymersystemen, Dissertation, Universität der Bundeswehr, München, 2002, Fortschrittsberichte VDI, Reihe 5, Nr. 661, VDI Verlag, Düsseldorf, 2002

Müller, H. K.
Abdichtung bewegter Maschinenelemente, Medienverlag, Waiblingen, 1. Aufl. 1990

Nagdi, K.
Rubber as an Engineering Material – Guideline for Users, Hanser Verlag, München, 1. Aufl. 1993

Nedeß, Chr.
Bargel, F.
Zerspanung entropieelastischer Werkstoffe mit geometrisch bestimmter Schneide, VDI-Z, 1998, Nr. ½, S. 28-31

Orschall, B. — *Mathematisches Modell für die Simulation viskoelastischer und reibungsbehafteter Elastomereigenschaften*, Dissertation, TH Aachen 1990

Parker, Fa. — *Dichtungshandbuch*, Parker Hannifin GmbH, Prädifa - Packing Division, Bietigheim-Bissingen, 1999

Schmid, E. — *Handbuch der Dichtungstechnik*, Expert Verlag, Grafenau, 1. Aufl. 1981

Schmitt, W. — *Kunststoffe und Elastomere in der Dichtungstechnik*, Kohlhammer Verlag, Stuttgart, 1. Aufl. 1987

Schnell, W.
Gross, D.
Hauger, W. — *Technische Mechanik, Band 2: Elastostatik*, Springer, Berlin, 2. Aufl. 1989

Schwarz(1), T.
Ohr, J.
Gruber, A.
Schenk, H. — *Fertigung von Radialwellendichtringen mittels zerspanender Fertigungstechnologie – Problemstellung, Lösungsansätze und Neuentwicklungen* Tagungsband 3. Hamburger Dichtungstechnisches Kolloquium, 15./16. Juni 2000, Vortrag Nr. 13, TU Hamburg-Harburg

Schwarz(2), 0. — *Kunststoffkunde*, Vogel Verlag, 4 Aufl. 1994

Schwarzl, F. R. — *Polymermechanik*, Springer, Berlin, 1. Aufl. 1990

Sneddon, I. N. — *Boussinesq´s Problem for a rigid cone*, Proc.Camb.Phil.Soc., 1948, Vol. 44, S. 492-507

Steinhilper, W.
Röper, R. — *Maschinen- und Konstruktionselemente 3*, Springer Verlag, Berlin, 2. Aufl. 1996

Stojek, M.
Stommel, M.
Korte, W.
Michaeli, W. (Hrsg.) — *FEM zur mechanischen Auslegung von Kunststoff- und Elastomerbauteilen*, Springer VDI, Düsseldorf 1998

Stommel, M. — *Beschreibung der viskoelastischen mechanischen Eigenschaften, der Betriebsfestigkeit und des Bruchverhaltens von Elastomerbauteilen mit der Finite-Elemente-Methode*, Dissertation, RWTH Aachen, 1999, IKV Berichte aus der Kunststoffverarbeitung, Band 92, Verlag Mainz, Aachen, 1. Aufl. 1999

Szabó(1), I. — *Einführung in die technische Mechanik*, Springer, Berlin, 8. Aufl. 1984

Szabó(2), I. — *Höhere technische Mechanik*, Springer, Berlin, 5. Aufl. 1985

Tietze, W. (Hrsg.) — *Handbuch Dichtungspraxis*, Vulkan Verlag, Essen, 2. Aufl. 2000

Timoshenko, S. P.
Goodier, J. N. — *Theory of Elasticity*, McGraw-Hill, New York, Neuauflage der 3. Aufl. 1970

Tönshoff, H. K. Wedding, B. *Drehen von Elastomeren*, Video IWF, Göttingen, 1995

Wedding, B. *Schleifen von Elastomeren*, Dissertation, U Hannover, 1994, Fortschrittsberichte VDI, Reihe 2, Nr. 314, VDI Verlag, Düsseldorf, 1994

Normen

DIN 3760 *Radial-Wellendichtringe*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1996

DIN 3761 *Radial-Wellendichtringe für Kraftfahrzeuge*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1984

DIN 3771 *O-Ringe*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1984

DIN 4987 *Bezeichnung und Toleranzen der Wendeschneidplatten*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1987

DIN 6580 *Bewegungen und Geometrie des Zerspanvorganges*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1985

DIN 6581 *Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeugs*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1985

DIN 6584 *Begriffe der Zerspantechnik: Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen* Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1982

DIN 7715 *Teil 2: Gummiteile – Zulässige Maßabweichungen*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1977

DIN 7724 *Polymere Werkstoffe*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1993

DIN 53445 *Torsionsschwingversuch*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, März 1986

DIN 53479 *Bestimmung der Dichte*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1976

DIN 53504 *Bestimmung von Reißfestigkeit, Zugfestigkeit, Reißdehnung und Spannungswerten im Zugversuch*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1994

DIN 53505 *Härteprüfung nach Shore A und Shore D*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1987

DIN 53507 *Bestimmung des Weiterreißwiderstandes*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1983

DIN 53512 *Bestimmung der Rückprallelastizität (Schob-Pendel)*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 2000

DIN 53513 *Bestimmung der viskoelastischen Eigenschaften von Elastomeren*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1990

DIN 53534 *Bestimmung der linearen Abmessungen von Probekörpern und Fertigteilen*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1994

DIN 53535 *Grundlagen für dynamische Prüfverfahren*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1982

DIN 53545 *Bestimmung des Verhaltens von Elastomeren bei tiefen Temperaturen (Kälteverhalten)*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1981

DIN EN ISO 4287 *Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1998

DIN ISO 1629 *Kautschuk und Latices*, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1992

ISSN 1613-8244