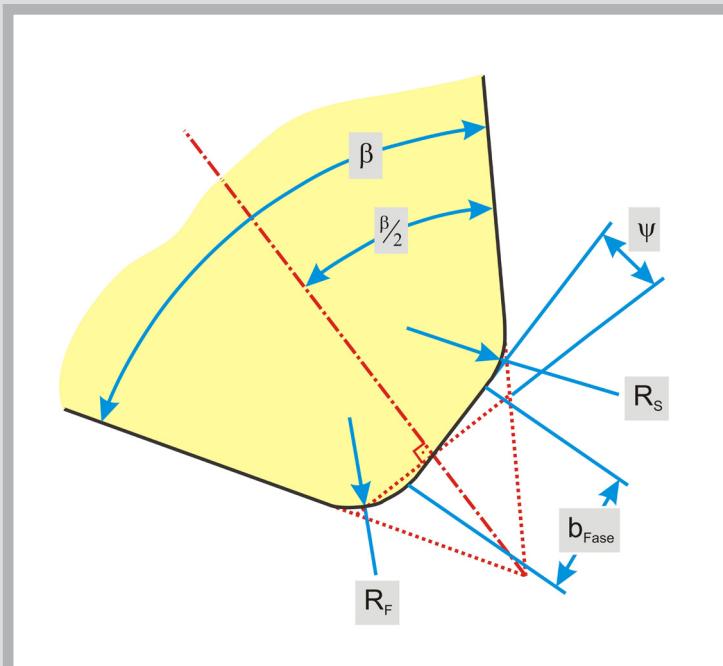


SYSTEMATISCHE ANALYSE
DER SCHNEIDKANTENARCHITEKTUR
MITHILFE DER FINITE-ELEMENTE-METHODE



Lars Heckmann

**Systematische Analyse der Schneidkantenarchitektur
mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode**

Die vorliegende Arbeit wurde vom Fachbereich Maschinenbau der Universität Kassel als Dissertation zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.) angenommen.

Erster Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Franz Tikal
Zweiter Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Bernd Klein

Tag der mündlichen Prüfung

15. Januar 2010

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar

Zugl.: Kassel, Univ., Diss. 2010
ISBN print: 978-3-89958-980-1
ISBN online: 978-3-89958-981-8
URN: <http://nbn-resolving.de/urn:nbn:de:0002-9816>

© 2010, kassel university press GmbH, Kassel
www.upress.uni-kassel.de

Printed in Germany

Kurzzusammenfassung

Bei spanenden Fertigungsverfahren erfährt die Schneidkante ein weit gefächertes Belastungsprofil. Die Widerstandsfähigkeit der Schneide ist maßgeblich dafür verantwortlich, wie lange das Werkzeug eingesetzt werden kann. Die dynamische Miniaturisierung im Bereich der Mikrobearbeitung und der Verbesserung der optischen Messtechnik der letzten Jahre ist es möglich, die Schneidkante definiert und reproduzierbar zu bearbeiten, um die Schneidkante zu stabilisieren und damit die Standzeit zu erhöhen. Diese Arbeit umfasst neben der Untersuchung der Schneidkantenverrundung für die Mikrozerspanung eine systematische Untersuchung von kombinierten Schneidkantenarchitekturen. Methodisch erfolgt die Parameterstudie mit FEM-Analysen und Analogieexperimenten. Die statistische Versuchsplanung (DoE) dient zur Modellbildung, um die Effektdarstellung der untersuchten Technologie- und Werkzeugparameter darzustellen.

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Produktionstechnik und Logistik der Universität Kassel im Fachgebiet Produktionstechnik und Werkzeugmaschinen.

Mein besonderer Dank richtet sich an Herrn Prof. Dr.-Ing. Franz Tikal, durch dessen Unterstützung und hilfreiche Anregungen, die Arbeit ermöglicht wurde.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Bernd Klein, Leiter des Fachgebietes Leichtbaukonstruktion, danke ich für die Übernahme des Koreferates.

Den Herren Prof. Dr.-Ing. Jens Hesselbach und Prof. Dr. Klaus Vajen danke ich für die Bereitschaft zur Teilnahme an der Prüfungskommission.

Einen weiteren gebührenden Dank möchte ich an mein Kollegium im Fachbereich richten, das mit fruchtbaren Diskussionen und Anregungen einen Beitrag zu dieser Arbeit geleistet hat. Zu diesen gehören die wissenschaftlichen, technischen und studentischen Kräfte sowie die Diplomanden und Studienarbeiter, die mich bei der Durchführung der Untersuchungen tatkräftig unterstützt haben.

Inhalt

1 Einleitung	1
1.1 Stand der Technik	2
1.1.1 Präparationstechnik	2
1.1.2 Spanungsuntersuchungen mit numerischen Modellen.....	4
1.1.3 Statistische Versuchsplanung	5
1.2 Problemstellung	6
1.3 Zielsetzung	7
2 Erkenntnisstand.....	9
2.1 Mechanik der Spanbildung	9
2.1.1 Systembezeichnungen.....	10
2.1.2 Spanbildung	13
2.1.3 Thermomechanische Phänomene	18
2.1.4 Finite-Elemente-Analyse (FEA).....	19
2.2 Schneidkantenpräparation.....	23
2.2.1 Geometrische Beschreibung	23
2.2.2 Präparationsverfahren.....	26
2.2.3 Beanspruchungen	29
2.3 Versuchsplanungsmethoden.....	30
2.3.1 Vorgehensweisen.....	31
2.3.2 Typische Versuchspläne	32
2.3.3 Auswertung	35
2.3.4 Robust Design nach Taguchi.....	36
3 Modellbildung	39
3.1 Abstraktionsansatz	39
3.1.1 Verfahrensreduktion	40
3.1.2 Verfahrensvarianten	41
3.1.3 Simulationsmodellbildung.....	41
3.2 Numerische Parameter.....	44
3.2.1 Elemente	44

3.2.2 Normalenkontakt.....	46
3.2.3 Tangentialkontakt.....	49
3.2.4 Mathematische Reibübergangsbeschreibung.....	52
3.2.5 Vernetzungstechniken	52
3.2.6 Lösungsalgorithmen	55
3.3 Werkstoffmodelle.....	57
3.3.1 Materialmodelle	59
3.3.2 Werkstoff C45E.....	63
3.3.3 Schneidstoff Hartmetall CTS 18D	66
3.4 Sensitivitätsanalyse der numerischen Einstellparameter am Beispiel der orthogonalen Zerspansimulation	69
3.4.1 Versuchsplanung	70
3.4.2 Modellbildung.....	73
3.4.3 Ergebnisse.....	75
4 Versuchstechnik	84
4.1 Analogieexperiment Orthogonalspanen	84
4.2 Versuchswerkzeug	85
4.2.1 Mikrostrahlen	87
4.2.2 Mikroschleifen.....	90
4.2.3 Messtechnik zur Erfassung der präparierten Schneidkanten.....	91
4.3 Versuchsstandbeschreibung	92
4.4 Eingriffsverhältnisse bei präparierten Schneidkanten.....	93
5 Fallstudien	95
5.1 Mikrozerspanuntersuchung an verrundeten Schneidkanten	95
5.1.1 Versuchsplanung	95
5.1.2 Theoretische Berechnung der Zerspankraft	96
5.1.3 Numerische Modellbildung	102
5.1.4 Ergebnisse.....	104
5.2 Systematische Orthogonalzerspansimulationen kombinierter Schneidkantenarchitekturen.....	110
5.2.1 Parameterbeschreibung der Schneidkantenarchitekturen	111
5.2.2 Versuchsplanung	115
5.2.3 Versuchsdurchführung.....	116
5.2.4 Ergebnisse.....	118

5.3 Numerische Verschleißuntersuchungen basierend auf dem Modell der Orthogonalzerspanung	130
5.3.1 Werkzeugverschleiß.....	130
5.3.2 Verschleißdefinition	132
5.3.3 Versuchsumfang und Modellbildung	133
5.3.4 Ergebnisse	134
6 Zusammenfassung.....	141
7 Schrifttum	143

Verzeichnisse

Abkürzungen

Symbol	Bedeutung
A	Elementtyp Werkzeug
ALE	Arbitrary Lagrangian EULERian
B	Materialdefinition nach Johnson-Cook
bzw.	beziehungsweise
C	Inkrementabstand der Neuvernetzung
C	Kohlenstoff
CNC	Computerized Numerical Control
Co	Kobalt
CPU	Central Processing Unit, zentrale Recheneinheit
Cr	Chrom
D	Dehnungsänderung
DACE	Design and Analysis of Computer Experiments
DIN	Deutsche Industrie-Norm
DMS	Dehnungsmessstreifen
E	Reibungsart
F	Numerischer Reibübergang
FEA	Finite-Elemente-Analyse
FEM	Finite-Elemente-Methode
G	Kontaktfindungsmethode
Gl	Gl.
H	Kontaktfindung
HMH	Huber, v. Mises und Hencky
I	Ablösungserzeugung
I	Improve
J	Schnittgeschwindigkeit
JC	Johnson-Cook
K	Bias-Faktor
Kfz	kubischflächenzentriert
Krz	kubischraumzentriert
L	Elementtyp des Werkstückes
M	Kantenlänge der Werkstückelemente beim Neuvernetzen
MES	Model of Effective Stresses
Mn	Magnesium

Mo	Molybdän
N	Krümmungskontrolle der Werkstückelemente beim Neuvernetzen
Ni	Nickel
O	Glättungsverhältnis des Elementnetzes
P	Ablösungsalgorithmus
P	Phosphor
PB	Plackett-Burmann
Pb	Blei
S	Schwefel
Tab	Tabelle
vgl.	vergleiche
WC	Wolframkarbid
z.B.	zum Beispiel
ZA	Zerilli-Armstrong

Formelzeichen und Symbole

Symbol	Einheit	Bedeutung
$\bar{\sigma}_{HMH}$	N / mm ²	Vergleichsspannung nach v. Mises und Hencky
$\bar{\sigma}_{Tresca}$	N / mm ²	Vergleichsspannung nach Tresca
\dot{w}	1 / s	Verschleißänderungsgeschwindigkeit
$\dot{\varepsilon}, \dot{\varepsilon}_0$	1 / s	Dehngeschwindigkeit, Dehnrate
A	mm ²	Spanungsquerschnitt
A, B	–	Koeffizienten des Usui Verschleißmodells
A, B,	–	Koeffizienten Johnson-Cook
a _e	mm	Arbeitseingriff
a _{eff}	mm	Effektiver Arbeitseingriff
a _f	mm	Vorschubeingriff
A _{min}	%	Bruchdehnung
a _p	mm	Schnitttiefe/-breite
A _r	mm ²	Abtragsfläche
A _t	µm ² / s	Zeitabhängige Abtragsfläche
A _α	mm ²	Freifläche
A _γ	mm ²	Spanfläche
b	mm	Spanungsbreite
b ₀ , b ₁	–	Koeffizienten der linearen Regression
b _{Fase}	mm	Fasengröße
c	m / s	Schallgeschwindigkeit

C	–	Koeffizient Litonski
C_{krit}	N / mm ²	Werkstoffschädigungsgrenze
c_{pw}	kJ / (kgK)	Spezifische Wärmekapazität
D, d	mm	Abstand
E	N / mm ²	Elastizitätsmodul/Young-Modul
f	mm	Vorschub
F_a	N	Aktivkraft
F_c	N	Schnittkraft
F_e	N	Wirkkraft
F_f	N	Vorschubkraft
f_f	–	Formfaktor
f_h	–	Spanungsdickenfaktor
F_N	N	Spanflächennormalkraft
F_R	N	Spanflächenreibungskraft
f_s	–	Schneidstofffaktor
f_{st}	–	Stumpfungsfaktor
f_v	–	Geschwindigkeitsfaktor
F_x	N	Zerspanungskraft in x-Richtung
F_y	N	Zerspanungskraft in y-Richtung
f_z	mm	Zahnvorschub
F_ϕ	N	Scherkraft
f_γ	–	Spanwinkelfaktor
$F_{\phi N}$	N	Schernormalkraft
f_λ	–	Neigungswinkelkorrekturfaktor
G	N / mm ²	Schubmodul
h	mm	Spanungsdicke
h'	mm	Spandicke
K	–	Kantenpräparationsfaktor
k	N / mm ²	Schubfließspannung
$k_{C1.1}$	N / mm ²	Spezifische Schnittkraft
k_f	N / mm ²	Fließspannung
K_{lc}	MPa \sqrt{m}	Bruchzähigkeit
K_β	–	Korrekturfaktor
l, l_0	mm	Länge, Ausgangslänge
m	–	Proportionalitätsfaktor, Reibfaktor
m, n	–	Exponenten des Johnson-Cook Modells
n_w	1 / s	Drehzahl

P	mm	Gewindesteigung
r	mm	Radius
r _{1n}	mm	Anfangsradius
R ²	–	Maximales Bestimmtheitsmaß
r _{2n}	mm	Endradius
R _{e,min}	N / mm ²	Streckgrenze
R _F	mm	Freiflächenradius
R _m	N / mm ²	Zugfestigkeit
R _S	mm	Spanflächenradius
T	°C	Temperatur
T _m	°C	Schmelztemperatur
T _R	°C	Raumtemperatur
t _{St}	s	Strahlzeit
T _{wst}	°C	Werkstücktemperatur
T _{wz}	°C	Werkzeugtemperatur
v _c	m / s	Schnittgeschwindigkeit
v _e	m / s	Wirkgeschwindigkeit
v _f	m / s	Vorschubgeschwindigkeit
v _{rel}	m / s	Relativgeschwindigkeit
v _s	m / s	Relative Geschwindigkeit zwischen Span und Werkzeugschneide
W	–	Koeffizienten des Litonski Modells
X	mm	Scherflächenhöhe
z	–	Neigungswert
Δt	–	Zeitschrittweite
Ψ	Grad	Fasenwinkel
α	Grad	Freiwinkel
α	m ² / s	Temperaturleitfähigkeit
β	Grad	Keilwinkel
χ _r	Grad	Werkzeugeinstellwinkel
ε	%	wahre / lineare Dehnung
γ	Grad	Spanwinkel
ε _{Bruch}	%	Bruchdehnung
γ _{eff}	Grad	Effektiver Spanwinkel
γ _n	Grad	Normalspanwinkel
η	Grad	Wirkrichtungswinkel
φ	Grad	Vorschubrichtungswinkel

φ	–	Umformgrad
κ_r	Grad	Werkzeug-Einstellwinkel
$\eta_{S/N}$	–	Signal/Rausch Verhältnis
λ	1/S	Verformungsgeschwindigkeit
μ	–	Proportionalitätsfaktor, Reibzahl
v	–	Querkontraktionszahl
λ_h	–	Spandickenstauchung
λ_s	Grad	Werkzeug-Neigungswinkel
ρ	g / mm^3	Dichte
ρ	Grad	Reibungswinkel
σ	N / mm^2	wahre Spannung
σ_{\max}	N / mm^2	maximale Zugfestigkeit
σ_N	N / mm^2	Kontaktnormalspannung
σ_v	N / mm^2	Vergleichsspannung
τ	N / mm^2	Schubspannung
$\tau_{0,2}$	N / mm^2	Scherfließgrenze
τ_R	N / mm^2	Reibscherspannung
λ	$W / (\text{Km})$	Wärmeleitfähigkeit
ϑ	$^\circ\text{C}$	Temperatur
ϕ	Grad	Scherwinkel

Abbildungen

Abb. 2-1 Geschwindigkeiten der Hauptbewegungen [/136/]	9
Abb. 2-2 Begriffsbestimmung beim orthogonalen Zerspanen	11
Abb. 2-3 Schnittebenen	12
Abb. 2-4 Elastische Verformung.....	13
Abb. 2-5 Plastische Verformung.....	15
Abb. 2-6 Spanarten in Abhängigkeit der Werkstoffeigenschaften	18
Abb. 2-7 Spanbildung: a) Deformationszonen, b) Wärmetransport.....	19
Abb. 2-8 Vergleich der Netzerzeugung zwischen der Arbitrary Lagrangian Euler Formulierung (rechte Seite) und der Lagrange Formulierung (linke Seite) nach Astakhov /4/.....	21
Abb. 2-9 Implizite Langrangsche Formulierung.....	22
Abb. 2-10 Architekturverlauf entlang der Kante am Beispiel des idealen Radius	24
Abb. 2-11 Einteilung der Schneidkantenarchitekturen	25
Abb. 2-12 K-Faktormodell	26

Abb. 2-13 Mechanische Verfahrensübersicht der Schneidkantenpräparation [/25/]	26
Abb. 2-14 Wirkzusammenhänge bei der Kantenpräparation	27
Abb. 2-15 Einfluss der Kantenpräparation.....	29
Abb. 2-16 Vergleich der Experimentvorgehensweisen	32
Abb. 2-17 Faktorielle Versuchspläne für drei Faktoren.....	33
Abb. 2-18 Robust Design	36
Abb. 2-19 Versuchsplan nach Taguchi mit innerem und äußerem Feld.....	37
Abb. 3-1 Numerische und reale Reduktion des Fertigungsverfahrens Bohren.	40
Abb. 3-2 (v.l.n.r) Freier orthogonaler Schnitt; Freier schräger Schnitt; Gebundener schräger Schnitt.....	41
Abb. 3-3 Eingabeparameter der Zerspansimulation	42
Abb. 3-4 Modell der freien orthogonalen Zerspanung	43
Abb. 3-5 Elementtypen zur Diskretisierung von Kontinuumsproblemen [/146/]	44
Abb. 3-6 „Shear locking“ bei einem 8-Knoten-Element unter einachsiger Belastung	45
Abb. 3-7 Sanduhrförmige Schwingungen	46
Abb. 3-8 Betrachtung der Abstandsfunktion	47
Abb. 3-9 Zweidimensionale Bedeutung der Abstandsfunktion.....	48
Abb. 3-10 Übersicht verschiedener Reibgesetze	50
Abb. 3-11 Verschiedene mathematische Annäherungen für das Reibgesetz nach Coulomb	52
Abb. 3-12 Automatische Netzerzeugungstechniken	53
Abb. 3-13 Lösungsalgorithmusuntersuchung hinsichtlich der Rechenzeit und Datengröße.....	56
Abb. 3-14 Lösungsalgorithmusuntersuchung hinsichtlich der Zerspankraft.....	57
Abb. 3-15 Einordnen technischer Verfahren in Abhängigkeit der Zeit und Bearbeitungsgeschwindigkeit	58
Abb. 3-16 Mikrostruktur (1500-fache Vergrößerung) von CTS 18D [/19/].....	68
Abb. 3-17 Übersicht der kontrollierbaren / unkontrollierbaren Eingaben bei der Simulationsmodellbildung	69
Abb. 3-18 Einteilung der numerischen Parameter.....	70
Abb. 3-19 Modellbildung der orthogonalen Zerspanung.....	73
Abb. 3-20 Geometrie- und Vernetzungsbeschreibung der Werkzeuge.....	74
Abb. 3-21 Anfangsvernetzung des Werkstückes mit dreieckigen Elementen ...	75
Abb. 3-22 Anfangsvernetzung des Werkstückes mit viereckigen Elementen ...	75
Abb. 3-23 Vorgehensweise zur Berechnung des S/N-Verhältnisses	76
Abb. 4-1 Kinematik Analogieexperiment Orthogonalspanen	84
Abb. 4-2 Werkzeughalter mit Werkzeug (links), Werkzeugrohling (rechts).....	85

Abb. 4-3 Schleifen der Makrogeometrie an Werkzeugen mit 70° und 80° Keilwinkel	86
Abb. 4-4 Herstellschritte der Werkzeugherstellung inkl. Schneidkantenverrundung	86
Abb. 4-5 Vergleich der Abtragsfläche für unterschiedliche Keilwinkel bei gleichen Endradien [25].....	87
Abb. 4-6 Mikroschleifen der Schutzfase.....	91
Abb. 4-7 Messschritte der Schneidkantenarchitekturmessung	92
Abb. 4-8 Analogieexperiment Orthogonalspanen (Versuchsaufbau).....	93
Abb. 4-9 Eingriffsverhältnisse bei präparierten Schneidkanten.....	93
Abb. 5-1 Kreis des Thales mit Kräften nach Merchant [120/]	97
Abb. 5-2 Auswertepunkte der FEM-Simulationen	103
Abb. 5-3 Eingriffsverhältnisse an verrundeter Schneidkantenarchitektur	104
Abb. 5-4 Parametermodell der Schneidkantenarchitekturen.....	111
Abb. 5-5 Verschiedene kombinierte Schneidkantenarchitekturen	113
Abb. 5-6 Modellbildung der kombinierten Schneidkantenarchitekturen	116
Abb. 5-7 Vernetzte Schneidkantenarchitekturen	117
Abb. 5-8 Einfluss des Verschleißes auf die Spanbildung	130
Abb. 5-9 Verschleißursachen bei der Zerspanung [82/]	131
Abb. 5-10 Vorgang der Verschleißsimulation	133
Abb. 5-11 Varianten der Schneidkantenarchitekturen zur Verschleißuntersuchung	134
Abb. 5-12 Modellbildung der Verschleißsimulation	134
Abb. 5-13 Verrundete Schneidkantenarchitektur mit 80 µm.....	135
Abb. 5-14 Schneidkantenarchitektur 20-30	136
Abb. 5-15 Schneidkantenarchitektur 60-30	137

Tabellen

Tab. 2-1 Auflösung der fraktionellen faktoriellen Versuchspläne [78/]	34
Tab. 3-1 Bestimmtheitsmaß für verschiedene Werkstoffmodelle für C45E unter Druckbelastung [103/]	61
Tab. 3-2 Chemische Zusammensetzung von C45 [41/]	63
Tab. 3-3 Mechanische Eigenschaften von C45E [41/].....	63
Tab. 3-4 Grundwerte der spezifischen Schnittkraft für C45E (N= normalgeglüht) [153/]	63
Tab. 3-5 Physikalische Eigenschaften von C45E in Abhängigkeit von der Temperatur [154/]	64
Tab. 3-6 Materialkoeffizienten C45E für die Beschreibung anhand der Materialgleichung nach Johnson-Cook	64

Tab. 3-7 Physikalische Materialkonstanten von C45E	65
Tab. 3-8 Wärmeübergang für den Kontaktkörper Werkstück.....	66
Tab. 3-9 Klassifizierungen von WC/Co Hartmetallgefüge [/86/]	67
Tab. 3-10 Beschreibung CTS 18D [/19/].....	67
Tab. 3-11 Physikalische und mechanische Eigenschaften von CTS 18D [/19/]	68
Tab. 3-12 Wärmeübergang für den Kontaktkörper Werkzeug	68
Tab. 3-13 Kombinierter Versuchsplan der Sensitivitätsanalyse	70
Tab. 3-14 Geometrische Parameterstufen.....	71
Tab. 3-15 Numerische Parameterstufen	71
Tab. 3-16 Bewertung der Vertrauensbereiche	76
Tab. 3-17 Übersicht des S/N-Verhältnisses	77
Tab. 3-18 Ergebnisübersicht numerische Parameterstufen	82
Tab. 4-1 Schleifscheibenspezifikation der Firma Dr. Wilh. Müller DIAMANTMETALL [/110/].....	85
Tab. 4-2 Strahlzeit in Abhängigkeit des Keilwinkels.....	90
Tab. 5-1 Numerische Parameter der Mikrozerspanuntersuchung	96
Tab. 5-2 Johnson-Cook Materialkonstanten von C45E [/103/].....	98
Tab. 5-3 Zerilli-Armstrong Materialkonstanten für C45E [/103/]	99
Tab. 5-4 Berechnung der Scherfließgrenze für $\gamma = 15^\circ$	99
Tab. 5-5 Berechnung der Scherfließgrenze für $\gamma = 5^\circ$	99
Tab. 5-6 Schnittkraft nach Merchant $\gamma = 15^\circ$	100
Tab. 5-7 Schnittkraft nach Merchant für $\gamma = 5^\circ$	100
Tab. 5-8 Berechnung der Schnittkraft nach Victor und Kienzle für $\gamma = 15^\circ$	102
Tab. 5-9 Berechnung der Schnittkraft nach Victor und Kienzle für $\gamma = 5^\circ$	102
Tab. 5-10 Effektiver Spanwinkel für ausgewählte kombinierte Schneidkantenarchitekturen; $R_F = R_S = 20 \mu\text{m}$, $\alpha = 5^\circ$	114
Tab. 5-11 Parameter der kombinierten Schneidkantenarchitekturen	115
Tab. 7-1 Versuchsergebnisse bei der Strahlzeitbestimmung von CTS 18D bei einem Keilwinkel von 70°	156
Tab. 7-2 Versuchsergebnisse bei der Strahlzeitbestimmung von CTS 18D bei einem Keilwinkel von 75°	156
Tab. 7-3 Versuchsergebnisse bei der Strahlzeitbestimmung von CTS 18D bei einem Keilwinkel von 80°	157
Tab. 7-4 Versuchsplan nach Plackett-Burman für 19 Faktoren mit einer Auflösung von III	157
Tab. 7-5 Ergebnisse des S/R-Verhältnis für die Schnittkraft F_c	158
Tab. 7-6 Ergebnisse des S/R-Verhältnis für die Schnittkraft T_{WZ}	159
Tab. 7-7 Ergebnisse des S/R-Verhältnis für die Schnittkraft T_{WZ}	160
Tab. 7-8 Ergebnisse des S/R-Verhältnis für die Schnittkraft T_{Wst}	161

Tab. 7-9 Ergebnisse des S/R-Verhältnis für die Schnittkraft ε	162
Tab. 7-10 Randomisierter Versuchsplan für Realversuche	163
Tab. 7-11 Versuchsplan kombinierte Schneidkantenarchitekturen	164

1 Einleitung

Die Randbedingungen der industriellen Fertigungstechnik unterliegen immer stärker werdenden dynamischen Veränderungen. Diese Änderungen der Randbedingungen beruhen auf dem wechselseitigen Konkurrenzkampf der Unternehmen, auf der Verfahrenssubstitution, auf Produktinnovationen, auf Werkstoffweiterentwicklungen und auf Kundenanforderungen. Aufgrund der Tatsache, dass die spanenden Fertigungsverfahren immer noch eine bedeutende Rolle bei vielen Herstellungsprozessen einnehmen, muss an der kontinuierlichen Weiterentwicklung gearbeitet werden. Durch den Einsatz der Computertechnik, zum Steuern von Fertigungsmaschinen und zur Produktentwicklung anhand von Simulationswerkzeugen, konnte damit ein bedeutender Schritt in der Fertigungstechnik hinsichtlich der Qualität und Genauigkeit erzielt werden.

Die Leistungsrate eines Werkzeugs besteht aus dem Schneidstoff in Verbindung mit der Beschichtung sowie der Makro- und Mikrogeometrie. Diese stehen im Zusammenhang und können folglich nur im Einzelnen betrachtet werden. Die Gestaltung eines Werkzeuges ist in erster Linie vom Prozess sowie der Kombination aus Werkzeug und Werkstück abhängig. Durch den Schneidstoff wird die Belastbarkeit des Werkzeuges begrenzt. Dieser muss für den Zerspanprozess eine hohe Zähigkeit, Biegefestigkeit, Härte, Druckfestigkeit, Verschleißfestigkeit und Temperaturbeständigkeit aufweisen. Diese Eigenschaften können teilweise durch Beschichtung verbessert werden, so dass Werkzeuge vorteilhafte Eigenschaften für den Zerspanprozess besitzen. Diese Leistungssteigerung ist ebenso von der Gestaltung der Makro- und Mikrogeometrie abhängig.

Die Makrogeometrie dient in der Zerspanung als Bezeichnung für Gestaltungsgrößen, die mit dem Frei-, Span- und Keilwinkel vergleichbar sind. Grundsätzlich muss bei der Gestaltung darauf geachtet werden, dass der überwiegende Anteil Prozessenergie in den Span, der ständig aus dem Prozess gefördert wird, geleitet wird. Bei ungünstiger Gestaltung – wenn ein erhöhter Anteil der Prozessenergie in das Werkzeug und Werkstück geleitet wird – erfahren diese höhere thermische Belastungen, die zum frühzeitigen Zerstören des Werkzeuges bzw. zu Randzonenveränderungen in dem Bauteil führen können.

Die Mikrogeometrie umfasst den Bereich der Schneidkante, die am Werkzeug als problematisch einzustufen ist. Denn hier findet der Kontakt des Werkzeugs mit dem Werkstück statt. Diese Kante muss stabil ausgelegt sein, um das Bauteil bearbeiten zu können. Die Stabilität an der Schneidkante entscheidet über die Standzeit des Werkzeugs. Die Herstellung stabiler Schneidkanten stellt sich aufgrund von gewünschten Schneidkantenverrundungen von $10 \mu\text{m}$ immer noch als besonders schwierig dar, insbesondere, wenn es sich um gezielte Konturen an der Schneidkante handelt.

Schaffer [132] konnte in seinen Untersuchungen bestätigen, dass günstige Schneidkantenarchitekturen die Leistungsrate eines Zerspanwerkzeugs in mehrfacher Weise positiv beeinflusst. Insbesondere in Kombination mit modernen Schneidstoffen führt die gezielte Schneidkantenpräparation zu einer auffallend erhöhten Zuverlässigkeit der Werkzeuge und zu einer erhöhten Standzeit. Letztendlich können dadurch Kosten drastisch reduziert und Leistungssteigerungen der Fertigungsverfahren, unabhängig ob konfektionierte Standard- oder Spezialwerkzeuge eingesetzt werden, herbeigeführt werden.

Die geeignete Schneidkantenarchitektur ist von der vorliegenden Kombination aus Werkzeug und Werkstück sowie dem Fertigungsprozess abhängig. Von der Vielzahl an unterschiedlichen Architekturen muss eine geeignete ausgewählt werden. Bei den Bewertungen ist zusätzlich die Berücksichtigung der inneren Prozessgrößen erforderlich, die jedoch nicht mit Realversuchen ermittelt werden können. In den vergangenen Jahren hat sich bei der numerischen Berechnung die Finite-Elemente-Methode etabliert, mit der es möglich ist, eine virtuelle Prozessabbildung durchzuführen. Solche numerischen Methoden finden in der Forschung und Entwicklung immer größere Akzeptanz. Aufgrund von verbesserten numerischen Lösungsalgorithmen im Zusammenhang mit leistungsfähigeren Rechensystemen ist eine genauere Berechnung möglich, die verlässliche Aussagen in der konzeptionellen Produktauslegung ermöglichen. Durch parallele Rechenvorgänge kann eine Vielzahl von Modellen untersucht werden, so dass virtuelle Parameterstudien möglich sind.

1.1 Stand der Technik

In diesem Kapitel soll der aktuelle Stand der Forschung zu den Themen Präparationstechnik, numerischer Spanungsuntersuchung und statistischer Versuchsplanung kurz zusammengefasst werden.

1.1.1 Präparationstechnik

Der Bearbeitungsbereich der Schneidkantenpräparationsverfahren ist größer als derjenige, der für die Schneidkanten benötigt wird. Deshalb erfahren die angrenzenden Werkzeugflächen (z. B. Span- oder Freiflächen) der Schneidkante ebenfalls eine mikrotopografische Bearbeitung. Für eine angepasste und reproduzierbare Präparations-technik ist es erforderlich, die vielen Einflussgrößen der Verfahren systematisch zu untersuchen. Eine erfolgreiche Einführung der Präparationstechnik ist zwangsweise mit einer gleichbleibenden Qualität gekoppelt, um diese Technik erfolgreich etablieren zu können.

Die Präparationsverfahren haben den Ursprung in der Entgrattechnik [130, /152], der Oberflächenbearbeitung [11, /148] sowie der Feinbearbeitung [31, /81]. Sie lassen

sich in Abhängigkeit von der verwendeten Energie in mechanische, thermische und chemische Prozesse unterteilen. In der Kategorie der mechanischen Präparationsverfahren werden nach Cortes [/25/] das Mikrostrahlen, Bürsten, Gleitschleppschleifen, Magnetfinishing, Hochdruckwasserstrahlen, Mikroschleifen, Strömungsschleifen und die Ultraschallbearbeitung eingeordnet (vgl. Abb. 2-13). Das funkenerosive Abtragen, Laserstrahl-, Plasmastrahl- und Elektrostrahlbearbeiten gehören in die Kategorie der thermischen Präparationsverfahren. In die dritte Kategorie, die der chemischen Präparationsverfahren, lassen sich die chemische und elektrochemische Bearbeitung zuordnen.

Überwiegend werden in der Präzisionswerkzeugfertigung mechanische Präparationsverfahren eingesetzt. Dabei eignen sich besonders das Bürsten [/37/, /145/], Gleitschleppschleifen [/117/, /128/, /163/], Magnetfinishing [/74/, /107/, /142/, /141/, /144/] Mikrostrahlen [/158/] und Strömungsschleifen [/57/]. In Kleinserienfertigung bzw. im Versuchsstadium befinden sich aktuell die Laserstrahlbearbeitung [/36/, /70/, /135/, /122/], die elektrochemische Mikrobearbeitung [/13/] und die Ultraschallbearbeitung [/165/]. In einigen Forschungsvorhaben wird die Kombination aus mehreren Verfahren untersucht, beispielsweise das magnetische Strömungsschleifen [/83/, /143/] oder Mikrostrahlen mit Elektrolyt [/112/, /113/].

Das Mikrostrahlen besticht durch den einfachen und kostengünstigen Aufbau und wird deshalb oft eingesetzt. Als Transportmedium dient ein Luft- oder Wasserstrahl, mit dem das abrasive Granulat gezielt auf die zu verrundende Schneidkante auftrifft [/79/]. Die Größe und Sorte des Granulats beeinflusst maßgeblich die Abtragsrate und somit die Schneidkantenverrundung. Weiteren Einfluss auf die Verrundung haben die Bearbeitungsdauer, die auftreffende Geschwindigkeit des abrasiven Strahles (üblicherweise zwischen 150 und 300 ms⁻¹) und der Abstand zwischen Düse und Werkzeug. Mit dem Mikrostrahlen sind Schneidkantenverrundungen bis 100 µm möglich [/69/, /7/, /6/, /147/].

Für eine erfolgreiche Qualitätssicherung ist es erforderlich, ein verlässliches Messsystem zur Detektion der Schneidkantenarchitektur einzusetzen. Aufgrund der kleinen Konturen ($r_n \geq 10 \mu\text{m}$) und einer Oberflächentopografie von $\leq 1 \mu\text{m}$ ist dies eine besondere Messaufgabe, bei der der Einsatz von taktilen Messgeräten ungünstig ist. Die Messtaster verschleißen bei der mechanischen Abtastung und können diese kleinen Radien nicht mehr aufnehmen. Für diese Aufgaben eignen sich berührungslose Messgeräte, die entweder auf dem Prinzip der chromatischen Aberration [/49/, /48/, /50/], der Streifenlichtprojektion [/52/, /53/, /67/] oder der konfokalen Weißlichtmikroskopie [/67/] aufbauen. Mit den optischen Geräten ist neben der Erfassung der geometrischen Schneidkantenarchitektur auch die topografische Oberfläche der Spanflächen und der Schneidkante (Schartigkeit) zu erfassen. Hierbei muss auf einer exakten Ausrichtung des Werk-

zeuges unter dem Messgerät geachtet werden sowie auf Reflexionen der Oberflächen des Werkzeuges [53].

1.1.2 Spanungsuntersuchungen mit numerischen Modellen

Für die Analyse von Spanungsprozessen eignen sich die numerischen Ansätze der Finiten-Elemente-Methode, die durch die näherungsweisen Lösungen der meist elliptischen partieller Differentialgleichungen unter Berücksichtigung der Randbedingungen Verwendung finden [120]. Eine Übersicht über die bisherigen Veröffentlichungen bis ins Jahr 2002 liefert Mackerle [100, /98] zu diesem Thema. Einen bedeutenden Einfluss auf das Ergebnis haben die Gleichungslöser. Hierzu haben sich Ansätze etabliert, die materialgebunden (Langrange-Formulierung) oder ortsfest (Euler-Formulierung) sind [120]. Zudem kann das Gleichungslösen der Langrange-Formulierung in implizite oder explizite Ansätze unterteilt werden [153], das vorteilhaft bei stark dynamischen Vorgängen ist [149]. Beide Ansätze haben Nachteile, die sich durch die Kombination beider, als Arbitrary Lagrange Euler (ALE) Formulierung, reduzieren lassen [108]. Diesen ALE-Formulierungsansatz benutzte Köhler [85] bei der numerischen Analyse der Schneidenform beim Hochleistungsbohrprozess.

Denkena et. al [153] geben eine Übersicht über die aktuellen kommerziellen Softwarelösungen, die sich für die Analyse von Zerspanungsprozessen anhand der Finiten-Elemente-Methode eignen. Zu diesen zählen SFTC / DEFORMTM, Third Wave, AdvantEDGETM und sogenannte „general purpose“ Systeme wie ABAQUS oder MSC.Marc / Simufact.

Die zweidimensionalen orthogonalen Zerspansimulationen sind die am stärksten verbreiteten Simulationsmodelle, die in der numerischen Prozessberechnung eine immer breitere Akzeptanz haben. Hierbei ist es zunächst erforderlich, die Spantrennung vom Werkzeug und die Spansegmentierung numerisch zu modellieren. Dabei wird auf die Technik der Knotentrennung zurückgegriffen, die anhand der Langrange-Formulierung eingesetzt wird. Bei diesen Modellierungsansätzen wird zwischen geometrischen und physikalischen Knotentrennung unterschieden [18, /87, /168, /139, /62, /68, /95, /23, /21, /115]. Aufgrund der stärkeren Rechenleistung und Weiterentwicklungen der Methoden konnten in den letzten Jahren die ersten dreidimensionalen Simulationen durchgeführt werden [20, /102, /61].

Mit der Formulierung von dynamischen Materialgesetzen konnte man den hohen Anforderungen an Dehnungsrate, Dehnung und Temperatur des Werkstückwerkstoffes gerecht werden. Die Materialgleichungen nach Johnson-Cook und Zerilli-Armstrong sind weit verbreitet (vgl. Kap 3.3.1) [72, /167].

Weitere Verbesserungen hinsichtlich der Simulation stellt die Darstellung der Rissbildung beim Spanen dar. Eine Übersicht verschiedener Schädigungsmechanismen gibt Goijaerts et al. [56] und Bouchard, der in seiner Arbeit zusätzlich Bruchmechanismen beschreibt [14]. Detaillierte Untersuchungen führten Ceretti et al. [22] durch, die für die Schädigung die Beschreibung nach Cockcroft und Latham einsetzen (Gl. (1-1)).

$$C_{krit} = \int_0^{\varepsilon_{Bruch}} \sigma \left(\frac{\bar{\sigma}_{max}}{\bar{\sigma}} \right) d\bar{\varepsilon} \quad (1-1)$$

Hierin ist C_{krit} als prozessunabhängige Werkstoffkenngröße definiert, die im Zugversuch aus der Bruchdehnung ε_{Bruch} , der Zugfestigkeit σ_{max} sowie den wahren Spannungen σ und Dehnungen ε ermittelt werden [22]. Überschreitet der momentane Spannungsdehnungszustand die so definierte Werkstoffschädigungsgrenze, spaltet ein Algorithmus die betroffenen Knoten des Elementnetzes auf, um die Rissbildung einzuleiten [108]. Ein weiterer Schädigungsmechanismus ist die MES (Model of Effective Stresses) nach Lemaitre, die bei Just et al. näher untersucht wurde [73].

Nach einer Simulation ist es erforderlich, eine Plausibilitätsbetrachtung durchzuführen. Ein viel verbreitetes Mittel ist die Durchführung von Validierungsversuchen [118].

1.1.3 Statistische Versuchsplanung

In den 20er Jahren des letzten Jahrhunderts begründete R. A. Fisher die statistische Versuchsplanung und konnte durch die Effizienz in der Experimentaltechnik eine breite Akzeptanz finden. Einen breiten industriellen Einsatz erfuhr die statistische Versuchsplanung durch die Weiterentwicklung durch Taguchi und Shainin [76], [59]. Die Vorzüge der systematischen Versuchspläne gegenüber konventioneller Methodik mit einem Faktor pro Versuchsreihe beschreibt Czitrom [27]. Eine Übersicht der klassischen Versuchspläne und den Weiterentwicklungen sowie der verschiedenen Auflösungen bietet Kleppmann [78]. Die Problematik, die bei Faktorversuchen ohne Wiederholungen auftreten, beschreiben Bauer et. al [9]. Durch die orthogonalen Versuchsfelder bei Taguchi-Plänen treten unerkannte Wechselwirkungen auf [93], die auch zu Problemen bei nicht vollständiger Randomisierung in der Versuchsplanung führen können [3].

Um den Einfluss von vier Prozessparametern quantitativ zu erfassen, können bedingt orthogonale Felder mit einer statistischen Auflösung von IV eingesetzt werden. Es ist dabei zwar möglich die statistischen Wechselwirkungen zu erfassen, jedoch sind sie nicht mehr eindeutig zuzuordnen [90]. Mit den hoch vermengten fraktionellen Versuchsplänen nach Plackett-Burman [121] bei einer Auflösung von III ist es möglich, die Abhängigkeit der Oberflächenqualität und Formgenauigkeit von 15 Prozessparametern beim Roboter geführten Fräsen mit insgesamt 16 Versuchsreihen quantitativ zu erfassen [2].

Lin [94] setzte die Versuchsplanung nach Taguchi dafür ein, um beim Stirnfräsen von rostfreien Stählen, die Standzeit der Werkzeuge zu optimieren und die Gratbildung am Bauteil zu reduzieren. Oft findet der Taguchi-Ansatz in Verbindung mit multiplen linearen Regressionsmodellen Verwendung. Davim und Reis [29] führten dies in ihrer Arbeit durch, um die Beeinflussung der Oberflächenqualität beim Fräsen von Polymer-Matrix-Verbundwerkstoffen durch den Vorschub und die Schnittgeschwindigkeit zu bestimmen. Die Reduzierung der Gratbildung führte Gaitonde [51] mit einem nach Taguchi optimierten Versuchsplan durch, indem er systematisch die Werkzeuggeometrie des Drehwerkzeuges und die Prozessparameter untersucht hat. Kulkarni [91] führt, um die Einflusseffekte der Werkstückhärte zu bestimmen, eine Optimierung mit der Monte-Carlo Simulationsmethode durch.

Eine Zusammenführung der Computermodellierung und der statistischen Versuchsme-
thodik erfolgt durch die Technik DACE (Design and Analysis of Computer Experiments) [76, /78, /92]. Einige Forschungsvorhaben beschäftigen sich mit Optimierungspro-
blemen für die Produktentwicklung, bei der auch die Finite-Elemente-Methode Einsatz
findet. Eine Übersicht von kommerzieller Versuchsplanungs- und Auswertesoftware, die
eine Vielzahl der angesprochenen Techniken unterstützen, findet sich bei Klein [76]
und Kleppmann [78].

1.2 Problemstellung

In der Zerspanung werden Kantenpräparationen eingesetzt, um die Schneidkante zu stabilisieren, Kerbverschleiß zu vermeiden, die Oberflächenqualität zu erhöhen oder die Schneidkante bei der Grobbearbeitung durch eine Schutzfase zu entlasten. Die Schneidkantenarchitektur beeinflusst dabei die Ausprägung der Deformationszonen, die Temperaturverteilung, die Eigenspannungen und die Schnittkräfte, so dass Verschleiß-
beständigkeit und Oberflächenintegrität des Bauteils maßgeblich von der Schneidkan-
tengestaltung abhängen. Günstige Schneidkantenarchitekturen beeinflussen die Leis-
tung eines Zerspanwerkzeuges auf zwei Weisen. Einerseits wird die Zuverlässigkeit
moderner Schneidstoffe erhöht. Andererseits wird das Versagen der Schneidkante hin-
ausgezögert. Darüber hinaus ist auch ein Bedarf an Kantensäuberung und Kantenge-
staltung vorhanden. Problematisch ist der Umstand, dass bei den meisten Verfahren
Schneidenecken zu stark bearbeitet werden und das Arbeitsergebnis schwer zu steuern
ist, da die Ausgangsqualität der Bauteile sehr stark variiert [3].

An eine ideale Schneidkantenverrundung wird eine Reihe von Anforderungen gestellt.
So müssen die präparierten Kanten anwendungstechnischen Anforderungen wie z. B.
Geometrie und Variabilität genügen, wobei die Streuung innerhalb enger Grenzen lie-
gen muss. Darüber hinaus müssen unterschiedliche Eingangsbedingungen, wie z. B.
Schartigkeit, Grat und Abmaße gezielt einstellbar sein. Insbesondere die Reduzierung

von Graten sowie der Schartigkeit ist eine Grundvoraussetzung, um reproduzierbare Kantengeometrien zu erzeugen.

Im Hinblick auf die Zerspanung sind in den letzten Jahrzehnten viele valide FEM-Formulierungen für Dreh-, Frä-, Bohr- und Sägesimulationen und weitere Verfahren erarbeitet worden. Die Simulationen decken somit die Innen- und Außenbearbeitung genauso ab wie den kontinuierlichen und unterbrochenen Schnitt. Ebenso sind geometrisch gestaffelte Lastfälle wie der Sägeprozess abbildbar. Die dabei zu berücksichtigenden Phänomene decken ein weites Feld der Ingenieurwissenschaften ab und umfassen Bereiche wie Metallurgie, Elastizität, Plastizität, Wärmetransport, Kontakt- und Bruchprobleme sowie den Einfluss von Kühlsmierstoffen. Für das FE-Modell wird somit eine Reihe von Charakteristika abgeleitet. So sind Zerspanungsprobleme sowohl in materialtechnischer als auch in geometrischer Hinsicht nicht-linear. In der Regel sind eine zusätzliche Wärmekopplung sowie die Berücksichtigung von Kontaktbedingungen erforderlich. Die Abbildung der freien Spanentstehung setzt eine automatisierte Neuversetzung und die Definition von Ablösungskriterien voraus. Zur Bewertung von Verschleißproblemen ist die Integration von Schädigungsalgorithmen erforderlich. Um den Verschleißfortschritt abzubilden, müssen darüber hinaus Optimierungsschleifen durchlaufen werden. Schließlich ist die Eigenspannungsvorhersage und Berücksichtigung von Schwingungen erwünscht.

In der Summe ist die Zerspansimulation somit mehrfach nicht-linear, was iterative Näherungslösungen erforderlich macht und die Definition von numerischen Abbruchkriterien voraussetzt. Dementsprechend unterliegen Zerspanungssimulationen einer gewissen numerischen Unsicherheit, die eine umfangreiche Validierung der Simulationsergebnisse erforderlich machen [120].

In vielen 2D- und 3D-Anwendungen ist dies bereits erfolgreich durchgeführt worden. Die Untersuchungsschwerpunkte liegen dabei vielfach auf der Spanbildung und Spanentstehung, der Oberflächenintegrität, der Leistungsauslegung, dem Materialfluss, der Scherlokalisierung sowie der Kontaktspannungs- und Reibungsanalyse in der Wirkfuge. 2D-Modelle bilden in diesem Zusammenhang vor allem die Bedingungen des Orthogonalschnitts ab und stellen eine weitreichende Modellabstraktion dar. 3D-Modelle erfordern ein Vielfaches an CPU- und Speicherleistung, rücken aber aufgrund der dynamischen Rechnerentwicklung verstärkt in den Fokus der Zerspanungsforschung.

1.3 Zielsetzung

Der Fertigungsprozess ist von vielen Einflussfaktoren abhängig. So gehört zu diesem System neben der Fertigungsmaschine, dem Werkstückwerkstoff auch das Werkzeug. An Werkzeugen mit geometrisch bestimmter Schneide kann das neben der Geometrie, der Schärfe, der Oberflächenbeschaffenheit, der tribologischen, physikalischen und me-

tallurgischen Eigenschaften sein. Diese selbst unterliegen wiederum Fertigungsstreuungen. Ein bedeutender Einflussfaktor ist die Herstellung einer in Abhängigkeit der Kombination aus Werkstück und Werkzeug angepasste Schneidkantenpräparation.

Mit der Methode der finiten Elemente (FEM) existiert eine Möglichkeit, Ergebnisgrößen wie z. B. Temperaturen und Kräfte zu berechnen. Damit konnte eine Reduzierung der Entwicklungs- und Prozessauslegungskosten sowie eine Erweiterung des Prozessverständnisses Einzug in viele Bereiche der Prozessentwicklung halten. Jedoch existieren unterschiedlich starke numerische Störgrößen, die eine systematische Untersuchung erforderlich machen. Anhand der Finiten-Elemente-Methoden sollen mathematische Modelle gebildet werden, die den Vorteil komplexer und angepasster Schneidkantenarchitektur hinsichtlich symmetrischer Schneidkantenverrundungen aufzeigen. Die Möglichkeit der Finiten-Elemente-Methode eine Standzeituntersuchung (Verschleiß) durchführen zu können, soll dabei eingesetzt werden.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, einen Beitrag zur Steigerung des Prozessverständnisses hinsichtlich der Schneidkantenarchitektur zu schaffen. Dabei sollen anhand des orthogonalen Spanes, der eine lineare und kontinuierliche Schneidkante besitzt, grundlegende Analysen durchgeführt werden, die zum Modellieren mathematischer Modelle dienen. Für den Einsatz der Finiten-Elemente-Methode werden die robusten numerischen Störgrößen bestimmt, die für die numerische Modellbildung des zweidimensionalen orthogonalen Spanens, des dreidimensionalen orthogonalen Spanens und der Verschleißmodelle eingesetzt werden. Das Vergleichen, Bewerten und Optimieren anhand der Simulationsergebnisse erfolgt mit Validierungsexperimenten.

2 Erkenntnisstand

Das Spanen mit geometrisch bestimmter Schneide und weitere Verfahrensvarianten werden nach DIN 8580 innerhalb der dritten Hauptgruppe der Fertigungsverfahren „Trennen“ zusammengefasst [42]. Die trennenden Verfahren sind dadurch gekennzeichnet, dass die Formänderung durch Verminderung des Materialzusammenhalts erfolgt. Damit dieses eintritt, ist eine Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück zu realisieren, bei der eine Energieübertragung stattfindet [38]. Zu den spanenden Fertigungsverfahren zählen nach DIN 8589 das Spanen mit geometrisch bestimmter und unbestimmter Schneide, die wie folgt definiert werden: „Trennen, bei dem durch die Schneiden eines Werkzeuges von einem Werkstück Werkstoffschichten in Form von Spänen auf mechanischem Weg abgetrennt werden“ [40].

2.1 Mechanik der Spanbildung

Um den Zerspanprozess in der Komplexität besser verstehen zu können, ist es erforderlich, den Spanbildungsvorgang näher zu betrachten. Mit diesem Verständnis über den Spanbildungsvorgang ist es möglich, die passenden Einstellparameter für das zu untersuchende Zerspanungsproblem zu finden.

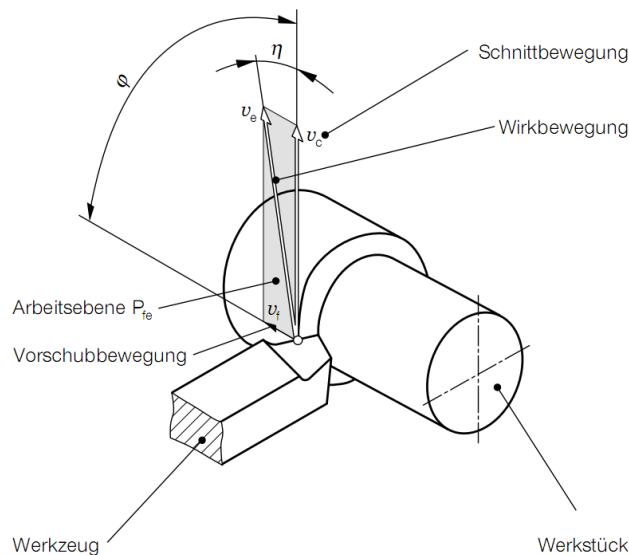


Abb. 2-1 Geschwindigkeiten der Hauptbewegungen [136]

Die folgenden Begriffe, Benennungen und Bezeichnungen zur Beschreibung des Schneidkeils entsprechen der Vorgabe nach DIN 6581 [39]. Der Schneidkeil ist der Bereich am Werkzeug, der während der Spanabnahme mit dem Werkstück in Kontakt ist. Zusätzlich sind für die Spanabnahme, neben der Geometrie am Schneidkeil, die Bewegungsrichtungen und -geschwindigkeiten des Werkzeuges bzw. Werkstückes an

der Wirkstelle von hoher Bedeutung. Die Bewegungen unterteilen sich in Haupt- und Nebenbewegungen, die sich darin unterscheiden ob sie unmittelbar an der Spanentstehung beteiligt sind (Hauptbewegungen) oder nicht (Nebenbewegungen). Die Hauptbewegung besteht aus der Schnitt- und Vorschubbewegung sowie aus deren Resultierenden, der Wirkbewegung. Die Nebenbewegungen sind die nicht unmittelbar an der Spanentstehung beteiligten Bewegungen, die aus Anstellen, Zustellen und Nachstellen bestehen [120].

In der Annahme, dass das Werkstück ortsfest ist und alle Bewegungen vom Werkzeug ausgeführt werden, ist der resultierende Geschwindigkeitsvektor die Wirkgeschwindigkeit v_e . Diese Annahme trifft in den häufigsten Fällen bei den spanenden Fertigungsverfahren zu, eine bekannte Ausnahme ist das Drehen. Hier werden trotzdem die Bezeichnungen entsprechend des ortsfesten Werkzeuges angenommen. Die in Abb. 2-1 dargestellte Zusammensetzung der Wirkbewegung erfolgt aus einer Komponente in Schnittrichtung mit der Geschwindigkeit v_c und einer Komponente in Vorschubrichtung mit der Geschwindigkeit v_f , wie sie beim Längsdrehen vorliegt. Für die eindeutige Definition der Lage der Wirkgeschwindigkeit ist der Wirkrichtungswinkel η und Vorschubrichtungswinkel φ erforderlich. Der Wirkrichtungswinkel η beschreibt die Lage zwischen der Wirkrichtung und der Schnittrichtung. Die Lage zwischen der Vorschubrichtung und der Wirkrichtung wird als Vorschubrichtungswinkel φ bezeichnet [120].

2.1.1 Systembezeichnungen

Die Spanfläche und Freiflächen begrenzen den Schneidkeil, an deren Schnittpunkt befindet sich die Schneidenspitze. Der unter diesen beiden Flächen eingegrenzte Winkel wird als Keilwinkel β bezeichnet. Für die Lage der Span- und Freifläche werden am Schneidkeil der Span- γ und Freiwinkel α eingeführt. Sie ergeben nach Gl. (2-1) in Summe 90° .

$$\alpha + \beta + \gamma = 90^\circ \quad (2-1)$$

Die Bezeichnung für A_γ als Spanfläche leitet sich davon ab, dass über diese Fläche der entstehende Span beim Spanbildungsvorgang abfließt. Die Bezeichnung der Fläche, die der neu entstehenden Oberfläche (Schnittfläche) zugewendet ist, wird als Freifläche A_α bezeichnet. Der Winkel zwischen den beiden Flächen sollte so gewählt werden, damit möglichst wenig Reibung zwischen Werkstück und Werkzeug entsteht, aber gleichzeitig eine stabile Schneide zur Verfügung steht. Der größte Einfluss bei der Spanbildung geht auf die geometrische Gestaltung des Werkzeuges zurück, die bei komplexen Werkzeugen eine Betrachtung sehr unübersichtlich macht. (z. B. mehrschneidiges Werkzeug in verschiedenen Raumebenen) hierfür dient die DIN 6580 [38].

In Abb. 2-2 sind einige bedeutende Bezeichnungen während des orthogonalen Zerspanens abgebildet.

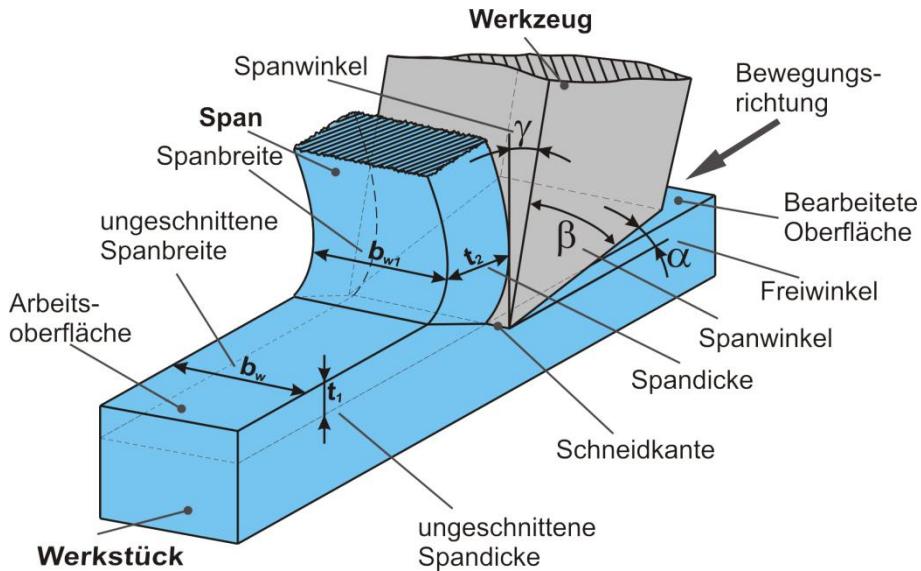


Abb. 2-2 Begriffsbestimmung beim orthogonalen Zerspanen

Als Vorschub f wird eine definierte Strecke pro Teilung (Umdrehung oder Hub) bezeichnet, die in der Arbeitsebene gemessen wird. Sie setzt sich aus Haupt- und Nebenbewegungen zusammen und wird durch deren Geschwindigkeiten beeinflusst. Bei mehrschneidigen Werkzeugen wie Fräsern, Bohrern und Sägebändern wird dieser Vorschub noch einmal aufgeteilt, da jede einzelne Schneide nur anteilig zum Gesamtvorschub beiträgt. Der jeweilige Vorschubanteil je Zahn z heißt Zahnvorschub f_z [120/, /32/, /38/].

Bei der Betrachtung der Eingriffsverhältnisse wird einerseits mit der Makrogeometrie das Werkzeug im Ganzen und andererseits mit der Mikrogeometrie der eigentliche Schneideneingriff betrachtet. Dies erfolgt jeweils im Bezug auf die Arbeitsebene. Die Schnitttiefe bzw. -breite a_p bezeichnet jeweils den Eingriff der Hauptschneide senkrecht zur Arbeitsebene und ist von der Lage der Hauptschneide der Fertigungsverfahren abhängig. Ist die rotierende Arbeitsachse des Werkzeuges parallel zur Arbeitsebene, entspricht dies der Schnitttiefe (z. B.: Längs-Rund-Drehen, Quer-Plan-Drehen und Stirnfräsen). Steht die Arbeitsachse des Werkzeuges senkrecht zur Arbeitsebene, entspricht dies der Schnittbreite (z. B.: Einstechen, Räumen und Walzfräsen). Beim Bohren entspricht die Schnittbreite dem halben Bohrerdurchmesser [32/].

Der Arbeitseingriff a_e bezeichnet die Größe des Eingriffes des Werkzeuges, gemessen in der Arbeitsebene senkrecht zur Vorschubrichtung [32/]. Der Eingriff der Schneide in der Vorschubrichtung definiert die Größe Vorschubeingriff a_f [120/]. Für die Querschnittsfläche eines abzunehmenden Spanes, gemessen senkrecht zur Schnittrichtung, wird der Begriff Spanungsquerschnitt A eingeführt. Dieser ist nach Gl. (2-4) abhängig von der Spanungsbreite und der Spanungsdicke. Beeinflusst wird die Breite und Dicke durch den Werkzeugeinstellwinkel (vgl. Gl. (2-2), (2-3)).

$$b = \frac{a_p}{\sin \chi_r} \quad (2-2)$$

$$h = f \cdot \sin \chi_r \quad (2-3)$$

Mit den Gleichungen (2-2) und (2-3) ergibt sich in Gl. (2-4) folgender Zusammenhang:

$$A = b \cdot h = a_p \cdot f \quad (2-4)$$

Für die eindeutige Beschreibung eines Schneidkeils in Abhängigkeit von Ort, Lage und Bewegungsrichtung werden genormte Bezugssysteme verwendet, in denen charakteristische Ebenen definiert sind. Diese gelten für alle Verfahrensvarianten und basieren auf zwei verschiedenen Betrachtungspunkten.

Im ersten Betrachtungspunkt wird davon ausgegangen, dass das Werkzeug nicht im Einsatz ist, sondern konstruiert, hergestellt oder geprüft wird und daher als Werkzeugbezugssystem bezeichnet wird. In dem Werkzeugbezugssystem wird die Verfahrenskinematik nicht berücksichtigt und weicht deshalb von den wirksamen Winkeln ab (Ausnahme Keilwinkel). Aus diesem Grund wurde ein zweites Bezugssystem definiert, das sich auf die Wirkweise des Werkzeuges im realen Zerspanprozess bezieht, dem Wirkbezugssystem. Die Bezugsebene des Wirkbezugssystems ist orthogonal zur Wirkrichtung ausgerichtet. Hingegen ist beim Werkzeugbezugssystem die Bezugsebene senkrecht zur Schnittrichtung ausgerichtet [/82/].

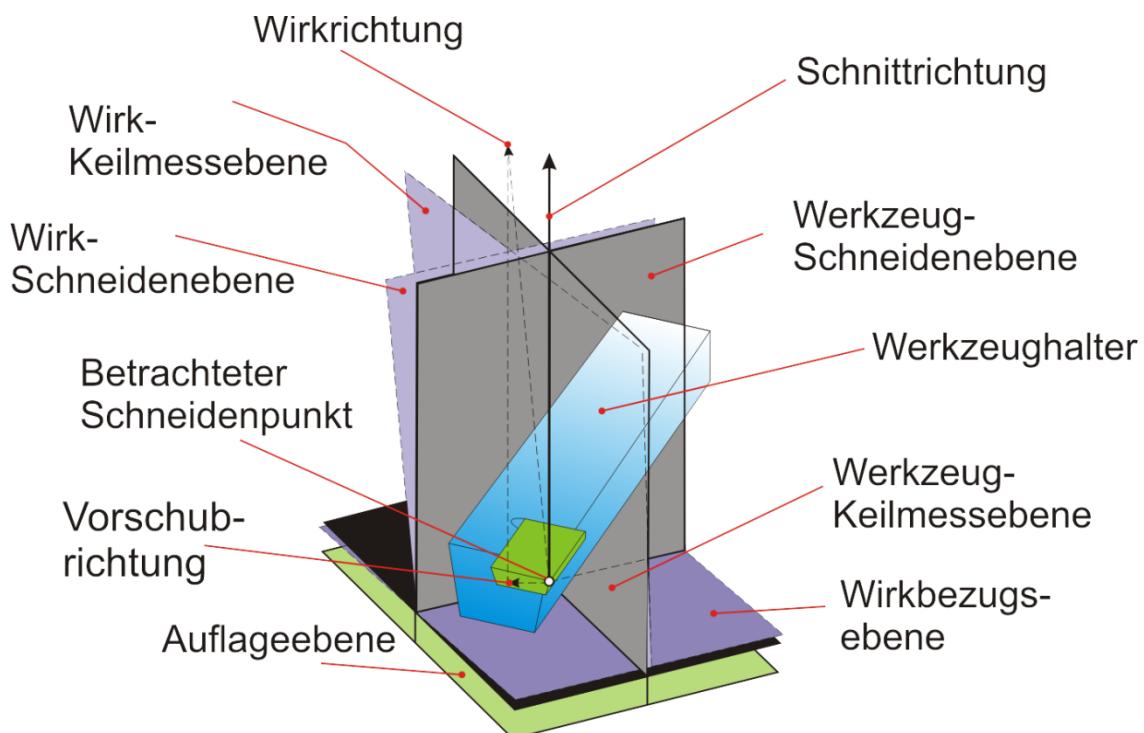


Abb. 2-3 Schnittebenen

Beide Bezugssysteme sind um den Wirkrichtungswinkel η um den Schneidenpunkt gedreht. Sie können jedoch übereinander liegen, wenn die Schnittrichtung der Wirkrichtung entspricht.

2.1.2 Spanbildung

Die Grundvoraussetzung bei der Spanbildung ist, dass die Werkstoffeigenschaften des Werkzeuges die des zu bearbeiteten Werkstückes übertreffen. Die Schneidkante hat beim Spanbildungsprozess die Aufgabe, die Atome des Werkstückmaterialgefüges zu trennen. Aufgrund der überwiegend elastisch-plastischen Materialeigenschaften der Werkstücke erfolgt dies zunächst im elastischen Bereich. Wird mit den auftretenden Schubspannungen die werkstückbezogene Fließgrenze überschritten, erfolgt die plastische Deformation. Diese nimmt bei der Spanbildung einen zentralen Betrachtungspunkt ein [120].

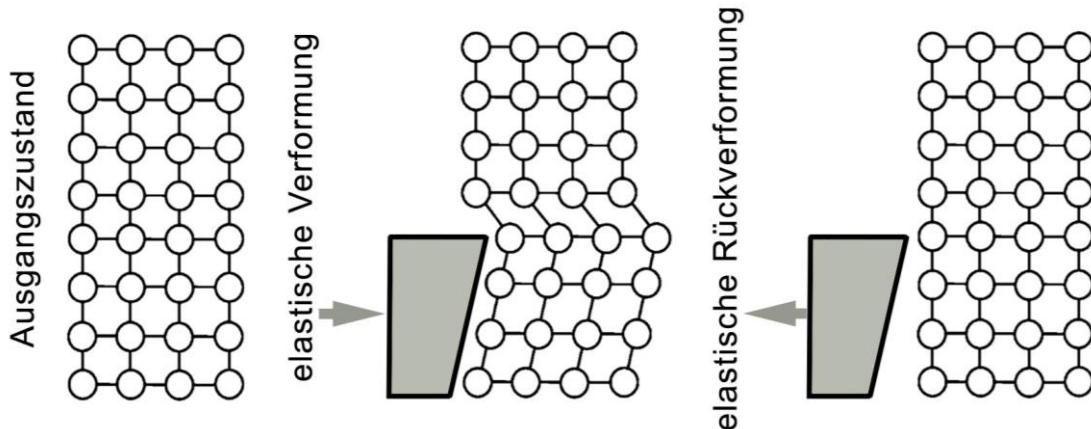


Abb. 2-4 Elastische Verformung

Die Elastizität eines Festkörpers ist von der Anordnung und der Bindungsstärke der Gitteratome abhängig und wird als der einfachste Zustand der mechanischen Eigenschaften von Feststoffen bezeichnet. Die mathematische Beschreibung für die lineare Elastizität erfolgt durch das Hookeschen Gesetz, Gl. (2-5). Die Beanspruchung der Festkörper wird, in Abhängigkeit der äußeren Belastungsrichtung an der Oberfläche, in drei Arten bzw. Komponenten der Beanspruchung und Formänderung unterschieden [66, 58].

Wird der Festkörper mit einachsiger Zug- (oder Druck-) Spannung und Dehnung (oder Stauchung) belastet, findet das Hookesche Gesetz in seiner ursprünglichen Form Anwendung, Gl. (2-5).

$$\sigma = E \varepsilon \quad (2-5)$$

Hierbei ist σ = Spannung, E = Elastizitätsmodul und ε = lineare Dehnung. Die Unterscheidung zwischen Zug- und Druckbeanspruchung erfolgt in der Vorzeichenkonvention

bzw. -umkehr. Erfolgt die Belastung des Festkörpers durch Schubbeanspruchung und Scherung wird das Hookesches Gesetz nach Gl. (2-6) angewendet. Hierbei ist τ = Schubspannung, G = Schubmodul und γ = Scherung (\simeq Tangens des Scherwinkels).

$$\tau = G\gamma \quad (2-6)$$

Die Gl. (2-6) findet häufig Verwendung, da in den meisten Fällen der elastischen Dehnung oder Stauchung der Probenkörper in Querrichtung kontrahiert oder dilatiert wird. Das Verhältnis der Formänderung zur Längs- und Querrichtung wird durch die Querkontraktionszahl beschrieben. Wird eine Zugspannung in x-Richtung auf einem Probenkörper angebracht, so treten Dehnungen in y- und z-Richtung auf, vgl. Gl. (2-7).

$$\varepsilon_{yy} = \varepsilon_{zz} = -\nu \cdot \varepsilon_{xx} \quad (2-7)$$

Für einige technische Anwendungen (z. B. Umformtechnik) hat sich die Darstellung der Fließkurven als logarithmische Formänderung bzw. Umformgrad durchgesetzt Gl. (2-8) .

$$\varphi = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) = \ln 1 + \varepsilon \quad (2-8)$$

Diese Darstellung ist auch für die Abbildung in gängigen Simulationswerkzeugen nach der Finiten-Elemente-Methode gebräuchlich. Die zeitliche Ableitung des Umformgrads wird als Umformgeschwindigkeit bezeichnet Gl. (2-9).

$$\lambda = \dot{\varphi} = \frac{d}{dt}\left(\frac{l}{l_0}\right) \quad (2-9)$$

Bei der Spanbildung ist die plastische Verformbarkeit des Materials der wichtigste Vorgang im Werkstoffgefüge. Diese ist hauptsächlich von den werkstofftechnischen Eigenschaften abhängig. Die Beeinflussung der plastischen Verformbarkeit kann zusätzlich durch gezielte Belastungen erfolgen, die in Abhängigkeit von Richtung und Betrag aufgebracht werden können. Der Betrag der Belastungen erfolgt als Spannungen und wird durch die Vorschubgeschwindigkeit v_f , die Schnittgeschwindigkeit v_c und die Schnitttiefe a_p beeinflusst. Die Richtungsbeeinflussung der Belastung erfolgt durch die Verfahrenskinematik, die durch die Festlegung des Werkzeug-Normalspanwinkels γ_n , des Werkzeug-Einstellwinkels κ_r und des Werkzeug-Neigungswinkels λ_s bestimmt wird [82/]. Der Trend, immer härtere Materialien bearbeiten zu wollen, führt dazu, dass die Schnitttiefe und Spanungsdicke reduziert wird. Jedoch ist für die Spanungsbildung eine Mindestspanungsdicke und -schnitttiefe erforderlich [43/, /17/].

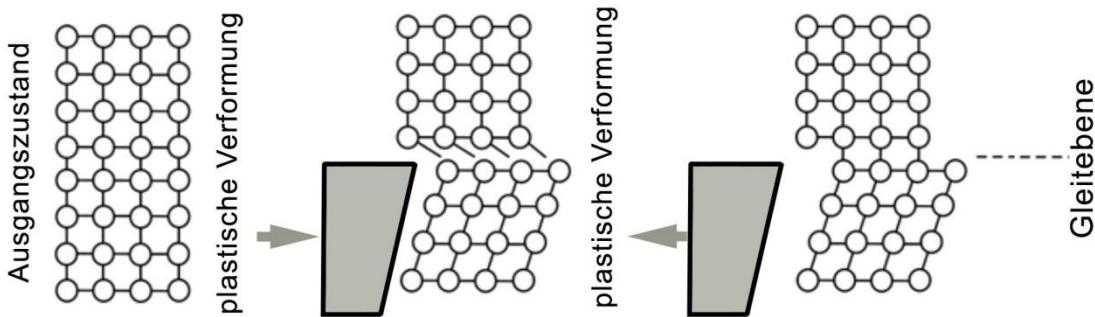


Abb. 2-5 Plastische Verformung

Für viele ingenieurtechnische Anwendungen ist das Verhalten im Grenzbereich von hoher Bedeutung. In diesem Bereich erfährt der Werkstoff plastische Deformationen, die im Vergleich zu den elastischen Verformungen nichtlinear und irreversibel und von der Vorgeschichte und der erfahrenen Belastung abhängen. Somit setzt sich das gesamte Verhalten eines Werkstoffes aus elastischen und plastischen Anteilen zusammen. Der Einfluss der Anteile ist höchst unterschiedlich. Aufgrund der Tatsache, dass die elastische Verformung im Vergleich zur plastischen Verformung sehr gering ist, trägt diese geringer zur Dehngeschwindigkeit bei, Gl. (2-10) [5].

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^{el} + \dot{\varepsilon}^{pl} \quad (2-10)$$

Dieses Verhalten im Grenzbereich wird mit der Plastizitätstheorie unter Spannungen an der Fließgrenze beschrieben. Es existieren verschiedene Beschreibungen für Materialien in diesem Grenzbereich. Zu den wichtigsten Beschreibungen der plastischen Deformation zählen die Ansätze für die Plastizität nach von Mises sowie die kinematische Verfestigung und der Anisotropien.

Um einen metallischen Körper in den plastischen Zustand zu versetzen, muss die durch eine äußere Last erzeugte Schubspannung den Scherwiderstand des Werkstoffes überwinden. Dabei darf die zugehörige Normalspannung die Kohäsionsgrenze nicht überschreiten. Entscheidend für den Werkstofffluss ist die Spannung, die den einachsigen homogenen Spannungszustand einleitet oder ihn aufrecht erhält. Sie wird als Fließspannung k_f bezeichnet und muss die erforderliche Mindestbeanspruchung für die Umformung eines Metalls erreichen [28]. Bei der Plastizität wird das Volumen nicht verändert, der hydrostatische Spannungszustand hat dabei keine Bedeutung, da er nur für die elastische Volumenänderung wichtig ist [5].

Der Plastizitätsansatz nach Mises behandelt den einachsigen isotropen Fall. Dieser liegt vor, wenn es im Spannungsraum der Hauptspannung eine zylinderförmige Fließfläche gibt, die die hydrostatische Achse umschließt. Das Werkstofffließen tritt in diesem Fall nur dann ein, wenn der Spannungszustand die Fließfläche erreicht. Somit ist der Abstand zwischen dem Spannungszustand und der hydrostatischen Fläche die Fließ-

spannung die über das plastische Fließen des Werkstoffes entscheidet vgl. Gl. (2-11) [/5/].

$$\tau = \sigma_1 = \frac{k_f}{\sqrt{3}} = \frac{\sigma_v}{\sqrt{3}} \quad (2-11)$$

Einen zusätzlichen Einfluss auf die tatsächliche Höhe der Fließspannung hat neben dem Werkstoff und dessen Gefügezustand, die Formänderung, die Verformungsgeschwindigkeit, die Temperatur und der Spannungszustand. Im Allgemeinen sinkt die Fließspannung mit steigender Temperatur und wächst mit zunehmender Formänderung und Formänderungsgeschwindigkeit [/28/].

Treten mehrachsige Spannungszustände oder zyklisches Verhalten auf, ist der isotrope Ansatz nach von Mises nicht mehr zulässig. In diesem Fall gibt es die Möglichkeit, diese über analytische Berechnungen mithilfe geeigneter Fließhypothesen zu berechnen. Zu den gängigsten Gestaltänderungsenergie-Hypothesen gehören die Ansätze nach Huber, v. Mises und Hencky (HMH) oder die Schubspannungshypothese nach Tresca, die dabei auf den grundlegenden einachsigen Spannungszustand zurückgeführt werden müssen. Hierbei werden die entsprechenden Vergleichsspannungen berechnet, die in Gl. (2-12) für v. Mises und Hencky und in Gl. (2-13) für Tresca beschrieben sind [/28/, /104/].

$$\bar{\sigma}_{HMH} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 + \sigma_x\sigma_y + \sigma_y\sigma_z + \sigma_z\sigma_x + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)} \quad (2-12)$$

$$\bar{\sigma}_{Tresca} = 2 \cdot \tau_{\max} = \sigma_I - \sigma_{II} \quad (2-13)$$

Der grundlegende Unterschied zwischen den Fließbedingungen nach HMH und nach Tresca findet sich nicht im ebenen Spannungszustand wieder, weil die Formulierungen dort die gleichen Ergebnisse liefern. Die Hypothese nach HMH wird mit einer einzigen nichtlinearen Funktion beschrieben. Bei der Fließbedingung werden alle drei Hauptnormalspannungen gleichermaßen berücksichtigt, Gl. (2-12). Hingegen stützt sich die Hypothese nach Tresca auf mehrere lineare Gleichungen, hier wird bei der Fließbedingung die mittlere Hauptspannung vernachlässigt, Gl. (2-13) [/28/, /104/].

Der Vorgang der Spanbildung beginnt zunächst mit der relativen Bewegung des Schneidkeils zur Werkstückoberfläche. Im ersten Moment wird das Werkstückmaterial elastisch verformt. Nachdem die Elastizitätsgrenze überschritten ist, beginnt der tatsächliche Spanbildungsvorgang. Dieser wird durch die Versetzungen des Metallgitters unter dem Einfluss der wirkenden Schubspannung hervorgerufen. Eine Erhöhung des Verformungswiderstands wird durch Versetzung herbeigeführt, die durch Fremdatome oder Lücken im Kristallgitter entstehen. Zusammen mit den Risskeimen, die an Korngrenzen entstehen, sind Sie bei der Spanbrechung und -entstehung sowie bei dem

Werkzeugverschleiß von Bedeutung (z. B. die Anreicherung der Automatenstähle mit S-, Mn- und/oder Pb-Atomen, die sich positiv auf das Zerspanverhalten auswirken) [/120/].

In Abhängigkeit von Werkstoff und den beschriebenen Spanbedingungen lassen sich nach Ernst [/45/] die entstehenden Spanbildungsarten phänomenologisch einteilen:

Die *Fließspanbildung* bezeichnet die kontinuierliche Spanentstehung, die bei einer ausreichenden Verformungsfähigkeit ($\varepsilon_B > \varepsilon_0$) des Werkstoffes entsteht [/155/]. Begünstigt wird sie durch hohe Schnittgeschwindigkeiten, geringe Spanflächenstauchung, positive Spanbildung und geringe Spanungsdicken. Sie findet bei Werkstoffen mit einem gleichmäßigen und feinkörnigen Gefüge sowie hoher Duktilität statt [/120/].

Die *Lamellenspanbildung* kann dann eintreten, wenn im Kontaktbereich des Spanbildungsvorgangs sich zeitlich stark veränderte Reibungsverhältnisse einstellen oder Schwingungen zu Schwankungen bei der Spanungsdicke führen oder $\varepsilon_B < \varepsilon_0 < \varepsilon_Z$ gilt [/133/, /155/]. Im Span ist dies durch die erhöhten Gefügeverformungen und Scherbänder zu erkennen [/82/, /120/]. Werkstoffe mit einem hohem Formänderungsvermögen und hoher Festigkeit begünstigen diese Art der Spanbildung [/120/]. Zudem begünstigt die Lamellenspanbildung hohe Schnittgeschwindigkeiten und hohe Vorschübe [/65/].

Die *Scherspanbildung* ist ein Spezialfall der Lamellenspanbildung und besteht aus Spanteilen, die in der Scherebene getrennt und wieder zusammengeschweißt werden [/133/, /155/]. Sie bilden sich in den meisten Fällen, wenn $\varepsilon_Z < \varepsilon_0$ gilt [/155/] und wird durch zusätzliche Schwingungen aus dem Werkzeugmaschinensystem begünstigt [/157/]. Die Scherspäne können bei geringen Schnittgeschwindigkeiten, größeren Spanungsdicken und negativen Spanwinkel auftreten. Im Span lässt sich das durch die starken Unterschiede der Verformungstextur erkennen [/120/].

Die *Reißspanbildung* ist dadurch gekennzeichnet, dass sie mit geringer plastischer Formänderung auskommt und sich dadurch von allen weiteren Spanbildungsarten unterscheidet. Die zusammenhängenden Atome werden während des Spanbildungsvorgangs aus dem unverformten Kristallgitter gerissen. Die Oberflächengüte wird daher durch den Reißvorgang festgelegt. Begünstigt wird dieser Vorgang zusätzlich durch Werkstoffinhomogenitäten [/120/]. Bei Werkstoffen mit sehr spröden Eigenschaften tritt diese Spanbildungsart auf [/82/].

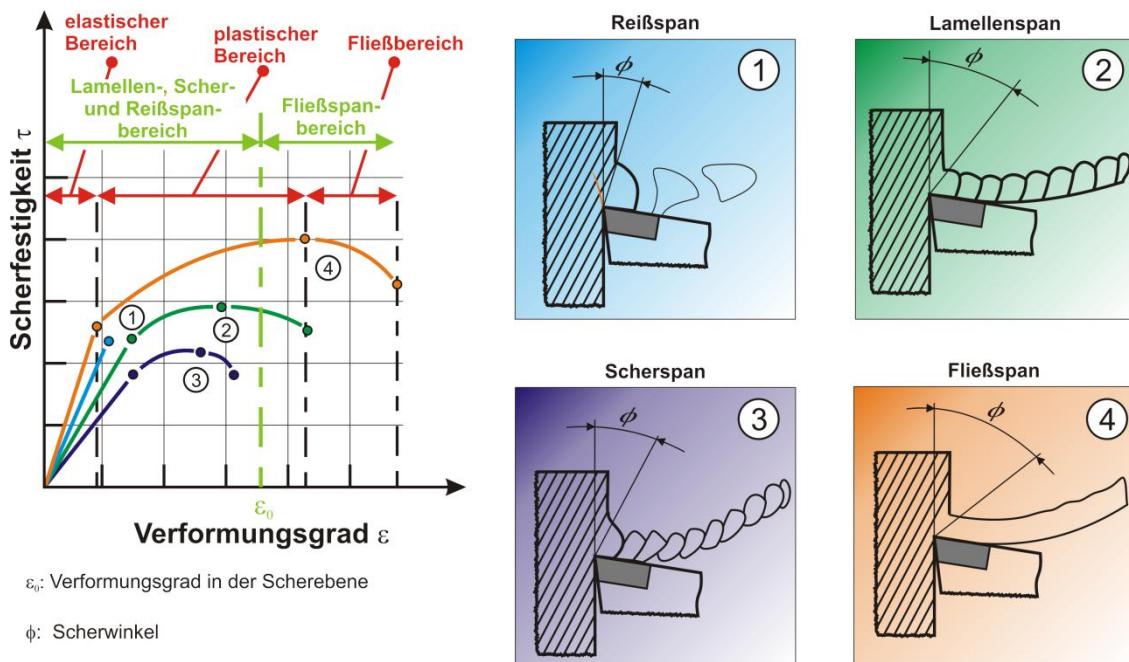


Abb. 2-6 Spanarten in Abhängigkeit der Werkstoffeigenschaften

2.1.3 Thermomechanische Phänomene

Die Komplexität der Spanbildung ist dadurch gekennzeichnet, dass chemisch-physikalische Vorgänge bei der Spanbildung auftreten, die nichtlinear sind. Insbesondere bei der Spanbildung metallischer Werkstoffe treten sowohl große plastische Dehnungen als auch extreme Verformungsgeschwindigkeiten im Werkstückmaterial auf (Abb. 2-7 links).

Nichtlinearitäten treten in den Temperaturfeldern der Kontaktbereiche auf, die durch extreme Aufheizphasen und Gradienten kennzeichneten sind. Der Wärmetransport in diesen Kontaktbereichen erfolgt durch Wärmeleitung, Konvektion und Strahlung. Zusätzlich können in diesem Bereich tribologische Vorgänge auftreten, die üblicherweise Diffusions-, Abriebs-, Adhäsions- und Pressschweißprozesse sind (Abb. 2-7 rechts). Mögliche Risse bei der Spanbildung entstehen dann, wenn die wirksame Normalspannung die zulässige Kohäsionsgrenze überschritten hat [120].

Die Spanbildung von metallischen Werkzeugen erfolgt weitestgehend unter adiabaten Bedingungen. Das Abscheren des Spans findet in einem Gebiet statt, dessen Breite 5 bis 10 % der Spanungsdicke beträgt. Die Kontaktlänge zwischen Span und Werkzeug ist normalerweise kleiner als 3 mm. Zur eigentlichen Deformation können Werkzeugdrücke bis 30 GPa auftreten. Durch den hohen und kurzen Energieeinfluss in den Kontaktzonen treten Aufheizgeschwindigkeiten von bis zu 10^6 Ks^{-1} auf. Dadurch können die Werkzeugspitzen bis 1600 K aufgeheizt werden. Dies wirkt sich auch auf die Temperaturgradienten aus, die in der Scherzone bis zu $0,2 \text{ K}\mu\text{m}^{-1}$ und in der Fließzone bis zu $60 \text{ K}/\mu\text{m}$ groß werden können. Die dabei entstehenden Verformungsgeschwindigkeiten

liegen bei konventioneller Spanbildung zwischen 10^4 und 10^6 s^{-1} und können bei Spanbildung mit hohen Geschwindigkeiten bis 10^8 s^{-1} betragen. Nach dem Zerspanungsvorgang können in der Oberflächenrandzone plastische Deformationen von 20 % zurückbleiben [120/, /116/].

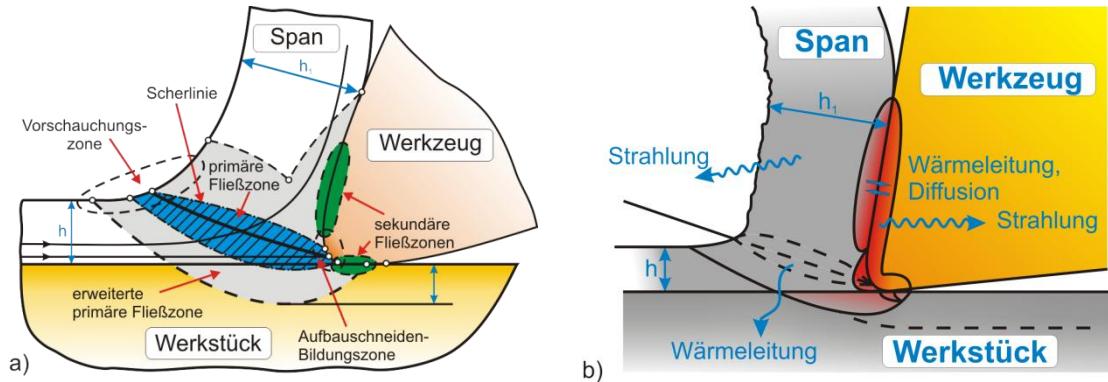


Abb. 2-7 Spanbildung: a) Deformationszonen, b) Wärmetransport

Treten hohe Dehnungen und Temperaturveränderungen auf, müssen diese bei der numerischen Modellierung berücksichtigt werden. Hierbei handelt es sich um thermisch und mechanisch gekoppelte Analysen. Abhängig von dem Vorgang, der die Energie einbringt, wird grundsätzlich in zwei Arten der gekoppelten thermisch-mechanischen Analyse unterschieden. Zum einen erzeugt eine Temperaturveränderung wegen der Wärmeausdehnung des Materials eine zusätzliche Dehnung, zum anderen erzeugt umgekehrt eine plastische Umformung Wärme und ruft damit eine Temperaturerhöhung hervor [5/].

Die Kopplung zwischen der thermischen und mechanischen Analyse ist aufgrund der plastischen Umformung und den hohen Temperaturgradienten während der Spanbildung in der Scherebene erforderlich und stellt ein besonders schwieriges Problemfeld der Finiten-Elemente-Analyse dar. Dabei setzt sich die Wärme aus der inelastischen Verformungsarbeit, der plastischen Umformung und aus der Reibungsarbeit an Span- und Freifläche zusammen. Um diese thermischen Vorgänge berücksichtigen zu können, müssen die mechanische und die thermische Berechnung aneinander gekoppelt werden. Dies führt zum Aufstellen eines vollständig gekoppelten Gleichungssystems. Die Temperatur dient bei der mechanischen Formulierung lediglich zur Ermittlung der temperaturabhängigen Werkstoffkennwerte. Die Daten aus der mechanischen Berechnung dienen bei der thermischen Berechnung als Eingangsgrößen und die Kopplung kann bei jeder Iteration oder bei jedem Zeitintervall erfolgen [88/].

2.1.4 Finite-Elemente-Analyse (FEA)

Um die experimentellen Untersuchungen während der Produktentwicklung und Produkterprobung zu reduzieren, bieten sich numerische Methoden an. Für den Bereich

der numerischen Zerspananalyse hat sich überwiegend die Finite-Elemente-Methode (FEM) durchgesetzt, wobei Methoden der Finite-Differenzen und der Randelemente Einsatz finden. Bei der Finiten-Elemente-Methode handelt es sich um ein numerisches Verfahren zur näherungsweisen Lösung von kontinuierlichen Feldproblemen. Der Ursprung der Finiten-Elemente-Methode liegt in der Lösung von Spannungsproblemen in der Strukturmechanik. Dieser Ansatz entwickelte sich zügig weiter und erschloss die Kontinuumsmechanik [12].

Der Vorgang einer Finiten-Elemente-Analyse (FEA) unterteilt sich in Datenaufbereitung mittels Preprozessors sowie der Berechnung und Auswertung der Ergebnisse mittels Postprozessor. Mit dem Preprocessor werden die notwendigen Informationen zur Modellierung für die Berechnung vorbereitet. Für eine vollständige Modellierung sind im Preprocessing die Schritte Geometriedefinition, Vernetzung, Eingabe der Werkstoffdaten, Kontaktdefinition, Definition der Anfangs- und Randbedingungen erforderlich. Die Ergebnisbetrachtung im Postprocessing umfasst eine Vielzahl von Möglichkeiten der grafischen Darstellung und Weiterverarbeitung der Ergebnisse. Es ist nötig, sich kritisch mit den Ergebnissen auseinanderzusetzen (Plausibilitätsprüfung). Ein Vergleich der Resultate mit Erfahrungswerten, überschlägigen Berechnungen oder experimentellen Ergebnissen ist unverzichtbar. Typische Analysegrößen sind z. B.: Zerspankraft, Spannungen und Temperatur.

Zu den möglichen Fehlerquellen einer FEA gehören:

- Diskretisierungsfehler durch Interpolation der Geometrie bei der Vernetzung und Interpolation der Zustandsgrößen,
- fehlerhafte Eingangsdaten (z. B. Werkstoffdaten, Prozessdaten, Reibverhältnisse),
- numerische Fehler (z. B. durch numerische Integrationsverfahren) und
- Rundungsfehler durch begrenzte Genauigkeit der Gleitkommadarstellung im Rechner [82].

Zu den gebräuchlichsten Diskretisierungsansätzen für das Kontinuum in der FEM gehören die Langrangsche und die Euler-Formulierung. Sie unterscheiden sich dahin gehend, dass die Langrangsche Formulierung materialgebunden und die Euler Formulierung ortsfest ist [8]. Dadurch besteht bei der Langrangsche Formulierung die Möglichkeit, die Veränderung der Zustandsgrößen eines bestimmten Partikels über den gesamten Umformprozess zu beobachten. Nachteilig sind die großen plastischen Deformationen und die einhergehenden Verzerrungen des Netzes, die unter Umständen eine Neuvernetzung erfordert. Für das Neuvernetzen ist eine Interpolation der Zustandsgrößen vom verzerrten auf das neu erzeugte Netz erforderlich. Dies führt je nach Anzahl der Neuvernetzungszyklen zu einer unerwünschten, mehr oder weniger stark ausgeprägten

Glättung der Zustandsgrößen. Ein häufiges Anwendungsgebiet für die Langrangesche Beschreibung sind Problemstellungen aus der Festkörpermechanik.

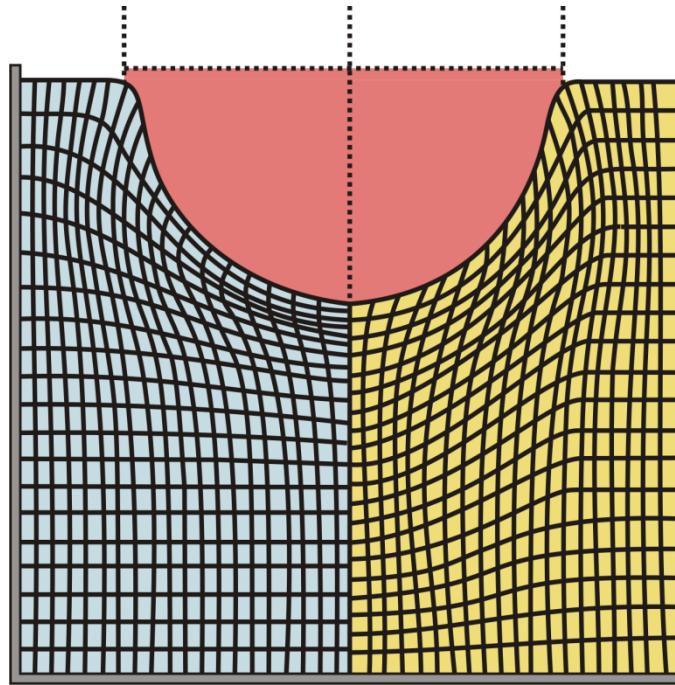


Abb. 2-8 Vergleich der Netzerzeugung zwischen der Arbitrary Lagrangian Euler Formulierung (rechte Seite) und der Lagrange Formulierung (linke Seite) nach Astakhov /4/

Bei der Euler Formulierung wird bei der Betrachtung der Zustände von einem raumfesten Beobachtungspunkt ausgegangen. Dabei interessieren die Wege der einzelnen Körper bzw. Teilchen nicht und werden vernachlässigt. Daher eignet sich diese Formulierung für Strömungssimulationen.

Die ALE („Arbitrary Lagrangian EULERian“) Formulierung, der Kombination der beiden zuvor genannten Formulierungen, nutzt die jeweiligen Vorteile. Dadurch kann das Netz eine vom Werkstoff unabhängige Bewegung erlauben, solange dabei die Gestalt der betrachteten Domäne erhalten bleibt. Dies wird dadurch erreicht, dass zu Beginn einer Simulationsrechnung das Ausgangsnetz nach der Langrangesche Formulierung diskretisiert wird. Entsteht durch eine Veränderung Teilbereiche des vernetzten Volumens eine ungünstige Geometrie, erfolgt so lang eine Verschiebung der Elementknoten, dass sich ein numerisch stabiles FE-Netz einstellt. Der Vorteil dieser Technik begründet sich hingegen anderen Adoptionsverfahren dahingehend, dass die Anzahl der Knoten sowie die Anzahl der Elemente konstant bleiben [162], [84].

Neben der Form des Diskretisierungsansatzes ist auch der Lösungsansatz der Bewegungsgleichung von Bedeutung, den expliziten und impliziten Verfahren. Das implizite Verfahren ist dadurch gekennzeichnet, dass sie keine Begrenzung der Zeitschrittweite Δt durch die Schallgeschwindigkeit c , wie es nach Gl. (2-14) für die explizite Langrangesche Formulierung gilt, besitzt. Die existierenden nicht-linearen Gleichungs-

systeme (z. B. Newton-Raphson) suchen Lösungen für jeden einzelnen Zeitpunkt [129/]. Für die Umsetzung zur Spanmodellierung ist jedoch eine Trennlinie im Werkstück notwendig (Abb. 2-9). Diese wird auf der Höhe der Werkzeugspitze und parallel zur Werkstückoberfläche festgelegt. Auf dieser Trennlinie werden die Verbindungselemente, die aus zwei Knoten mit denselben Koordinaten bestehen, positioniert ($d = 0$). Diese Verbindungselemente besitzen die Zustände starrer Verbindung oder Trennung. Abhängig ist dies vom Abstand D zwischen der Werkzeugspitze und dem nächsten Element der Trennlinie. Wenn D einen zuvor definierten Wert erreicht oder unterschreitet, wird das Element aufgelöst und Span und Werkstück werden getrennt. Der Spanbildungsvorgang wird dabei rein geometrisch betrachtet und erst später mit materialspezifischen Daten analysiert [120/].

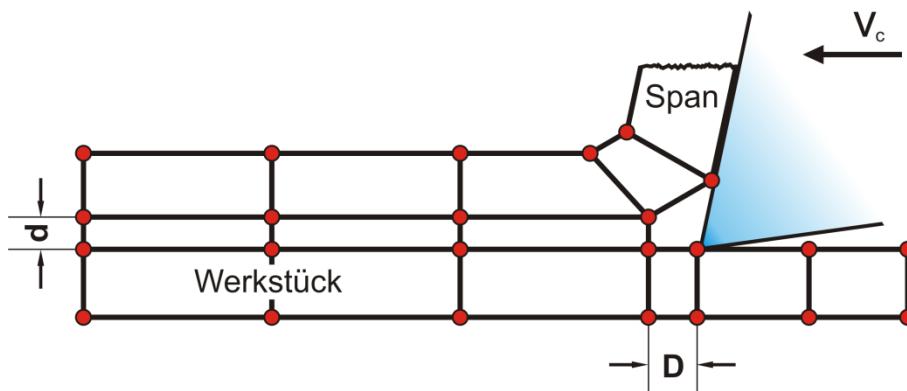


Abb. 2-9 Implizite Langrangesche Formulierung

Die explizite Langrangesche Formulierung unterscheidet sich von der impliziten Langrangesche Formulierung dahin gehend, dass keine globale Steifigkeitsmatrix verwendet wird. Der zu untersuchende Prozess wird bei der expliziten Langrangeschen Formulierung als ein in Zeitschritte unterteiltes dynamisches Problem betrachtet. Mittels Differenzenschema werden die Größen zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ aus den zum Zeitpunkt t verfügbaren Werten bestimmt. Dieses Verfahren ist stabil wenn Δt kleiner ist als die Zeit, die eine elastische Welle benötigt, um eine der kürzesten Elementkante entsprechende Strecke zurückzulegen. Daraus erschließt sich, dass der mögliche Zeitschritt abhängig von der im Werkstoff vorliegenden Schallgeschwindigkeit c ist, die sich wiederum nach Gl. (2-14) aus der Dichte ρ und dem Elastizitätsmodul E zusammensetzt.

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (2-14)$$

Oftmals bewegen sich die Zeitschritte in der Größenordnung von Mikrosekunden, die dazu führen, dass eine Vielzahl von Rechenschritten erforderlich ist [129/, /24/]. Für die Modellierung von Spanbildungsvorgängen bedeutet dies, dass keine Trennlinie mehr vorgegeben werden muss. Die Materialtrennung erfolgt durch den Vergleich mit der kritischen Schädigungsspannung für jeden Knoten. Ist die kritische Schädigungsspannung

erreicht, erfolgt eine Verdoppelung der Knoten (Trennen). Die Qualität des Trennens ist von der Effektivität des automatischen Neuvernetzens im Belastungsgebiet abhängig [120/].

Bei der Netzerzeugung gibt es eine Vielzahl von verschiedenen Algorithmen. Diese müssen während der Berechnung ständige Änderungen der Elementeigenschaften von der Elementverzerrung bis hin zur plastischen Verformung des Werkstoffes berücksichtigen können. Um die Qualität der Ergebnisse zu verbessern, wurden Hilfstechniken bei den Netzerzeugungsalgorithmen implementiert. Zu diesen Techniken gehören das Neuvernetzen während der Berechnung, die Netzglättung und die lokale Verfeinerung des Netzes (vgl. Abb. 3-12).

2.2 Schneidkantenpräparation

Im Zerspanungsprozess ist der Kontaktbereich zwischen Werkzeug und Werkstück am höchsten belastet, da dieser für die Zerspanung zuständig ist und oftmals nur wenige µm groß ist. Dort liegt das Problem, denn der Übergang zwischen der Span- und Freifläche erfährt bei herkömmlichen Werkzeugen keine weitere Behandlung. Dort setzt die Schneidkantenpräparation an, um diesen Bereich zielgerichtet für den wirtschaftlichen Erfolg zu bearbeiten, der durch Standbegriffe wie Standzeit gemessen wird. Durch die Schneidkantenpräparation erfährt die Schneidkante eine Stabilisierung und eine Verbesserung der Oberflächenqualität. Es existieren verschiedene Schneidkantenpräparationsverfahren für die Schneidkantenarchitekturen, die für den jeweiligen Zerspanungsprozess anzupassen sind. Mit einer gezielten Schneidkantenarchitektur ist es möglich, die Ausprägung der Deformationszonen, die Temperaturverteilung, die Eigenspannungen und die Schnittkräfte zu beeinflussen [164/, /125/].

2.2.1 Geometrische Beschreibung

Der Einfluss der Schneidkantenarchitekturgestaltung wirkt sich in der Mesozerspanung deutlich im Arbeitsergebnis aus. Um dieses zu verbessern, ist es erforderlich, die Mikro- bzw. Nanobearbeitung für diese Werkzeuge zu erforschen, damit die Schneidkante zielgerichtet bearbeitet werden kann. Hieraus ergibt sich zudem die Betrachtung des Werkzeugverschleißes und der Werkzeugstandzeit [46/]. Für die Gestaltung der idealen Schneidkantenpräparation werden neben der Architektur auch fertigungstechnische Anforderungen gestellt, die möglichst in einem geringen Toleranzfeld liegen sollen. So müssen für die gewählte Präparationsmethode die unterschiedlichen Eingangsbedingungen, die aus Grat, Schartigkeit und Abmaßen bestehen, gezielt einstellbar sein [35/].

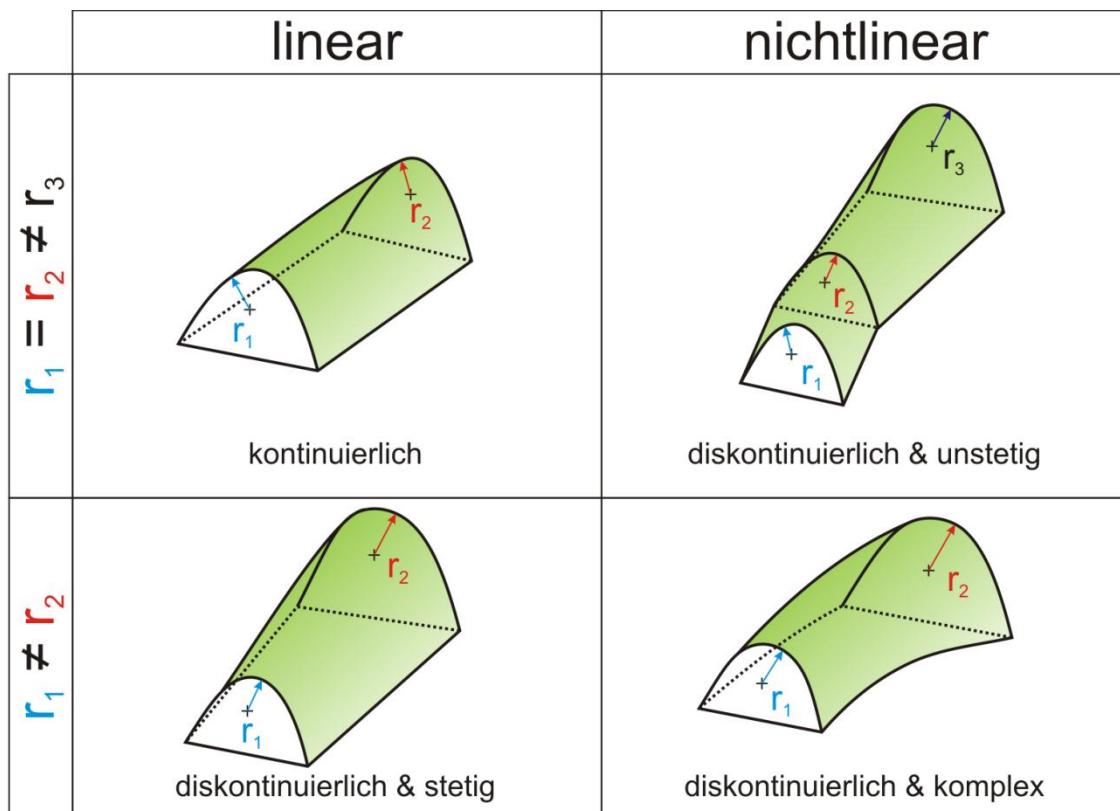


Abb. 2-10 Architekturverlauf entlang der Kante am Beispiel des idealen Radius

Die Varianten der Schneidkantenarchitekturen unterteilen sich in symmetrische und asymmetrische Kantenarchitekturen und werden durch den Verlauf der Schneidkante beeinflusst. Der Schneidekantenverlauf unterteilt sich dabei in einen linearen oder nicht-linearen Konturverlauf (vgl. Abb. 2-11) und wird durch die vorliegende Geometrie der Schneidkante und dem Präparationsverfahren beeinflusst.

Die Herstellung der Schneidkantenpräparation unterteilt sich in Verrundung und Fasen sowie der Kombination aus beiden (vgl. Abb. 2-11). Die Kombination der beiden Verfahren begründet sich darin, dass beim Anbringen von Fasen an den Übergängen zu der Span- bzw. Freifläche neue scharfe Schneiden entstehen. Diese neigen bei längerem Einsatz zum Ausbrechen. Durch das Anbringen von Fasen erhöht sich der Anteil der kumulierten negativen Spanwinkel über das Eindringverhalten und führt dazu, dass im Vergleich zu verrundeten Schneidkanten höhere Zerspankräfte notwendig sind [33].

	Symmetrisch	Asymmetrisch
Kante	<p>Ideal T-Land-Fase</p>	<p>Schutzfase Doppelte Fase</p>
Radius	<p>Idealradius</p>	<p>Trompetenform Wasserfall</p>
Kombiniert	<p>Fase + Radius ($r_1 = r_2$)</p>	<p>Fase + Radius ($r_1 \neq r_2$)</p>

Abb. 2-11 Einteilung der Schneidkantenarchitekturen

Aktuelle Untersuchungen kommen zu der Erkenntnis, dass angepasste asymmetrische Schneidkantenarchitekturen hinsichtlich des Werkzeugverschleißes Vorteile besitzen. Um diese Asymmetrie charakterisieren zu können, ist nach Becker [10] ein K-Faktor-Modell eingeführt worden (vgl. Abb. 2-12).

Mit dem K-Faktormodell nach Abb. 2-12 wird ein Kantenpräparationsverhältnis K zwischen den präparierten Längen der Span- S_γ und Freifläche S_α berechnet. Ist der Wert für $K < 1$, neigt sich die Lage der präparierten Schneidkante zur Freifläche. Zusätzlich ist es erforderlich, den Abstand zwischen dem höchsten Kantenpunkt und dem idealen Schnittpunkt (Δr) sowie die Winkellage der zugehörigen Verbindungsline anzugeben. Mit Δr wird die Größe der präparierten Schneidkante beschrieben, die bei einem kleinen Δr als ein scharfkantiges Werkzeug bezeichnet wird.

Das K-Faktormodell berücksichtigt nicht die Eingriffsverhältnisse im Prozess und dient daher ausschließlich der geometrischen Beschreibung von symmetrischen und asymmetrischen Schneidkanten. Jedoch stellte Denkena et al. fest, dass es Abhängigkeiten der Vorschub- und Abdrängkraft sowie eine Unabhängigkeit der Schnittkraft vom K-Faktor gibt [35].

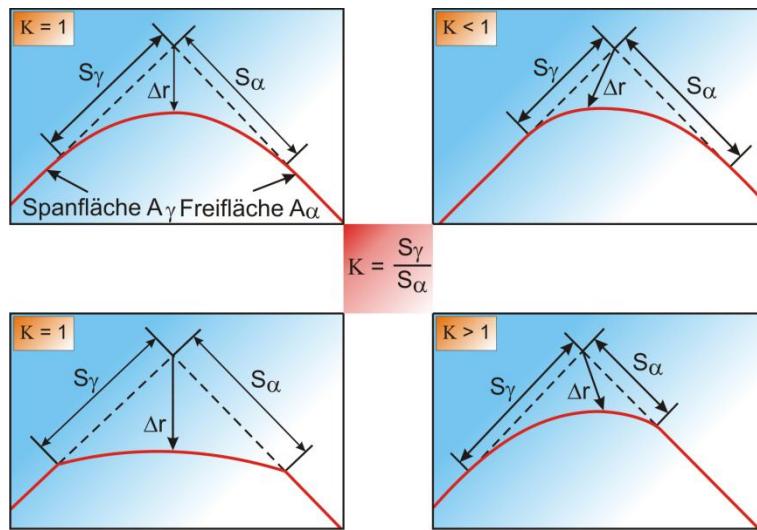


Abb. 2-12 K-Faktormodell

2.2.2 Präparationsverfahren

Durch den Einsatz der präparierten Schneidkante in der Zerspanung und der verbundenen höheren Kantenbelastung rückt die Mikrobearbeitung stärker in den Vordergrund. Die Bearbeitungsverfahren unterteilen sich die sich in chemische, thermisch-chemische und mechanische Verfahren (vgl. Abb. 2-13).

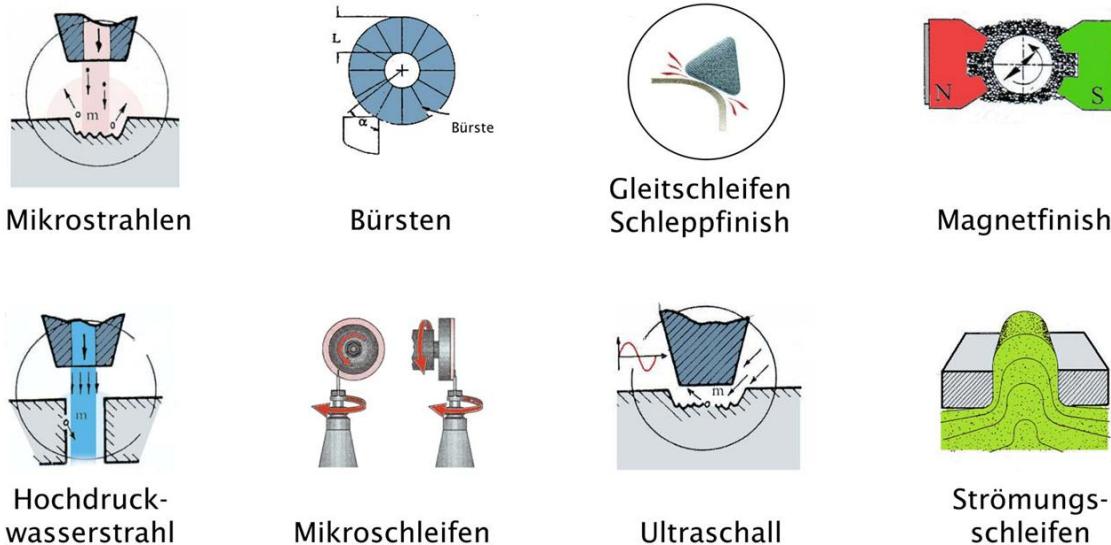


Abb. 2-13 Mechanische Verfahrensübersicht der Schneidkantenpräparation [25/]

Die angestrebte Schneidkantenarchitektur steht bei der Auswahl der Präparationsverfahren im Mittelpunkt und wird durch die Wirkzusammenhänge, die in Abb. 2-14 dargestellt werden, beeinflusst. Oftmals erfolgt nach der Präparation eine Weiterbehandlung. Deshalb können z. B. chemische Verfahren zum Herstellen von Schneidkantenpräparation ungünstig sein, wenn diese danach beschichtet werden sollen.

Die verschiedenen Verfahren unterscheiden sich wesentlich an dem erzielten Ergebnis, der Radiengröße oder der Kantenarchitektur. Für den Einsatz von Kantenradien werden überwiegend mechanische Verfahren eingesetzt. Sollen scharfe Kanten ($r_n < 5 \mu\text{m}$) hergestellt werden, wird dies durch das Schleifen der Spanfläche ermöglicht. Für mittlere Schneidkantenradien ($5 \mu\text{m} \leq r_n \leq 20 \mu\text{m}$) eignet sich der Einsatz mittels Mikrostrahlen der Span- und Freiflächen. Große Radien an der Schneidkante ($r_n > 20 \mu\text{m}$) lassen sich mit Bürsten der Schneidkanten erzeugen. Der Vorteil der Strahl- und Bürsttechnik ist der geringe finanzielle Aufwand für die jeweiligen Verfahren. In einigen Forschungsvorhaben wird mit Magnetfinishing oder Laserstrahlen versucht, Radien zu erzeugen, die jedoch zurzeit im Größenbereich von 30 bis 50 μm liegen. Problematisch wird die Anbringung von Schneidkantenradien an rotierenden Werkzeugen, da bei diesen der Schneidkantenverlauf oftmals komplex ist. Hier eignet sich das Gleitschleppschleifen, da die vielen kleinen Granulatpartikel kontinuierlich an der Schneidkante die Verrundung durchführen. Eine verlässliche Reproduzierbarkeit der Arbeitsergebnisse ist mit diesem Verfahren beim Einsatz an komplexen Schneidkantenverläufen schwer möglich sowie bei der Herstellung von Radien kleiner 10 μm [128, /124/, /126/].

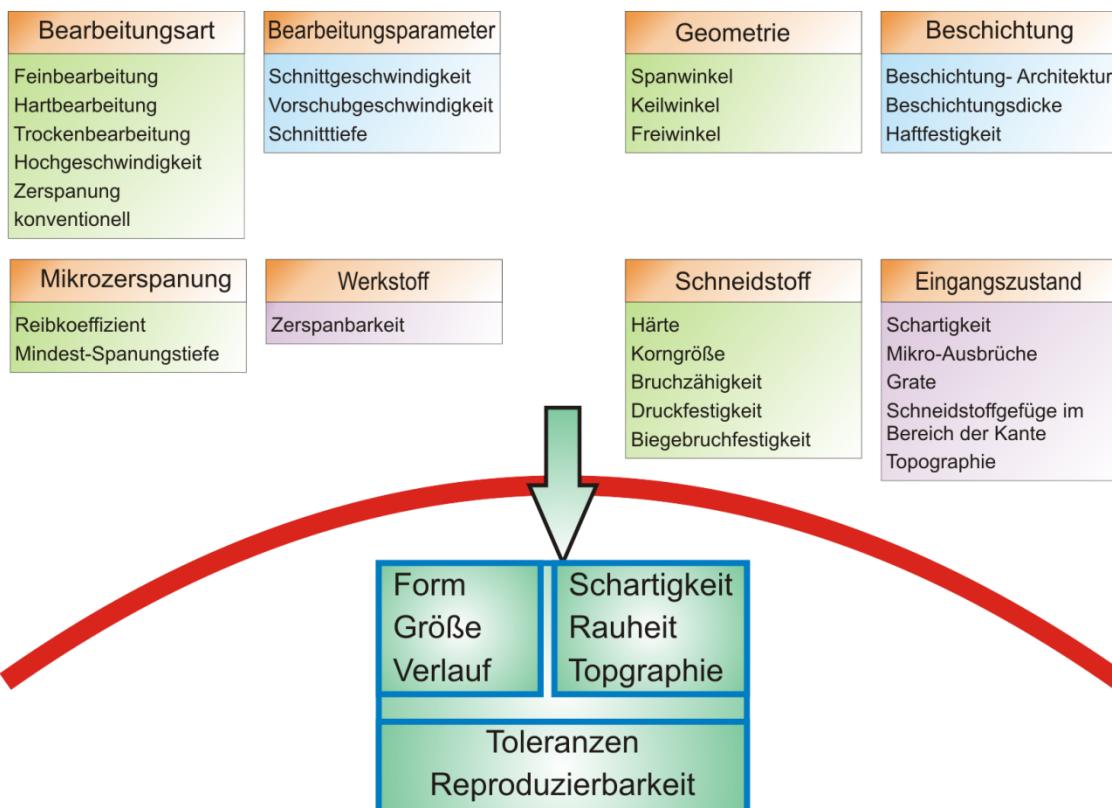


Abb. 2-14 Wirkzusammenhänge bei der Kantenpräparation

Industriell werden die Verfahren Sandstrahlen, Bürsten oder Gleitschleppschleifen seit einigen Jahren eingesetzt. Dabei erzeugen diese Verfahren nicht nur an der Schneidkante, sondern an allen Oberflächen, die durch das Präparationsverfahren kontaktiert werden, eine Aufrauung oder Glättung. Das Gleitschleppschleifen zeichnet sich dadurch aus, dass es zuverlässig homogene Verrundungen erzeugt. Das Sandstrahlen reagiert

empfindlich auf veränderte Randbedingungen wie z. B. Grate und muss deswegen ständig angepasst werden. Hierbei wirken sich die Form der Strahldüse und die Strahlzeit extrem auf das Arbeitsergebnis aus. Das Strahlen und das Bürsten haben durch das Einpflügen von Verfahrensrückständen (z. B.: Aluminiumkörner bzw. Bürstenreste) in die Oberfläche einen Einfluss auf mögliche Nachbearbeitungsschritte. Die dadurch entstehende lokale Leitfähigkeitsminderung wirkt sich auf den Beschichtungsvorgang aus [124].

2.2.2.1 Mikrostrahlen

Die Strahlverfahren eignen sich für gleichmäßige Verrundungen und können dadurch auch komplexe Schneidkantenverläufe herstellen. Der Abtrag, der die Größe des Radius bestimmt, erfolgt an der Schneidkante durch lose Abrasivkörner, die durch Trägermedien (Luft, Wasser) beschleunigt und auf die Schneidkante geschleudert werden. Die gestrahlten Teilbereiche erfahren durch die Beanspruchung des Strahls eine Ermüdung an der Schneidkante. Dadurch lassen sich die zu entfernenden Grade an der Schneidkante entfernen. Zusätzlich werden Druckeigenspannungen beim Strahlen erzeugt, die sich positiv auf die Lebensdauer des Werkzeuges auswirken [35].

Die durch das Strahlen bearbeiteten Werkzeugflächen haben aufgrund der geschlossenen Oberfläche einen wesentlich geringeren Abtrag als die Schneidkante. An der Schneidkante jedoch treten aufgrund der nicht geschlossenen Oberfläche stärkere Deformationen und Rissenschädigungen auf. Die Mikraausbrüche treten stochastisch verteilt auf und es entsteht eine kontinuierliche Verrundung nach einer Zufallsverteilung. Grundsätzlich ist die Abtragsmenge von den Werkstoffeigenschaften der Schneidkante, der Korngröße des Granulats, der Strahlmittelsorte, dem Keilwinkel und den beim Aufschlag der Partikel wirkenden Belastungen abhängig [34].

2.2.2.2 Mikroschleifen

Das Mikroschleifen wird zum Anbringen von Fasen eingesetzt und eignet sich nicht für Verrundungen. Bei der Bearbeitung von gesinterten Materialien weisen diese aufgrund der hohen thermischen und plastischen Beanspruchung Druckeigenspannungen in der Randzone auf. Während der Bearbeitung muss auf genügend Kühlung geachtet werden, damit nicht der zu bearbeitender Bereich thermisch überbelastet wird. Dadurch kann es zu einer Schädigung in der Binderphase der Hartmetall- bzw. Cement-Sinterlegierung kommen, welche zu einer Versprödung in den Werkstoffrandzonen führt [34].

2.2.3 Beanspruchungen

Die Präparationsverfahren bewirken neben der Geometrieänderung zusätzlich eine Beeinflussung der Oberfläche. Dadurch stellen sich veränderte Belastungen an der präparierten Schneidkante im Vergleich zu unbearbeiteten scharfen Schneidkanten ein. Verschiedene Untersuchungen beweisen diesen Zusammenhang. In Abb. 2-15 werden diese weitreichenden Auswirkungen auf das Zerspanwerkzeug und dessen Leistungsvermögen beschrieben. Zur Beurteilung des Leistungsvermögens werden die bekannten Zielgrößen Zerspankraft, Spannungen und Temperatur angewendet.

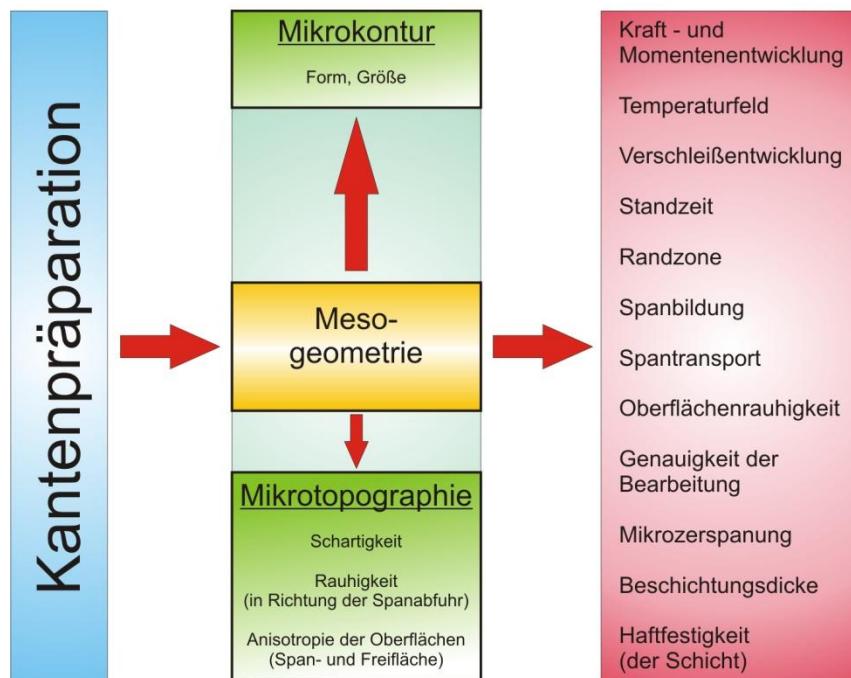


Abb. 2-15 Einfluss der Kantenpräparation

Mithilfe von numerischen Zerspansimulationen konnte Yen et. al [164] belegen, dass die Stumpfung unterhalb dem Radius der Kantenverrundung die Schnitt- und Vorschubkräfte ansteigen lässt. Verbunden ist dies auch mit einem reduzierten Scherwinkel, der für dickere Späne und eine Erhöhung der Deformationszone sorgt. Öznel et al. [119] haben bei genaueren Untersuchungen der Vorschub- und Schnittkraft festgestellt, dass die Vorschubkraft dominant von der Kantenarchitektur, während die Schnittkraft überwiegend durch die Schnittgeschwindigkeit beeinflusst wird.

Treten Eingriffsverhältnisse ein, bei denen die Spanungstiefe die Größenordnung der Kantenverrundung annimmt, wächst die Vorschubkraft kontinuierlich bis zum Wert der Schnittkraft an. Liegt die Kantenarchitektur als Fase vor, so steigt die Vorschubkraft stufenweise mit dem Fasenwinkel an. Diese Zusammenhänge führen an präparierten Werkzeugen zu einer komplexeren Spanbildung als bei unbehandelten Werkzeugen. Jedoch steht der effektiveren Spanbildung an scharfen Werkzeugen eine hohe Spannungskonzentration an der Schneidkante des scharfen Werkzeuges gegenüber, die für höheren Kerbverschleiß sorgt [137].

Durch die Erhöhung der Eigenspannungen in der Bauteiloberfläche verlagert sich das Maximum des hydrostatischen Druckes tiefer in die Werkstückoberfläche. Durch die gleichermaßen ansteigende Temperatur erhöht sich das Risiko von Zugeigenspannungen und ggf. Phasenumwandlungen. Zusätzlich wird dieser Effekt durch Werkstoffe mit geringen Wärmeleitfähigkeitseigenschaften begünstigt (z. B. Cr-Ni-Stahl) [111].

Der Einfluss der unterschiedlich präparierten Schneidkanten hinsichtlich der Temperatur befindet sich an der Spanfläche. Dabei kann die Temperaturverteilung direkt durch die Präparationsverfahren gesteuert werden, indem sich die Lage des Maximums zur Schneidkante ändert. Die Maximaltemperatur an der Schneidkante befindet sich jedoch unverändert an der Schneidspitze und ist daher nicht vom Präparationsverfahren abhängig. Abhängig vom Kantenradius, wachsen die lokalen Umformgrade in der sekundären Scherzone mit, so dass an verrundeten Kanten mehr Energie dissipiert wird. Die höchsten Temperaturen weisen Werkzeuge mit gefasten Schneidkanten auf gefolgt von Verrundeten und Scharfen [164, /97].

2.3 Versuchsplanungsmethoden

Produkte oder Prozesse, die nicht optimiert sind, können für ein Unternehmen nicht auf Dauer gewinnbringend sein. Somit gehen Forderungen nach verkürzten Entwicklungszeiten, Steigerung der Produktqualität, Senkung der Herstellungskosten und die Optimierung von Prozessen einher mit Optimierungsstrategien. In diesem Zusammenhang hat sich der Einsatz der Six-Sigma-Strategie etabliert, die bei der eigentlichen Verbesserung (I = Improve) von Versuchsplanungsmethoden eingesetzt wird [76]. Innerhalb eines Produktentstehungsprozesses finden neben der statistischen Versuchsplanung (engl. Design of Experiments) weitere unterschiedliche Methoden, angepasst für die entsprechenden Umgebungen, Verwendung [60].

Versuche dienen bei einem noch nicht bekannten oder unsicheren Prozess dazu, die Ursachen für die resultierenden Wirkzusammenhänge quantitativ zu ermitteln. Diese können einerseits empirisch sein oder, durch die Mithilfe der Statistik systematisch sein. Der Vorteil der statistischen Versuchsplanung liegt darin, dass mit einer geringeren Anzahl von Versuchen ein großer Umfang an Einflussfaktoren untersucht werden können [78]. Somit eignet sich die statistische Versuchsplanung sowohl bei der Produktentwicklung, um verschiedene Ideen systematisch gegeneinander abzuwägen als auch später bei der Herstellung, um die verwendeten Verfahren weiter zu verbessern bzw. bei plötzlich auftretenden Fehlern die Störgrößen zu identifizieren. Der letzte Aspekt, die Analyse der technischen Prozesse, gestaltet sich bei den oftmals sehr umfangreichen und komplexen Systemen als schwierig, da dort eine Vielzahl an Stell- und Störgrößen vorliegen und diese voneinander abhängig sein können. Somit ist es schwierig festzustellen, ob die resultierende Ausgangsgröße einer Stellgrößenvariation zufällig ist oder

nicht. Aufgrund dieser Komplexitäten existieren verschiedenste Methoden, um für verschiedene Einsatzgebiete in Abhängigkeit der Versuchsanzahl, der Faktorenvariation und dem zu erwartenden Ergebnis, die effektivste Vorgehensweise nutzen zu können.

Einen weiter verbreiteteren Einsatz finden die vollfaktoriellen und fraktionellen Faktorpläne, die aufgrund ihrer etablierten Nutzung auch als klassische Methode bezeichnet werden. Mit dieser Methode kann die Wirkung mit unterschiedlichen Stellgrößenvariationen erkannt und quantitativ erfasst werden. Die Identifikation der wesentlichen Stellgrößen wird in der statistischen Versuchsplanung als Screening bezeichnet. Weitere Methoden bauen auf den Grundideen der beiden Entwickler Taguchi und Shainin auf und werden im Folgenden mit ihren Namen bezeichnet [77].

2.3.1 Vorgehensweisen

Die Durchführung von Versuchen hängt von dem Experimentator und dessen Wissen über Versuchsplanung und dem zu untersuchenden Prozess bzw. Produkt ab. Eine sorgfältige Vorbereitung ist für den Erfolg eines geplanten Versuchs entscheidend. Dieser benötigt eine klare Festlegung des Ziels und die Auswahl der Faktoren für den Versuch in den jeweils sinnvollen Bereichen.

Die einfachste Möglichkeit ist es, die Experimente intuitiv durchzuführen (vgl. Abb. 2-16, linke Skizze). Um die Faktoren zu identifizieren, stehen hierbei das Fachwissen und die Intuition in Mittelpunkt, die ein besseres Ergebnis liefern können. Tritt dieser jedoch nicht ein, wird in dem mehrdimensionalen Versuchsraum anschließend ein neuer Versuchspunkt festgelegt. Die Nachteile stehen bei dieser Vorgehensweise im Vordergrund, da die Versuche schlecht dokumentierbar sind, keine Zusammenhänge über Wechselwirkungen und weitere Verbesserungsmöglichkeiten liefern und der Aufwand nicht abschätzbar und somit nicht kalkulierbar ist. Hat der Experimentator entsprechende Erfahrung, kann dies zu sehr schnellen und guten Ergebnissen führen.

Die Einfaktormethode (one factor at a time) stellt die einfachste Form der Versuchsplanung dar (vgl. Abb. 2-16, mittlere Skizze). Ziel ist es, das optimale Ergebnis für den ausgewählten Parameter (Faktor) zu finden. Dabei werden die weiteren Einstellungen konstant gehalten. Ist für den ausgewählten Faktor das optimale Ergebnis gefunden worden, so wird mit dem nächsten Parameter die gleiche Prozedur durchgeführt. Wegen des geringen systematischen Anteils überwiegen bei dieser Methode die Nachteile. Es kann nicht sichergestellt werden, dass das Optimum gefunden werden kann. Zudem können keine Wechselwirkungen erfasst werden und Zufallsstreuungen machen die Datennutzung nicht effizient. Dies begründet sich in der sehr ungleichmäßigen Verteilung der Versuchsparameter im Versuchsraum. Jedoch können die erzielten Ergebnisse leicht interpretiert werden und es bedarf keinem Einsatz von Softwarelösungen [78].

Die Erweiterung der Einfaktorversuche sind die Rasterversuche, bei denen die mehrstufigen Faktoren auf einen vollständigen faktoriellen Versuchsplan getestet werden. Die Auswertung erfolgt meistens ohne Software, da bei einer vernachlässigbaren Zufallsstreuung die beste Kombination ausgewählt werden kann. Durch die mehrstufigen Faktoren erhält der Experimentator detaillierte Informationen, die auch komplexe Zusammenhänge richtig erfassen. Jedoch steigt dadurch der Versuchsumfang sehr stark an und muss auf wenige Faktoren begrenzt werden [78].

Aufgrund des umfangreichen Versuchsplans ist der Einsatz des Rasterplans begrenzt. Der Vorteil der systematischen Nutzung ist auch in dem statistischen Versuchsplan implementiert. Hier werden die Faktoren meistens auf drei Stufen begrenzt. Der Vorteil liegt darin, dass durch die Begrenzung eine größere Anzahl der Faktoren getestet werden kann. Entscheidend für eine sinnvolle Nutzung ist die Auswahl eines geeigneten Untersuchungsbereichs vor Beginn der Versuchsreihe, um damit eine gute Anpassung an ein vorher festgelegtes empirisches Modell zu ermöglichen. Anhand eines zentral zusammengesetzten Versuchsplans (vgl. Abb. 2-16, rechte Skizze) können die Ergebnisse sehr gut an einem quadratischen Modell angepasst werden, mit dem auch eine gute empirische Beschreibung des tatsächlichen, komplizierten Zusammenhangs zwischen den Faktoren und der Zielgröße erfasst werden kann [78].

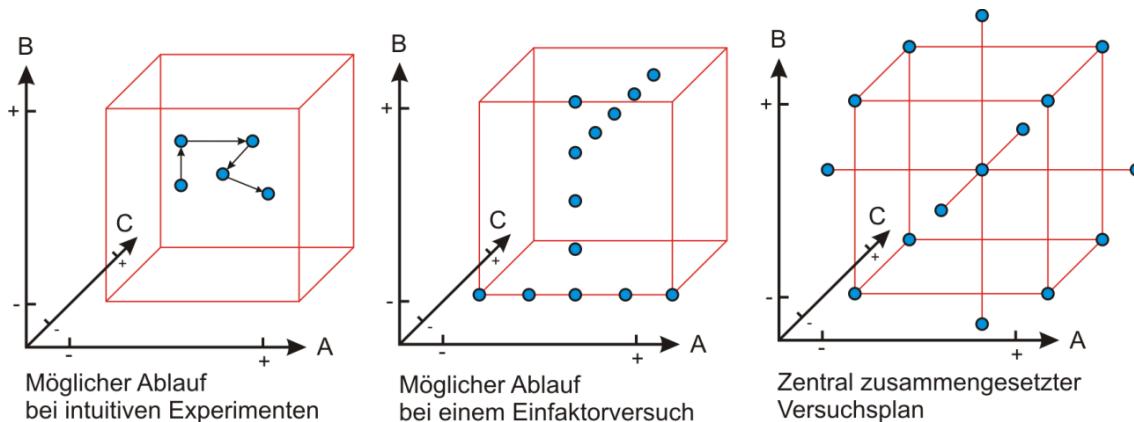


Abb. 2-16 Vergleich der Experimentvorgehensweisen

2.3.2 Typische Versuchspläne

Für die Aufstellung und Nutzung der geeigneten Versuchspläne ist es nach Box [16], Dean [30], Klein [76], Kleppmann [78], Montgomery [106] und Wu [161] zunächst wichtig, die Randbedingungen für den zu untersuchenden Prozess bzw. das Produkt zu erfassen. Mit einer sorgfältigen Vorbereitung der Versuchsdurchführung werden systematische Fehler vermieden und die Zufallsstreuung möglichst klein gehalten. Dazu gehört eine Festlegung der Reihenfolge der Einzelversuche, damit die Ergebnisse nicht durch unvorhersehbare Veränderungen der Versuchsbedingungen verfälscht werden. Um relevante Effekte und Informationen zu erzielen, müssen diese aus der Zufalls-

streuung herausragen. Dies ist nur mit einem geeigneten Versuchsumfang und dem dazugehörigen Versuchsplan möglich.

Es gibt eine Vielzahl verschiedener Versuchspläne, die die Faktoren linear oder nichtlinear testen und das bei gleichzeitigen vollständigen oder nicht vollständigen Faktorstufenkombinationen. Als vollständige Versuchspläne (vgl. Abb. 2-17 linke Skizze) werden solche bezeichnet, bei denen alle Faktorstufenkombinationen getestet werden. Gängig sind lineare Faktorstufenkombinationen, die als vollständige faktorielle Pläne 2^k bezeichnet werden. Die Konvention sieht vor, dass der Faktor auf der unteren Stufe mit (-) und auf der oberen Stufe mit (+) bzw. nach Taguchi die untere Stufe mit (1) und die obere Stufe mit (2) bezeichnet wird. Mit diesen Versuchsplänen ist es möglich, die Effekte aller Faktoren und aller Wechselwirkungen zu bestimmen, da sie effektiv auf alle Versuchsergebnisse zurückgreifen. Bei dem Einsatz des vollständigen faktoriellen Versuchsplans ist bei der Planung zu beachten, dass sich mit jedem zusätzlichen Faktor der bisherige Versuchsplan verdoppelt und daher sehr umfangreich wird [78].

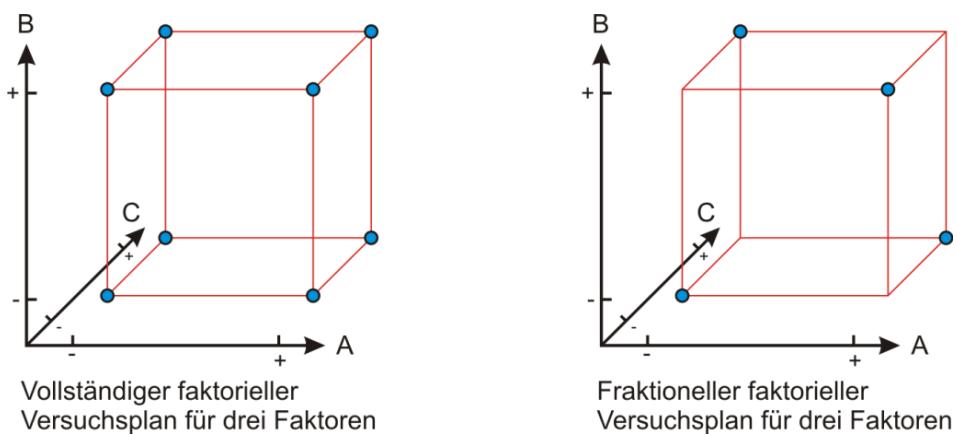


Abb. 2-17 Faktorielle Versuchspläne für drei Faktoren

Damit eine höhere Anzahl von Faktoren bzw. eine Reduzierung der Versuche möglich ist, sind aus den vollständigen faktoriellen Plänen die fraktionellen faktoriellen Pläne 2^{k-p} entwickelt worden (vgl. Abb. 2-17 rechte Skizze). Hierbei wird nur die Hälfte der Faktorstufenkombinationen untersucht und führt zur Halbierung des Versuchsumfanges. Bei dieser Reduzierung wird in Kauf genommen, dass eine Vermengung zweier Effekte eintritt. Die Effekte werden als Summenergebnis dargestellt und können nicht unterschieden werden. Dies kann zu fehlerhaften Interpretationen führen [78].

Ein bedeutender Einfluss hat die Auflösung des gewählten fraktionellen faktoriellen Plans, der bei einer Erhöhung der Auflösung zu einer Reduzierung der Vermengung der Faktorwechselwirkung führt. Den besten Kompromiss zwischen Aufwand und Risiko stellen die Pläne mit der Auflösung IV dar, insbesondere wenn gleichzeitig mit wenigen Einzelversuchen und vielen Faktoren die wenigen wichtigen erkannt werden sollen. Dieser Vorgang wird oftmals auch als Screening bezeichnet und dient als Voruntersuchung, um später die wenigen wichtigen Faktoren mit einem nichtlinearen Plan detailliert zu untersuchen.

lierter zu untersuchen. Eine Übersicht der Auflösung bei den fraktionellen faktoriellen Versuchsplänen liefert Tab. 2-1 [78].

m	k	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
4		2^{3-1} III									
8		2^3	2^{4-1}	2^{5-2}	2^{6-3}	2^{7-4}					
	vollst.		IV	III	III	III					
16		2^4	2^{5-1}	2^{6-2}	2^{7-3}	2^{8-4}	2^{9-5}	2^{10-6}	2^{11-7}	2^{12-8}	
	vollst.		V	IV	IV	IV	III	III	III	III	
32		2^5	2^{6-1}	2^{7-2}	2^{8-3}	2^{9-4}	2^{10-5}	2^{11-6}	2^{12-7}		
	vollst.		VI	IV	IV	IV	IV	IV	IV		
64		2^6	2^{7-1}	2^{8-2}	2^{9-3}	2^{10-4}	2^{11-5}	2^{12-6}			
	vollst.		VII	V	IV	IV	IV	IV			
128			2^7	2^{8-1}	2^{9-2}	2^{10-3}	2^{11-4}	2^{12-5}			
			vollst.	VIII	VI	V	V	IV			

Tab. 2-1 Auflösung der fraktionellen faktoriellen Versuchspläne [78]

Eine Alternative zu den fraktionellen faktoriellen Versuchsplänen stellen die Plackett-Burmann-Versuchspläne dar. Mit diesen nach Shanin optimierten orthogonalen Feldern kann mit einem geringen Versuchsumfang eine Vielzahl von Faktoren getestet werden. Die üblichen Plackett-Burmann-Versuchspläne besitzen die Auflösung drei. Aufgrund der starken Vermengung sollten jedoch nicht alle Faktorstufenkombinationen besetzt werden. Durch die Vermengung des Versuchsplans sind zwei Faktorwechselwirkungen auf die Effekte von mehreren Faktoren verteilt. Bei einer geeigneten Verdopplung der Anzahl der Faktorstufenkombinationen kann die Auflösung des Plackett-Burman-Versuchsplans auf vier erreicht werden [78], [76].

Mit zentral zusammengesetzten Plänen und mit der Hilfe der Regressionsanalyse ist es möglich, quadratische Modelle an die Ergebnisse anzupassen. Hierbei können als Basis ein vollständiger faktorieller oder ein fraktioneller faktorieller Plan mit der Mindestauflösung V dienen, die durch die Erweiterung mit einem Stern die Fähigkeit besitzen, Nichtlinearitäten zu untersuchen. Quadratische Modelle werden oft als Wirkungsfläche (Response Surface) dargestellt. Deshalb werden die zugehörigen Pläne auch als Response-Surface-Pläne bezeichnet [78].

Für einige Anwendungsfälle, bei denen bestimmte Extreme im Untersuchungsraum existieren, müssen angepasste Pläne für diese Anforderung erstellt werden. Diese werden als optimale Versuchspläne bezeichnet. Mit geeigneten Rechensystemen werden aus Voruntersuchungen die vorgegebenen Randbedingungen für die Versuchsplanerstellung genutzt, mit denen es möglich ist, geeignete Modelltherme zu implementieren, die das Optimalitätskriterium erfüllen. Ziel ist es, unter Einhaltung der Randbedingungen einen Versuchsplan zu erstellen, der die Koeffizienten im vorgegebenen Modell möglichst gut ermittelt. Einen weiten Verbreitungsgrad besitzen die D-optimalen Versuchspläne [78].

Eine Gefahr bei der Durchführung von realen Versuchen stellen Störgrößen dar. Ist eine bekannt, so kann diese als Blockfaktor behandelt werden. Das Ziel ist es, ein ausgewogenes Auftreten der Blockfaktoren in Kombination mit den Steuerfaktoren zu erreichen. Die dadurch vermiedene Verfälschung der Ergebnisse wird per Zufallsstreuung erreicht und sollte innerhalb der Blockbildung durchgeführt werden. Dieser Vorgang wird als Randomisierung bezeichnet und schützt vor unerwarteten bzw. unbekannten Veränderungen der Versuchsbedingungen [78].

2.3.3 Auswertung

Während der statistischen Versuchsplanung findet die Statistik bei der Auswertung Anwendung. Hierbei werden die Einzelversuche für jede Zielgröße getrennt an ein Modell angepasst, das den Zusammenhang zwischen den Faktoren und dieser Zielgröße beschreibt. Unterschieden wird bei den Faktoren, ob es sich dabei um Quantitative oder Qualitative handelt. Bei quantitativen Faktoren wird das Modell mittels Regressionsanalyse gebildet und beantwortet damit die ursprüngliche Problemstellung. Hingegen erfolgt dies bei qualitativen Faktoren mit der Varianzanalyse.

Ein wesentlicher Bestandteil bei der Interpretation ist die Unterscheidung zwischen den Effekten der Zufallsstreuung. Die statistische Signifikanz eines Effektes ist dadurch gekennzeichnet, dass er aus dem Rauschen der Zufallsstreuung herausragt. Wie hoch er herausragt, wird durch Vertrauensbereiche festgelegt, die in der Regel 95 %, 99 % und 99,9 % annehmen. Ist ein Effekt innerhalb des Vertrauensbereiches von 95 %, so wird er als Zufallsgröße eingestuft und ist statistisch nicht abgesichert. Befindet sich der Effekt innerhalb des 99 %-Vertrauensbereichs, so wird er als indifferent eingestuft. Die Bezeichnung als signifikanter Effekt findet im Vertrauensbereich von 99 % bis 99,9 %. Oberhalb von 99,9%-Vertrauensbereich ist der Effekt hochsignifikant [54], [78].

Die Regressionsanalyse wird zur Anpassung der Wirkzusammenhänge zwischen den quantitativen Faktoren und Zielgrößen verwendet und dient deshalb als Zwischenschritt vor der Optimierung, die auf dem Modell der Regressionsanalyse aufbaut. Ein vielfach verwendetes Verfahren ist die lineare Regression, die auf der Methode der kleinsten Quadrate aufbaut. Ziel ist es, eine Beschreibung zu finden in denen die Koeffizienten b_0 und b_{1-6} der Funktion

$$f(x) = b_0 + b_1 \cdot x_1 + b_2 \cdot x_2 + b_{12} \cdot x_1 \cdot x_2 \quad (2-15)$$

so gewählt sind, dass die quadrierten Abweichungen der Punkte in y-Richtung von der Geraden so klein wie möglich sind [78].

Die Varianzanalyse wird zur Untersuchung von quantitativen Faktoren eingesetzt und bedient sich der Idee der Streuungszerlegung. Hierbei wird die Summe der quadrierten Abweichungen vom Gesamtmittelwert, der Streuung der Versuchsergebnisse, in einen

Anteil, der durch die Veränderung der Faktoren erklärt wird und in einen anderen, der die Reststreuung ist, zerlegt. Im Unterschied zur Regressionsanalyse, bei der eine Kurve angepasst wird, vergleicht die Varianzanalyse die Gruppenmittelwerte. Existieren mehrere Faktoren, so wird die Streuung in Anteile, die sich auf jeden einzelnen Faktor und Wechselwirkung beziehen, unterteilt [78].

2.3.4 Robust Design nach Taguchi

Für eine umfassende Produkt- und Prozesssteuerung ist es im Rahmen der steigenden Qualitäts- und Kostenbedeutung wichtig zu wissen, wie stark eine Zielgröße in Abhängigkeit von einer bestimmten Störgröße steht. Denn bei vielen Prozessen und Produkten bereitet die Empfindlichkeit des Ergebnisses gegenüber Störungen im Ablauf oder Einsatz Probleme. Somit ist es einerseits für ein umfassendes robustes Prozessmanagement wichtig zu wissen, wie stark die Schwankungen der Prozessparameter, der Umgebungsparameter oder des Ausgangsmaterials das Prozessergebnis beeinflussen. Andererseits ist ein Produkt robust, wenn die Fertigungs- bzw. Einsatzbedingungen möglichst wenig von den Produkteigenschaften abhängen. Deshalb ist es sinnvoll und wichtig nach robusten Einstellungen der Steuerfaktoren zu suchen. Diese Vorgehensweise wird als Sensitivitätsanalyse bzw. Robustheitsanalyse bezeichnet, wenn dies das Ziel einer Hauptuntersuchung ist. Insbesondere G. Taguchi hat auf die zentrale Bedeutung robuster Produkte und Prozesse hingewiesen und hat eine Qualitätsphilosophie und eine Entwicklungsstrategie aufgebaut [151], [150], [47].

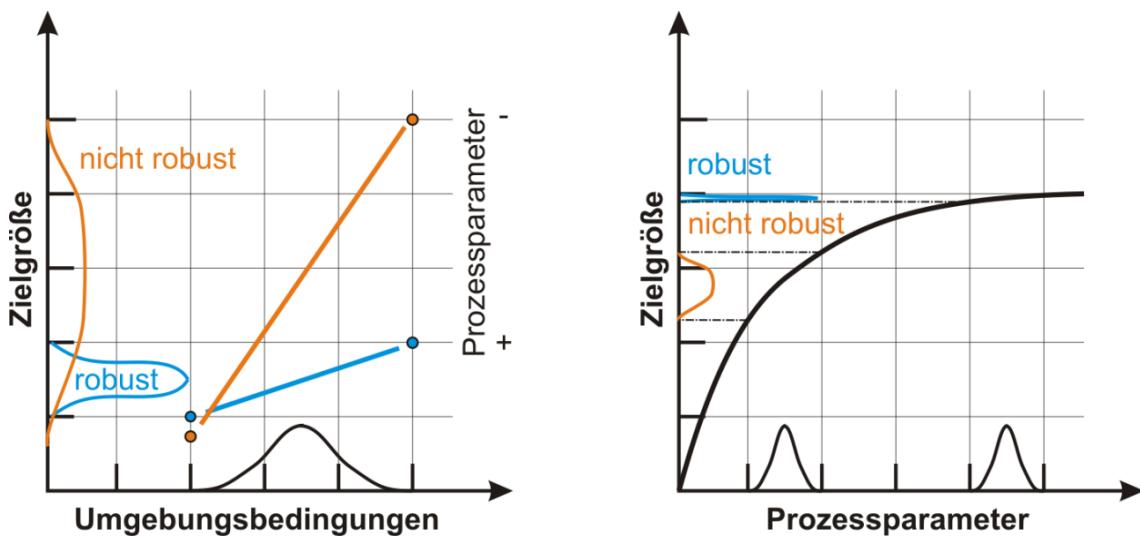


Abb. 2-18 Robust Design

Bei der Definition „Robustes Design“ stehen die Prozessparameter in Wechselwirkung mit den Umgebungsparametern. Ein Prozess ist daher erst robust, wenn er auch unempfindlich gegen die Wirkung von Störgrößen ist. Die linke Grafik in Abb. 2-18 ist beispielhaft dargestellt, wie dies für einen robusten Prozess aussehen kann. Durch die Einstellung des Prozessparameters auf die Stufe „+“ wirkt sich die Streuung der Umge-

bungsbedingungen wesentlich weniger auf die Zielgröße aus als bei der Einstellung auf die Stufe „-“. Somit ist die Einstellung des Prozessparameters auf der Stufe „+“ robust [78/, /76/].

Bei einem nichtlinearen Zusammenhang zwischen einem Prozessparameter und einer Zielgröße (rechte Grafik in Abb. 2-18) wirkt sich dies bei unterschiedlicher Parametereinstellung auf die Streuung der Zielgröße aus. Ein robuster Prozess ist dadurch gekennzeichnet, die geringste Zielgrößenstreuung bei unterschiedlichen Parametereinstellungen zu finden.

Störgrößen							1	2	3	4
R ₁							-	+	-	+
R ₂							-	-	+	+
R ₃							+	-	-	+
Nr.	Steuerfaktoren									
	S _A	S _B	S _C	S _D	S _E	S _F	S _G			
L ₁	-	-	-	+	+	+	-	1	2	3
L ₂	+	-	-	-	-	+	+	5	6	7
L ₃	-	+	-	-	+	-	+	9	10	11
L ₄	+	+	-	-	+	-	+	13	14	15
L ₅	-	-	+	+	-	-	+	17	18	19
L ₆	+	-	+	-	+	-	-	21	22	23
L ₇	-	+	+	-	-	+	-	25	26	27
L ₈	+	+	+	+	+	+	+	29	30	31
										32

█ Inneres Feld mit Steuerfaktoren L₈(2⁷)
█ Äußeres Feld mit Störfaktoren L₄(2³)
█ Versuchsumfang und Versuchsergebnisse mit dazugehörigen Zielgrößenwerte

Abb. 2-19 Versuchsplan nach Taguchi mit innerem und äußerem Feld

Die Entwicklungsstrategie nach Taguchi wird in drei Designphasen unterschieden. In der ersten Designphase, der Systemphase, wird mit Erfahrung, technischem Wissen und neuen Erfindungen ein Produkt bzw. Prozess entwickelt, der unter definierten Bedingungen funktioniert. Das Parameterdesign ist die wichtigste und zeitaufwendigste Designphase. Dabei wird durch geplante Versuche festgestellt, welche Faktoren die Streuung beeinflussen. Aus diesen Ergebnissen werden die Werte für die Faktoren so ausgewählt, dass die für ein robustes Produkt bzw. einen Prozess notwendigen Streuungen möglichst gering sind. Abschließend werden die übrigen Faktoren entsprechend des richtigen Zielwertes festgelegt. Die dritte Designphase bezeichnet das Toleranzdesign, das als Notlösung betrachtet wird. Hat das zuvor erfolgte Parameterdesign nicht die gewünschten robusten Einstellungen geliefert, kann über die Einengung der Tole-

ranzen die Streuung reduziert werden. Jedoch ist dieser Schritt immer mit erhöhtem technischem Aufwand verbunden, der sich in den Kosten widerspiegelt [78/, /76/].

Zum Analysieren der Steuerfaktoren hinsichtlich der Robustheit schlägt Taguchi das Zusammensetzen eines Versuchsplans aus zwei Teilen vor. In Abb. 2-19 ist ein solcher zusammengesetzter Versuchsplan nach Taguchi dargestellt. Der Bereich des Versuchsplans, der die Steuerfaktoren behandelt, wird als inneres Feld bezeichnet. Im äußeren Feld werden die Störgrößen behandelt. Für die Teilversuchspläne werden nach Taguchi orthogonale Felder eingesetzt. Für die äußeren Felder sind dies hoch vermengte fraktionelle und ähnliche Pläne mit der Auflösung III. Bei den inneren Feldern müssen aufgrund von Wechselwirkungen Versuchspläne mit einer Auflösung $\geq IV$ eingesetzt werden [78/, /76/].

3 Modellbildung

In diesem Kapitel werden die numerischen Modellierungsansätze beschrieben, die für die Fallstudien (Kap. 5) dienen. Die zweidimensionale FEM-Analyse eignet sich aktuell, um in angemessener Zeit verlässliche systematische Ergebnisse zu liefern. Anhand dieser Ansätze ist es möglich, Verschleißuntersuchungen am Werkzeug durchzuführen. Die dreidimensionalen Zerspansimulationen bieten einige Probleme insbesondere bei der Trennung der Elemente voneinander, um den Spanungsvorgang zu ermöglichen. Zudem ist durch die höhere Elementanzahl eine wesentlich längere Berechnungszeit einzurechnen und werden bei dieser Untersuchung nicht eingesetzt.

Eine besondere Bedeutung kommt bei Simulationsexperimenten der Abbildung des zu zerspanenden Werkstoffs zu. Eingesetzt werden in dieser Arbeit Materialgleichungen, da diese, im Gegensatz zu den klassischen Spannungs-Dehnungs-Diagrammen, den hoch dynamischen Vorgang der Zerspanung genauer wiedergeben können. Eine Übersicht über aktuelle Materialmodelle wird in Kap. 3.3 beschrieben.

3.1 Abstraktionsansatz

Fertigungsverfahren unterliegen oftmals komplexen Kinematiken und lassen sich oftmals im Prozess messtechnisch schwer erfassen. Um die erforderlichen Prozessgrößen zu erfassen, wird der zu untersuchende Prozess bzw. Prozessbereich in eine physikalisch oder mathematisch ähnliche Belastungssituation gebracht. Eine sehr verbreitete Vorgehensweise ist es, eine Skalierungsänderung der Größenverhältnisse vorzunehmen. Dabei muss darauf geachtet werden, dass im Analogieexperiment die Geometrieverhältnisse, die kinematischen Bedingungen sowie die Werkstoffeigenschaften im gleichen Verhältnis zum Realprozess stehen. Wenn diese Veränderungen nicht ausreichen, um die Messsituation zu verbessern, können auch kinematische veränderte Modelle eingesetzt werden. Dabei ist zu beachten, dass durch die Erhöhung der Abstraktion das Risiko für Fehler aufgrund invalider Systemabbildung steigt [28].

Die Leistungsfähigkeit von Zerspanungswerkzeugen ist maßgeblich von den Eingriffsverhältnissen an der Schneidkante und deren Belastung abhängig. Für eine systematische Untersuchung eignet sich daher der Ansatz der orthogonalen Zerspanung mit einem linearen und kontinuierlichen Schneidkantenverlauf. In Abb. 3-1 ist der Ansatz der numerischen und realen Reduktion am Beispiel des Bohrens beschrieben.

3.1.1 Verfahrensreduktion

Die geometrische Reduktion des Bohrens bezieht sich bei der numerischen und realen Modellbildung auf den Schneidkeil. Dieser wird für das Simulationsexperiment anhand des orthogonalen Modells untersucht und erfährt dabei eine lineare Kinematik. Bei dem Analogieexperiment wird als Werkzeug ein Einstechmeißel verwendet. Auf den unterschiedlichen Schneidkantenarchitekturen der Fallstudien aufgebracht werden. Die Kinematik des Werkzeuges erfolgt gewindeförmig und dient deshalb einer optimierten Materialnutzung und den Langzeitversuchen. Gleim [55] konnte in seiner Arbeit nachweisen, dass dieser Ansatz für Zerspanungswerkzeuge verlässlich anwendbar ist. Ein Zusammenhang zwischen dem Ansatz des Analogieexperiments und dem orthogonalen Ansatz konnte Schäfer [131] nachweisen.

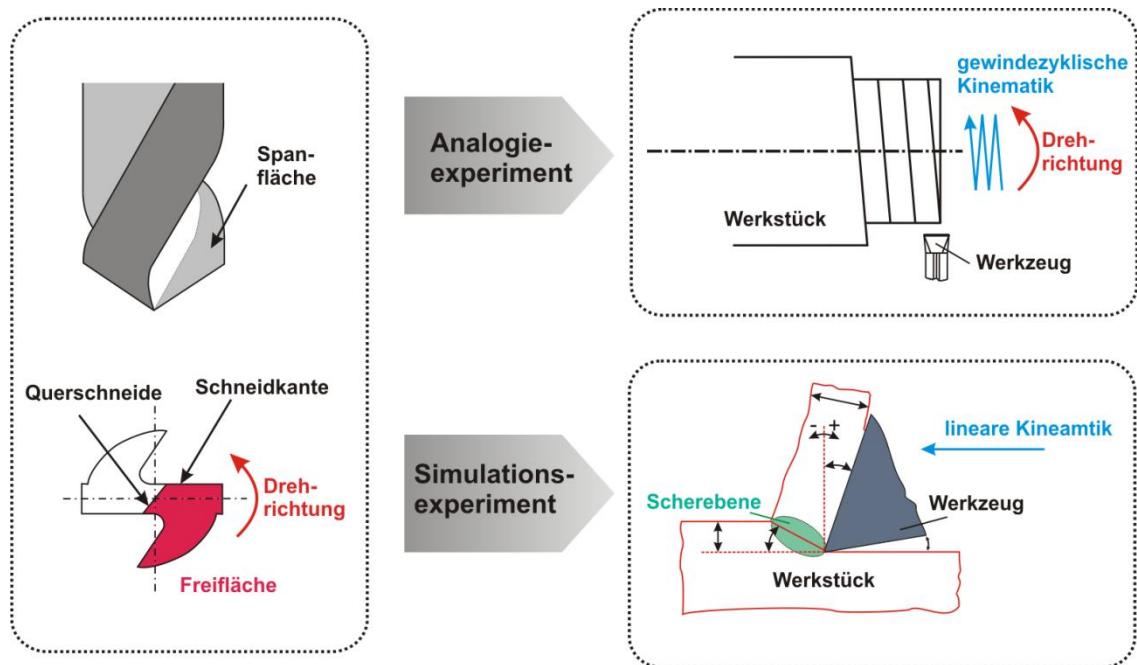


Abb. 3-1 Numerische und reale Reduktion des Fertigungsverfahrens
Bohren

Für die Berechnung von Prozessen mit der Finiten-Elemente-Methode ist es erforderlich, die erzielten Ergebnisse anhand von geeigneten Realversuchen zu validieren (Validierungsversuche). Dies ist erforderlich, um die Gültigkeit des aufgestellten Modells nachzuweisen und möglichen Fehler entgegen zu wirken.

Für die Validierungsversuche wird in dieser Arbeit ein Versuchsstand eingesetzt, der mit verschiedenen Analogieexperimenten die Gültigkeit hinreichend bestätigt und empirische Messdaten liefert. Verwendet wird ein abgewandeltes Analogieexperiment nach Schäfer [131]. Aufgrund der hier vorliegenden Messsituation sind die Ergebnisse aus den Analogieexperimenten mit denen aus den Simulationen direkt vergleichbar.

3.1.2 Verfahrensvarianten

Die geometrisch bestimmten Fertigungsverfahren lassen sich bei der Betrachtung der Eingriffsverhältnisse auf fünf Hauptgruppen der Verfahrensvarianten reduzieren. Zu den Varianten zählen der freie orthogonale Schnitt, der freie schräge Schnitt, der gebundene schräge Schnitt, der unterbrochene Schnitt und der ununterbrochene Schnitt. Für den zu betrachtenden Abstraktionsansatz ist es ausreichend, die in Abb. 3-2 dargestellten Verfahrensvarianten zu betrachten.

Als Sonderfall sowie als einfachste Beschreibung der Verfahrensvarianten wird der freie orthogonale Schnitt betrachtet. Der Eingriff der Schneide ist dadurch gekennzeichnet, dass dieser nur durch die Hauptschneide ohne Nebenschneide erfolgt. Dies ist dann der Fall, wenn für den Werkzeugeinstellwinkel $\kappa = 90^\circ$ und den Werkzeugneigungswinkel $\lambda_s = 0^\circ$ die Bedingungen erfüllt sind. Verfahren, die diese Anforderungen erfüllen, sind das Längsplandrehen und das Quer-Runddrehen. Zudem findet diese Verfahrensvariation bei numerischen Untersuchungen aufgrund der einfachen Beschreibung häufig Verwendung.

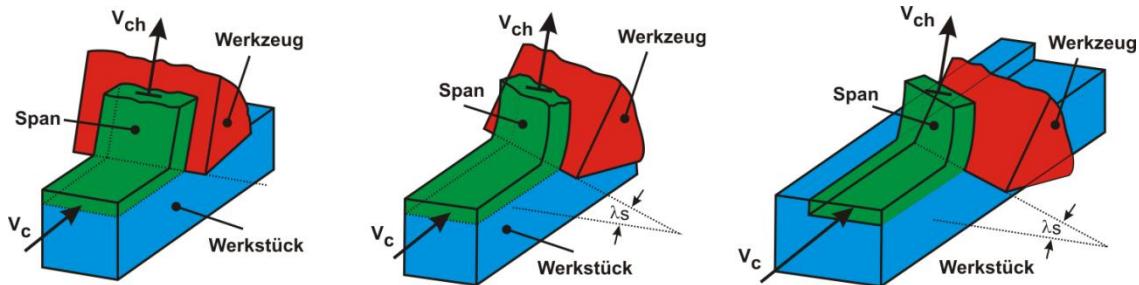


Abb. 3-2 (v.l.n.r) Freier orthogonaler Schnitt; Freier schräger Schnitt; Gebundener schräger Schnitt

Der freie schräge Schnitt ist durch den Werkzeugneigungswinkel $\lambda_s \neq 0^\circ$ im Vergleich zum freien orthogonalen Schnitt mit einem Werkzeugneigungswinkel $\lambda_s = 0^\circ$ allgemeiner, da mit dieser Verfahrensvariante wesentlich mehr Eingriffsverhältnisse abgebildet werden können. Bei beiden Verfahrensvarianten ist jeweils nur die Hauptschneide im Eingriff (freier Schnitt). Damit ein schräger Schnitt entsteht, muss für den Werkzeugeinstellwinkel $\kappa \neq 90^\circ$ bzw. den Werkzeugneigungswinkel $\lambda_s \neq 0^\circ$ als Randbedingung erfüllt sein.

Der gebundene schräge Schnitt lässt zusätzlich zu dem freien schrägen Schnitt den Eingriff der Nebenschneide zu. Dieser Schneideneingriff stellt die Grenze der Finiten-Elemente-Methode dar.

3.1.3 Simulationsmodellbildung

Die numerische Modellbildung der Zerspansimulation umfasst eine Vielzahl von Einstellparametern, die in Abhängigkeit des Prozesses und der verwendeten Werkstoffma-

terialien eingestellt werden müssen. Eine Übersicht der erforderlichen Eingabeparameter befindet sich in Abb. 3-3. Zu diesen gehören die mechanischen und thermischen Eigenschaften des Werkstückstoffes und des Schneidstoffes. Des Weiteren werden die Eingabeparameter von den tribologischen Kontaktbeschreibungen den Finite-Elemente-Methode-Einstellungen und dem Lösungsalgorithmus benötigt, die unter „Numerische Störgrößen“ zusammengefasst werden.

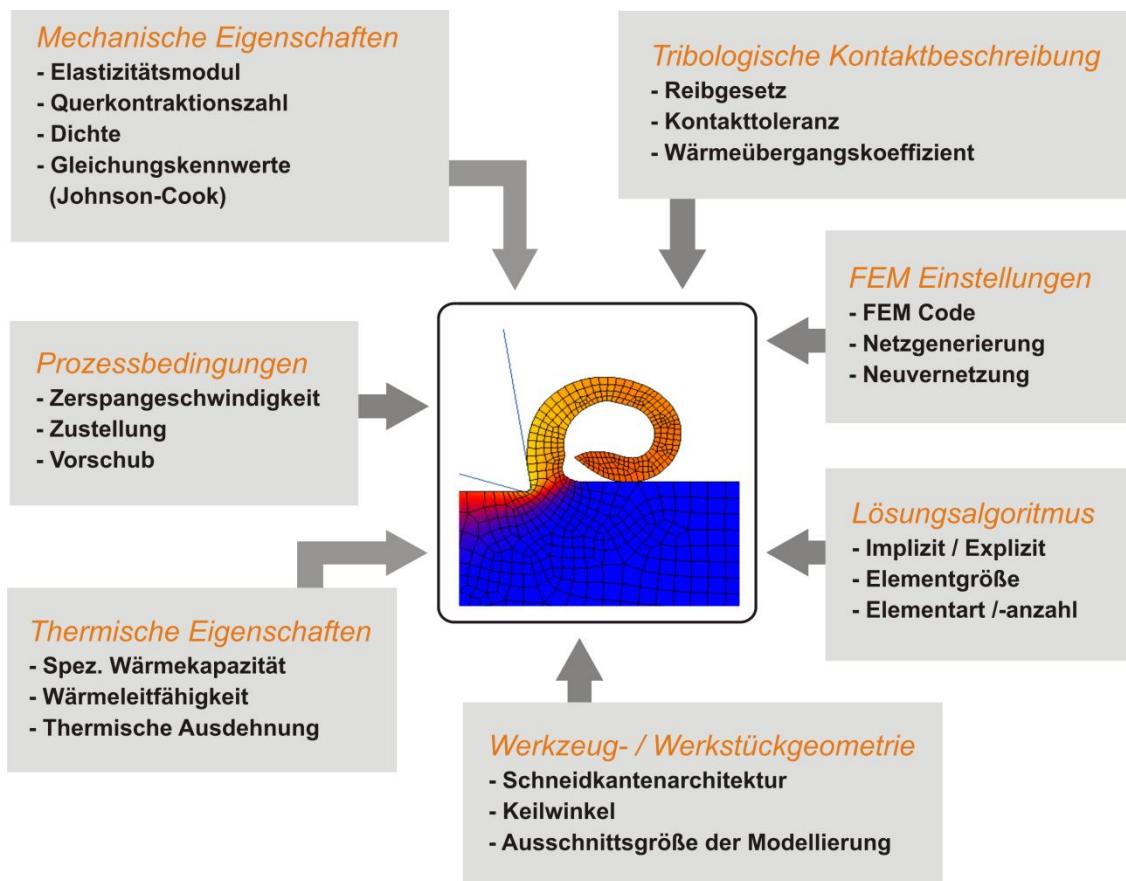


Abb. 3-3 Eingabeparameter der Zerspansimulation

Die verschiedenen Fallstudien in Kapitel 5 werden mit den gleichen Werkstoffen (vgl. Kap. 3.3) und Werkzeugen durchgeführt, daher kann eine allgemeine Betrachtung der Modellbildung erfolgen. Eine Übersicht der erforderlichen Eingabeparameter, die für ein Materialmodell erforderlich sind, ist in Abb. 3-3 abgebildet.

Ein wichtiger Aspekt bei der Modellbildung von Zerspansimulationen ist die Netzerzeugung und die Auswahl passender Elementtypen. Dabei müssen insbesondere die Elementkantenlängen der Werkzeuge und Werkstücke den Anforderungen der Zerspanungsaufgabe gerecht werden. Bei der Auswahl der Elementkantenlänge und des Elementtyps des Werkstückes stehen die Spanungsdicke und die Spandicke im Vordergrund. Beim Werkzeug ist die Schneidkantenarchitektur in Verbindung der Spanungsdicke für die Netzerzeugung maßgeblich zuständig. Die zu untersuchenden Bereiche müssen mit genügend Elementen (mindestens fünf) beschrieben werden. Damit bei zwei deformierbaren Körpern eine Zerspanung zustande kommen, dürfen die

Elemente der beiden Körper nicht die gleiche Kantenlänge besitzen. Die Elementkantenlänge der Elemente des Werkzeugs, die mit den Elementen im Werkstück in Kontakt tritt, sollte eine 50-prozentig kleinere Kantenlänge aufweisen als die des Werkstückes.

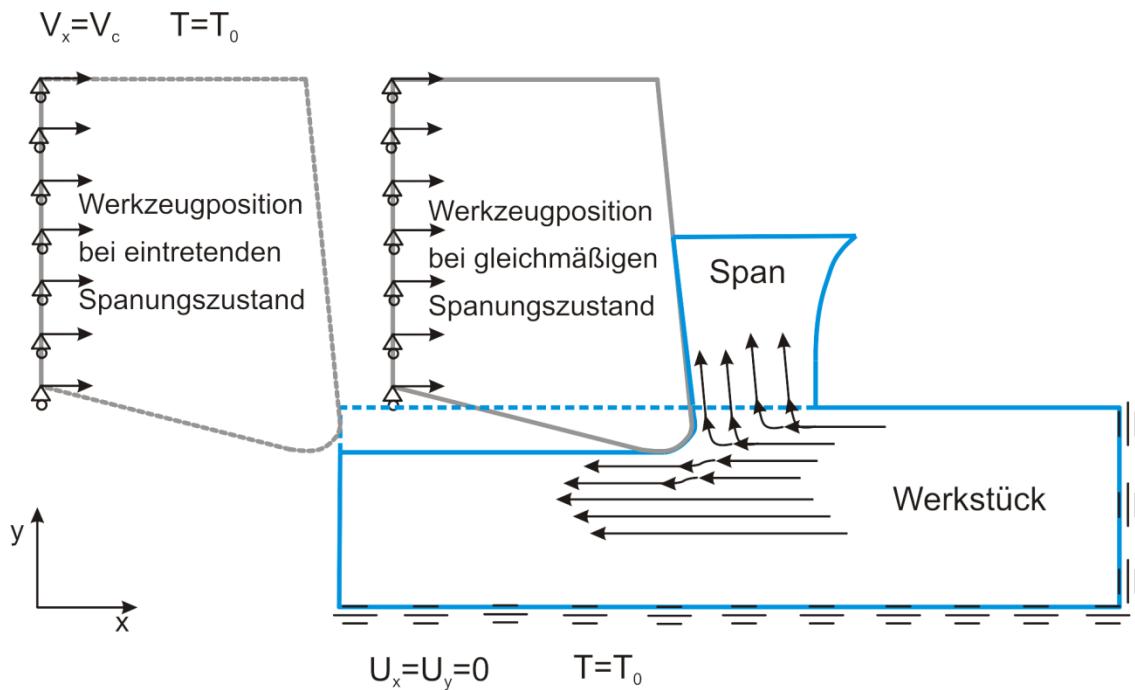


Abb. 3-4 Modell der freien orthogonalen Zerspanung

Das Modell der freien orthogonalen Zerspanung (vgl. Abb. 3-4) eignet sich besonders bei systematischen Untersuchungen. Aufgrund des zweidimensionalen Ansatzes ist dieser besonders für Versuchspläne geeignet, da es mit der aktuellen Rechenleistung möglich ist, in akzeptabler Zeit die notwendige Anzahl von Simulationen durchzuführen. Aufgrund der deformierbaren Werkzeugschneide ist es mit diesem Modell möglich, numerische Berechnungen des Verschleißes durchzuführen.

Die Auswahl des geeigneten Lösungsverfahrens zur Zeitintegration erfolgt bei instationären Vorgängen zwischen impliziten und expliziten Verfahren, die durch die Aufgabenstellung und der FEM-Randbedingungen beeinflusst wird. Aufgrund der bedingten Stabilität und der schwierigen Lösungskontrolle von expliziten Verfahren wird für diese Aufgabenstellung ein implizites Lösungsverfahren eingesetzt. Hierbei handelt es sich um das Softwarepaket MSC.Marc. Für die Modellbildung wird als Pre-Prozessor Simufact, welches eine Weiterentwicklung des Software MSC.Autoforge darstellt, eingesetzt.

Diagramm 3-1 zeigt einen typischen Kraftverlauf für die numerische orthogonale Berechnung. Im Vergleich zu den Realversuchen kann durch das Wiederauftreffen des Spans auf die Werkstückoberfläche eine Erhöhung der Zerspankraft erfolgen. Daher ist es bei der Auswertung dieser Effekte zu berücksichtigen und es müssen geeignete Auswertebereiche ausgesucht werden.

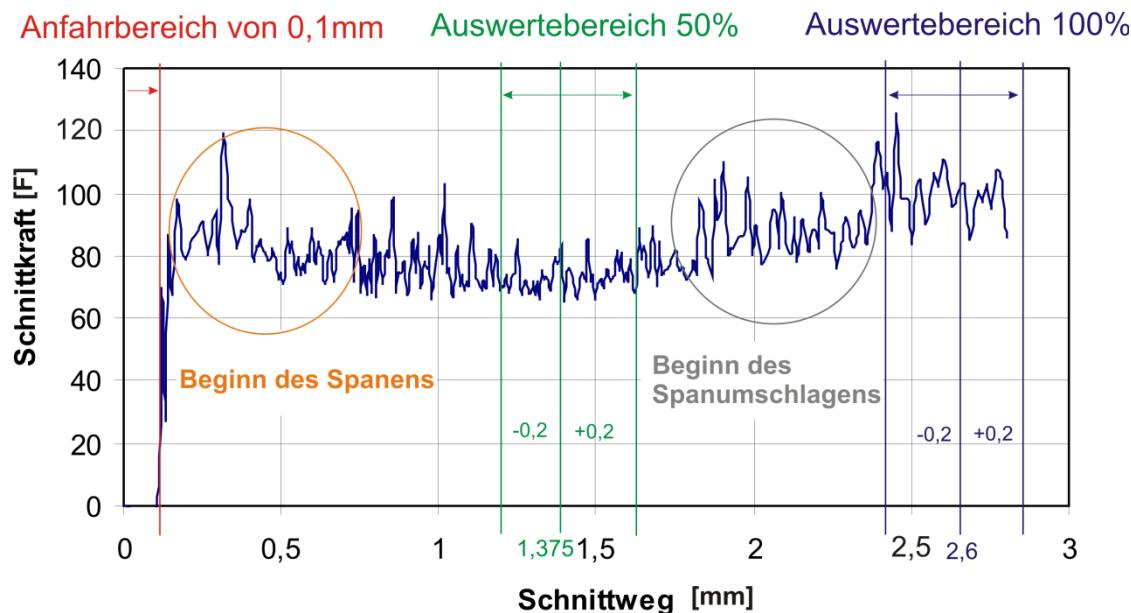


Diagramm 3-1 Charakteristischer Zerspankraftverlauf bei der numerischen Berechnung

3.2 Numerische Parameter

3.2.1 Elemente

Die Auswahl der Elemente besteht aus zwei zusammenhängenden Teilen, der Geometrie der Elemente und der Auswahl der Formfunktion, die auf den Elementen definiert ist. In diesem Teilkapitel soll auf die Besonderheiten bei der Auswahl der Elemente eingegangen und beschrieben werden wie diese das Ergebnis bei Zerspansimulationen mithilfe der Finiten-Elemente-Methoden verändern können.

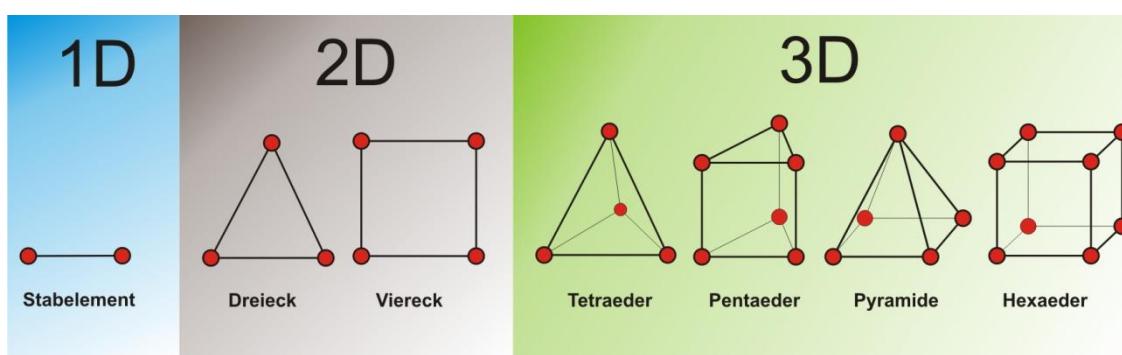


Abb. 3-5 Elementtypen zur Diskretisierung von Kontinuumsproblemen
[/146/]

Es existieren verschiedene geometrische Elemente und entsprechende Formfunktionen, mit denen die jeweilige Aufgabenstellung in den FEM-Systemen numerisch abgebildet wird. In Abhängigkeit von der räumlichen Ordnung stehen Elemente, für den zweidimensionalen ebenen Dehnungszustand, für ordnungsreduzierte dreidimensionale Probleme wie rotationssymmetrische Körper und schließlich dreidimensional zu be-

schreibende Festkörperstrukturen, zur Verfügung. Für einige Anwendungsfälle sind Sonderelementtypen entwickelt worden, um z. B. den Umformprozess von dünnen Blechen mit Schalenelementen zu beschreiben. Grundsätzlich werden die geometrischen Elemente in symmetrische (z. B. in Abb. 3-5 Viereck) und reduzierte Elemente (z. B. in Abb. 3-5 Dreieck) unterschieden.

Mathematisch gesehen liefern Elemente, die quadratisch und nicht verzerrt sind sowie voll integriert werden das exakte Ergebnis. Jedoch können diese bei nichtlinearem Materialverhalten und bei dem Einsatz der Langrange Methode, aufgrund der Neuvernetzung nach starken Verzerrungen nicht angewendet sondern müssen reduziert werden. Diese Reduzierung wird zunächst auf die Integration der Formfunktion bezogen, kann sich aber auch auf die geometrische Elementform beziehen. Zudem führt die Reduzierung dazu, dass die Rechenzeit aufgrund der geringeren Anzahl der Integrationspunkte geringer ausfällt [109].

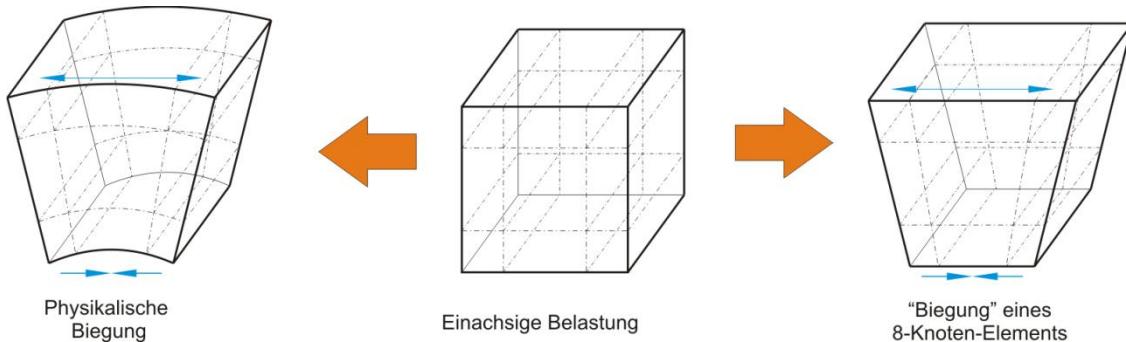


Abb. 3-6 „Shear locking“ bei einem 8-Knoten-Element unter einachsiger Belastung

Bei der Abbildung einer Biegelinie mit einem quadratischen Ansatz treten Differenzen zwischen dem realen elastischen Biegeverhalten und dem berechneten Biegeverhalten auf und haben dadurch eine höhere Steifigkeit. Dies lässt sich darauf führen, dass für eine korrekte Beschreibung eine kubische Funktion erforderlich ist. Dieser Effekt kann bei immer größer werdender Netzverfeinerung gegen die reale Lösung konvergieren. Jedoch ist diese Konvergenz in einigen Fällen sehr langsam und wird zusätzlich von der Plattendicke t beeinflusst. Die numerische Lösung ist dann weit von der richtigen Lösung entfernt. In Abb. 3-6 ist dieser Fall dargestellt. Das berechnete Verhalten wird in der rechten Abbildung dargestellt und ist aufgrund des starren 8-Knoten-Elements viel zu steif somit wird die Durchbiegung blockiert. Hervorgerufen wird dies durch die unterschiedliche Wichtung der Biege- und Scherterme die bei geringer Plattendicke auftreten und als „shear-locking“ bezeichnet werden. Dieser Effekt wird als „shear locking“ bezeichnet. Diese reduzierte Integration eignet sich speziell für die Untersuchungen bei Biegeverformungen [5].

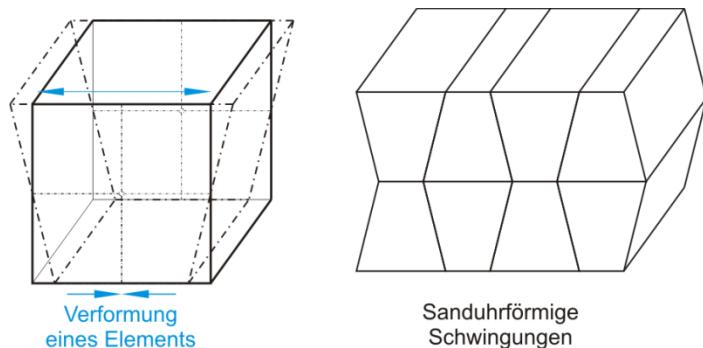


Abb. 3-7 Sanduhrförmige Schwingungen

Ingenieurmäßig umgeht man das Problem des „shear-lockings“ durch reduzierte Integration des Schubanteils. Diese Vorgehensweise der selektiven Integration ist nicht vollkommen und unproblematisch und besitzt durch die Verfeinerung Schwierigkeiten. Durch die reduzierte Anzahl der Integrationspunkte kann es bei Verformungen an den Elementen dazu kommen, dass die resultierenden Dehnungen am Integrationspunkt verschwinden. Somit lässt sich das Element ohne aufgebrachte Energie verformen. Dieser Vorgang wird als Nullmoden bezeichnet, kann sich bei geometrisch symmetrischen Elementen durch das gesamte Elementnetz ausbreiten und wird wegen dessen Erscheinungsbildes nach in Abb. 3-7 als sanduhrförmige Schwingung bezeichnet. Diese können das Ergebnis so verändert, dass es das ursprüngliche Problem nicht widerspiegelt. Um diese Nullmoden bzw. sanduhrförmigen Schwingungen reduzieren zu können, werden unterschiedliche Dämpfungsstrategien eingesetzt. Eine Möglichkeit ist es, die Koeffizienten der Systemsteifigkeitsmatrix so zu erhöhen, dass die numerischen Nullmoden gerade gedämpft und die Starrkörperschwingungen noch nicht gedämpft sind. Eine weitere Möglichkeit ist die Reduzierung der Knotengeschwindigkeit in Richtung der Nullmoden, was jedoch bei hohen Dehnungen dazu führt, dass die Elemente aufgrund der Erhöhung des elastischen Koeffizienten zu steif werden können [/5/, /109/].

3.2.2 Normalenkontakt

Die Betrachtung des Kontaktes ist eine sehr komplexe und oftmals nichtlineare Beschreibung, die zwischen zwei oder mehreren Körpern stattfindet und dabei unstetig ist. Bei einigen technischen Prozessen (z. B. Umformung, Zerspanung) würde ohne den Kontakt und der dazugehörigen Vorgänge die Funktion dieser nicht gewährleistet sein. Kontakt entsteht, wenn sich zwei feste Körper berühren und Kräfte über die gemeinsame Berührungsfläche übertragen werden. Dabei wird in der Kontaktkinematik der Kontakt in Normalkontakt und Tangentialkontakt gegliedert. Der Normalkontakt wird in der Normalenrichtung durch die Kontaktspannung übertragen, die proportional zur Normalkomponente der äußeren Kraft ist. Hingegen wird in der Tangentialrichtung die entstehende Scherkraft für den Tangentialkontakt genutzt, die von der Tangentialkomponente der äußeren Kraft, der Kontaktspannung und der Oberflächenbeschaffenheit, dem Rei-

bungskoeffizienten, abhängt. Der Kontakt kann über Flächen verteilt oder lokal konzentriert sein [63].

Die Modellierung des Kontaktes erfolgt grundsätzlich aufgrund der Annahme eines Kontaktpaars. Jedoch ist der Modellierungsansatz auch für den Selbstkontakt und mehrere Körper gültig. Bei der Kontaktmodellierung treten Paarungen auf, bei dem beide deformierbar sind oder deformierbar und starr sind. Der Selbstkontakt ist bei einigen Simulationsabbildungen von Prozessen von besonderer Bedeutung. Dies ist beispielsweise bei der Simulation von Zerspanungsvorgängen der Fall. So können beim Umschlagen des Spanes auf den eigenen Körper benachbarte Knoten in Kontakt kommen und sich miteinander verbinden. Dies würde dazu führen, dass ab diesem Zeitpunkt höhere Zerspanungskräfte benötigt werden und dadurch das Simulationsergebnis beeinflusst wird. Damit dieser Selbstkontakt nicht auftritt, existieren spezielle Algorithmen, die den Kontakt während der Simulation überprüfen und erkennen, wenn es sich um den eigenen Körper handelt. Ist dies der Fall, so gleiten die Oberflächen des gleichen Körpers mit eingegebenen Oberflächeninformationen aneinander vorbei.

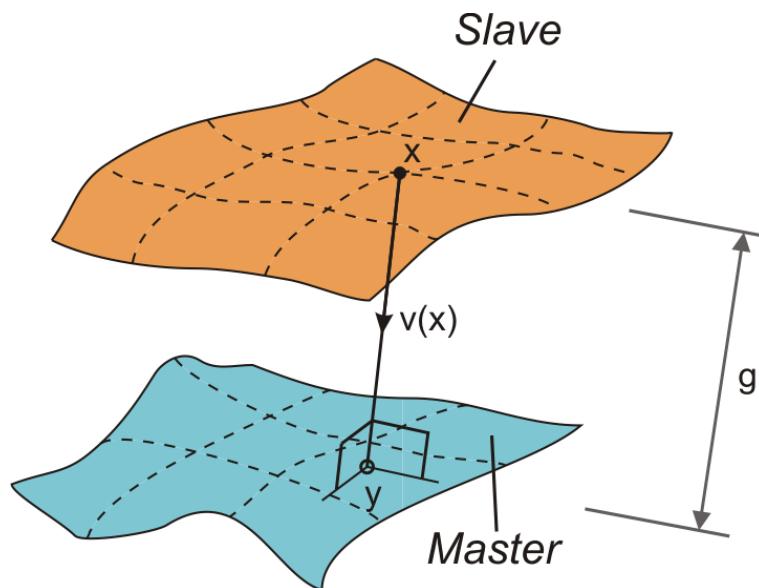


Abb. 3-8 Betrachtung der Abstandsfunktion

Handelt es sich bei dem betrachteten System um ein geschlossenes System, so ist bei der Einführung der Kontaktkinematik ein Durchdringverbot in Normalenrichtung einzuführen. Jedoch kann dieses nicht konsequent beibehalten werden, da viele Körper eine raue Oberfläche besitzen und dadurch eine exakte geometrische Beschreibung fast unmöglich ist. Sollen solche Oberflächen auf das Deformationsverhalten hin untersucht werden, so müssen kleine Durchdringungen der Körper zugelassen werden [159].

Damit der Kontakt in der Finiten-Element-Simulation umgesetzt werden kann, müssen die zu erwartenden Oberflächen der Kontaktkörper als Kontaktflächen definiert werden. Somit existieren für den Kontakt mindestens zwei Kontaktflächen, die miteinander in

Berührungen stehen und mit den nötigen Kontaktinformationen versehen sind. Während der Simulation wird eine Kontaktmodellierung durchgeführt, die überprüft, wie weit die jeweiligen Kontaktflächen entfernt sind. Dabei existieren drei verschiedene Stadien (vgl. Abb. 3-9): $h = 0$, es liegt Kontakt vor; $h \geq 0$, es liegt kein Kontakt vor; $h \leq 0$ es liegt eine Durchdringung der Kontaktflächen vor.

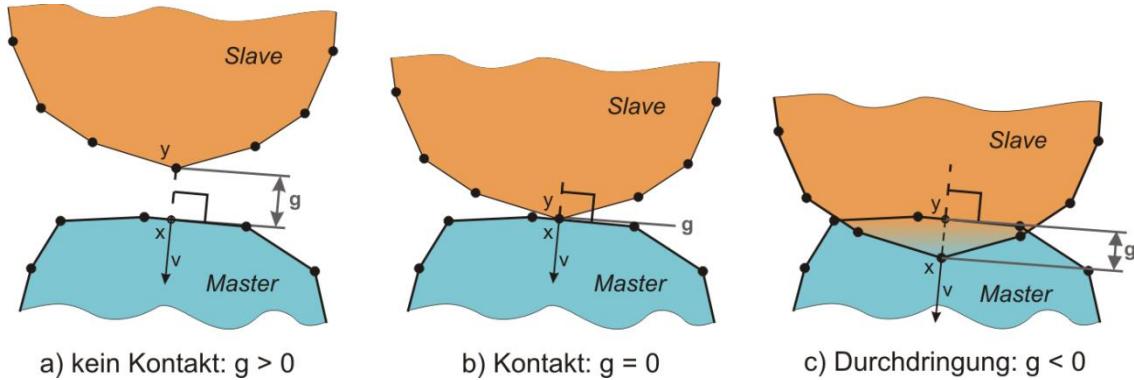


Abb. 3-9 Zweidimensionale Bedeutung der Abstandsfunktion

Während der Berechnung wird jeder potentielle Kontaktknoten zunächst daraufhin überprüft, ob er mit einem Kontaktsegment eines anderen Körpers in Kontakt steht. Die Kontaktsegmente werden entweder als Ecken auf dreidimensionalen Körpern, als Flächen auf zweidimensionalen deformierbaren Körpern oder als Segmente auf starren Körpern abgebildet. Die standardisierte Kontakteinstellung erlaubt es, dass jeder Knoten mit jedem Segment in Kontakt treten kann, inklusive den Segmenten auf dem sich der Knoten befindet. Somit würde auch ein Selbstkontakt zulässig sein. Um solchen Kontakterkennungsproblemen vorzubeugen, existiert in kommerziellen FEM-Softwarepaketen die Möglichkeit Kontakttabellen einzustellen, die genau das Verhältnis der Kontaktkörperpaare regeln. Dazu vereinfacht sich der Rechenaufwand, weil dort definiert wird, ob die Körper überhaupt in Kontakt stehen und wenn dies der Fall ist, ob dieser haftend oder gleitend sein soll. Während des Iterationsprozesses wird überprüft, ob bei einer Knotenbewegung dieser dabei eine Oberfläche durchdringt oder ein Segment kreuzt.

In Finite-Elemente-Programmlösungen existieren Möglichkeiten, die Richtung der Vorgehensweise bei der Untersuchung des Kontaktes zu steuern. Unproblematisch ist es bei der Kontaktdefinition, wenn einer der beiden Körper als starr definiert ist, oder wenn eine der beiden vernetzten Körper wesentlich feiner vernetzt ist und dadurch mehr Knotenpunkte an der Kontaktfläche existieren. Haben beide Kontaktkörper eine ähnliche Vernetzungsverfeinerung, dann besteht die Möglichkeit, die Kontaktfindung von beiden Seiten durchführen zu lassen, was wegen der doppelten Durchführung zu einer Erhöhung der Rechenzeit führt. Berührt sich ein Paar aus Kontaktobерflächen (verformbarer und starrer Körper) so springt die auf den verformbaren Körper wirkende Kontaktkraft von null auf einen endlichen Wert. Hierfür ist es erforderlich, für die Umsetzung der

Kontaktbedingungen, Zwangsbedingungen einzuführen, die den Abstand zwischen den Körpern definieren [5, /160/].

Während des Kontaktprozesses ist es unerwünscht, dass ein Knoten einen exakten Kontakt mit einem Segment der Oberfläche hat ($h=0$). Um diesem Problem entgegen zu wirken, ist eine Kontakttoleranz eingeführt worden. Sie ist standardmäßig so eingestellt, dass sie sich auf die kleinste Elementkantenlänge in dem gesamten Modell bezieht. Werden Körperelemente eingesetzt, so beträgt die Kontakttoleranz 5 % von der kleinsten Elementkantenseite und beim Einsatz von Balken- oder Schalenelementen beträgt die Kontakttoleranz 25 %. Die Kontakttoleranz hat einen signifikanten Einfluss auf die Berechnungsdauer und die Ergebnissicherheit. Bei einer zu kleinen Kontakttoleranz dauert die Berechnung aufgrund von Schwierigkeiten bei der Erkennung des Kontaktes und der Durchdringung wesentlich länger. Werden Durchdringungen festgestellt, führt das zu kürzeren Zeitperioden, bei denen die Durchdringung iterativ überprüft wird und ggf. Inkrementteilungen vorgenommen werden. Auch eine zu große Kontakttoleranz ist ungünstig bei der Berechnung, da Knoten frühzeitig in Kontakt betrachtet werden das sich dies auf die Exaktheit des Ergebnisses auswirkt [109].

Für einige Kontaktprobleme reichen die bisher erwähnten Möglichkeiten, um den Kontakt zu beeinflussen, nicht aus. Insbesondere, wenn es sich um Problematiken handelt, bei denen zu jedem Zeitinkrement ein Knoten ein Segment berührt. Eine Möglichkeit ist die Beeinflussung der Kontaktzone durch den asymmetrischen „Bias“-Faktor, der dazu führt, dass sich der Toleranzbereich außerhalb reduziert und dementsprechend innerhalb erhöht wird. Für diesen „Bias“-Faktor ist der Definitionsbereich der Eingabewerte von [0,1), wobei 0 eine symmetrische Kontaktzone bedeutet [109].

3.2.3 Tangentialkontakt

Für eine exakte Abbildung des zu untersuchenden Prozesses mit der Finiten-Elemente-Methode, insbesondere wenn dieser von Kontaktphänomen gekennzeichnet ist, ist es erforderlich, diese Vorgänge genau zu erfassen. Unter dem Begriff Tribologie werden diese Phänomene beschrieben. Für die Berechnung mit der Finiten-Elemente-Methode ist die mathematische Beschreibung von Interesse. Hierbei existieren verschiedene Reibgesetze, die die Kontaktphänomene mit der Wirkflächenreibung beschreiben. Die bekanntesten Beschreibungen der Reibgesetze in der Plastizitätstheorie sind die Ansätze nach Coulomb und das Reibfaktorgesetz. Auf unterschiedlicher Weise wird mathematisch-analytisch die maximale übertragbare Reibscherungsspannung auf einer Reibungsgrenzfläche berechnet. Jedoch haben die klassischen Ansätze unterschiedliche Schwächen in ihrer Beschreibung. Folglich haben sich aufgrund neuer Anforderungen kombinierte Modelle, die auch als freie Reibgesetze bezeichnet werden, etabliert.

Mit dem Reibgesetz nach Coulomb Gl. (3-1) wird die Reibung über einen Proportionalitätsfaktor (Reibzahl) μ zwischen der Normal- und Schubspannung beschrieben. Für die Dauer des Reibvorgangs wird angenommen, dass die Reibzahl konstant und die Reibkraft proportional zur aufgebrachten Last, unabhängig von der Kontaktfläche und der Gleitgeschwindigkeit, ist. Hierbei ist die Rebschubspannung τ_R proportional zur wirkenden Kontaktnormalspannung σ_N [26, /114/].

$$\tau_R = \mu \cdot \sigma_N \quad (3-1)$$

Ist die Kontaktnormalspannung klein gegenüber der Fließspannung, findet zwischen den Kontaktkörpern eine Relativbewegung statt, dann hängt die Rebschubspannung bei konstanter Reibzahl zunächst linear von der Kontaktnormalspannung ab. Steigt die Rebschubspannung bis zur Schubfließspannung des weicheren Körpers an, reagiert der weichere Körper mit Schiebungen unterhalb der Kontaktfläche und die beiden Körper haften in der Kontaktzone aneinander. In diesem Fall ist der Bereich der Haftreibung eingetreten. Mit zunehmender Normalspannung entspricht die Rebschubspannung der Schubfließspannung, wobei die Schubfließspannung bei verfestigenden Werkstoffen eine Funktion der Formänderung darstellt. Die Reibzahl charakterisiert den Zusammenhang der Kontaktpaare und nimmt Werte von 0 (reibungsfrei) bis ∞ an [26, /80/].

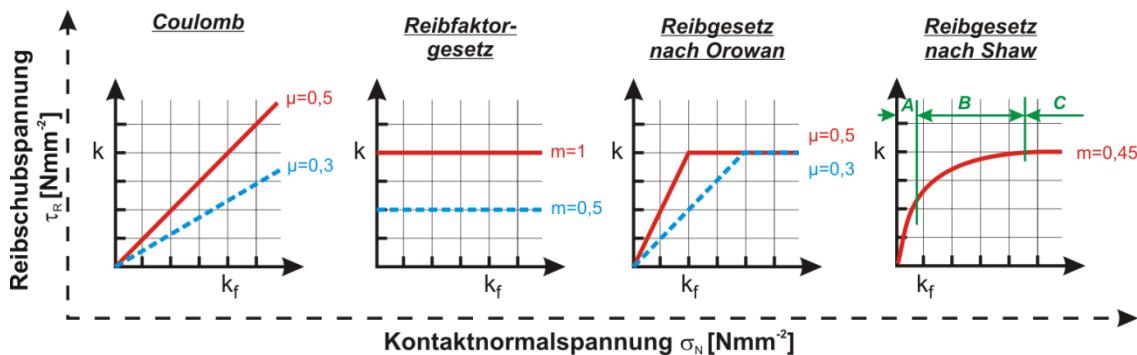


Abb. 3-10 Übersicht verschiedener Reibgesetze

Bei einigen Prozessen ist der Einsatz des Reibgesetzes nach Coulomb nicht geeignet. Dies ist dann der Fall, wenn z. B. bei Massivumformprozessen ein hoher hydrostatischer Spannungsanteil auftritt und dadurch die Normalspannung ein Vielfaches über der Fließspannung des Werkstoffes liegt. Aus diesem Grund eignet sich das Reibfaktorgesetz für den Einsatz bei den oben genannten Prozessbedingungen. Hierbei wird das zu hohe Ansteigen der Rebschubspannung verhindert, indem die maximal zu übertragende Rebschubspannung τ_R mit der Schubfließspannung k des weicheren Werkstoffes durch einen Proportionalitätsfaktor (Reibfaktor) m verknüpft ist. Somit gilt beim Reibfaktorgesetz die Annahme, dass die Rebschubspannung konstant und unabhängig vom Normaldruck ist [114, /80/].

$$\tau_R = m \cdot k = m \cdot \frac{k_f}{\sqrt{3}} \quad (3-2)$$

Für das Fließkriterium wird der Ansatz nach v. Mises verwendet, bei dem die Schubfließspannung k von der Vergleichsspannung σ_V , die in diesem Fall gleich der Fließspannung k_f ist, beeinflusst wird. Der Proportionalitätsfaktor kann Werte zwischen 0 (reibungsfrei) und 1 (haftend) annehmen [114].

Während des Kontaktvorgangs treten bei plastischen Verformungen in der Oberfläche Lücken auf und sie unterscheidet sich maßgeblich von z. B. starren Körpern, die aneinander vorbeigleiten. Hierbei ändern sich die Teilchen, die miteinander in Kontakt treten, ständig, weil aus dem Inneren des plastifizierten Werkstückes neue Teilchen an die Oberfläche gelangen. Dieser Vorgang fordert eine exaktere Beschreibung des Kontaktvorgangs, bei denen der Zusammenhang zwischen der Reibscherspannung und der Kontaktnormalspannung entsprechend abgebildet werden muss [80]. Hierbei sind die kombinierten Ansätze für die Fließbedingung so abzubilden, dass sie am Anfang nur bis zum Einsetzen des plastischen Fließens ansteigt und im weiteren Verlauf einer Funktion der Flächenpressung entspricht. Zunächst entwickelte Orowan [117] einen Ansatz, der bei niedrigen Kontaktnormalspannungen den proportionalen Ansatz nach Coulomb verfolgt. Beim Eintreten höherer Kontaktnormalspannungen setzt er eine konstante Reibscherspannung gleich der Schubfließspannung an. Jedoch stellt sich heraus, dass Probleme im Übergangsbereich existieren, da dieser einem nichtlinearen Verhalten entspricht. Eine Weiterentwicklung führte Shaw [138] ein. Dieser berücksichtigt in seinem Ansatz die Einflussparameter auf die Größe der Reibzahl. Diese hängt von der Werkstoffpaarung, der Geometrie der Reibfläche und von den in der Wirkfuge auftretenden mechanischen und physikalischen Einflussgrößen Druck, Gleitgeschwindigkeit und Temperatur ab. Bowden und Tabor [15] hatten zuvor den Zusammenhang nachgewiesen, dass das Reibgesetz nach Coulomb nur Gültigkeit hat, wenn die wahre Kontaktfläche proportional mit der Normalkraft zunimmt.

Nach Shaw wird angenommen (vgl. Abb. 3-10), dass im Bereich A der Ansatz nach Coulomb gilt. Somit nimmt für geringe Normaldrücke die wahre Kontaktfläche proportional mit der wirkenden Kontaktnormalspannung zu. Bei der Annahme, dass die wahre und die geometrische Kontaktfläche bzw. die wirkliche und die scheinbare Kontaktfläche die gleiche Größenordnung haben, wird davon ausgegangen, dass der Grundwerkstoff des weicheren Reibkörpers abschert. Damit entspricht die übertragende Schubspannung der Scherfestigkeit des weicheren Materials, welche unabhängig vom Normaldruck im Bereich C ist. Durch den Bereich B wird der nichtlineare Bereich beschrieben, in dem die wahre Kontaktfläche und somit auch die Schubspannung nichtlinear mit der Kontaktnormalspannung zunimmt. Typische Verfahrensprozesse, bei denen der Normaldruck gleiche und größere Werte annehmen, werden in dem Ansatz nach Shaw durch die Bereiche B und C beschrieben. Mathematisch entwickelte Neumaier einen Ansatz, um den Einfluss der wahren Kontaktfläche bei der Reibung zu berücksichtigen,

der in Gl. (3-3) beschrieben wird und in kommerziellen Finiten-Elemente-Systemen zum Einsatz kommt.

$$\tau_R = m \cdot k \left[1 - \exp \left(-1,0 \frac{\sigma_N}{k_f} \right) \right] \cdot \left[\frac{2}{\pi} \arctan \left(\frac{v_{rel}}{C} \right) \right] \quad (3-3)$$

Der Reibscherubspannungsansatz nach Neumaier ist nach Gl. (3-3) von der Normalspannung σ_N , der Schubfließgrenze k , dem Reibfaktor m , der Fließspannung k_f des weicheren Körpers, und der Relativgeschwindigkeit v_{rel} des weicheren Körpers abhängig [114].

3.2.4 Mathematische Reibübergangsbeschreibung

Für die Implementierung der in Kapitel 3.2.3 beschriebenen Reibgesetzen in FEM-Softwarepaketen sind Anpassungen bzw. Erweiterungen erforderlich, um eine möglichst genaue Abbildung der realen Reibvorgänge gewährleisten zu können.

Das am weitesten verbreitete Reibgesetz ist das nach Coulomb. Hierbei ist der unstetige Übergangsbereich zwischen Haften und Gleiten mathematisch schwierig abzubilden (Abb. 3-12). Für diese Fälle existieren mathematische Ansätze, die diesen Bereich zwischen Gleiten und Haften linear oder nichtlinear annähern können. Für besondere Prozessuntersuchungen, bei denen der „stick-slip“-Effekt im Kontaktbereich benötigt wird, bietet das Reibgesetz nach Coulomb eine spezielle Erweiterung.

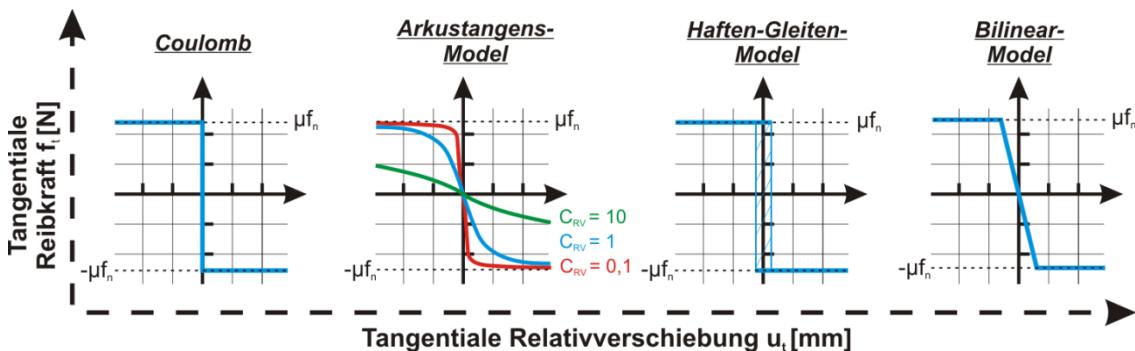


Abb. 3-11 Verschiedene mathematische Annäherungen für das Reibgesetz nach Coulomb

3.2.5 Vernetzungstechniken

Große Probleme bei der Finiten-Elemente-Methode sind Untersuchungen, bei denen plastische Formänderungen auftreten. Dies tritt beispielhaft bei Zerspanungsuntersuchungen auf. Die plastischen Formänderungen führen auch bei den Elementen gleichermaßen zu Formänderungen in dem Elementnetz. Dies trägt maßgeblich zum Berechnungsergebnis bei, da diese Formänderungen im Elementnetz zu Konvergenzproblemen und numerischen Fehlern führt. Hierbei kann eine Netzverfeinerung, Netzglättung kombiniert mit einem Neuvernetzungsvorgang eine wesentliche Verbesserung

bringen (vgl. Abb. 3-12). Diese Vorgehensweisen bzw. Techniken können ein neues Netz außerhalb von dem existierenden Netz erzeugen. Dabei wird die lokale Elementdichte bei der Reduzierung der lokalen Elementgröße und / oder das Neuverteilen der verwendeten Knoten zum Verbessern der lokalen Qualität der Elemente berücksichtigt. Diese basiert auf dem Schema, das für die Finite-Differenzen und Finite-Elemente zum Einsatz kommen, wenn gleichzeitig die Größe und das Verteilen des Netzes durch wechselnde dynamische Effekte der Simulation beeinflusst werden.

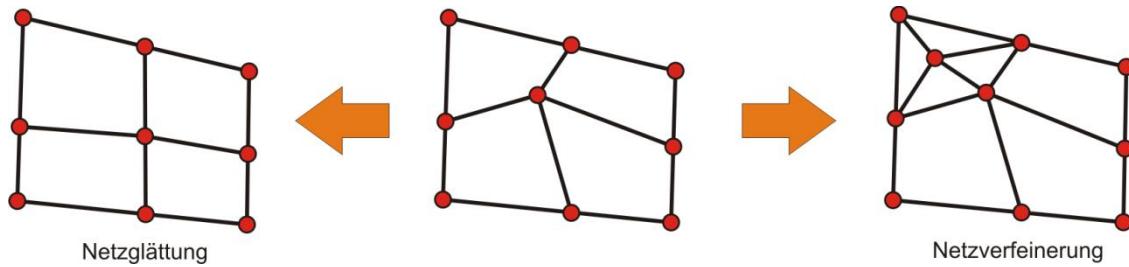


Abb. 3-12 Automatische Netzerzeugungstechniken

In kommerzieller FEM-Software können verschiedene Vernetzungsmethoden eingesetzt werden. Diese unterscheiden sich darin, ob sie für Flächen- oder Volumenelemente eingesetzt werden. Die verwendeten Rechenalgorithmen können bei der Vernetzungs-erzeugung nicht beeinflusst werden. Die Möglichkeit der Vernetzungssteuerung erfolgt durch die Neuvernetzungsvorgaben. Diese können sich auf die Geometrie der Elemente, den Zeitpunkt der Neuvernetzung oder erweiterte spezifische Vernetzerverfahren wie zum Beispiel die Vernetzungsverfeinerung am Rand des Kontinuums erstrecken [99].

Adaptive Neuvernetzer verfügen über die Einstellung der Elementkantenlänge, der Elementkrümmungskontrolle, des zulässigen Eckenwinkels der Elemente und des Netzglättungsverhältnisses. Zudem existieren globale Neuvernetzungskriterien, die bei allen Vernetzungsverfahren berücksichtigt werden. Zu diesen gehören die Inkrementsteuerung, die Kontakt durchdringung, die sofortige Neuvernetzung und die Dehnungsänderung. Tritt eines dieser Neuvernetzungskriterien ein, erfolgt eine Neuvernetzung mit dem ausgewählten Vernetzungsalgorithmus [109]. Der adaptive Vernetzungsprozess kann sich in einigen Fällen auch auf die Exaktheit und Effizienz der Berechnung auswirken, zum Beispiel bei einer komplizierten Geometrie bei gleichzeitigen großen Gradienten [99]. Um den Anforderungen bei Zerspanungs- und Massivumform-simulationen entsprechen zu können, werden diese Techniken mit der ALE-Formulierung erweitert.

Mit der Inkrementsteuerung wird der Abstand zwischen den Inkrementsschritten angegeben, sowie der Zeitpunkt einer Neuvernetzung. Durch diesen Einstellparameter ist es möglich, das Simulationsergebnis indirekt zu beeinflussen, sofern der Abstand für die zu untersuchende Problemstellung unpassend gewählt ist. Dies kann dadurch passieren, indem Elementformänderungen für diesen Inkrementabstand größer sind als bei den Kriterien angegeben sind. Die Folge ist der Abbruch der Simulation. Der Vorteil der Va-

riation des Inkrementabstandes liegt darin, dass sich bei größeren Abständen der Inkremente eine Reduzierung der Rechenzeit aufgrund der geringeren Neuvernetzungsvorgänge einstellt [109].

Einen bedeutenden Einfluss auf die Neuvernetzung hat die geometrische Änderung der Kontaktkörper während des Kontaktes. So ist dies erforderlich, wenn die Krümmung der Kontaktkörper derart groß ist, dass das aktuelle Netz nicht exakt die Durchdringung erfasst. Bei zweidimensionaler Berechnung ist das Neuvernetzungskriterium der Durchdringung abhängig von der Abstandsprüfung zwischen einer Ecke auf einem Element und dem kontaktierten Körper. Hingegen ist bei der dreidimensionalen Berechnung die Durchdringung abhängig vom Zentrum der Umgebungselementfläche zu den kontaktierten Oberflächen [109].

Durch die zulässige Dehnungsänderung soll die Vergleichsdehnung vor der Neuvernetzung gespeichert werden. Aufgrund der Tatsache, dass sie maßgeblich die Elementdeformation beeinflusst, dient dieses Kriterium der Speicherung der Dehnungsänderungen. Die Funktion sofortiger Neuvernetzung dient dazu, vor der Berechnung eine Neuvernetzung durchzuführen. Dies ist notwendig, um Elementänderungen durchführen zu können (quad → tria; Größenordnungen der Elemente) [109].

Durch die Einstellung des Eckwinkels wird der maximale Winkel zwischen den Teilabschnitten an der Außenkante des Elements angegeben. Durch das Neuvernetzen kann sich die Anzahl der Elemente im Vergleich zu vorher stark ändern. Dies kann durch die prozentuale Begrenzung der Elementanzahländerung kontrolliert werden, um ggf. eine zu große Änderung nach dem Neuvernetzen zu verhindern. Durch die lineare Beschreibung der Elemente zwischen den Knotenpunkten erfolgt die Anpassung dieser an die Krümmung durch einzelne Kurvenabschnitte. Die Anzahl der Kurvenabschnitte wird durch die Krümmungskontrolle festgelegt und regelt somit die Verfeinerung der Außenkante bei verschiedenen Krümmungen. Diese Funktion gibt die Möglichkeit, die Gitternetzauflösung automatisch an die Krümmung von Kurven und Flächen anzupassen und somit eine maximale Geometrietreue des Rechengitters zu gewährleisten. In Verbindung mit der automatischen Erkennung von Engstellen in der Geometrie ist die krümmungsabhängige Vernetzung ein wesentlicher Baustein für die vollständig automatisierte Vernetzung. Die Steuerung der maximalen Änderung der Länge einzelner Elementsegmente, die an der Außenkante anliegen, erfolgt durch das Glättungsverhältnis. Dabei wird zwischen keine Glättung (=0), ungleichmäßige Glättung (]0,1[) und der gleichmäßigen Glättung (1) unterschieden [109].

Die Netzglättung (Mesh Smoothing) zählt zu den so genannten R-Methoden, bei denen die Topologie des Netzes erhalten bleibt und die zunehmenden Verschiebungen der Knoten aus ihrer lokalen Umgebung bestimmt werden. Bei dem Glättungsalgorithmus wird die Knotenverschiebung mithilfe einer Federanalogie durchgeführt. Das Gitter wird als ein Federsystem modelliert, wobei alle Knotenpunkte mit ihren Nachbarn mittels dieser Federn verbunden sind. Wird ein Knotenpunkt verschoben, entsteht eine Kraft,

die proportional zur Verschiebung ist. Diese Kraft wird über das Federsystem in das komplette Volumennetz weitergeleitet. Um einen Gleichgewichtszustand zu erreichen, müssen alle Federkräfte zwischen den Knoten null ergeben. Dafür wird das entstandene Gleichungssystem der einzelnen Federkräfte iterativ gelöst. Ein großer Vorteil dieses Verfahrens ist seine leichte Implementierbarkeit und die Verwendbarkeit für fast alle Elementtypen. Allerdings ist diese Methode auf die Netzverbesserung im Inneren des vernetzten Körpers beschränkt.

In einigen kommerziellen FEM-Programmen existieren verschiedene automatische Neuvernetzungsalgorithmen. Grundsätzlich sind sie von den verwendeten geometrischen Elementtypen abhängig, da durch die Strategie der größte Einfluss entsteht. Etabliert haben sich für die 2D-Modellierungen die Neuvernetzungstechnik „Advancing Front“, „Overlay“ und „Delauney“. Die „Advancing Front“ Methode ist ein 2D-Vernetzer, der universell für quadratische, dreieckige und aus beiden gemischten Elementtypen als Vernetzer eingesetzt wird und durch seine Variabilität gekoppelt mit anderen Vernetzungsmethoden bei einigen 3D-Vernetzern zum Einsatz kommt. Die Vernetzung erfolgt vom Randbereich aus in das Innere der zu vernetzenden Geometrie. Daher können an den Randlinien Stützpunkte festgelegt werden, die die Vernetzung der „Advancing Front“ steuern. Wird der Vernetzer beim Neuvernetzen verwendet, erfolgt die Verwendung von Glättungstechniken um die Qualität der Elemente zu verbessern. Geeignet ist die Vernetzungsmethode bei allen geschlossenen Konturen, die auch im Inneren löchrig sein können [109].

3.2.6 Lösungsalgorithmen

Zum Lösen der FE-Berechnungen existiert eine Vielzahl verschiedener Lösungsalgorithmen. Der Einsatz der jeweiligen Lösungsalgorithmen ist abhängig von dem gestellten Berechnungsproblem. Bei den Lösungsalgorithmen wird grundsätzlich zwischen direkten und iterativen Methoden unterschieden. Die bekanntesten Methoden für direkte Lösungsalgorithmen sind die Cholesky-Zerlegung oder die Crout-Reduzierung, die sich zuverlässige Ergebnisse bei akzeptabler Berechnungsdauer liefern. Numerische Probleme treten bei mathematisch positiv definierten Matrizen nicht auf. Ist jedoch das Modellsystem numerisch schlecht angepasst, so müssen andere Lösungsalgorithmen eingesetzt werden, die mit Vereinfachungen arbeiten dadurch aber größere Fehlertoleranzen besitzen [109].

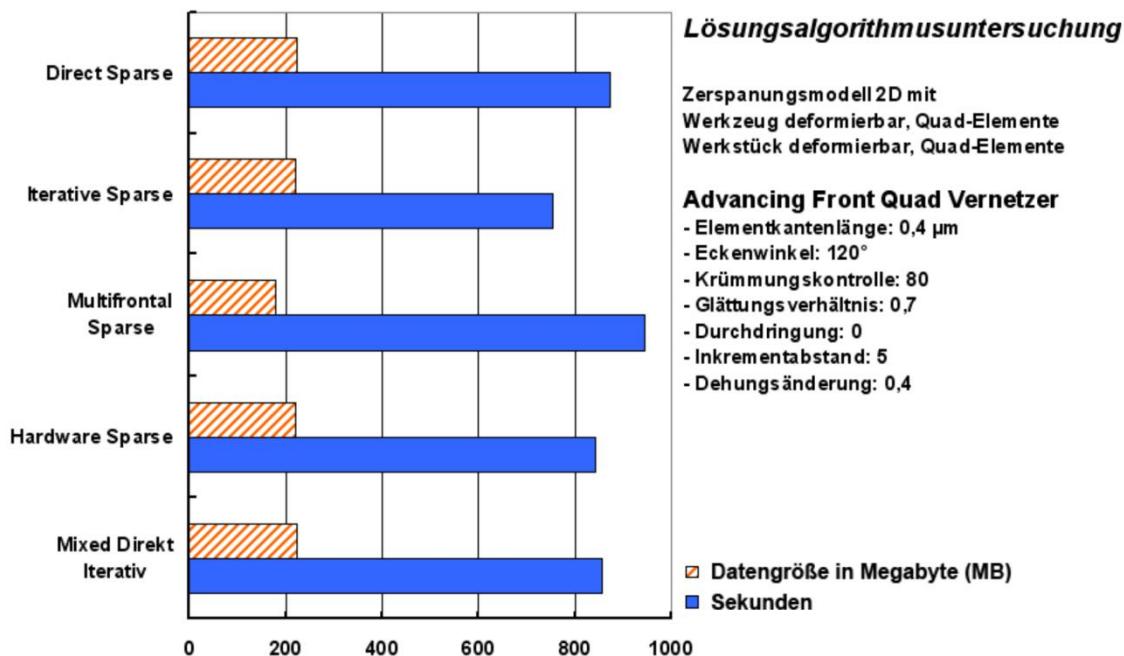


Abb. 3-13 Lösungsalgorithmusuntersuchung hinsichtlich der Rechenzeit und Datengröße

Der Einsatz der iterativen Lösungsalgorithmen basiert auf der Methodik der vorkonditionierten konjugierten Gradienten. Diese beeinflussen das Berechnungsergebnis zusätzlich zur Systemgröße durch den Grad der Systemkonditionierung. Neuere Lösungsalgorithmen kombinieren die jeweiligen Vorteile der direkten und iterativen Lösungsalgorithmen. So wird beim Lösen zunächst auf das anscheinend schnellere iterative Lösungsverfahren gesetzt. Entspricht die Lösungsgeschwindigkeit nicht der, die durch den Vorkonditionierer berechnet wurde, so wird zu den direkten Lösungsalgorithmen gewechselt. Diese Kombination besitzt Vorteile bei starren Kontaktproblemen oder bei kleinen Formänderungen.

In Abb. 3-13 sind die zur Verfügung stehenden Lösungsalgorithmen hinsichtlich der Datengröße und der Rechendauer dargestellt. Die Ergebnisse ergeben einen größeren Unterschied bei der Berechnungsdauer als bei der Datengröße. Auffällig ist die Korrelation beim multifrontal Sparse Algorithmus zwischen langer Berechnungszeit und geringer Datengröße. Zwischen den weiteren untersuchten Algorithmen ist kein wesentlicher Unterschied bei der benötigten Datengröße festzustellen. Bei der benötigten Rechenzeit ragt der Iterative Sparse Algorithmus mit der geringsten Rechendauer hervor. Die übrigen Algorithmen unterscheiden sich hierbei nicht.

In Abb. 3-14 ist der Verlauf der Zerspankraft über einen festgelegten Weg dargestellt. Hierbei ist festzustellen, dass der Iterativ Sparse Algorithmus das größte Streuen erzeugt. Annähernd deckungsgleich ist der Hardware Sparse und multifrontal Sparse, sowie Mixed Direct Iterativ und der Direct Sparse. Grundsätzlich verhält sich die

Zerspankraft im beginnenden Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück ziemlich ähnlich. Unterschiede werden bei zunehmendem Kontakt sichtbar.

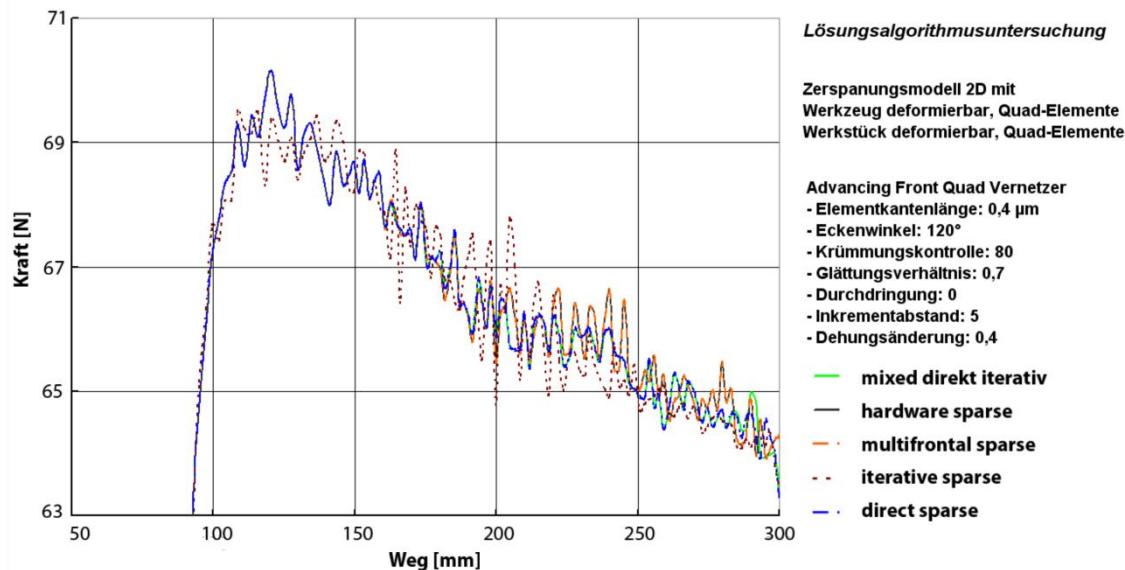


Abb. 3-14 Lösungsalgorithmusuntersuchung hinsichtlich der Zerspankraft

3.3 Werkstoffmodelle

Eine zentrale Bedeutung bei der numerischen Modellbildung nimmt die Materialbeschreibung für den zu untersuchenden Bereich ein. Die klassische Materialbeschreibung umfasst die Spannungs-Dehnungskurven in Abhängigkeit der Dehnung ε der Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}$ und der Temperatur T . In Abb. 3-15 sind verschiedene technische Verfahren in Abhängigkeit der Bearbeitungsgeschwindigkeit aufgetragen. Dort ist abzulesen, dass die Zerspanung im Vergleich zu anderen Fertigungsverfahren Verformungsraten $\dot{\varepsilon} \leq 10^6 s^{-1}$ aufweist. Zudem entstehen dabei Temperaturen von bis zu 1500°C und Verformungsraten von bis zu 5. Bei einem solch großen Bereich ist eine Vielzahl von Spannungs-Dehnungskurven erforderlich, um das Materialverhalten zu beschreiben. Daher ist die Vorgehensweise anhand der Interpolation zwischen zwei Spannungs-Dehnungskurven nur für Fertigungsverfahren geeignet, dessen Verformungsbereich in diesen Grenzen abgebildet wird (z. B. Massivumformen). Die Spanbildungssimulationen setzen mathematische Werkstoffmodelle ein, die für die zu untersuchenden Anwendungen entsprechend den Materialkennwerten aufgenommen wurden. Der Vorteil ist eine Gleichung die meistens drei Variablen besitzen und den gesamten Bereich abbilden. Um diesen Bereich mit klassischen Spannungs-Dehnungskurven abbilden zu können, müssten viele Kurven hinterlegt sein, die zu einer Erhöhung der Rechenzeit führen würde.

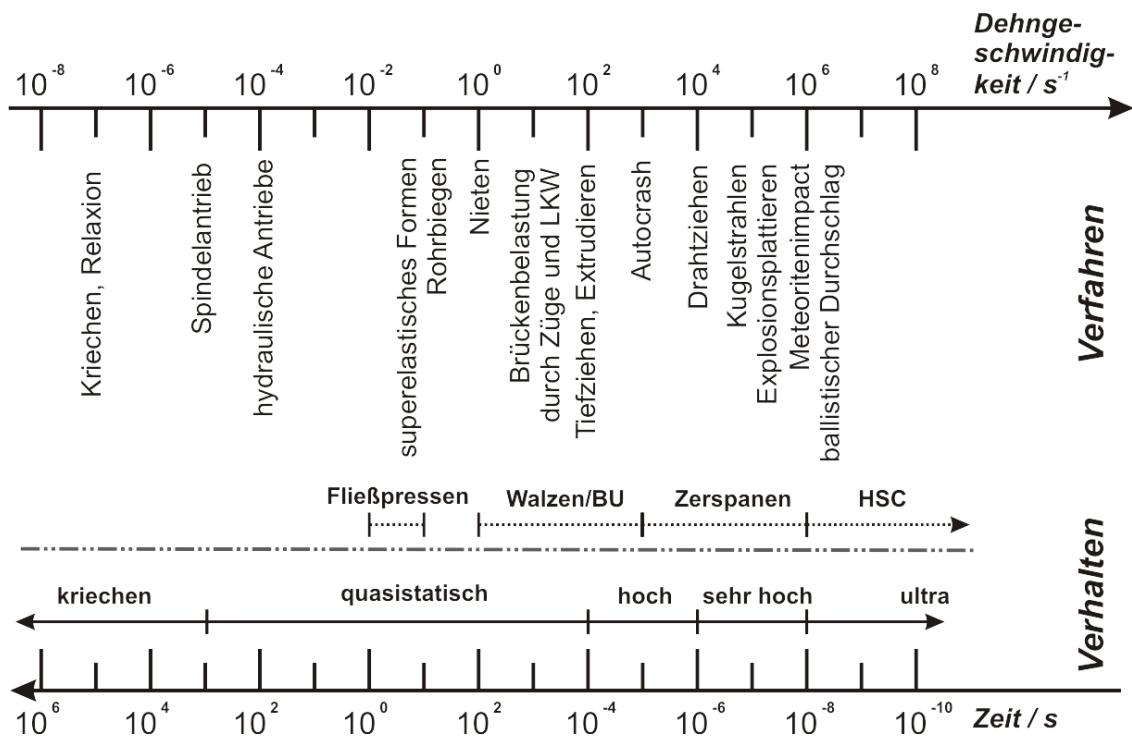


Abb. 3-15 Einordnen technischer Verfahren in Abhängigkeit der Zeit und Bearbeitungsgeschwindigkeit

Die Werkstoffkenndaten bilden für jede numerische Simulation die Berechnungsgrundlage. Die Implementierung von Werkstoffmodellen in den Rechencode stellt eine wesentliche Vereinfachung dar, weil damit ein großer charakteristischer Bereich des Werkstoffverhaltens abgebildet werden kann. Es ist einfacher ein übliches Werkstoffmodell mit fünf Konstanten einzugeben, als vergleichsweise 150 Fließkurven. Diese sind abschnittsweise im Rechencode implementiert. Während der Rechenvorgänge ist eine Interpolation zwischen diesen Fließkurven erforderlich.

Ein verbreitetes Hochgeschwindigkeitsprüfverfahren ist die Split-Hopkins-Bar Anordnung. Mit diesem Prüfstand sind Verformungsgeschwindigkeiten von bis zu $\dot{\varepsilon} = 10^4 \text{ s}^{-1}$ möglich. Die Split-Hopkins-Bar Versuchsanordnung besteht aus zwei in einer Linie angeordneten, zylindrischen Stäben gleichen Durchmessers, dem Eingangs- und Ausgangsstab. Zwischen den zwei Stäben befindet sich eine Probe mit einem kleineren Querschnitt als dem der Stäbe. Eine beschleunigte Masse trifft auf den Eingangsstab. Durch diese schlagartige Belastung wird eine elastische Druckwelle indiziert, die den Eingangsstab durchläuft und am ersten Dehnungsmessstreifen (DMS) gemessen wird. Beim Erreichen der Kontaktstelle zwischen Eingangsstab und Probe wird die Welle aufgrund der Querschnittsänderung folgendermaßen aufgeteilt: Ein Teil der elastischen Welle wird reflektiert und der Rest geht durch die Probe und verformt diese (aufgrund des kleineren Querschnittes der Probe) plastisch. Der im Ausgangsstab ankommende, verbleibende Anteil der Welle wird durch den zweiten Dehnungsmessstreifen erfasst. Mit den durch die Dehnungsmessstreifen ermittelten Zeit-Dehnungs-Kurven können sowohl die Stauchgeschwindigkeit als auch die Fließkurve ermittelt werden [1].

Für die Simulation sind mehrere Modelle entwickelt worden, die den Einfluss der Verformung, die Verformungsgeschwindigkeit und die Temperatur berücksichtigen. Einige davon sind auf mikrostrukturmechanischen Grundlagen aufgebaut, wobei der Großteil im Bereich der Zerspanimulation existierenden Modelle auf empirischen Ansätzen beruht. Dort werden zur Beschreibung von Fließkurven in der Regel konstitutive Gleichungen eingesetzt, die die momentanen Werte der Spannung, Verformung, Umformgeschwindigkeit und Temperatur ($\sigma, \varepsilon, \dot{\varepsilon}, T$ als Variablen) miteinander verbinden. Die in diesen Gleichungen enthaltenen Konstanten können als Materialparameter betrachtet, und mit der nichtlinearen Regression oder mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate an die Versuchsergebnisse angepasst werden [82].

Die Modellierung von Werkstoffeigenschaften ist in den meisten Fällen für viele Größenordnungen zu komplex, um in allen Einzelheiten in einer Simulationsrechnung exakt abgebildet werden zu können. Deshalb ist es rational, wie es zum Beispiel Kocks eingeführt hat, das reale Werkstoffverhalten auf die kennzeichnenden Abläufe zu reduzieren. Dies kann anhand des dynamischen Werkstoffverhaltens (z. B. Spannungen, Versagen) oder der Struktur bzw. Belastung (z. B. Kräfte, Geometrie) erfolgen. Eine erfolgreiche Modellierung des Werkstoffverhaltens, in Verbindung mit einer genauen Modellierung der Struktur und deren Randbedingungen, kann zu einem zufriedenstellenden Gesamtergebnis führen. Das Verhalten muss nicht in allen Einzelheiten exakt abgebildet werden. Es muss nur die wesentlichsten Vorgänge widerspiegeln können. Im allgemeinsten Fall ist die Beschreibung einer Fließkurve nach Gl. (3-4) von der wahren Spannung σ , wahren Dehnung ε , wahren plastischen Dehngeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}$, Temperatur T und dem Struktur- bzw. Gefügeparameter ξ abhängig.

$$f(\sigma, \varepsilon, \dot{\varepsilon}, T, \xi) = 0 \quad (3-4)$$

Die Größe Strukturparameter, welche den Korineinfluss durch die Größe, Form, Anordnung, der Art und Verteilung der Versetzungen, der Dichte, der Gefügeausbildung, Art des Kristallgitters widerspiegelt, findet aufgrund der Komplexität in den meisten Werkstoffmodellen keine Berücksichtigung. Zudem beeinflussen sich diese Parameter wechselseitig und können deshalb z. Z. sehr schwer physikalisch oder experimentell erfasst werden. Deshalb werden empirische oder mikrostrukturmechanische Ansätze für die Werkstoffmodelle verwendet.

3.3.1 Materialmodelle

Die phänomenologischen oder auch empirischen Ansätze setzen meistens voraus, dass bei der Betrachtung des momentanen Zustandes des Werkstoffes, die Spannung von den Werten der Dehnung, der Dehngeschwindigkeit und der Temperatur abhängig sind. Bei diesen Ansätzen wird die Vorgeschichte bzw. der absolvierte Belastungspfad

nicht berücksichtigt. Somit sind diese Ansätze für den Einsatz als Werkstoffmodell für Schnellarbeitsstahl ungeeignet, da eine mögliche Überbeanspruchung des Werkstoffes bei der weiteren Berechnung vernachlässigt wird.

Für eine konvergente numerische Lösung ist es notwendig, ein konsistentes und stabiles Werkstoffmodell zu benutzen. Auch außerhalb des Parameterbereichs muss es zuverlässige Werte liefern. Somit darf das Werkstoffmodell auch bei randwertigen Eingangsparametern keine Instabilitäten zeigen, die zu Konvergenzproblemen während der Rechnungen führen können. Betrachtet werden die Modelle nach Johnson-Cook, Zerilli-Armstrong, Litonski, Vinh, Clifton und Hensel-Spittel.

Der nach Johnson und Cook beschriebene Ansatz (Gl. (3-5)) ist durch den multiplikativen Ansatz recht einfach in die FEM-Berechnung zu implementieren und findet daher weite Verbreitung. Bei vielen Werkstoffen liefert die Johnson-Cook-Gleichung eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Daten.

$$\sigma = A + B \cdot \varepsilon^n \cdot \left(1 + C \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_U}{T_S - T_U} \right)^m \right] \quad (3-5)$$

Für die vollständige Beschreibung eines Materialverhaltens mit der Johnson-Cook-Gleichung sind fünf Konstanten nötig. In Kapitel 3.3.2 wird darauf näher eingegangen und der in dieser Arbeit verwendete Werkstoff C45E beschrieben. Da es sich um einen Ansatz zur vollständigen Beschreibung des Werkstoffes handelt, werden diese Ansätze als „geschlossene Modelle“ bezeichnet. Einen weiteren Ansatz für geschlossene Modelle entwickelten Zerilli und Armstrong, bei dem die Gitterarten kubisch raumzentriert Gl. (3-6) und kubisch flächenzentriert Gl. (3-7) berücksichtigt werden [167].

$$\sigma_{krz} = \Delta\sigma_G + B_0 \cdot \exp[-\beta_0 + \beta_1 \cdot \ln \dot{\varepsilon} \cdot T] + K_0 \cdot \varepsilon^n + K_\varepsilon \cdot \lambda^{-\frac{1}{2}} \quad (3-6)$$

$$\sigma_{kfv} = \Delta\sigma_G + B_1 \cdot \varepsilon^2 \cdot \exp[-\beta_0 + \beta_1 \cdot \ln \dot{\varepsilon} \cdot T] + K_\varepsilon \cdot \lambda^{-\frac{1}{2}} \quad (3-7)$$

Meyers et al. konnten nachweisen, dass die Gleichung den Ansprüchen des Fließspannungsverhaltens von kfz- und krz-Werkstoffen in Abhängigkeit der Dehnungsgeschwindigkeit und der Temperatur entspricht [105].

Ein weiteres geschlossenes Werkstoffmodell stellte Litonski vor, das ebenfalls wie Johnson-Cook und Zerilli-Armstrong die Abhängigkeit der Fließspannung von der Dehnung, der Dehnungsgeschwindigkeit und der Temperatur angibt, Gl. (3-8) /96/.

$$\sigma = C \cdot \varepsilon_0^n \cdot \left(1 - a \cdot T \right) \cdot \left(1 + b \cdot \dot{\varepsilon}^m \right) \quad (3-8)$$

Für den Litonski-Ansatz sind sechs werkstoffabhängige Parameter nötig, die in einem multiplikativen Ansatz von drei Summen bzw. Differenzen den Einfluss von $\dot{\varepsilon}$, ε und T repräsentieren.

Ein weitergehender Litonski-Ansatz ist die Formulierung nach Vinh, der die Temperatur nicht als linearen Term (Litonski), sondern als exponentiellen Term berücksichtigt, was dem realen Werkstoffverhalten sehr viel näher kommt Gl. (3-9). Die Verwendung des Litonski-Ansatzes erfolgt überwiegend in der Massivumformung [/156/].

$$\sigma = F \cdot \varepsilon^n \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^m \exp \left(\frac{W}{T} \right) \quad (3-9)$$

Der in Gl. (3-10) dargestellte Zusammenhang bezieht sich auf Clifton et al. Dort wird von einer Anfangsfließspannung σ_0 ein einfacher multiplikativer Ansatz zur Beschreibung der Spannung als Funktion von $\dot{\varepsilon}$, ε und T gewählt. Dabei wird berücksichtigt, dass der Einfluss der einzelnen Größen in separaten Potenzansätzen Rechnung getragen wird.

$$\sigma = \sigma_0 \left(\frac{T}{T_0} \right)^\nu \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right)^n \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^m \quad (3-10)$$

Mit der Hensel-Spittel Formulierung wird die Dehnungsgeschwindigkeit und die Temperatur als exponentiell abhängiger Term berücksichtigt Gl. (3-11). Der Ursprung des Modells nach Hensel-Spittel lag in der Warmumformung [/64/].

$$\sigma = A \cdot \varepsilon^{a_1} \cdot \exp(a_4 \cdot \varepsilon) \dot{\varepsilon}^{a_2} \cdot \exp -a_3 \cdot T \quad (3-11)$$

Meyer führt die Untersuchung nicht nur hinsichtlich eines maximierten Bestimmtheitsmaßes R^2 durch, sondern überprüft gleichzeitig die physikalischen sinnvollen Grenzen der Parameter. Die in Tab. 3-1 aufgelisteten sechs Werkstoffmodelle zeichnen sich über den Eingangsparametern als stabil aus und eignen sich somit zur Prozessbeschreibung. Das Bestimmtheitsmaß wird dazu verwendet, um die Qualität einer Gleichungsbeschreibung für reale Messdaten zu identifizieren. Bei einem Wert von 1 würde dies eine exakte Gleichungsbeschreibung der Parameteriteration zugrunde liegenden Werten bedeuten [/103/].

Modell	Johnson/Cook	Zerilli/Armstrong	Clifton	Litonski	Vinh	Hensel/Spittel
R^2	0,88	0,95	0,88	0,92	0,88	0,89

Tab. 3-1 Bestimmtheitsmaß für verschiedene Werkstoffmodelle für C45E unter Druckbelastung [/103/]

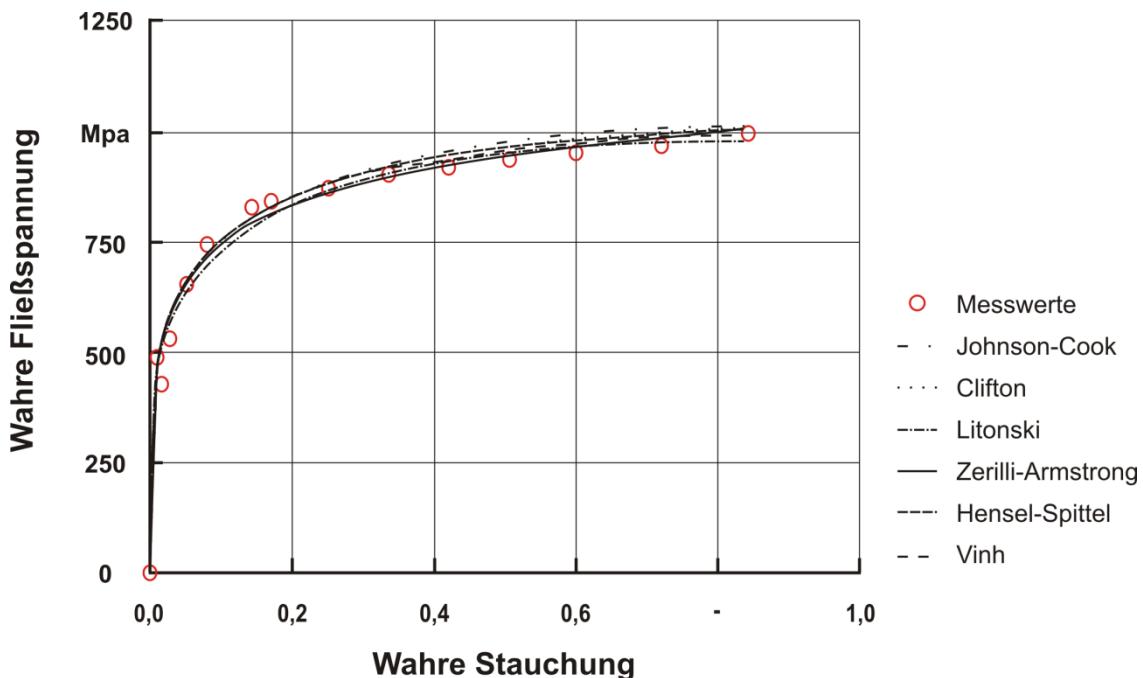


Diagramm 3-2 Verlauf verschiedener Werkstoffmodelle bei der Dehnrate von 1 s^{-1} [103]

In Diagramm 3-2 werden die Werkstoffmodelle in Bezug zu den gemessenen Werten bei einer Dehngeschwindigkeit von 1 s^{-1} dargestellt. Dort lässt sich ablesen, dass alle Werkstoffmodelle bei dieser Dehngeschwindigkeit mit einer sehr hohen Genauigkeit, aufgrund der unwesentlichen Unterschiede des Materialverhaltens, wiedergeben.

Bei der Betrachtung der wahren Fließspannung als Funktion der Dehnrate (vgl. Diagramm 3-3) werden Unterschiede zwischen den Werkstoffmodellen und den realen Messwerten sichtbar. Die beste Übereinstimmung mit den Messwerten ist mit der Beschreibung nach Zerilli-Armstrong möglich. Besonders bei Untersuchungen von HSC-Bearbeitungen ist diese Beschreibung zwingend anzuwenden. Sie ist in einem weiten Parameterfeld stabil, erreicht die höchsten R^2 -Werte und es ist in der Lage das progresiv zunehmende Fließspannungsverhalten auch bei hohen Dehnungsgeschwindigkeiten abzubilden. Die Modelle nach Clifton, Vinh, Hensel-Spittel und Johnson-Cook können die Abhängigkeit der Fließspannung von der Dehngeschwindigkeit lediglich als lineare logarithmische Abhängigkeit beschreiben. Das Modell nach Litonski ist eine nichtlineare Beschreibung, bei der die Fließspannungen bei höheren Dehnaten stark unterbewertet werden.

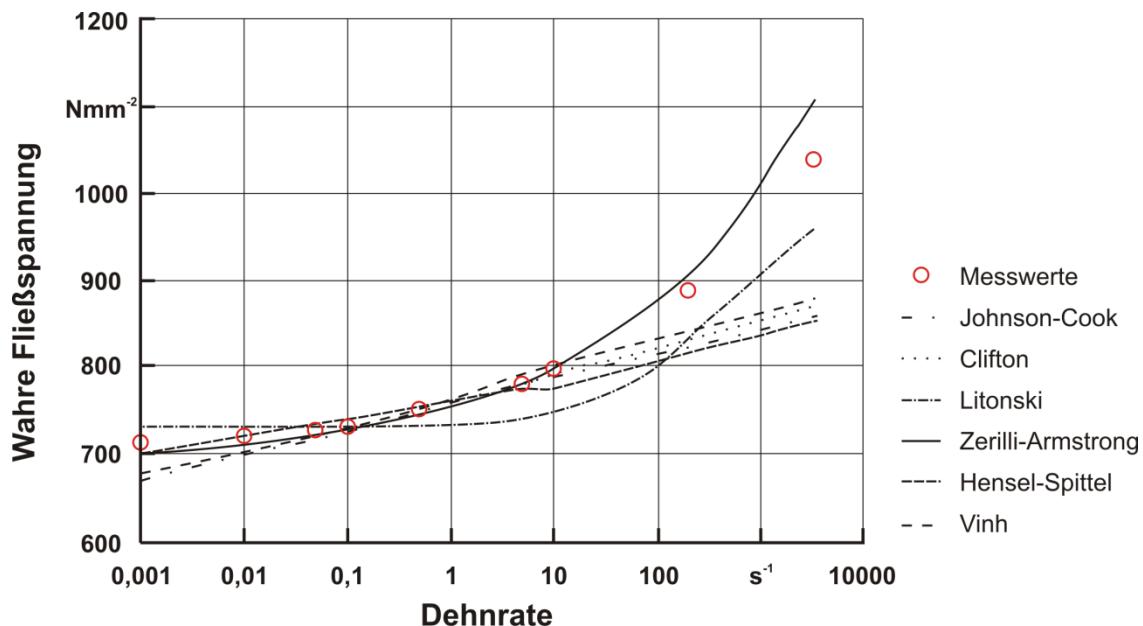


Diagramm 3-3 Dehnrateverlauf verschiedener Werkstoffmodelle [103]

3.3.2 Werkstoff C45E

Mit C45E wurde als Versuchs- und Simulationswerkstoff ein duktiler Vergütungsstahl ausgewählt, der eine hohe Verbreitung in der Anwendung hat und dadurch eine umfangreiche Dokumentation besitzt. Der Vergütungsstahl wird unter der Kurzbezeichnung C45E und der Werkstoffnummer 1.1191 nach DIN-EN 10083-1 geführt. In Tab. 3-2 sind die chemischen Bestandteile des Werkstoffes C45E aufgeführt.

Kurz-name	W.-Nr.	C %	Si %	Mn %	P %	S %	Cr %	Mo %	Ni %
C45E	1.1191	0,42-0,5	≤0,4	0,5-0,8	≤0,035	≤0,035	≤0,4	≤0,1	≤0,4

Tab. 3-2 Chemische Zusammensetzung von C45 [41]

Die Wärmebehandlung beeinflusst maßgeblich die mechanischen Eigenschaften. In Tab. 3-3 sind in Abhängigkeit des Wärmebehandlungsgrades die veränderten mechanischen Eigenschaften dargestellt.

Zustand	Streckgrenze $R_{e,min}$	Zugfestigkeit R_m	Bruchdehnung A_{min}
normalgeglüht	305 Nmm ⁻²	580 Nmm ⁻²	16 %
vergütet	370 Nmm ⁻²	630-780 Nmm ⁻²	17 %

Tab. 3-3 Mechanische Eigenschaften von C45E [41]

Material	R_m [N/mm ²]	HV 10	$k_{C1.1}$ [N/mm ²]	z
C45E (N), 1.1191	765	228	1584	0,25

Tab. 3-4 Grundwerte der spezifischen Schnittkraft für C45E (N=normalgeglüht) [153]

Die verwendeten Werkstoffinformationen für die Numerik setzen sich aus dem Materialgesetz nach Johnson-Cook (vgl. Gl. (3-5)) und den physikalischen Eigenschaften von C45E (vgl. Tab. 3-7) zusammen. Aufgrund der hohen Nichtlinearität des Zerspanvorgangs und des sich stark ändernden Materialverhaltens sind diese Werkstoffinformationen von immens hoher Bedeutung für die Qualität der Zerspanungsergebnisse. In Tab. 3-5 sind die physikalischen Eigenschaften von C45E in Abhängigkeit der Temperatur aufgetragen. Diese werden als Tabellenwerte in die Modellbildung integriert und für die entsprechenden Temperaturbedingungen ggf. interpoliert.

Temperatur °C	Längenausdehnungskoeff. $\gamma \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$	E-Modul $E \cdot 10^3 \text{ Nmm}^{-2}$	spez. Wärmekapazität $c_{\text{pw}} \cdot \text{kJkg}^{-1}\text{K}^{-1}$	Wärmeleitfähigkeit $\lambda \cdot \text{WK}^{-1}\text{m}^{-1}$	Temperaturleitfähigkeit $\alpha \cdot 10^6 \text{ m}^2\text{s}^{-1}$
-100	10,8	217	371	37,6	12,9
0	11,7	213	451	14,6	11,8
20	11,9	212	461	42,2	11,7
100	12,5	207	496	43,2	11,2
200	13,0	199	533	42,9	10,3
300	13,6	192	568	41,2	9,4
400	14,1	184	611	39,1	8,3
500	14,5	175	677	36,6	7,1
600	14,9	164	778	34,1	5,7
1500	14,9	69	778	34,1	5,7

Tab. 3-5 Physikalische Eigenschaften von C45E in Abhängigkeit von der Temperatur [154]

Für die Materialbeschreibung des Vergütungsstahls C45E existieren verschiedene Angaben in der Literatur. Aufgrund der Tatsache, dass die Implementierung der verwendeten Softwarelösung keine negativen Werten der Johnson-Cook-Gleichungskonstanten erlaubt, existieren zwei Beschreibungen, die verwendet werden können. In Tab. 3-6 sind die erforderlichen Materialkoeffizienten für die Materialbeschreibung nach Johnson-Cook Gleichung in Abhängigkeit der Autoren Jaspers und Ee abgebildet.

Beschreibung nach	A MPa	B MPa	C	n	m
Jaspers [71]	553,1	600,8	0,0134	0,234	1
Ee [44]	310	815	0,05	0,22	2,624

Tab. 3-6 Materialkoeffizienten C45E für die Beschreibung anhand der Materialgleichung nach Johnson-Cook

Für die vollständige Beschreibung des Materials sind weitere physikalische Materialkonstanten notwendig, die in Tab. 3-7 aufgelistet sind. Die Konstanten der Schmelztemperatur, Raumtemperatur der Probenuntersuchung und die Dehnungsrate sind nach Gl. (3-5) für die vollständige Beschreibung für das Material nach Johnson-Cook notwendig.

Querkontraktionszahl ν	Dichte ρ Kgm ⁻⁶	Schmelztemperatur T_m °C	Raumtemperatur T_R °C	Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}_0$ s ⁻¹
0.24	7.87	1460	25	1

Tab. 3-7 Physikalische Materialkonstanten von C45E

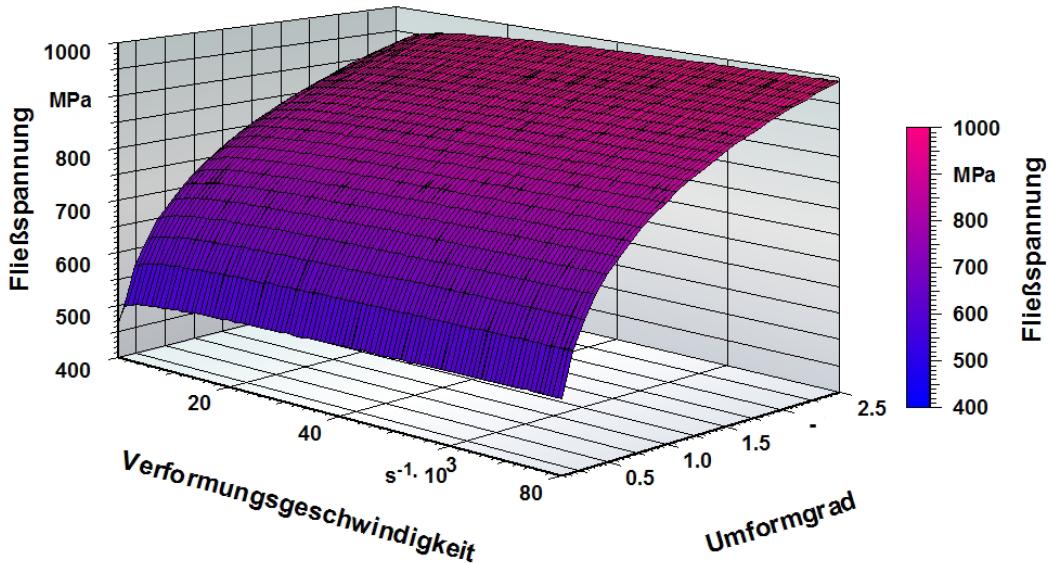


Diagramm 3-4 Fließfläche für C45E bei Raumtemperatur mit der Materialbeschreibung nach Johnson-Cook

Das Fließverhalten von C45E wird bei Raumtemperatur mit Diagramm 3-4 und bei 600 °C mit Diagramm 3-5 beschrieben. Die dort dargestellten Fließflächen basieren auf dem Materialgesetz nach Johnson-Cook und den Materialkonstanten nach Jaspers [/71/]. Die Darstellung erfolgt für die Materialbeschreibung von C45E für die Fließspannung in Abhängigkeit von der Verformungsgeschwindigkeit und dem Umformgrad.

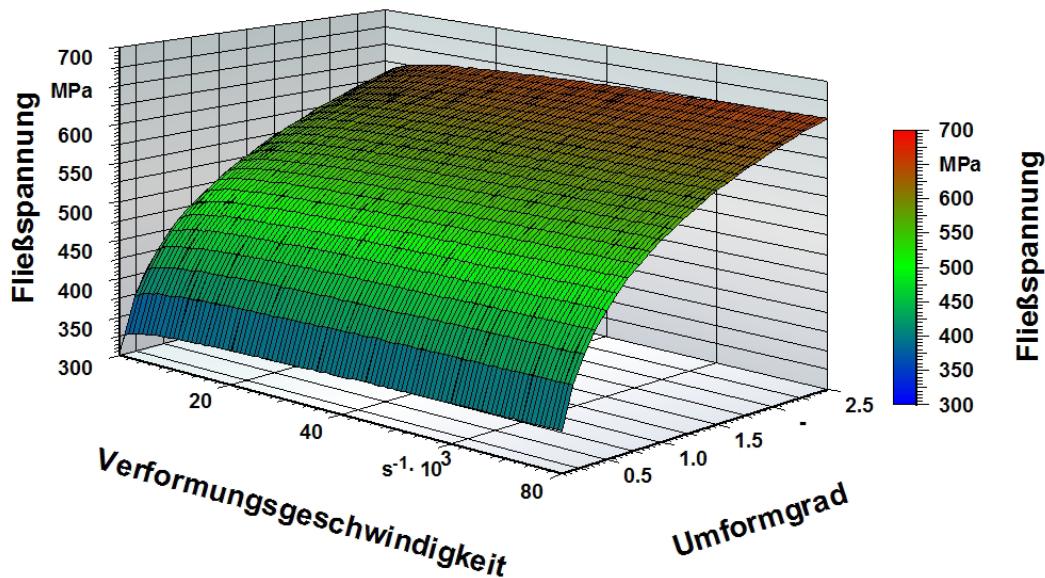


Diagramm 3-5 Fließfläche für C45E bei 600 °C mit der Materialbeschreibung nach Johnson-Cook

Die Beschreibung des Wärmeübergangs erfolgt mit den Tab. 3-8 in abgebildeten Werten.

Wärmeübertragung für	Wärmeübergang Umgebung	Oberflächen-Umgebungstemperatur emmisität	
C 45E	0,2	0,2	25

Tab. 3-8 Wärmeübergang für den Kontaktkörper Werkstück

3.3.3 Schneidstoff Hartmetall CTS 18D

Als Schneidstoff kommt Hartmetall der Firma Ceratizit mit der Bezeichnung CTS 18D zum Einsatz. Hartmetall eignet sich aufgrund des Gefügeaufbaus, der aus einem Verbund aus einer Hartstoffphase und einem metallischen Binder besteht, besonders als Schneidstoff.

Wolframkarbide (WC) werden bevorzugt als Hartstoffphase bei Hartmetallen eingesetzt. Diese haben im Vergleich zu anderen Karbiden einen ausgeprägten metallischen Charakter bei einer gleichzeitigen hohen Härte und hoher Biegefestigkeit. Außerdem lassen sich die Wolframcarbide durch schmelzflüssige Metalle gut benetzen, sind begrenzt plastisch verformbar und besitzen durch die hohe Wärmeleitfähigkeit eine gute elektrische Leitfähigkeit. Die Kombination aus Kobalt (Co) und Wolframkarbiden (WC) zeichnet die Hartmetalle dadurch aus, dass hohe Adhäsionskräfte zwischen der Binder- und Hartstoffphase vorliegen [134].

Korngrößen der gesinterten WC-Kristalle in μm	Bezeichnung des Sintergefüges
< 0,2 (=200 nm)	Nano
0,2 – 0,5	Ultrafein
0,5 – 0,8	Feinst
0,8 – 1,3	Fein
1,3 – 2,5	Mittel
2,5 – 6,0	Grob
> 6,0	Extragrob

Tab. 3-9 Klassifizierungen von WC/Co Hartmetallgefüge [/86/]

Eine Übersicht der Einteilung der Wolframcarbid-Korngröße befindet sich in Tab. 3-9. Diese ist ein Bestandteil der die Eigenschaften des Hartmetalls definiert, die zudem von den Eigenschaften der einzelnen Phasen, der Binderart, dem Binderanteil und der auftretenden Wechselwirkungen untereinander abhängig ist. Durch kleiner werdende Korngrößen wird eine Erhöhung der Härte und Verschleißbeständigkeit erzielt, dem eine Reduzierung der Biegebruchfestigkeit entgegen steht [/127/].

In Tab. 3-10 befindet sich neben den internationalen Bezeichnungen die chemische Zusammensetzung und die Klassifizierung des Hartmetallgefüges der verwendeten Hartmetallsorte CTS 18D.

Allgemeine Beschreibung CTS 18D	Chemische Zusammensetzung		
ISO Code	K20-K40	CO	9 %
US	C2	WC	91,25 %
Korngröße	Feinstkorn	Andere	0,75 %

Tab. 3-10 Beschreibung CTS 18D [/19/]

Die für die Modellbildung erforderlichen physikalischen und mechanischen Eigenschaften befinden sich in Tab. 3-11.

Physikalische und mechanische Eigenschaften von CTS 18D

Dichte (ISO 3369)	ρ	$g \cdot cm^{-3}$	14,55
Härte (ISO 3878)		$HV10$	1610
Härte (ISO 3878)		$HV30$	1590
Härte (ISO 3738)		HRA	91,9
Bruchfestigkeit (ISO 3327)		MPa	3700
Druckfestigkeit		MPa	6700
Elastizitätsmodul	E	GPa	590
Bruchzähigkeit (SEVNB)	K_{Ic}	$MPa\sqrt{m}$	11
Wärmeleitfähigkeit	λ	$Wm^{-1}K^{-1}$	95
Längenausdehnungskoeffizient (20-400°C)	α	$10^{-6} K^{-1}$	5,2

Tab. 3-11 Physikalische und mechanische Eigenschaften von CTS 18D [19/]

Den Gefügeaufbau des verwendeten Hartmetalls stellt die Abb. 3-16 dar. Unter einer 1500-fachen Vergrößerung lässt sich gut der Unterschied zwischen der Hartstoffphase (WC, hell) und der Binderphase (Co, dunkel) erkennen.

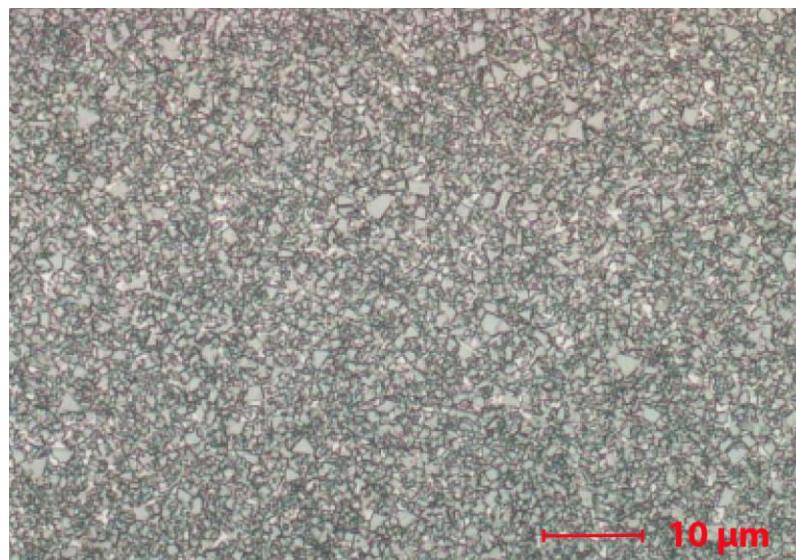


Abb. 3-16 Mikrostruktur (1500-fache Vergrößerung) von CTS 18D [19/]

Die Beschreibung des Kontaktes erfolgt mit Parametern nach Tab. 3-12.

Wärmeübertragung für	Wärmeübergang zur Umgebung	Oberflächenemmisität	Umgebungs-temperatur	Wärmeübergang Kontakt	Reibungskoeffizient
CTS 18D	0,2	0,6	25	45	0,45

Tab. 3-12 Wärmeübergang für den Kontaktkörper Werkzeug

3.4 Sensitivitätsanalyse der numerischen Einstellparameter am Beispiel der orthogonalen Zerspansimulation

Die Sensitivitätsanalyse betrachtet am Beispiel der orthogonalen Zerspansimulation (2D-Simulation) eine Auswahl von numerischen Einstellparametern der Finiten-Elemente-Methode mit dem Ziel, robuste numerische Einstellparameter zu ermitteln. Die robusten Einstellparameter sollen zu einer Verbesserung der FEM-Berechnungen führen.

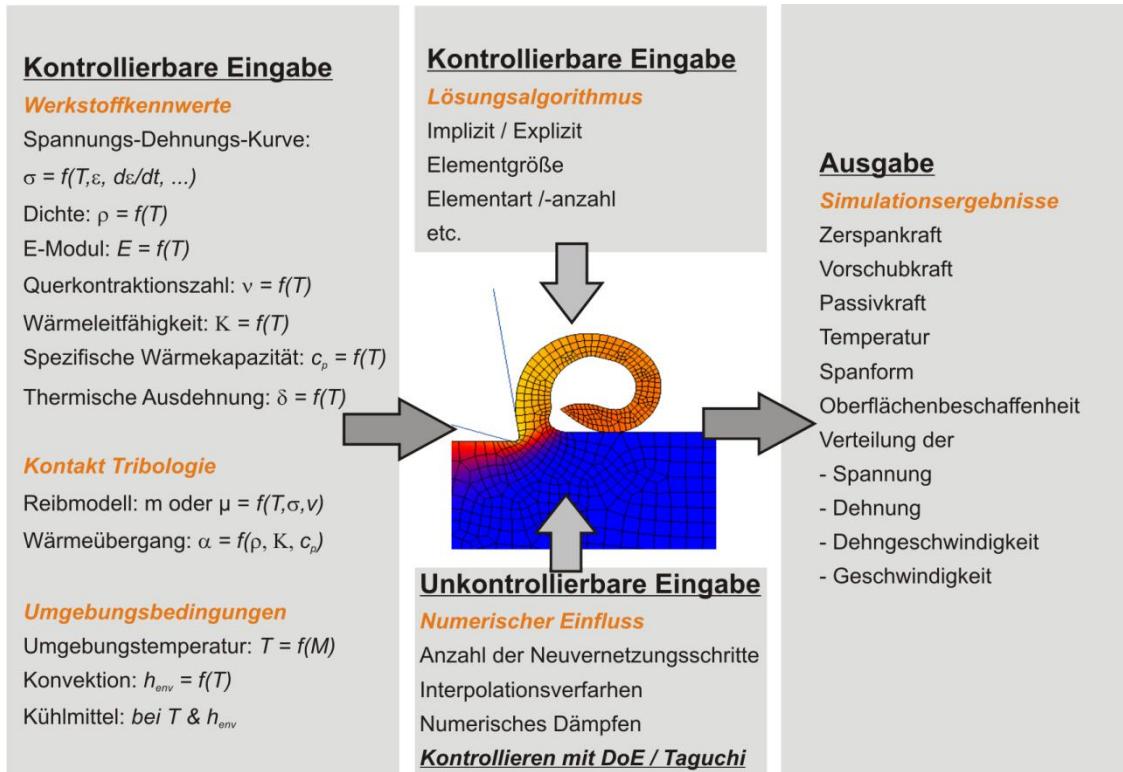


Abb. 3-17 Übersicht der kontrollierbaren / unkontrollierbaren Eingaben bei der Simulationsmodellbildung

Eine Übersicht über die benötigten Eingaben für die Simulationsmodellbildung bietet Abb. 3-17, in der zwischen kontrollierbaren und nicht kontrollierbaren Eingaben unterschieden wird. Zu den kontrollierbaren Eingaben gehören solche, die sich aus der Aufgabenstellung eindeutig ableiten lassen, wie z. B. die Werkstoffkennwerte. Die Sensitivitätsanalyse beschäftigt sich mit den nicht kontrollierbaren Eingaben der FEM, die unter numerischem Einfluss stehen, zu denen beispielsweise die Anzahl der Neuvernetzungsschritte, das Interpolationsverfahren und das numerische Dämpfen gehören. Als Zielgrößen sollen typische Zerspanungskennwerte wie die Schnittkraft, die Dehnungsgeschwindigkeit, die Zugspannung und die Temperatur im Werkstück und im Werkzeug ausgewählt werden.

3.4.1 Versuchsplanung

Die mittels der Sensitivitätsanalyse zu untersuchenden unkontrollierbaren Eingaben lassen sich nach Abb. 3-18 in den Gesamtbereich, Werkzeugbereich, Werkstückbereich, Neuvernetzungsbereich des Werkstücknetzes und den Bereich der Kontaktzone unterteilen. Die dafür ausgewählten numerischen Parameter sind mit den dazugehörigen Parameterstufen in Tab. 3-15 abgebildet.

System-Nr.	IA	IB	W 01-40
I	-	-	PB
II	+	-	PB
III	-	+	PB
IV	+	+	PB

Tab. 3-13 Kombinierter Versuchsplan der Sensitivitätsanalyse

Für die Sensitivitätsanalyse wird ein kombinierter Versuchsplan nach Tab. 3-13 eingesetzt, der sich aus einem zweistufigen vollfaktoriellen Versuchsplan (System-Nr. I - IV) und einem Plackett-Burmann-Versuchsplan (PB) zusammensetzt. Mit dem PB-Versuchsplan werden 40 Wiederholungen durchgeführt, bei denen die numerischen Parameter das Streuen verursachen (Tab. 3-15).

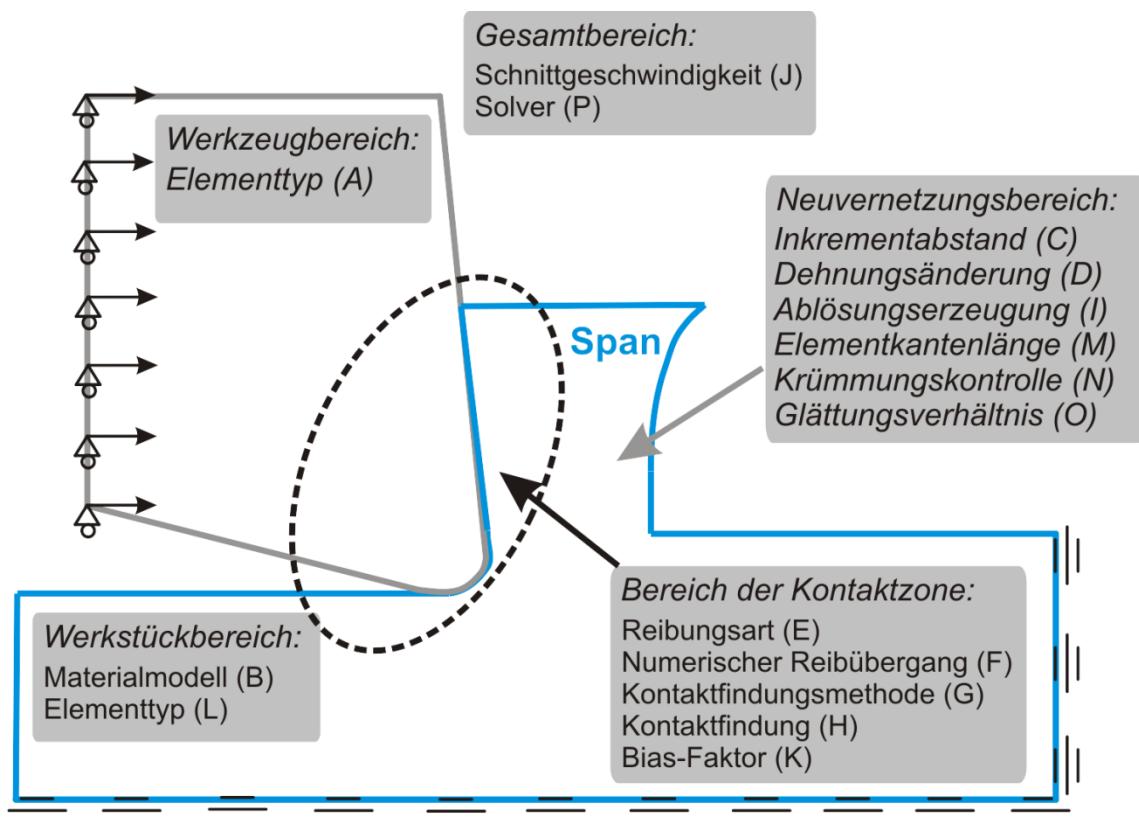


Abb. 3-18 Einteilung der numerischen Parameter

Mit dem zweistufigen vollfaktoriellen Versuchsplan werden die Parameter Keilwinkel und Spanngsdicke mit den Stufen nach Tab. 3-14 eingesetzt. Diese sollen die Leis-

tungsmöglichkeiten der Finiten-Elemente-Methode hinsichtlich kleiner Elemente von wenigen µm betrachten und ggf. deren Leistungsgrenze beschreiben (vgl. Kap. 3.4.2).

Parameter	Abk.	(+)	(-)
Zustellung	IA	80 µm	20 µm
Keilwinkel	IB	80°	70°

Tab. 3-14 Geometrische Parameterstufen

Um diese Vielzahl von numerischen Parametern zu untersuchen, ist es erforderlich einen Versuchsplan auszuwählen, mit dem viele Parameter bei geringen Versuchsdurchführungen zu realisieren sind. Hierzu eignen sich die nach Plackett und Burman (PB) weiterentwickelten und hinsichtlich der geringen Versuchsdurchführungen optimierten Versuchspläne der orthogonalen Felder. Für die numerischen Parameterstufen, die das Ziel der Sensitivitätsanalyse bilden, wird ein PB-Versuchsplan der Auflösung IV eingesetzt, mit dem maximal 19 Parameterstufen untersucht werden können. Diese Zusammensetzung des PB-Versuchsplans mit der Auflösung IV und den 19 Parameterstufen ergibt einen Umfang von 40 Versuchen.

Parameter	Abk.	(+)	(-)
Elementtyp Werkzeug	A	quadratisch	dreieckig
Materialdefinition nach Johnson-Cook	B	Dautzenberg	Ee
Inkrementabstand der Neuvernetzung	C	5	1
Dehnungsänderung	D	0,4	0,2
Reibungsart	E	Reibfaktor	Coulomb
Numerischer Reibübergang	F	Arctan	Bilinear
Kontaktfindungsmethode	G	standard	automatisch
Kontaktfindung	H	einseitig	zweiseitig
Ablösungserzeugung	I	Kraft	Spannung
Schnittgeschwindigkeit V_c [m/min]	J	200	100
Bias-Faktor	K	0,95	0,05
Elementtyp des Werkstückes	L	quadratisch	dreieckig
Kantenlänge der Werkstückelemente beim Neuvernetzen	M	18 µm	14 µm
Krümmungskontrolle der Werkstückelemente beim Neuvernetzen	N	80	40
Glättungsverhältnis des Elementnetzes	O	0,9	0,5
Ablösungsalgorithmus	P	Multifrontal Sparse	Mixed Direct Iterative

Tab. 3-15 Numerische Parameterstufen

Nach Kleppmann ist es empfehlenswert die PB-Versuchspläne nicht komplett zu besetzen, sondern mindestens zwei Spalten freilassen, um die Größenordnung der Zufallsstreuung zu reduzieren [78]. Für die Sensitivitätsanalyse werden 16 Parameterstufen

nach Tab. 3-15 untersucht. Im Anhang (Tab. 7-4) ist ein solcher Versuchsplan für die Auflösung III dargestellt. Die Auflösung IV wird erreicht, indem alle Parameterstufenkombinationen mit umgekehrten Vorzeichen wiederholt an den bestehenden Plackett-Burman mit einer Auflösung III angehängt werden. Die geometrischen Parameterstufen dienen als Wiederholungen, um eine statistische Sicherheit zu besitzen und mögliche zufällige Effekte auszuschließen. Hierbei handelt es sich um einen zweistufigen vollfaktoriellen Versuchsplan für zwei Parameter (2^2), mit dem vier Wiederholungen gesetzt werden. Die geometrischen Parameterstufen umfassen nach Tab. 3-14 die Zustellung und den Keilwinkel.

Die numerischen Parameterstufen lassen sich nach Abb. 3-18 in fünf Bereichen zusammenfassen. In Tab. 3-15 sind die für die Sensitivitätsanalyse zugrunde liegenden numerischen Parameter mit den Parameterstufen abgebildet. Die Parameterstufen beruhen auf empirischen Erkenntnissen, den Beschreibungen der numerischen Modellbildung in Kapitel 3.2 oder sie werden um den empfohlenen Parameterwerten getestet. Der Einfluss von quadratischen und dreieckigen Elementtypen (A und L) wird für das Werkzeug als auch für das Werkstück untersucht. In Abb. 3-20 ist für das Werkzeug die Netzgenerierung bei unterschiedlichen Elementtypen dargestellt. In Abb. 3-21 und Abb. 3-22 ist dies für den Anfangszustand für das Werkstück abgebildet. Um die Zerspansimulationen numerisch abbilden zu können, muss sich das vernetzte Volumen des Werkstückes ständig neu vernetzen. Damit dies für dreieckige und quadratische Elemente möglich ist, kann dies mit der vorliegenden kommerziellen Software nur mit der Neuvernetzungsmethode Advancing Front Quad/Tria erfolgen. Dieses Neuvernetzen erfolgt durch verschiedene Vorgaben, von denen die Kantenlänge der Werkstückelemente (M), die Krümmungskontrolle der Werkstückelemente (N), der Inkrementabstand (C), die Dehnungsänderung (D), die Ablösungserzeugung (I) und das Glättungsverhältnis des Elementnetzes (O) untersucht werden.

Bei Mehrkörpersimulationen hat die Beschreibung des Kontaktes einen bedeutenden Einfluss. Dieser Vorgang kann durch die numerischen Parameter Bias-Faktor (K), Kontaktfindung (H), Kontaktfindungsmethode (G), Reibungsart (E) und den numerischen Reibübergang beeinflusst werden.

Die Untersuchung der Materialkonstanten (B) für Johnson-Cook soll herausfinden, wie sich die beiden existierenden Materialbeschreibungen für C45 nach Dautzenberg und Ee verhalten. Aufgrund der unterschiedlichen Konstanten ist anzunehmen, dass eine unterschiedliche Materialbeschreibung erfolgt, obwohl beide für die gleichen Randbedingungen erfasst und verifiziert wurden. Die Schnittgeschwindigkeit (J) ist ein kontrollierbarer Faktor, der bei der Untersuchung dazu dient, die möglichen Größenordnungen auf bekannte Werte zu übertragen. Dieser wird wie der getestete Ablösungsalgorithmus (P) als Gesamtbereich betrachtet, da diese Einstellungen für alle Teilbereiche wirksam sind. Die Auswahl der Lösungsalgorithmen mit den Stufen „Multifrontal Sparse“ und

„Mixed Direct Iterative“ erfolgt nach der Untersuchung der Lösungsalgorithmen in Kapitel 3.2.6.

3.4.2 Modellbildung

Die Modellbildung der Simulation zur Sensitivitätsanalyse basiert auf dem Modell der freien orthogonalen Zerspanung im zweidimensionalen Raum nach Kap. 3.1.3 mit deformierbarem Werkzeug und Werkstück. Als Werkstückmaterial wird der Vergütungsstahl C45 (vgl. 3.3.2) mit dem Materialmodell nach Johnson-Cook und den ermittelten Konstanten nach Dautzenberg und Ee eingesetzt. Als Schneidstoff wird ein Hartmetall der Sorte CTS 18D nach Ceratizit (vgl. 3.3.3) verwendet.

In Abb. 3-19 sind die kinematischen Bedingungen mit den Größenordnungen des Werkstücks und des Werkzeuges abgebildet. Die Spanungsdicke von 20 µm setzt die geometrischen Rahmenbedingungen für die Modellbildung der Vernetzung.



Abb. 3-19 Modellbildung der orthogonalen Zerspanung

Die Spanungsdicke in Kombination mit den Elementtypen ergeben die Randbedingungen für die Werkzeugvernetzung. Die Modellierung der Werkzeuge und Werkstücke unterscheidet sich in der Netzauswahl, da nach Versuchsplan (Abb. 3-20) dreieckige und quadratische Elemente eingesetzt werden sollen. Aus diesem Grund unterscheidet sich die im Modell vorhandene Elementanzahl. Die Werkzeugvernetzung erfolgt jeweils automatisch mit dem „Advancing Front Quad/Tria“ Vernetzer.

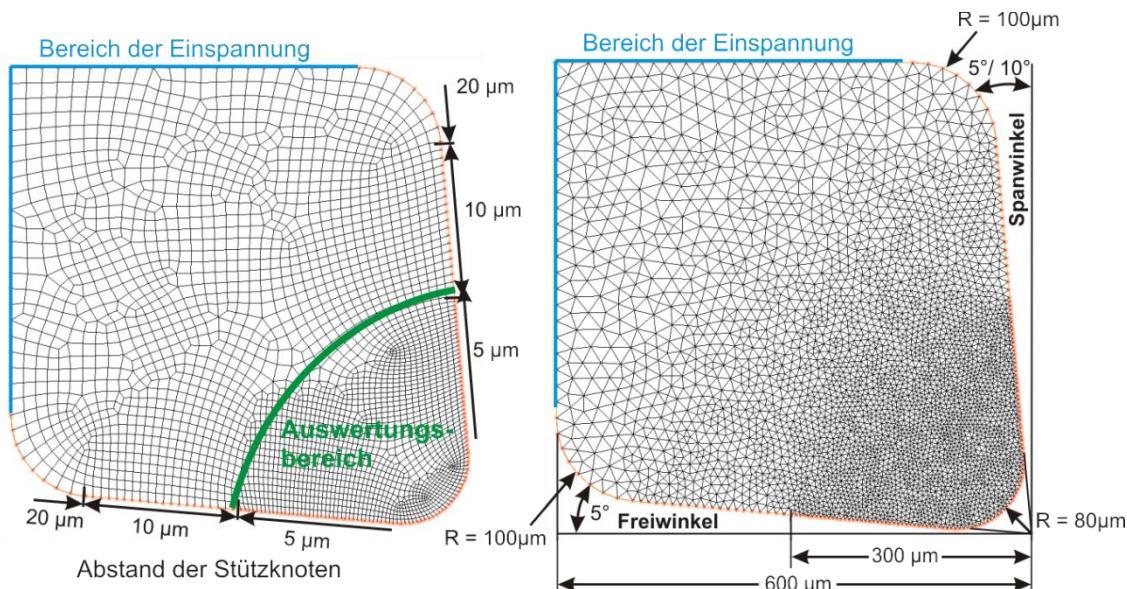


Abb. 3-20 Geometrie- und Vernetzungsbeschreibung der Werkzeuge

Als geometrische Grundlage der Vernetzung dienen die in Abb. 3-20 dargestellten Abständen der Stützknoten. An der Schneidkante haben diese einen Abstand von 5 μm . Dieser Abstand bis zum Bereich, in denen sie eingespannt werden, vergrößert sich von 5 μm über 10 μm bis zu 20 μm . Basierend auf diesen geometrischen Stützpunkten erzeugt der „Advancing Front Quad/Tria“ Vernetzer 2802 quadratische und 7078 dreieckige Elemente.

Der Bereich der Schneidkantenarchitektur ist bei der Vernetzung am feinsten umgesetzt worden, damit eine höhere Auflösung der Ergebnisse erfolgen kann. Diese Werkzeuge werden durch sogenannte Werkzeughalter eingespannt und erfahren durch diese ihre Kinematik. Für die Auswertung der werkzeugtypischen Kenngrößen (z. B. Temperatur und Spannung) erfolgt bei der Modellierung eine Definition eines Auswertungsbereichs, der die Elemente im Bereich der Schneidkante umfasst, die ca. 1/3 der gesamten Elemente des Werkzeugs ausmachen.

Die Beschreibung der Werkstückmodellierung kann nur am Anfang ohne Kontakt und nicht während des Simulationsprozesses erfolgen. Während des Simulationsprozesses variiert die Anzahl der Elemente durch die Einstellparameter, die die Neuvernetzung beeinflussen. Im Anfangszustand haben die Werkstücke 2000 quadratische Elemente (Abb. 3-22) bzw. 2802 dreieckige Elemente (Abb. 3-21). Diese Anzahl der Elemente basiert auf Voruntersuchungen, dass ein gutes Verhältnis zwischen Rechenzeit und Genauigkeit ergibt. Damit ist auch gewährleistet, dass beim h/r -Verhältnis von $1/4$ genügend Elemente die geringe Spanungsdicke vertrauenswürdig simulieren.

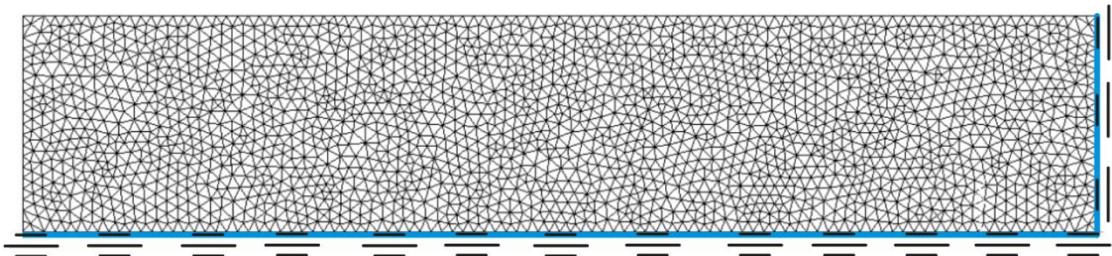


Abb. 3-21 Anfangsvernetzung des Werkstückes mit dreieckigen Elementen

Für die Umsetzung der Zerspanung ist es erforderlich, die Freiheitsgrade der Werkstückelemente zu reduzieren, die mit der Bedingung „Symmetrie“ an der Unterseite und am rechten Rand versehen sind (Abb. 3-22 & Abb. 3-21). Dies ist deshalb erforderlich, weil mit dieser Randbedingung die Elementinformationen über die Symmetriegrenze weiter geben werden. Die im Randbereich vorhandenen Elemente erfahren durch den Neuvernetzer die Zuweisung der Kontaktinformationen.

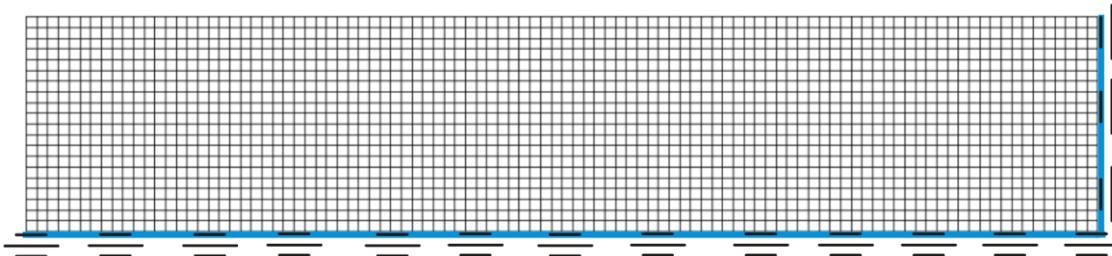


Abb. 3-22 Anfangsvernetzung des Werkstückes mit viereckigen Elementen

3.4.3 Ergebnisse

Der Einfluss der Störfaktoren wird mit der Berechnung des Signal/Rausch-Verhältnisses ($\eta_{S/N}$) und der multiplen Regression mit der verbundenen Effektdarstellung bestimmt.

Basierend auf dem Taguchi-Ansatz soll das S/N-Verhältnis bestimmt werden. Dieses gibt an, inwieweit sich Parameterstufen auf die Zielgröße auswirken. Ziel des Taguchi-Ansatzes ist er, das Rauschen zu verringern und den ermittelten Mittelwert der Störgrößen an das gewünschte Zielergebnis anzupassen. Aus diesem Grund wird die Bestimmung des S/N-Verhältnisses für die Zielgrößen Schnittkraft (history), Temperatur (Werkzeug, Werkstück), Dehnungsgeschwindigkeit (Werkstück) und der Zugspannung des Werkzeuges durchgeführt. Diese Vorgehensweise dient dazu, eine umfassende Be trachtung der numerischen Parameter durchzuführen, um wechselseitige Effekte der numerischen Parameter zu erfassen. Bei Berechnung des S/N-Verhältnisses erfolgt anhand des PB-Versuchsplans der Auflösung IV. Als Realisierungen werden die Ergebnisse aus den Steuergrößen der geometrischen Parameter eingesetzt. Dies entspricht einer inversen Verwendung des Taguchi-Ansatzes, der entgegen der üblichen Verwendung die Wiederholungen mit den Steuergrößen realisiert, um den Effekt der Störgrößen zu bestimmen.

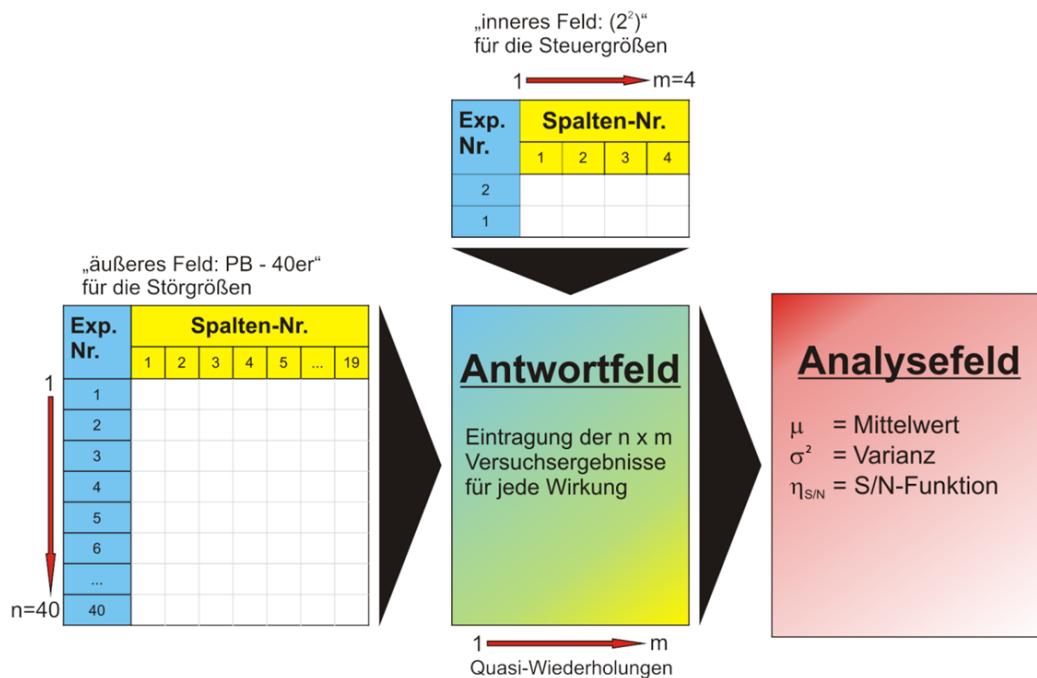


Abb. 3-23 Vorgehensweise zur Berechnung des S/N-Verhältnisses

Eine schematische Beschreibung der Vorgehensweise zur Berechnung des S/N-Verhältnisses befindet sich in Abb. 3-23. Zunächst erfolgt in der Matrix in horizontaler Ebene die Berechnung des Mittelwerts, der Varianz und des S/N-Verhältnisses. Diese dienen als Grundlage, um für die einzelnen Parameter den Mittelwert, die Varianz und das $\eta_{S/N}$ in vertikaler Richtung der Matrix zu berechnen. Hierzu wird beispielsweise der berechnete Mittelwert der Wiederholungen mit der Stufe des BP-Versuchsplans multipliziert und für alle Wiederholungen des Faktors addiert.

Als Testverfahren wird die Methode des T-Testes verwendet. Mit diesem wird eine Bewertung durchgeführt ob genügend Messwerte zur Verfügung stehen und wie sicher diese daraus bildende Aussage ist. Dies ist erforderlich, um eine Einschätzung zu treffen, wie sich der abgeleitete Mittelwert von den zur Verfügung stehenden Messwerten zum wahrscheinlichen Mittelwert auswirkt.

Bewertung	Vertrauensbereich	t-Werte für f=5	t-Werte für f=4
***	99,9 %	6,869	8,610
**	99 %	4,032	4,4604
*	95 %	2,571	2,776

Tab. 3-16 Bewertung der Vertrauensbereiche

Die multiple Regression wird mit der Statistik-Software Visual-XSel durchgeführt. Die Effektbetrachtung erfolgt für die nach dem $\eta_{S/N}$ ermittelten signifikanten Parameter. In Tab. 3-16 sind die erforderlichen t-Werte für die Vertrauensbereiche der Freiheitsgrade $f = 5$ und $f = 4$ abgebildet.

Die Schnittkraft F_c dient als Validierungsgröße, die für die Simulationsexperimente, die Schnittkraftberechnungen nach Merchant und Kienzle sowie für die Analogieexperimente eingesetzt wird. Die Simulationsexperimente dienen dazu, um interne Größen, die bei Analogieexperimenten schwierig oder überhaupt nicht erfasst werden können, zu berechnen und abzubilden. Dabei ist es auch von Interesse, den Einfluss der numerischen Parameter auf die internen Zielgrößen zu betrachten.

In Tab. 3-17 befindet sich die Zusammenfassung des berechneten $\eta_{S/N}$ -Verhältnisses mit der Signifikanzbewertung anhand der Zielgrößen für die numerischen Parameter. Die Bewertung der Signifikanz mit *** bedeutet, dass nach Tab. 3-16 ein Vertrauensbereich von 99,9 % erfüllt wurde. Innerhalb des $\eta_{S/N}$ -Verhältnisses wird durch die Bewertung mit „-“ und „+“ angezeigt, welche Stufe zu einer Reduzierung des Streuverhaltens führt. Dies bedeutet, dass die Schnittkraft ein geringeres Streuverhalten aufweist, wenn die Materialkonstanten für Johnson-Cook nach Dautzenberg (+) eingesetzt werden.

Mit dem Parameter Schnittgeschwindigkeit (J) erfolgt eine Überprüfung der Methode. Sowohl bei den Zielgrößen innerhalb des Werkzeuges und des Werkstückes führt die Schnittgeschwindigkeit zu hoch signifikanten Streuungen, die durch die kleinere Stufe reduziert wird. Daraus lässt sich schließen, dass eine Erfassung von Parametern mit dieser Methode möglich ist und dass diese die richtige Stufe angibt.

Abk.	F_c		T_{wz}		σ_{Zug}		T_{wst}		$\dot{\varepsilon}$	
	$\eta_{S/N}$	Sig	$\eta_{S/N}$	Sig	$\eta_{S/N}$	Sig	$\eta_{S/N}$	Sig	$\eta_{S/N}$	Sig
A	-0,55		-16,45	***	-25,92	***	-2,59		3,91	*
B	10,07	***	-3,71	**	-0,72		-2,89		-3,90	*
C	7,41	**	1,39		1,45		0,59		7,86	**
D	-2,87		-0,21		-2,01		6,40	*	0,58	
E	3,91	*	-3,20	*	-1,97	*	4,63	*	4,10	*
F	-4,40	*	-8,99	***	-3,59	**	-5,40	*	-8,18	**
G	7,93	**	-2,65	*	-2,57	*	4,99	*	1,58	
H	1,46		1,36		7,71	***	-2,97		11,68	***
I	3,86	*	0,30		0,99		6,22	*	1,92	
J	-1,09		-6,28	***	-5,04	**	-4,01		-19,80	***
K	-0,54		-1,73		-2,74		-1,07		5,82	**
L	10,82	***	-4,54	**	-1,10		-8,93	*	-3,01	
M	-3,50		3,44	*	-6,33	***	2,21		2,64	
N	-1,81		-1,10		3,37	*	-12,97	**	-6,84	**
O	-5,04	*	7,06	***	-0,92		7,48	*	3,32	
P	2,47		-0,94		0,40		1,91		1,18	

Tab. 3-17 Übersicht des S/N-Verhältnisses

Die Auswertung des $\eta_{S/N}$ -Verhältnisses liefert einige schwierig zu interpretierende Ergebnisse. Dies begründet sich in der unterschiedlichen Wirkweise der numerischen Parameter in den Zielgrößen. Aus diesem Grund werden diese mit den absoluten Effekten der multiplen Regression der kleinsten Quadrate gegengetestet. Die Parameter, die neben der Auswertung des $\eta_{S/N}$ -Verhältnisses auch dort Effekte aufweisen, werden anhand von Kurvendiagrammen mit einem Vertrauensbereich von 95 % der multiplen Regression in Abhängigkeit der Zielgröße dargestellt.

Das Diagramm 3-6 stellt eine Übersicht der absoluten Effekte aller numerischen Parameter hinsichtlich der fünf Zielgrößen dar. Die numerischen Parameter Materialkonstanten für die Johnson-Cook Materialgleichung (B), Kontaktfindungsmethode (G), Schnittgeschwindigkeit (J) und Elementtyp des Werkstückes (L) fallen bei einzelnen oder mehreren Zielgrößen mit hohen Effekten auf. Diese finden sich durch die Signifikanz mit „***“ in der Tab. 3-17 für das $\eta_{S/N}$ -Verhältnis dieser Parameter in den entsprechenden Zielgrößen wieder.

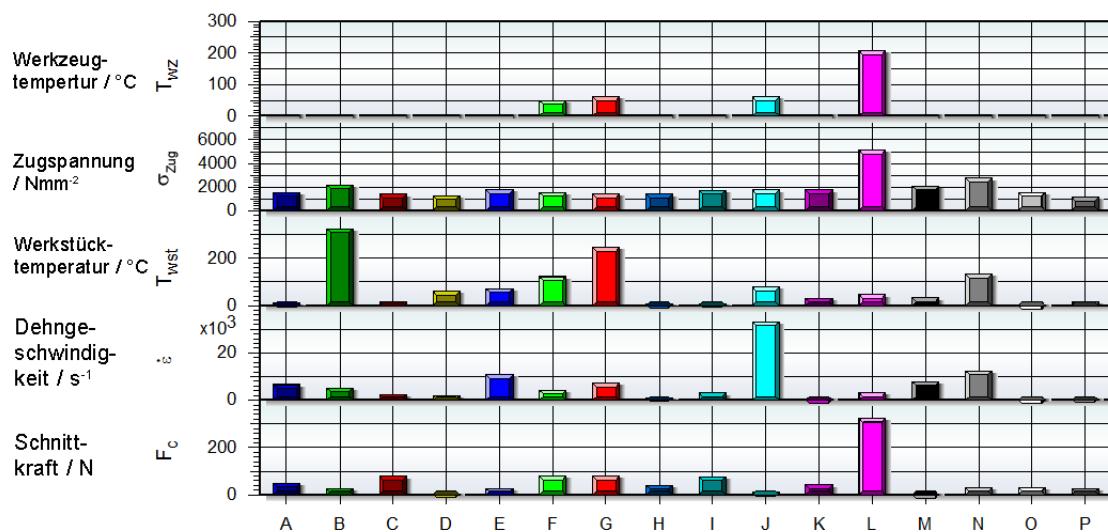


Diagramm 3-6 Absolute Effekte

Im Diagramm 3-7 werden die Kurvendiagramme der numerischen Parameter Elementtyp des Werkzeuges (A), Materialkonstanten für die Johnson-Cook (B), Inkrementabstand der Neuvernetzung (C), Reibungsart (E), numerischer Reibübergang (F), Kontaktfindungsmethode (G), Ablösungserzeugung (I), Elementtyp des Werkstückes (L) und Glättungsverhältnis des Elementnetzes (O) hinsichtlich der Zielgröße F_C abgebildet. Basierend auf allen Parameterstufen ergibt dies einen Mittelwert von 403,3 N und ein mittleres Rauschen von ± 48 N. Auffallend ist der Parameter Elementtyp des Werkstückes (L), bei dem die Stufe dreieckig (-) die Schnittkraft um 59,5 % (auf 240 N) reduziert bzw. auf der Stufe quadratisch (+) eine Erhöhung um den Mittelwert von 142,6 % auf 575 N bewirkt.

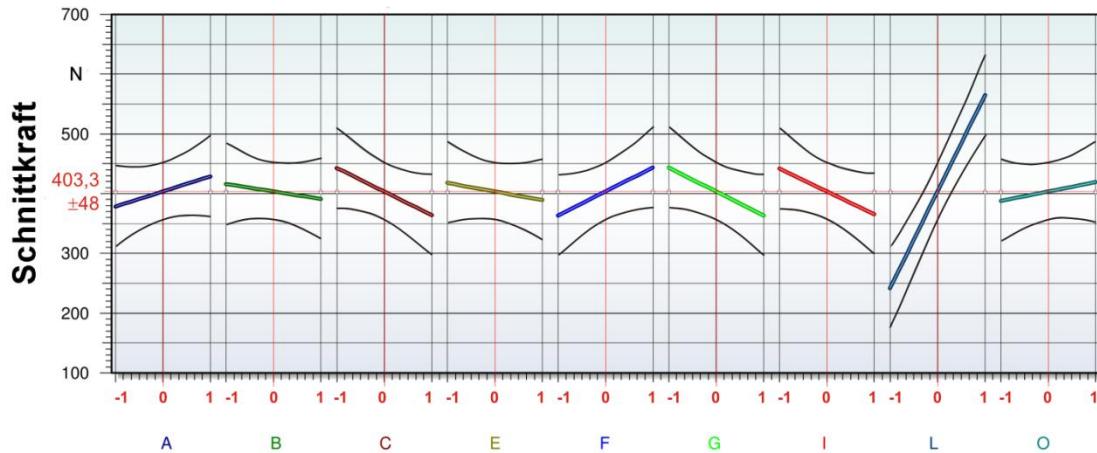


Diagramm 3-7 Kurvendiagramm der Zielgröße Schnittkraft

Einen direkten Einfluss auf die Dehnungsgeschwindigkeit hat nach Diagramm 3-8 der Kontrollparameter Schnittgeschwindigkeit (J), der durch die Erhöhung der Parameterstufe auf 200 m/min zu einer Erhöhung der Dehngeschwindigkeit um 16566 s^{-1} um den Mittelwert 47090 s^{-1} bewirkt. Auffällig ist der Einfluss der Elementvernetzung des Werkzeugs auf die Zielgröße „Dehnungsgeschwindigkeit“, die mit der Stufe quadratisch (+) die Zielgröße um 3325 s^{-1} um den Mittelwert reduziert. Zudem wirkt sich der Kontaktbereich auf die Dehnungsgeschwindigkeit aus, der mit der Reibungsart (E) den größten Einfluss hat. Die Stufe Reibfaktor (+) bewirkt eine Reduzierung der Dehnungsgeschwindigkeit um 5404 s^{-1} . Im Bereich des Werkstückes haben die Elemente selbst keinen bedeutenden Einfluss, sondern die Parameter, die während der Neuvernetzung zum Einsatz kommen, wirken sich hier auf die Zielgröße aus. Die Kantenlänge der Werkstückelemente (M) bewirkt auf der Stufe $18 \mu\text{m}$ (+) eine Reduzierung der Dehngeschwindigkeit um 3896 s^{-1} . Auf der Stufe 80 (+) bewirkt der Parameter der Krümmungskontrolle eine Erhöhung der Dehnungsgeschwindigkeit um 6240 s^{-1} .

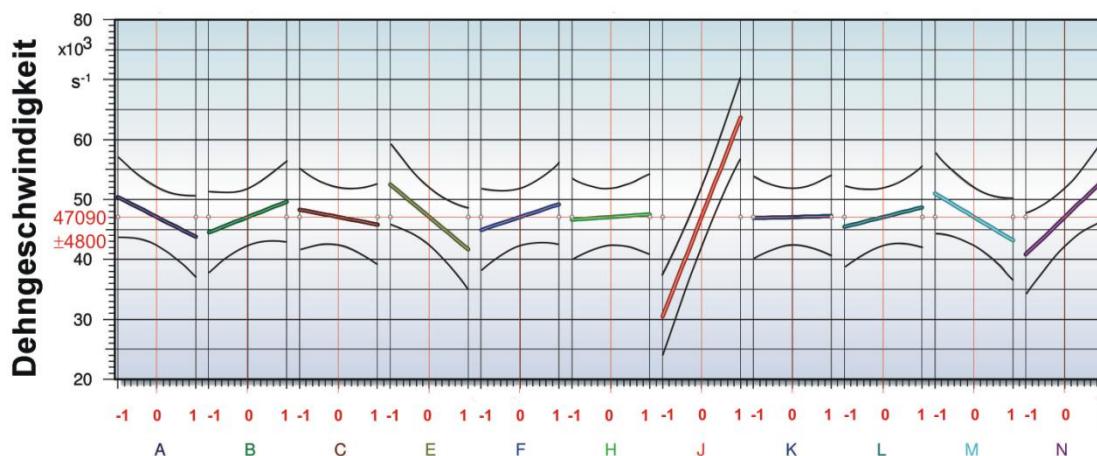


Diagramm 3-8 Kurvendiagramm der Zielgröße Dehngeschwindigkeit

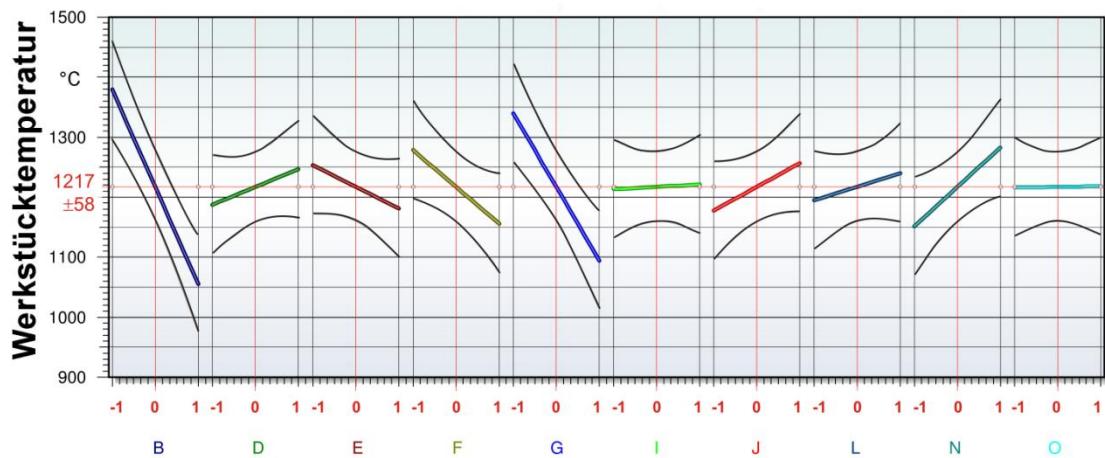


Diagramm 3-9 Kurvendiagramm der Zielgröße Werkstücktemperatur

Bei der Auswertung der Zielgröße der Werkstücktemperatur (vgl. Diagramm 3-9) ist der größte Einfluss durch die Materialkonstanten für die Johnson-Cook-Gleichung (B) zu beobachten. Der Unterschied zwischen den ermittelten Konstanten nach Dautzenberg (+) und nach Ee (-) beträgt 342 °C. Zudem ist bei der Zielgröße der Kontaktbereich für das thermische Verhalten während der Zerspanung von Bedeutung, was sich durch den Einfluss der Kontaktfindungsmethode (G) und dem numerischen Reibübergang (F) belegen lässt.

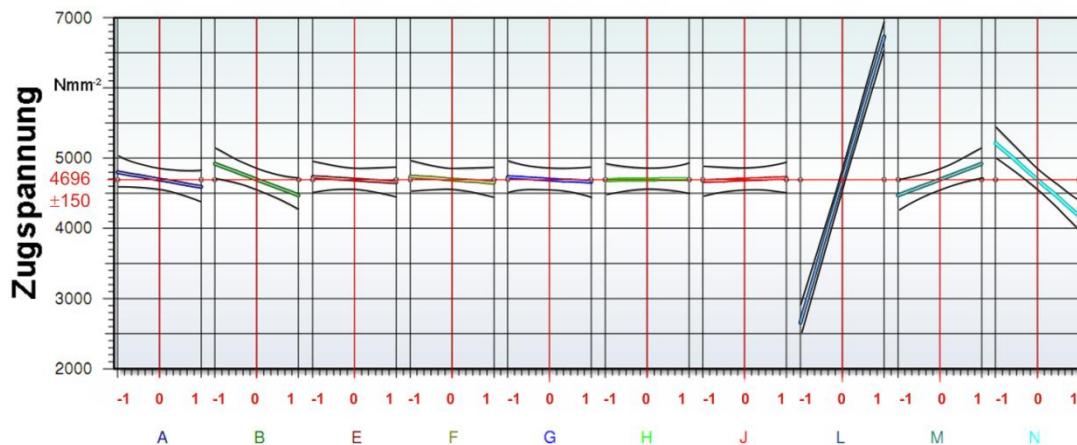


Diagramm 3-10 Kurvendiagramm der Zielgröße Zugspannung

Bei der Voraussage von Werkzeugversagen interessieren die inneren Belastungen. Da Hartmetall wesentlich empfindlicher auf Zugbelastungen reagiert, soll anhand dieser Zielgröße der Einfluss der numerischen Parameter erfolgen (vgl. Diagramm 3-10). Den größten Einfluss hat der numerische Parameter Elementtyp des Werkstückes (L), der von der Stufe dreieckig (-) auf die Stufe viereckig (+) um 4077 Nmm⁻² bei der Zielgröße „Zugbelastung“ zunimmt. Nicht unerheblich ist der Einfluss der Krümmungskontrolle bei der Neuvernetzung (N), die sich von der Stufe 40 (-) auf die Stufe 80 (+) um 1038 Nmm⁻² verringert. Der numerische Parameter Elementtyp des Werkzeuges (A) führt von der Stufe dreieckig (-) auf die Stufe viereckig zu einer Reduzierung der Zugspannung um 210 Nmm⁻². Die Materialkonstanten für die Johnson-Cook Materialgleichung (B) und die

Kantenlänge der Werkstückelemente beim Neuvernetzen (M) bewirken die Änderung von der Stufe (-) zur Stufe (+) zu einer Reduzierung bzw. Erhöhung der Zugspannung um 450 Nmm^{-2} .

Die Werkzeugtemperatur wird nicht durch die Elementtypen im Werkzeug beeinflusst, sondern durch die Elementtypen des Werkstücks. Der Unterschied der Stufe dreieckig (-) auf quadratisch (+) führt zu einem Unterschied von 207°C . Wie zu erwarten erscheint die Schnittgeschwindigkeit (J) in Diagramm 3-11 unter den Werten, die zu einer Änderung der Werkzeugtemperatur führt. Zusätzlich scheint der Kontaktbereich, durch die Parameter Kontaktfindungsmethode (G) und numerischer Reibübergang, einen Einfluss zu besitzen.

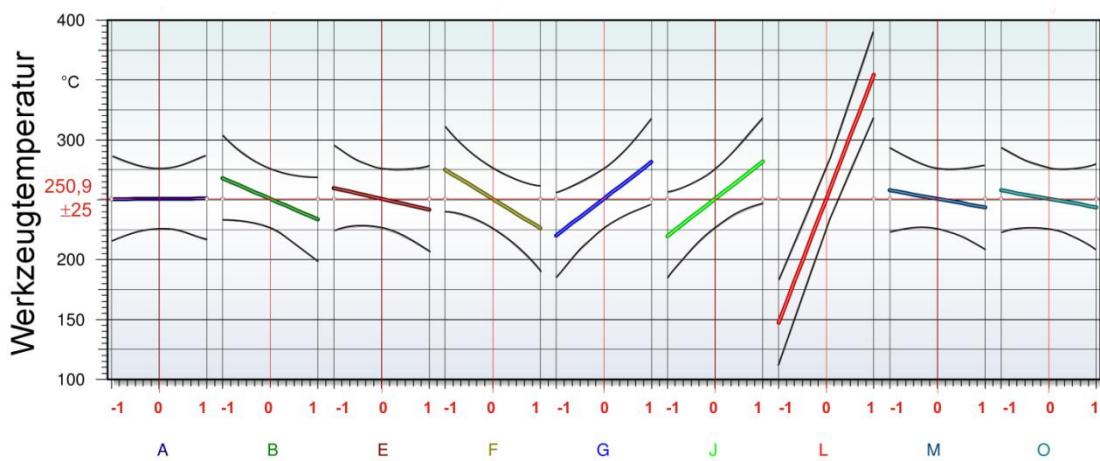


Diagramm 3-11 Kurvendiagramm der Zielgröße Werkzeugtemperatur

Aufgrund der Schwierigkeit die numerischen Parameter der FEM zu erfassen, erfolgt die Auswertung mit dem $\eta_{S/N}$ -Verhältnis und der multiplen Regression. Im Zusammenhang erfolgt eine abschließende Betrachtung, anhand derer die einzelnen numerischen Parameter betrachtet werden. Sofern ein Einfluss vorhanden ist, erfolgt eine Empfehlung der Parameterstufen für die weiteren Untersuchungen. In Tab. 3-18 ist das Gesamtergebnis abgebildet.

Parameter	Abk.	Geeignete Stufe
Elementtyp Werkzeug	A	quadratisch (+)
Materialdefinition nach Johnson-Cook	B	Dautzenberg (+)
Inkrementabstand der Neuvernetzung	C	1 (-)
Dehnungsänderung	D	–
Reibungsart	E	Reibfaktor (+)
Numerischer Reibübergang	F	Arctan (+)
Kontaktfindungsmethode	G	Standard (+)
Kontaktfindung	H	Einseitig (+)
Ablösungserzeugung	I	–
Schnittgeschwindigkeit V_c [m/min]	J	nicht bewertet
Bias-Faktor	K	–
Elementtyp des Werkstückes	L	Quad (+)
Kantenlänge der Werkstückelemente beim Neuvernetzen	M	14 µm (-)
Krümmungskontrolle der Werkstückelemente beim Neuvernetzen	N	80 (+)
Glättungsverhältnis des Elementnetzes	O	0,5 (-)
Lösungsalgorithmus	P	–

Tab. 3-18 Ergebnisübersicht numerische Parameterstufen

Der numerische Parameter Dehnungsänderung (D) hat mit den getesteten Stufen keinen Einfluss auf die untersuchten Zielgrößen und ist somit robust bei der Modellbildung. Zu diesem Ergebnis ist es auch für die numerischen Parameter Ablösungserzeugung (I), Bias-Faktor (K) und Lösungsalgorithmus (P) gekommen. Die Schnittgeschwindigkeit wird hier nicht bewertet, da sie ein prozessabhängiger Parameter ist und als Kontrollparameter der Untersuchung beigefügt wurde.

Alle weiteren numerischen Parameter sind in Tab. 3-18 hinsichtlich der Sensitivitäten abgebildet. Einen bedeutenden Einfluss auf die Zielgrößen hat die Auswahl der Elementtypen im Werkzeug (A) und Werkstück (L). Die quadratischen Elementtypen führen zu einer Erhöhung der Schnittkraft, wobei sie sich auf die Werkzeugtemperatur Werkstücktemperatur reduzierend auswirken. Bei dem Parameter Materialkonstanten für die Johnson-Cook-Gleichung führt die Stufe Dautzenberg (+) zu einer Erhöhung der Schnittkraft, wenngleich sie den inneren Zielgrößen zu einer Reduzierung führt. Die Auswahl der Stufen soll bei diesen Parametern hinsichtlich der Schnittkrafterhöhung erfolgen und in den nächsten Fallstudien validiert werden. Die Erhöhung des Inkrementabstands (C) wirkt sich erhöhend auf die Schnittkraft und Dehnungsgeschwindigkeit aus. Aus diesem Grund ist es erforderlich, für die weiteren Untersuchungen die Stufe (-) einzusetzen.

Die Reibungsart (E), der numerische Reibübergang (F), die Kantenlänge der Werkstückelemente beim Neuvernetzen (M), die Krümmungskontrolle der Werkstückelementen-

te beim Neuvernetzen (N) und das Glättungsverhältnis des Elementes (O) werden aufgrund ihrer geringen Streuung als Störgrößen für die folgenden Fallstudien eingesetzt. In Tab. 3-18 sind ausgewertete Parameterstufenempfehlungen angegeben.

Für die späteren Untersuchungen sollen diese Informationen dazu dienen ein möglichst realitätsnahe und validierbares Modell aufbauen zu können. Nicht bei allen numerischen Parametern konnte mit den angewendeten Methoden ein Einfluss auf die Zielgrößen nachgewiesen werden.

4 Versuchstechnik

Das Kapitel 4 umfasst die reale Versuchstechnik, den Versuchstand und die Kinematik des Analogieexperiments sowie die Werkzeugherstellung. Die Werkzeugherstellung beinhaltet das Makroschleifen der Span- und Freiflächen und das Herstellen der Schneidkantenarchitektur mittels Mikrostrahlen und Mikroschleifen.

4.1 Analogieexperiment Orthogonalspanen

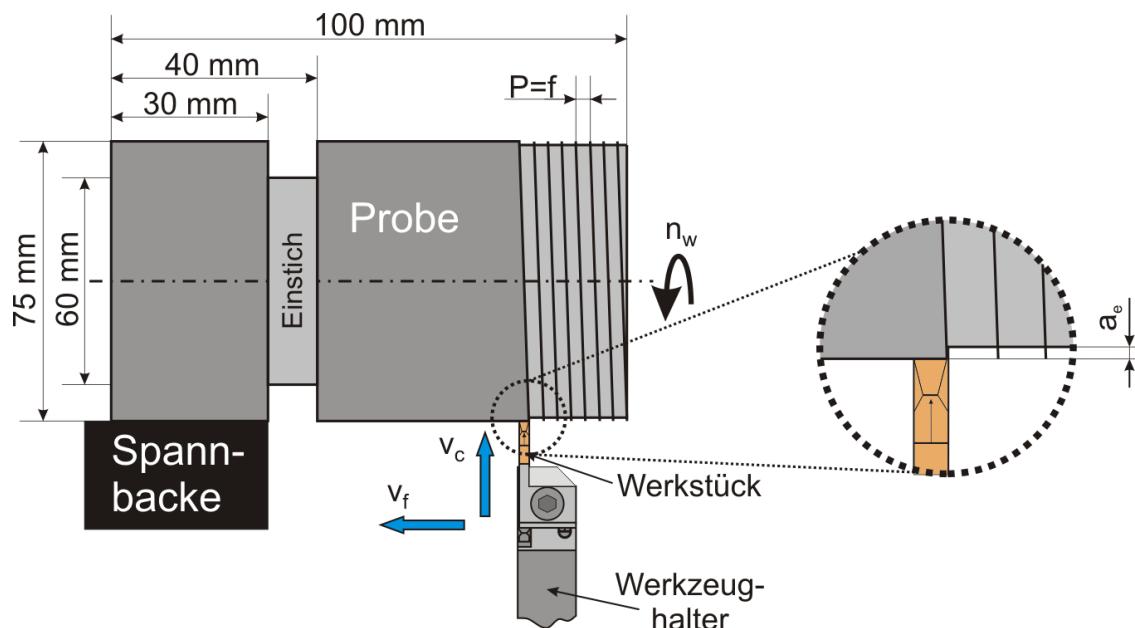


Abb. 4-1 Kinematik Analogieexperiment Orthogonalspanen

In Abb. 4-1 ist das Analogieexperiment des Orthogonalspanens dargestellt, das auf dem Ansatz der kinematischen Reduktion in Abb. 3-1 basiert. Diese kinematische Reduktion ist notwendig, um in Verbindung mit einer CNC-gesteuerten Drehmaschine einen Einzahnversuchsstand durchzuführen. Hierbei wird mit dem Gewindezyklus ein Gewindelängsdrehen durchgeführt, so dass das Werkzeug einen möglichst langen Eingriff hat. Bei den Versuchen entspricht die Steigung des Gewindezyklus dem Vorschub. Dieser ist von der Schneidkantenbreite des Werkzeuges abhängig. Damit nach einem Versuchsdurchlauf kein zusätzlicher Verfahrensschritt der Probenaufbereitung erforderlich ist, wird durch eine Überlappung der Gewindesteigung um 0,2 mm der Drehprozess „Längsdrehen“ emittiert. Der Einstich ist erforderlich, um das Werkzeug nach dem erfolgten Versuch nicht im Eingriff stoppen zu müssen. Der Vorteil dieses Analogieexperiments ist, in kurzer Zeit mit wenig Material Informationen über den Eingriff und Belastungen des Werkzeuges zu gewinnen. Deshalb wird diese Versuchsanordnung auch als Kurzzeitversuchsstand bezeichnet. Die Reduzierung des Probendurchmessers wirkt

sich nicht auf die Schnittgeschwindigkeit aus, da diese durch die Drehzahlanpassung konstant bleibt.

4.2 Versuchswerkzeug

Als Werkzeug wird ein zweiseitiges Wendeplattenwerkzeug eingesetzt, das beim Ein- bzw. Abstechen zum Einsatz kommt. Hierbei handelt es sich um den Typ CUT31-UN-000, der an der Schneidkante eine Werkzeugrohlingbreite von 3,1 mm und eine neutrale Schneidkantenlage aufweist. Die Materialeigenschaften der Hartmetallwendeplatten sind ausführlich in Kapitel 3.3.3 beschrieben. In Abb. 4-2 befindet sich auf der rechten Seite ein solcher Werkzeugrohling aus Hartmetall. Zum Spannen der Werkzeuge ist ein Werkzeughalter des Typs CUT-Line der Firma Applitec notwendig (vgl. Abb. 4-2 rechts). Durch die kompakte Bauweise ist der Werkzeughalter in dem vorhandenen Versuchstand gut einsetzbar und zeichnet sich durch sein starres Spannsystem für die Mikro-Zerspanung aus.

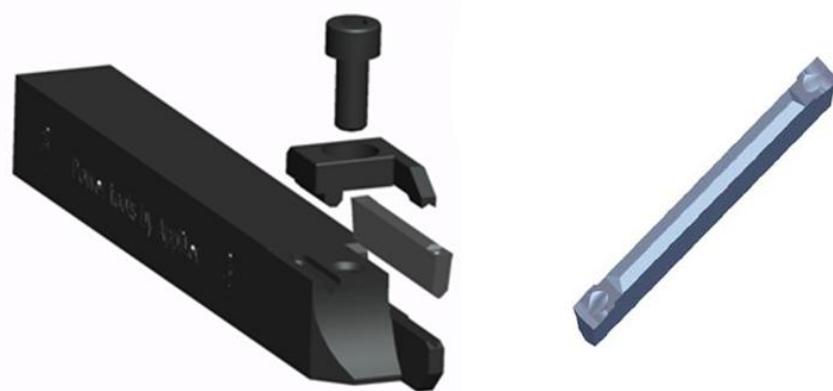


Abb. 4-2 Werkzeughalter mit Werkzeug (links), Werkzeugrohling (rechts)

Aus den Werkzeugrohlingen werden in zwei Stufen die entsprechenden Geometrien hergestellt, die sich in die Makro- und Mikrobearbeitung aufteilen. Die Makrogeometriebearbeitung umfasst das Schleifen der Span-, Frei- und Seitenflächen des Schneidkeils. Sie wird auf einer fünfachsigen CNC-Universalschleifmaschine des Typs Schütte WU 400-CNC-5C mit der Steuerung NUM 1060-M umgesetzt. Als Schleifwerkzeug steht eine kunstharzgebundene Diamanttopfscheibe der Firma Müller DIAMANTMETALL mit den Spezifikationen in Tab. 4-1 zur Verfügung. Nach Maldaner [101] bringt diese Schleifscheibe den effektivsten Einsatz bei einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 30 \text{ ms}^{-1}$ und einer effektiven Zustellung $a_{\text{eff}} = 0,06 \text{ mm}$.

Körnung	Bindung	Kornkonzentration	Belagbreite	Schleifmittel
D46	Kunstharz KB 1226B	C100	2 mm	Diamant

Tab. 4-1 Schleifscheibenspezifikation der Firma Dr. Wilh. Müller DIAMANTMETALL [110]

In Abb. 4-3 sind Werkzeuge mit geschliffenen Makrogeometrien abgebildet, die einen Keilwinkel von 70° und 80° aufweisen. Aufgrund der Werkzeugebene im Prozessraum wird die Keilwinkelvariation durch die unterschiedliche Spanflächenlage realisiert.

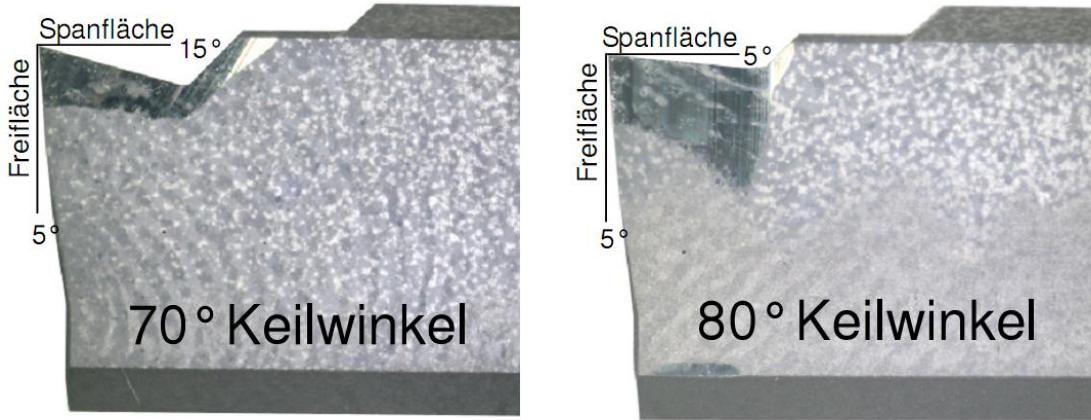


Abb. 4-3 Schleifen der Makrogeometrie an Werkzeugen mit 70° und 80° Keilwinkel

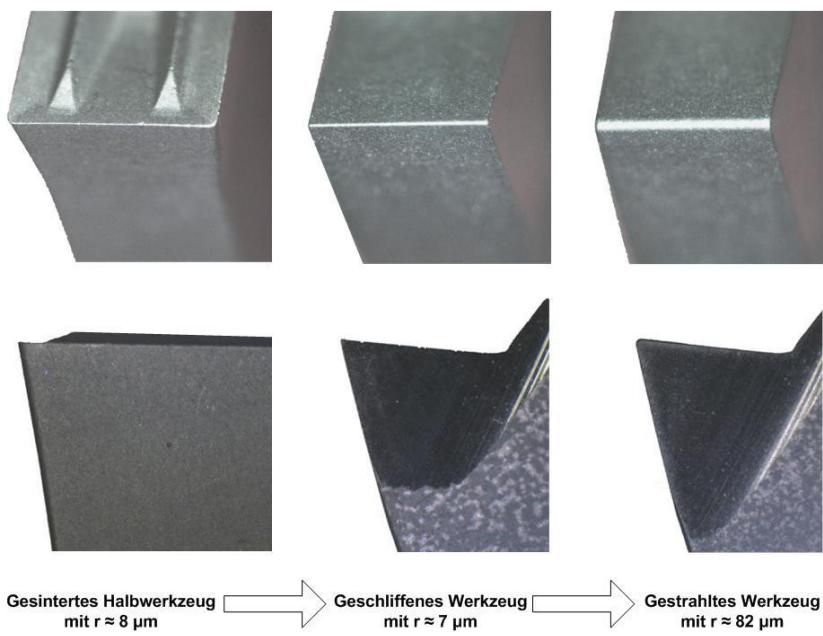


Abb. 4-4 Herstellsschritte der Werkzeugherstellung inkl. Schneidkantenverrundung

Die Präparationsverfahren unterscheiden sich bei der Einsatzbestimmung der Mikrobearbeitung dahin gehend, ob sie für das Anbringen einer Verrundung oder für das Anbringen einer Schutzfase (flächige Bearbeitung) an das Werkzeug gedacht sind. Als flächiges Bearbeitungsverfahren wird das Mikroschleifen (Kap. 4.2.2) eingesetzt, das bei der Herstellung der kombinierten Schneidkantenarchitekturen zum Einsatz kommt. Das Mikrostrahlen (Kap. 4.2.1) wird zum Schneidkantenverrunden und der kombinierten Schneidkantenarchitektur eingesetzt.

4.2.1 Mikrostrahlen

Das Mikrostrahlen wird zur Kantenverrundung aller Architekturen eingesetzt, die in dieser Arbeit einem Spektrum von $10 \mu\text{m}$ bis $80 \mu\text{m}$ bei der Herstellung des Endradius entsprechen. Der zu erzielende Abtrag setzt sich aus den geometrischen Beziehungen des Anfangsradius, dem zu erzielenden Endradius und dem Keilwinkel zusammen (vgl. Gl. (4-1) & Abb. 4-5). Zusätzlich wird der Abtrag durch die Streuung des Fertigungsverfahrens, der vorhandenen Peripherie, den Materialeigenschaften des verwendeten Granulates und des zu bearbeitenden Werkstückstoffes beeinflusst. Die Summe dieser Einflussgrößen wird abschließend in einem mathematischen Modell (Gl. (4-3)) für die gegebenen Randbedingungen zusammengefasst, um mit den Randbedingungen verlässliche Einsatzwerte zu erreichen (Diagramm 4-3).

Die Mikrostrahlranlage setzt als Trägermedium komprimierte Luft (4 bar) ein, die das Strahlgut, weißes Edelkorund F120, in einem Abstand von 30 mm auf die zu bearbeitende Oberfläche zu befördern. Das Strahlgut wird dabei durch eine runde IT-Strahldüse mit einem Ø von 0,65 mm transportiert und trifft auf die Oberfläche des Werkstückes.

Die geometrische Bestimmung der Abtragsfläche erfolgt nach Cortes [25]. Dies setzt sich aus der Differenz des vorhandenen Radius (Anfangsradius r_{1n}), dem gewünschten Radius (Endradius r_{2n}) sowie einem keilwinkelabhängigen Korrekturfaktor K_β (Gl. (4-1)) zusammen. Eine grafische Beschreibung der geometrischen Abtragsfläche und der Einfluss unterschiedlicher Keilwinkel zeigt Abb. 4-5.

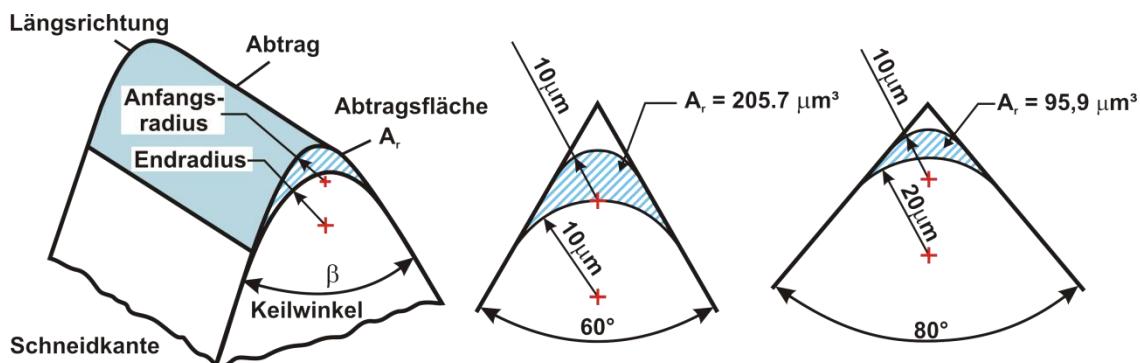


Abb. 4-5 Vergleich der Abtragsfläche für unterschiedliche Keilwinkel bei gleichen Endradien [25]

$$A_r = K_\beta \cdot r_{Soll}^2 - r_{Ist}^2 \quad (4-1)$$

$$K_\beta = \frac{\sin^2\left(90^\circ - \frac{\beta}{2}\right)}{\tan\left(\frac{\beta}{2}\right)} - \frac{\pi}{2} \left(\frac{180^\circ - \beta}{180^\circ} \right) + \sin 180^\circ - \beta \quad (4-2)$$

Eine Funktionsbeschreibung des keilwinkelabhängigen Korrekturfaktors $K_\beta = f(\beta)$ für den Bereich des Keilwinkels von 0° bis 100° ist in Diagramm 7-1 zu sehen. Für die

Verrundung gängiger Werkzeuge ist die Betrachtung des Keilwinkels von 50° bis 100° ausreichend. In Diagramm 4-1 ist für diesen Bereich der keilwinkelabhängige Korrekturfaktor grafisch und mit genauen Werten abgebildet.

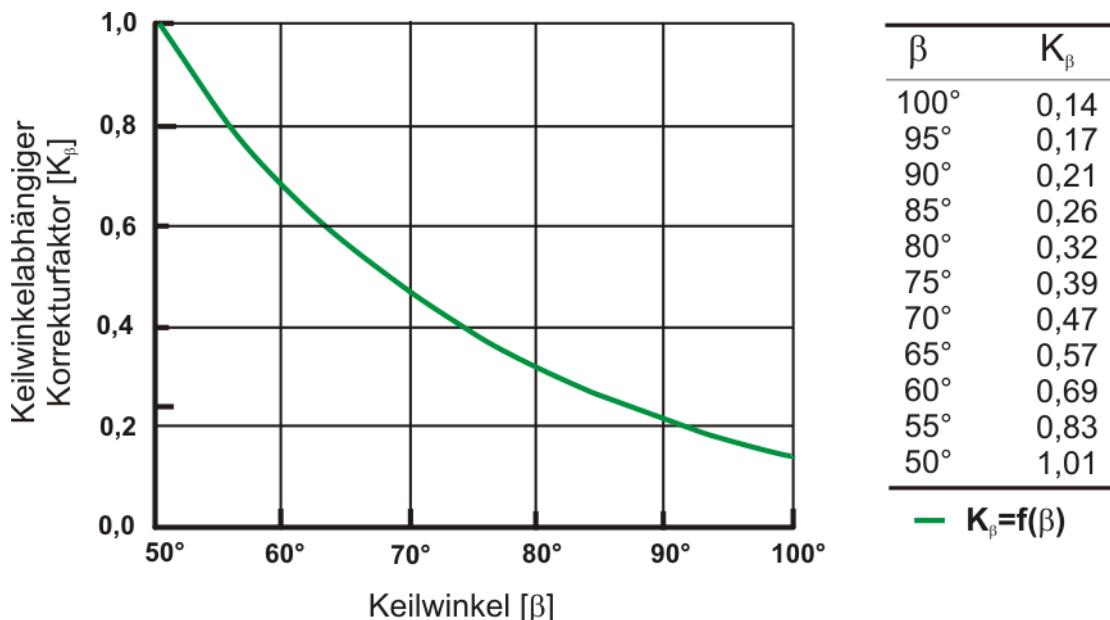


Diagramm 4-1 Ausgewählte Werte des Keilwinkelfaktors K_β [25/]

Anhand dieser theoretischen Betrachtung des geometrischen Abtrages ist der nächste Schritt, die Störgrößen des Mikrostahlverfahrens und der Peripherie zu bestimmen. Die Eingangskontrolle der Schneidkantenverrundung nach dem Schleifen der Makrogeometrie hat einen Mittelwert von $7 \mu\text{m}$ als scharfe Schneidkante ergeben (vgl. Tab. 7-1, Tab. 7-2, Tab. 7-3), der als Berechnungsgrundlage für den Anfangsradius r_{1n} dient. Diese Erkenntnis, dass der Anfangsradius durchschnittlich $7 \mu\text{m}$ ist, deckt sich auch mit den Erkenntnissen nach Cortes [25/]. Zum Überprüfen der Schneidkantenverrundung wurde das Messsystem MicroCAD der Firma GFM (Kap. 4.2.3) eingesetzt.

Für den zu bestimmenden Endradiusbereich von 10 bis $90 \mu\text{m}$ lässt sich mit Gl. (4-1), dem Anfangsradius $r_{1n} = 7 \mu\text{m}$ und den Korrekturfaktoren (für $\beta = 70^\circ$, $\beta = 75^\circ$, $\beta = 80^\circ$ nach Diagramm 4-1), die Abtragsfläche A_r in Abhängigkeit des Keilwinkels berechnen. Als Funktionen ist das Ergebnis in Diagramm 4-2 dargestellt.

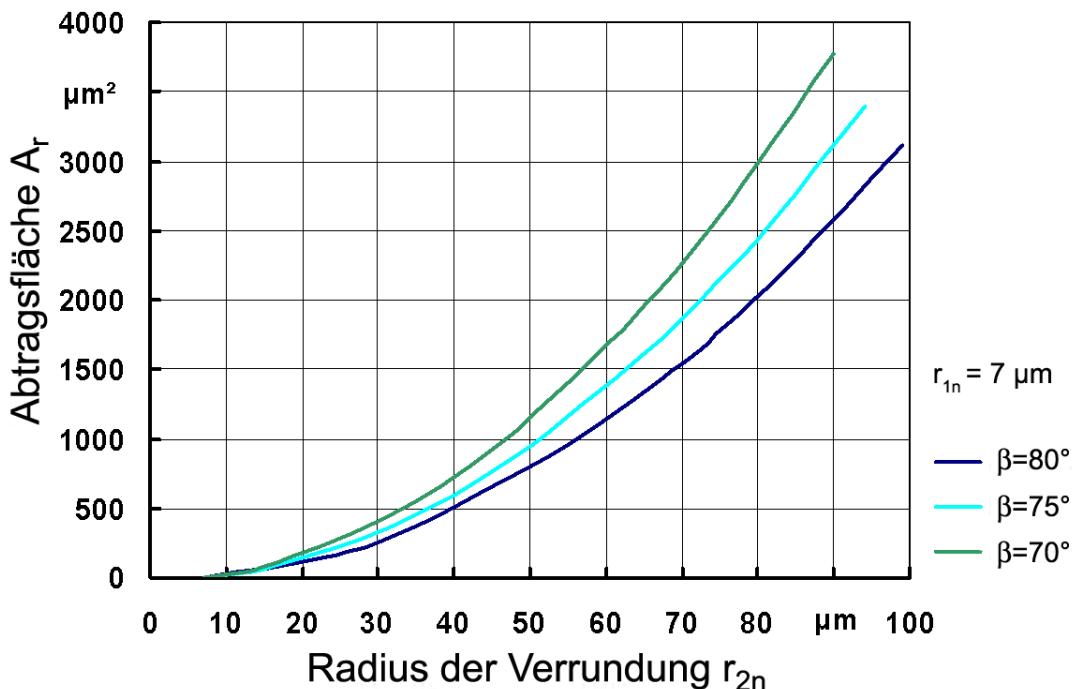


Diagramm 4-2 Abtragsfläche für verschiedene Keilwinkel

Für eine reproduzierbare Herstellung ist die Strahlzeit zu bestimmen. Dazu dienen die Daten der Verrundungsergebnisse (vgl. Tab. 7-1, Tab. 7-2, Tab. 7-3), mit denen eine Regression durchgeführt wurde. Diese wendet die Vorgehensweise der Summe der quadrierten Abweichung und Interpolation an, um die Funktion in Gl. (4-3) zu berechnen.

$$t_{St} = 50,49 \text{ s} \cdot \frac{r_{2n} - 52,55 \mu\text{m}}{46,05 \mu\text{m}} - 2,98 \text{ s} \cdot \frac{\beta - 75^\circ}{5^\circ} + 7,44 \text{ s} \cdot \left(\frac{r_{2n} - 52,55 \mu\text{m}}{46,05 \mu\text{m}} \right)^2 + 45,54 \text{ s} \quad (4-3)$$

Das Bestimmtheitsmaß beträgt für die Gl. (4-3) $R^2 = 0,99$ bei einer Standardabweichung des zu erzielenden Endradius r_{2n} bei $3,25 \mu\text{m}$. In Diagramm 4-3 ist Gl. (4-3) als Fließfläche abgebildet. Die Berechnung der zeitabhängigen Abtragsfläche A_t erfolgt nach Gl. (4-4).

$$A_t = \frac{A_r}{t_{St}} \quad (4-4)$$

In Tab. 4-2 befinden sich für die Keilwinkel $\beta = 70^\circ$, $\beta = 75^\circ$, $\beta = 80^\circ$ alle benötigten Bearbeitungsgrößen zum Schneidkantenverrunden mit dem Mikrostrahlverfahren.

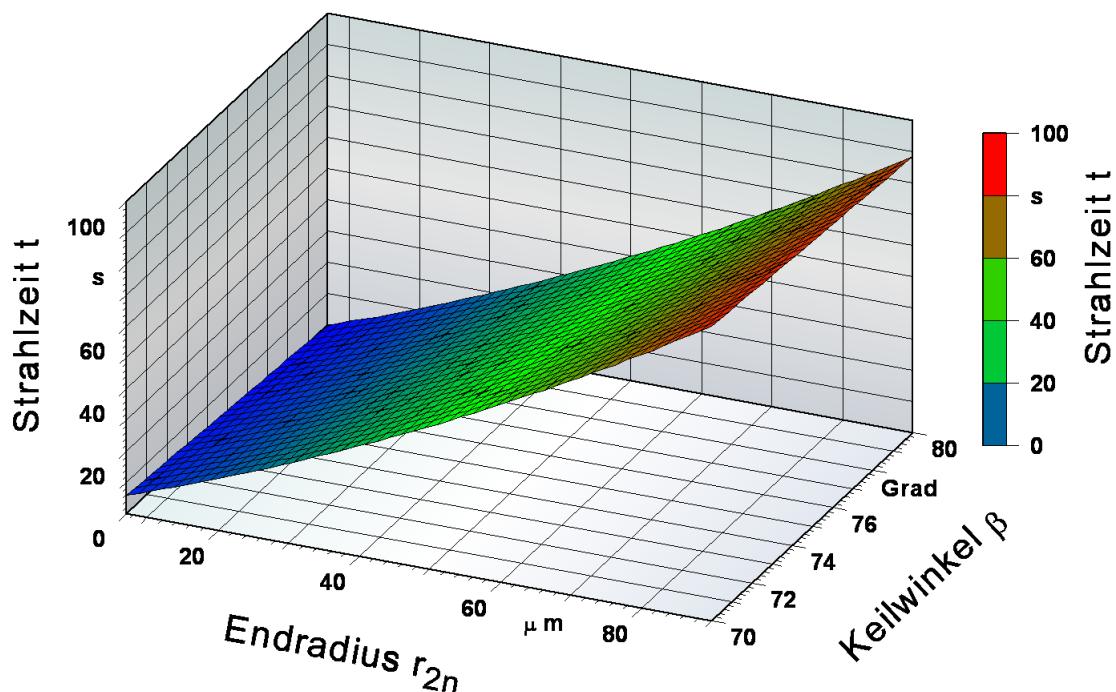


Diagramm 4-3 Strahlzeit in Abhängigkeit des Keilwinkels und des Endradius

t_{st}	s	81	78	75
A_t	$\mu\text{m}^2\text{s}^{-1}$	36,9	31,8	27,1
A_r	μm^2	2985	2477	2032
β	°	70	75	80
r_{1n}	μm	7	7	7
r_{2n}	μm	80	80	80

Tab. 4-2 Strahlzeit in Abhängigkeit des Keilwinkels

Die Regression der Strahlzeit deckt sich mit den Ergebnissen der näherungsweisen Vorgehensweise nach Cortes. Mit den Ergebnissen der K-Faktorbestimmung (Kap. 2.2.1), die bei den verrundeten Schneidkanten in einem Toleranzfeld von 0,982 bis 1,095 liegen, dies ist ein Nachweis für die Qualität der gleichbleibenden Verrundung und der Strahlzeitbestimmung mittels Regression. Zum Messen des K-Faktors wird eine Schneidkantenmesssoftware der Firma GFM eingesetzt.

4.2.2 Mikroschleifen

Das Mikroschleifen wird zum Anbringen der Schutzfase als Bestandteil der Schneidkantenarchitektur eingesetzt. Hierzu wird eine Präzisionsschleifeinrichtung eingesetzt, mit der es möglich ist reproduzierbare Fasen von bis zu 20 μm herzustellen. Als Schleifmedium werden 3M™ Diamant Microfinishing Filmbänder eingesetzt, die einseitig einlagig mit Diamanten der Korngröße 20 μm belegt sind und durch die die andere klebende Seite als Klebeband auf jedem Untergrund befestigt werden können. Die Werkzeuge werden in Abhängigkeit des Fasenanstellwinkels parallel zur Schleifeinrichtung positio-

niert. Wegen der unterschiedlichen Fasenlage sind verschiedene Einsätze zur Positionierung der Werkzeuge erforderlich, die zudem einen unterschiedlichen geometrischen Abtrag mit sich bringen. Diese können mit einer Mikrometerschraube an der Präzisionsschleifeinrichtung eingestellt werden. In Abb. 4-6 ist eine gleichbleibende Fase zu erkennen.

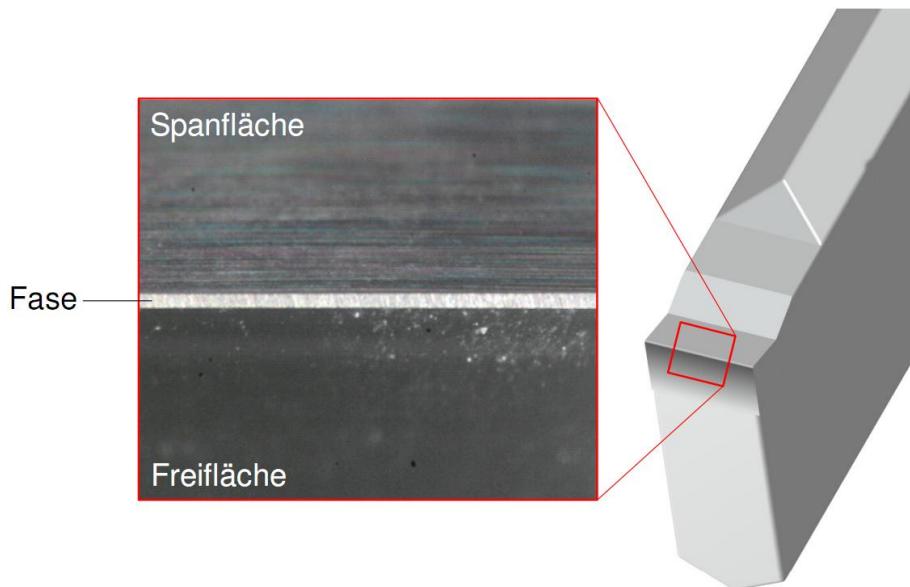


Abb. 4-6 Mikroschleifen der Schutzfase

Für die in Kap. 0 beschriebene Fallstudie wird eine kombinierte Schneidkantenarchitektur aus einer variierenden Schutzfase mit zwei gleichbleibenden 20 µm Verrundungen an den Übergängen zu den Span- und Freiflächen eingesetzt. Die Schutzfase wird durch die Fasengröße (20 µm bzw. 80 µm) und die Fasenlage (0° bzw. 30°) variiert.

4.2.3 Messtechnik zur Erfassung der präparierten Schneidkanten

Für die äußerst komplexe Messaufgabe die Schneidkantenarchitekturen zu vermessen ist das optische Messgerät „MikroCAD“ der Firma „GFM“ eingesetzt worden. Hierbei handelt es sich um ein Messsystem, basierend auf dem Verfahren der Streifenprojektion. In Abhängigkeit von den unterschiedlichen Messaufgaben wurden aufgabenspezifische Messprogramme erstellt, um angepasste Messparameter einzustellen werden, die ein späteres zügliches Messen gewährleisten.

In Abhängigkeit von der Geometrie sind für das Messen der Mikrogeometrie oftmals mehrere Schritte erforderlich. Befindet sich an der Schneidkante nur eine Verrundung, so ist eine Messung ausreichend. Für eine komplexere Schneidkantenarchitektur, die sich aus mehreren Bearbeitungsverfahren zusammensetzt, sind mehrere Messschritte notwendig. Zurzeit existieren keine Messalgorithmen, die das Messen der komplexen Schneidkantenarchitektur in einem Schritt durchführen. Somit ist das Messen der Schutzfase direkt nach dem Bearbeitungsschritt Mikroschleifen durchzuführen. Es wird die entstandene Fasenbreite gemessen.

Die Abb. 4-7 zeigt die drei Schritte einer Schneidkantenarchitekturmessung. Der Messalgorithmus erzeugt vertikale Messschritte, die zur Verteilungsberechnung des Messergebnisses dienen.

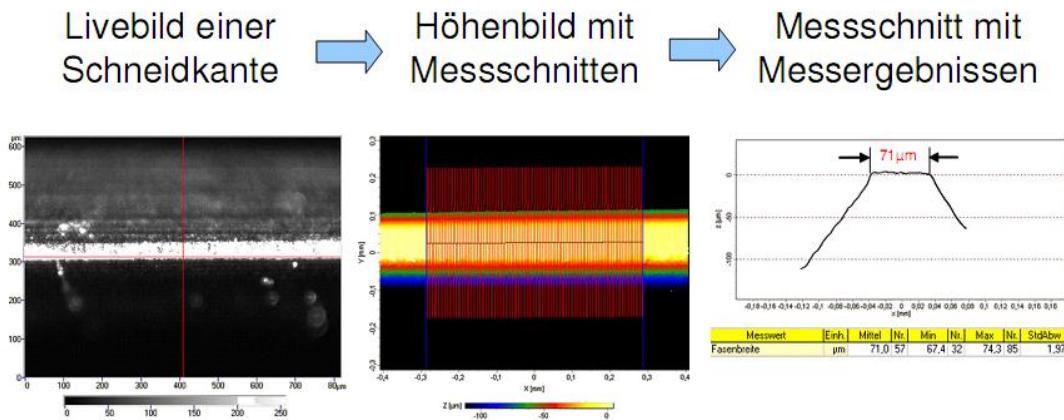


Abb. 4-7 Messschritte der Schneidkantenarchitekturmessung

4.3 Versuchsstandbeschreibung

Bei Zerspanwerkzeugen, bei denen mehr als eine Werkzeugschneide im Eingriff ist, wird es schwierig, von den Summensignalen auf die einzelne Informationen an der Schneidkante zu schließen. Mit dem Analogeexperiment auf Basis des Orthogonalspanens ist es möglich, eine einzelne Werkzeugschneide mit ihren Belastungen in allen Raumrichtungen vollständig zu erfassen. In Abb. 4-8 ist der verwendete Versuchsaufbau des Analogeexperiments zum Orthogonalspanen dargestellt.

Die Prozesskräfte werden von einem Kistler Dreikomponenten-Dynamometer aufgezeichnet und zu einem Messverstärker Typ VD8 geleitet. Dieser übergibt die entsprechende und zusätzlich verstärkte Spannung an eine 12-Bit-A/D-Wandlerkarte. Mit dieser Wandlerkarte kann über einen PC die eintreffenden Informationen mithilfe der Messsoftware Diadem digitalisiert und ausgewertet werden. Hierzu eignen sich VBA-basierte Softwaresysteme wie Excel oder spezielle Versuchsplanungsprogramme wie Visual-Xsel.

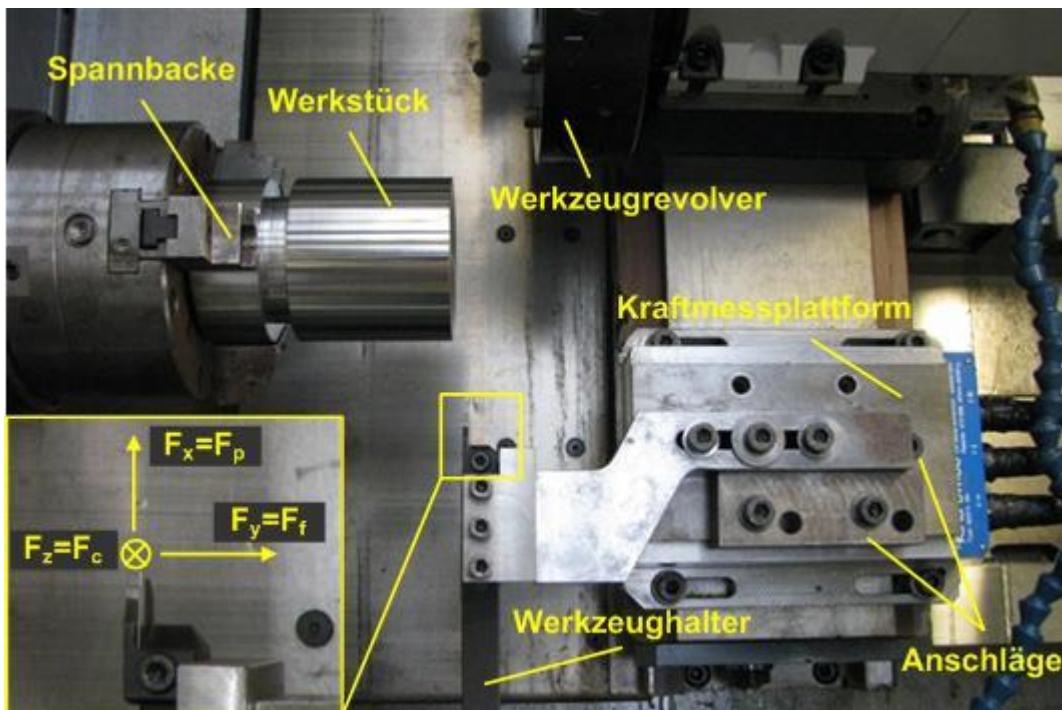


Abb. 4-8 Analogieexperiment Orthogonalspanen (Versuchsaufbau)

4.4 Eingriffsverhältnisse bei präparierten Schneidkanten

Durch das Präparieren der Schneidkante können sich die Eingriffsverhältnisse erheblich verändern. Diese sind abhängig von der Schneidarchitektur und der Spanungsdicke. Für diese Betrachtung wird das h/r -Verhältnis eingeführt, um die beim Eingriff stattfindenden Verhältnisse beschreiben zu können. In Abb. 4-9 ist dies für zwei unterschiedliche Eingriffsverhältnisse exemplarisch abgebildet.

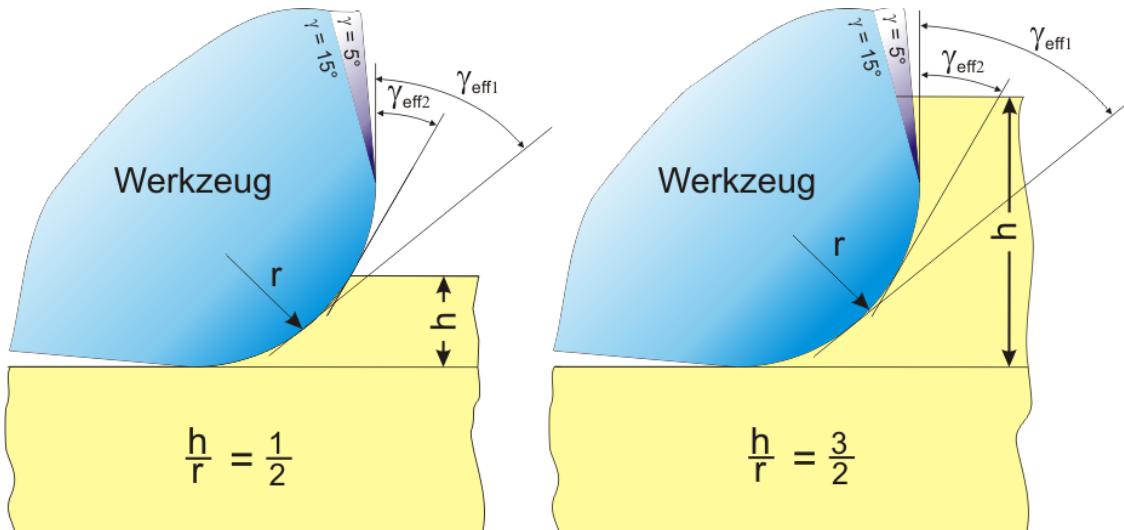


Abb. 4-9 Eingriffsverhältnisse bei präparierten Schneidkanten

Ein weiterer, aus dem h/r -Verhältnis resultierender Parameter ist der Spanwinkel, der durch das h/r -Verhältnis maßgeblich beeinflusst wird. Hierzu wird der effektive Spanwinkel γ_{eff} eingeführt, der für das h/r -Verhältnis den mittleren Spanwinkel angibt. Dazu

werden näherungsweise alle für das h/r -Verhältnis anliegende Spanwinkel an der Schneidkantenarchitektur und ggf. an der Spanfläche ermittelt. In Abb. 4-9 ist an den beiden unterschiedlichen h/r -Verhältnissen zu erkennen, wie sich dies auf den Spanwinkel auswirkt. Geringe h/r -Verhältnisse, die sog. Mikrozerspanung ist durch negative Spanwinkel geprägt, die dazu führen, dass das Material nicht zum Fließen kommt, sondern gestaucht wird und dadurch kaum eine Spanbildung entsteht.

5 Fallstudien

In Kapitel 5 werden die Fallstudien zur Mikrozerspanungsuntersuchung, der Schneidkantenarchitektur und ausgewählter numerischer Verschleißuntersuchungen durchgeführt. Für die numerische Modellbildung werden die Ergebnisse aus der Sensitivitätsanalyse in Kapitel 3.4 verwendet.

In Kapitel 5.1 wird eine Mikrozerspanungsuntersuchung mit einem verrundeten Einstechmeißel durchgeführt, der eine Schneidkantenverrundung von $80 \mu\text{m}$ aufweist. Geometrisch werden die Parameter Spanwinkel und h/r -Verhältnis untersucht. Bei dem h/r -Verhältnis wird bei konstantem Schneidkantenradius die Spanungsdicke variiert.

Die Untersuchung kombinierter Schneidkantenarchitektur, die aus einer Schutzfase und Radien an der Span- und Freifläche zusammensetzt sind, erfolgt im Kapitel 5.2. Hierfür ist ein Parametermodell entwickelt worden, mit dem möglichst viele Schneidkantenarchitekturen abgebildet werden können. Für die Untersuchung werden die Parameter der kombinierten Schneidkantenarchitektur Fasenlage, Fasengröße und Spanwinkel betrachtet. Als Prozessparameter wird die Schnittgeschwindigkeit in den Untersuchungsplan einbezogen.

Die abschließende Verschleißuntersuchung (vgl. Kapitel 5.3) erfolgt mit zwei ausgewählten kombinierten Schneidkantenarchitekturen und einer verrundeten Schneidkante.

5.1 Mikrozerspanuntersuchung an verrundeten Schneidkanten

Die Mikrozerspanuntersuchung erfolgt mit $80 \mu\text{m}$ verrundeten Schneidkantenarchitekturen. Hierbei erfolgt eine Betrachtung der unterschiedlichen Experimentdurchführungen. Als Experimente werden Simulationsexperimente und Analogieexperimente eingesetzt. Zusätzlich werden diese mit klassischen Berechnungsansätzen nach Victor & Kienzle sowie Ernst & Merchant bei der Betrachtung einbezogen. Die Simulationsexperimente basieren bei der Modellbildung auf den Erkenntnissen aus der numerischen Sensitivitätsanalyse in Kapitel 3.4.

5.1.1 Versuchsplanung

Die Versuchsplanung umfasst für die Analogieexperimente und Simulationsexperimente zwei gesonderte Versuchsreihen. Bei den Analogieexperimenten werden für das h/r -Verhältnis von $\frac{1}{4}$, $\frac{1}{2}$, $\frac{3}{4}$ und 1 Versuche mit fünffacher Wiederholung durchgeführt. In diesem Bereich der Eingriffsverhältnisse treten bei der Mikrozerspanung häufig Nichtli-

nearitäten auf. Eine wichtige Größe am Schneidkeil ist der Spanwinkel, der auf den Stufen 5° und 15° variiert wird.

Für die Simulationsexperimente wird das Versuchsprogramm bis zu dem h/r -Verhältnis von 2 in den Stufen $\frac{1}{4}$ erweitert. Der Spanwinkel wird mit den Stufen 5° und 15° bei der Untersuchung berücksichtigt. Die Simulationsexperimente werden vierfach mit den numerischen Parametern aus Tab. 5-1 in einem 2^{3-1} teilstarken Versuchsplan wiederholt.

Der Parameter Spanungsdicke wird auf acht Stufen getestet, damit der Bereich der Mikrozerspanung, die bei einem Verhältnis $h/r < 1$ beginnt, umfassend abgebildet wird sowie zwischen dem h/r -Verhältnis von 1 bis 2. Um aussagefähige Ergebnisse bei einem Verhältnis von $\frac{1}{4}$ zu erreichen, werden Werkzeuge eingesetzt, die mittels Mikrostrahlen eine Schneidkantenverrundung von $80 \mu\text{m}$ besitzen. Dies ergibt eine minimale Zustellung von $20 \mu\text{m}$, die mit dem vorhandenen Versuchstand reproduzierbar genutzt werden kann.

Parameter	Abk.	(+)	(-)
Eckenkantenlänge	R1	$8 \mu\text{m}$	$16 \mu\text{m}$
Reibgesetze;	R2	Scher	Reibfaktor
Numerischer Reibübergang	R3	\arctan	bilinear

Tab. 5-1 Numerische Parameter der Mikrozerspanuntersuchung

Damit bei den Simulationen ein vergleichbares Rauschen, das von Realversuchen bekannt ist, zu imitieren, werden die realen Parameter mit numerischen Parameterstufen wiederholt. Aufgrund der Sensitivitätsanalyse in Kap. 3.4 und ihrer Erkenntnis, dass ein numerisches Rauschen existiert, sollen diese mit einem Versuchsplan nach Taguchi mit den geometrischen Parametern kombiniert werden. Eingesetzt werden als Rauschfaktoren die Eckenkantenlänge, unterschiedliche Reibgesetze und verschiedene numerische Reibübergänge, die als Wiederholungen mit den geometrischen Stufen kombiniert werden.

Für die Durchführung der Realversuche wird ein randomisierter Versuchsplan (vgl. Tab. 7-10) eingesetzt, bei dem die geometrischen Parameterstufen fünffach wiederholt werden. Mit dieser gewählten Wiederholung soll gewährleistet werden, dass eine vertrauensreiche Ermittlung der Schnittkraft möglich ist.

5.1.2 Theoretische Berechnung der Zerspankraft

Häufig verwendete Ansätze zur Auslegung der Zerspankraft sind die nach Ernst & Merchant (Kap. 5.1.2.1) und Victor & Kienzle (Kap. 5.1.2.2). Ernst & Merchant setzten dabei den Kreis des Thales (Abb. 5-1) ein, der die Kräfteverhältnisse in der Scherebene beschreibt. Für die Materialbeschreibung werden die in Kap 3.3.1 beschriebenen dy-

namischen Werkstoffmodelle nach Zerilli-Armstrong und Johnson-Cook eingesetzt. Der Ansatz nach Victor & Kienzle verfolgt bei der Schnittkraftberechnung die Vorgehensweise über die spezifische Energie.

5.1.2.1 Ernst & Merchant

Der Ansatz nach Ernst und Merchant verfolgt bei der Berechnung der Schnittkraft den orthogonalen Ansatz. Wegen dieser Betrachtung in nur einer Ebene, wird diese Spanbildungstheorie auch als Scherebenenmodell bezeichnet.

In Abb. 5-1 sind die jeweiligen Kräfte im Kreis des Thales für den orthogonalen Spanprozess abgebildet, um die Schnittkraft F_C zu bestimmen. Hierfür legen Ernst & Merchant das Gleichgewicht aller resultierenden Kräfte an die Spitze der Schneide und verwenden für weitere Berechnungen den Minimalenergiesatz.

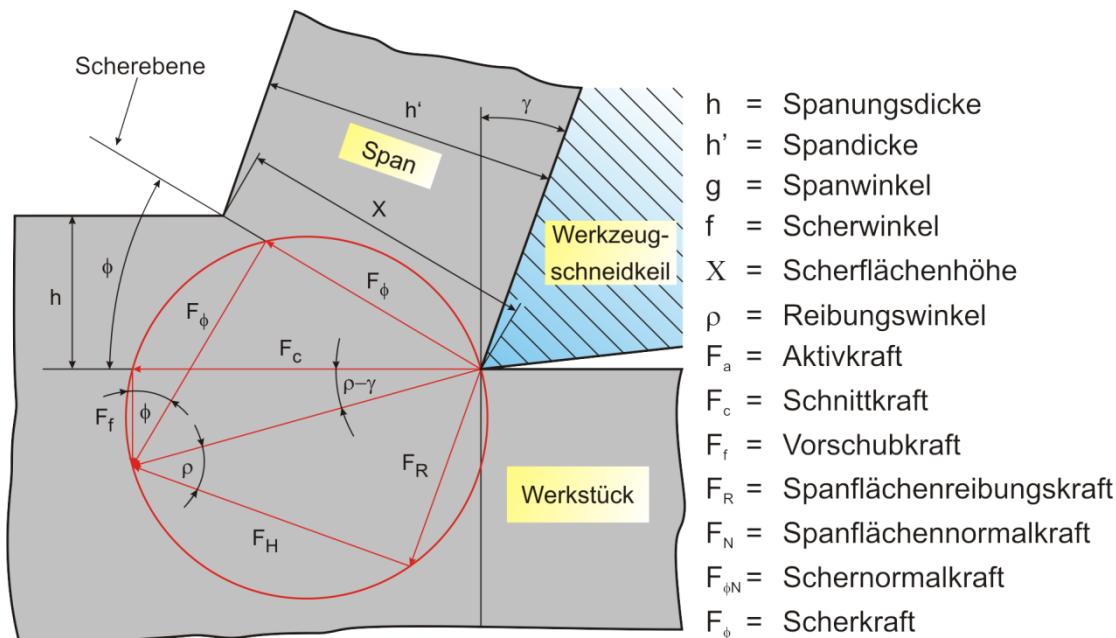


Abb. 5-1 Kreis des Thales mit Kräften nach Merchant [120]

Die einzelnen mathematischen Herleitungen sind im Handbuch der Zerspanungstechnik beschrieben [120]. Durch das Kombinieren der erforderlichen Gleichungen erhält man für die Schnittkraft F_C den in Gl. (5-1) dargestellten Ansatz.

$$F_C = \frac{\cos(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \rho - \gamma)} \cdot \frac{\tau_{0,2} \cdot h \cdot b}{\sin \phi} = \frac{\tau_{0,2} \cdot h \cdot b}{\sin \phi} \cdot \frac{1 + \cos \phi}{\cos(\phi + \rho - \gamma)} \quad (5-1)$$

Wie an der Formel zu erkennen ist, ist die Schnittkraft F_C eine Funktion der Scherfließgrenze $\tau_{0,2}$, der Spanungsdicke h , der Spanungsbreite b und des Scherwinkels ϕ . Der Scherwinkel wird bei Realversuchen (z. B. Quickstop) aus der Spanwurzelanalyse bestimmt. Ist dies schwierig zu realisieren, kann der Scherwinkel auch über die Spandickenstauchung λ_h bestimmt werden. Dies kann auch anhand der Ergebnisse aus der

Finite-Elemente-Methode analog durchgeführt werden. Die Spandickenstauchung λ_h setzt sich aus dem Verhältnis der Spandicke zur Spannungsdicke nach Gl. (5-2) zusammen.

$$\lambda_h = \frac{h'}{h} \quad (5-2)$$

Der Scherwinkel ϕ berechnet sich nach dem Kreis von Thales aus der Spandickenstauchung λ_h und des Spanwinkels γ (vgl. Gl. (5-3)) [82].

$$\phi = \tan^{-1} \left(\frac{\cos \gamma}{\lambda_h - \sin \gamma} \right) \quad (5-3)$$

Für die Berechnung der Schnittkraft nach Ernst und Merchant wird die Scherfließgrenze benötigt, die mit den Materialgleichungen nach Johnson-Cook und Zerilli-Armstrong berechnet werden soll. Als Materialkonstanten werden für C45E nach Mayer [103] optimierte Konstanten für die beiden Materialgleichungen verwendet. In Tab. 5-2 sind die Konstanten für die Materialgleichung nach Johnson-Cook und in Tab. 5-3 die Konstanten für Zerilli-Armstrong abgebildet.

Die Johnson-Cook-Gleichung verfolgt den semi-empirischen Materialansatz. Daher ist die Spannung von der Dehnung ε , Dehngeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}$ und der Temperatur T abhängig $\sigma = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T)$. Die Ermittlung der Variablenwerte erfolgt aus den Ergebnissen der Simulationen. Die Berechnung der Scherfließgrenze erfolgt nach von Mises für einen einachsigen Spannungskreis unter Schubbelastung nach Gl. (2-11). In Tab. 5-4 sind die ermittelten Werte aus den Simulationen für die Dehnung, die Dehngeschwindigkeit und die Temperatur abgebildet, sowie die berechneten Spannung nach Johnson-Cook und der Scherfließgrenze nach von Mises.

Material	T_m [°C]	A [MPa]	B [MPa]	C [-]	n [-]	m [-]	$\dot{\varepsilon}_0 [s^{-1}]$
AISI 1045, C45E, 1.1191	1460	-14,9	1223	0,017	0,19	1,17	1

Tab. 5-2 Johnson-Cook Materialkonstanten von C45E [103]

Der Ansatz nach Zerilli-Armstrong ist ebenfalls semi-empirisch. Hierfür werden ebenfalls die aus der Simulation ermittelten Größen genutzt, um nach Gl. (3-6) die Spannung für kubisch raumzentrierte Werkstoffe zu berechnen. Die Berechnung der Scherfließgrenze erfolgt nach von Mises für einen einachsigen Spannungskreis unter Schubbelastung nach Gl. (2-11). In Tab. 5-4 und Tab. 5-5 sind die ermittelten Werte aus den Simulationen für die Dehnung, die Dehngeschwindigkeit und die Temperatur abgebildet, sowie die berechneten Spannung nach Zerilli-Armstrong und der Scherfließgrenze nach von Mises.

Material	$\Delta\sigma_G$ [MPa]	B_0 [MPa]	$\beta_0 [K^{-1}]$	$\beta_1 [K^{-1}]$	K_0 [MPa]	n [-]
AISI 1045, C45E, 1.1191	-6743	2423	0,012	0,001	6671	0,02

Tab. 5-3 Zerilli-Armstrong Materialkonstanten für C45E [103/]

h/r	γ	Dehnung [-]	Dehngeschwin- digkeit $[s^{-1}]$	Temperatur [°C]	Spannung [MPa]		τ [MPa]	
					JC	ZA	JC	ZA
1/4	15	1,54	72956	575,30	1053,67	1212,58	608,33	700,08
2/4	15	1,72	61617	588,89	1058,23	1049,48	610,97	605,92
3/4	15	2,01	59437	600,86	1076,28	1026,37	621,39	592,57
4/4	15	2,21	59277	602,98	1093,17	1034,46	631,14	597,25
5/4	15	2,22	48761	574,53	1124,48	907,48	649,22	523,93
6/4	15	2,26	44244	570,37	1131,57	845,27	653,31	488,02
7/4	15	2,32	35504	566,07	1138,65	716,40	657,40	413,61
8/4	15	2,25	29018	563,31	1131,84	609,82	653,47	352,08

Tab. 5-4 Berechnung der Scherfließgrenze für $\gamma = 15^\circ$

h/r	γ	Dehnung [-]	Dehngeschwin- digkeit $[s^{-1}]$	Temperatur [°C]	Spannung [MPa]		τ [MPa]	
					JC	ZA	JC	ZA
1/4	5	1,55	68343	565,46	1063,81	1156,75	614,14	667,85
2/4	5	1,77	62685	594,81	1058,04	1063,20	610,86	613,84
3/4	5	2,09	59163	592,87	1093,27	1035,56	631,20	597,88
4/4	5	2,34	59135	603,00	1105,70	1040,42	638,38	600,69
5/4	5	2,41	54362	572,24	1146,82	1005,24	662,12	580,37
6/4	5	2,38	50375	568,57	1147,10	947,62	662,28	547,11
7/4	5	2,37	33249	562,84	1145,98	686,40	661,63	396,30
8/4	5	2,32	28139	557,37	1144,84	605,28	660,97	349,46

Tab. 5-5 Berechnung der Scherfließgrenze für $\gamma = 5^\circ$

Neben der Scherfließgrenze muss aus den Simulationen der Scherwinkel bestimmt werden. Hierzu wird grafisch die Spannungsdicke h und die Spandicke h' aus den Simulationsergebnissen ermittelt, die mit Gl. (5-2) die Spandickenstauchung λ_h ergeben. In Tab. 5-6 und Tab. 5-7 sind die berechneten Scherwinkel nach Gl. (5-3) und die in Abhängigkeit der Materialmodelle nach Johnson-Cook und Zerilli-Armstrong berechneten Schnittkräfte (vgl. Gl. (5-1)) der Versuchsreihe abgebildet.

h/r	γ	$\lambda_h [-]$	$\phi [^\circ]$	$F_c [\text{Nmm}^{-2}]$	
				JC	ZA
1/4	15	3,02	18,76	191,54	220,43
2/4	15	2,41	23,21	309,43	306,87
3/4	15	2,06	26,71	408,36	389,42
4/4	15	1,95	28,07	525,12	496,92
5/4	15	1,83	31,41	600,31	484,46
6/4	15	1,75	32,64	696,15	520,02
7/4	15	1,73	33,04	806,81	507,61
8/4	15	1,67	34,06	887,50	478,17

Tab. 5-6 Schnittkraft nach Merchant $\gamma = 15^\circ$

h/r	γ	$\lambda_h [-]$	$\phi [^\circ]$	$F_c [\text{Nmm}^{-2}]$	
				JC	ZA
1/4	5	2,92	19,43	186,53	202,83
2/4	5	2,30	24,20	296,35	297,79
3/4	5	2,16	25,65	432,59	409,76
4/4	5	2,05	27,68	536,02	504,38
5/4	5	1,97	27,83	698,77	612,49
6/4	5	1,95	28,89	802,16	662,66
7/4	5	1,91	29,31	920,95	551,63
8/4	5	1,77	31,41	977,89	517,02

Tab. 5-7 Schnittkraft nach Merchant für $\gamma = 5^\circ$

5.1.2.2 Victor & Kienzle

Victor und Kienzle verfolgen in ihrem Ansatz die Berechnung einer spezifischen Energie in Bezug zu einer bestimmten Volumengröße, mit der die Schnittkraft berechnet wird (vgl. Gl. (5-4)).

$$F_C = k_C \cdot b \cdot h = k_C \cdot A \quad (5-4)$$

Auf der Grundlage von physikalischen Beziehungen ermittelten Kienzle und Victor die spezifische Schnittkraft $k_{C1,1}$ für verschiedene Werkstoffe experimentell. Hierbei bezieht sich die spezifische Schnittkraft $k_{C1,1}$ auf einen Spanungsquerschnitt von $b \cdot h = 1 \cdot 1 \text{ mm}^2$. Für C45E ist bei den Untersuchungen eine spezifische Schnittkraft von 1573 N/mm^2 ermittelt worden [153].

Um eine allgemeingültige Anwendung der Grundwerte zu gewährleisten, wird die spezifische Schnittkraft mit Korrekturfaktoren erweitert [153].

$$k_C = k_{C1,1} \cdot f_h \cdot f_\gamma \cdot f_\lambda \cdot f_s \cdot f_v \cdot f_f \cdot f_{st} \quad (5-5)$$

Die Korrekturfaktoren umfassen den Spanungsvorgang, die Eingriffsverhältnisse und den Werkstoff. Die Beschreibung der Konstanten erfolgt für die zu untersuchenden Materialien (C45E, CTS 18D) und dem im Analogieexperiment verwendeten Verfahren des orthogonalen Spanens.

Der Spanungsdickenfaktor berücksichtigt die Reduzierung der spezifischen Schnittkraft bei zunehmender Spanungsdicke h . Bei zunehmender Spanungsdicke stellt sich eine vergrößerte Spanpressung ein. Die Anpassung erfolgt mit Neigungswert z , der für die entsprechenden Werkstoffe ermittelt und in Bezug zur Spanungsdicke $h_0 = 1 \text{ mm}$ gesetzt wird [153].

$$f_h = \left(\frac{h_0}{h} \right)^z \text{ mit } h_0 = 1 \text{ mm; } z = 0,19; h = \text{variabel} \quad (5-6)$$

Nach Victor erfolgt durch die Erhöhung des Spanwinkels um 1° eine Reduzierung der spezifischen Schnittkraft um 1,5 %. Hierbei verändert sich der Eingriff des Spanwinkels dahin gehend, dass die Flächenpressung aufgrund des veränderten Kontaktes des Spans zur Spanfläche kleiner wird, bei gleichzeitiger Erhöhung des Spanflächenreibwertes. Somit muss ein Spanwinkelkorrekturfaktor eingebracht werden, der dabei einen Ausgangsspanwinkel von $\gamma_0 = 6^\circ$ hat [153].

$$f_\gamma = 1 - m_\gamma \cdot (\gamma - \gamma_0) \text{ mit } m_\gamma \approx 0,015 \text{ grad}^{-1}; \gamma_0 = 6^\circ; \gamma = \text{variabel} \quad (5-7)$$

Der Neigungswinkelkorrekturfaktor hat die gleiche Wirkweise wie der Spanwinkelkorrekturfaktor. Beim orthogonalen Spanen ist dieser unerheblich, da die spezifische Schnittkraft für C45 bei $\lambda_0 = 0^\circ$ durchgeführt wurde und sich mit $\lambda = 0^\circ$ aufhebt [153].

$$f_\lambda = 1 - m_\lambda \cdot (\lambda - \lambda_0) \text{ mit } m_\lambda \approx 0,015 \text{ grad}^{-1}; \lambda = 0^\circ; \lambda_0 = 0^\circ \quad (5-8)$$

Für den Schneidstoff- und Geschwindigkeitsfaktor ist keine Korrektur nötig, da Victor und Kienzle bei der Ermittlung dieselben Parameter verwendeten [153].

$$f_{sv} = f_s \cdot f_v = \left(\frac{v_{c0}}{v_c} \right)^{0,1} \text{ mit } v_{c0} = v_c = 100 \text{ m/min} \quad (5-9)$$

Eine Korrektur durch den Formfaktor ist bei der Verwendung des Verfahrens „Außen-drehen“ nicht notwendig [153].

$$f_f = 1 \quad (5-10)$$

Der Stumpfungsfaktor muss nur bei eintretendem Verschleiß berücksichtigt werden. Die Versuchsdurchführung beschränkt sich jedoch nur auf Kraftuntersuchungen. Somit muss der Stumpfungsfaktor nicht angepasst werden [153].

$$f_{S_t} = 1 \quad (5-11)$$

Die Berechnung der Schnittkraft erfolgt nach Victor und Kienzle mit einer Spanungsbreite von 2,6 mm, die der Werkzeugbreite im Analogie- und Simulationsexperiment entspricht. Anhand der Herleitung der Schnittkraftberechnung sind für die Berechnung der Schnittkraft lediglich die Korrekturfaktoren des Spanwinkels f_γ und der Spanungsdicke f_h erforderlich. Mit Gl. (5-4) der spezifischen Schnittkraft $k_{c1.1} = 1573 \text{ N/mm}^2$ für C45 und den in Tab. 5-8 und Tab. 5-9 eingetragenen Korrekturfaktoren erfolgt die Berechnung der Schnittkraft.

h/r	$\gamma [^\circ]$	$h [\text{mm}]$	$f_h [-]$	f_γ	$F_c [\text{N}]$
1/4	15	0,02	2,66	0,865	189,46
2/4	15	0,04	2,24	0,865	318,63
3/4	15	0,06	2,02	0,865	431,88
4/4	15	0,08	1,88	0,865	535,87
5/4	15	0,1	1,78	0,865	633,5
6/4	15	0,12	1,70	0,865	726,32
7/4	15	0,14	1,63	0,865	815,34
8/4	15	0,16	1,58	0,865	901,23

Tab. 5-8 Berechnung der Schnittkraft nach Victor und Kienzle für $\gamma = 15$

h/r	$\gamma [^\circ]$	$h [\text{mm}]$	$f_h [-]$	f_γ	$F_c [\text{N}]$
1/4	5	0,02	2,66	1,015	192,30
2/4	5	0,04	1,24	1,015	323,41
3/4	5	0,06	2,02	1,015	438,35
4/4	5	0,08	1,88	1,015	543,91
5/4	5	0,1	1,78	1,015	643
6/4	5	0,12	1,7	1,015	737,22
7/4	5	0,14	1,63	1,015	827,57
8/4	5	0,16	1,58	1,015	914,75

Tab. 5-9 Berechnung der Schnittkraft nach Victor und Kienzle für $\gamma = 5$

5.1.3 Numerische Modellbildung

Nach Kap. 3.1.3 basiert das verwendete Simulationsmodell auf dem Modell der freien orthogonalen Zerspanung im zweidimensionalen Raum. Als Werkstückmaterial wird der Vergütungsstahl C45 (vgl. 3.3.2) mit dem Materialmodell nach Johnson-Cook und den ermittelten Konstanten nach Dautzenberg eingesetzt. Als Werkzeugmaterial wird ein Hartmetall der Sorte CTS 18D nach Ceratizit (vgl. 3.3.3) verwendet.

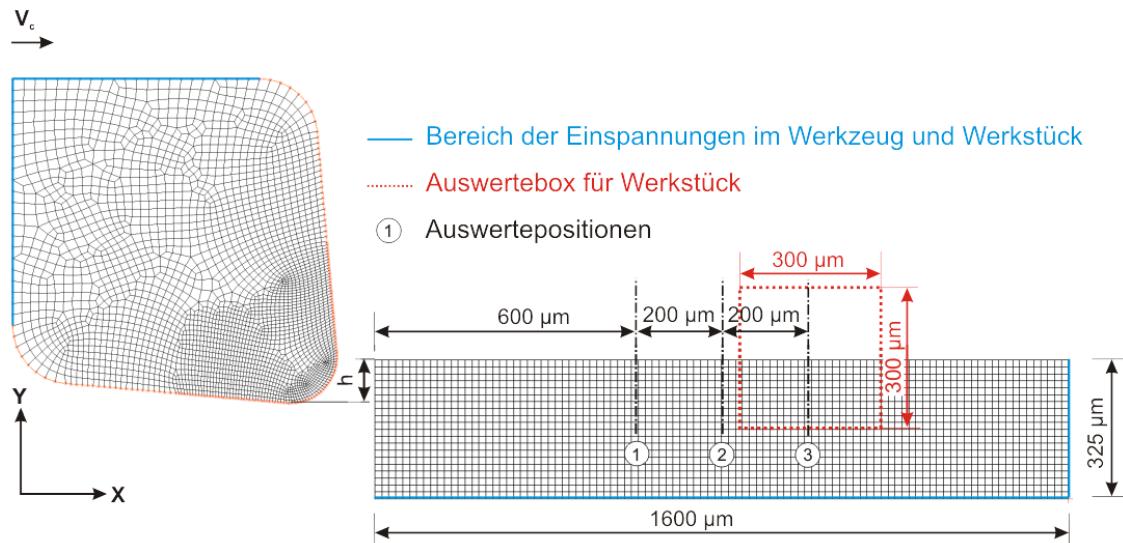


Abb. 5-2 Auswertepunkte der FEM-Simulationen

Für die Modellbildung werden die Ergebnisse aus der Sensitivitätsanalyse (vgl. 3.4.3) berücksichtigt. Die Vernetzung des Werkzeugs und Werkstückes erfolgt mit quadratischen Elementen. Der Inkrementabstand der Neuvernetzung erfolgt mit der Stufe 1. Die Neuvernetzung des Werkstückmaterials wird durch die Krümmungskontrolle auf der Stufe 80 und das Glättungsverhältnis auf der Stufe 0,5 kontrolliert. Als Störgrößen werden nach Tab. 5-1 die Eckenkantenlänge, das Reibgesetz, und der numerische Reibübergang eingesetzt.

Die Auswertung erfolgt sowohl für das Werkzeug als auch für das Werkstück in dieser Untersuchung an drei unterschiedlichen Stellen. Damit soll gewährleistet werden, dass keine Zufälligkeiten zum Verfälschen des Ergebnisses führen. In Abb. 5-2 sind Positionen in Abhängigkeit vom Fortschritt abgebildet. Für die Auswertung des Werkstückes wird eine Auswertebox eingesetzt. Die Auswertung im Werkzeug erfolgt nach Abb. 3-20.

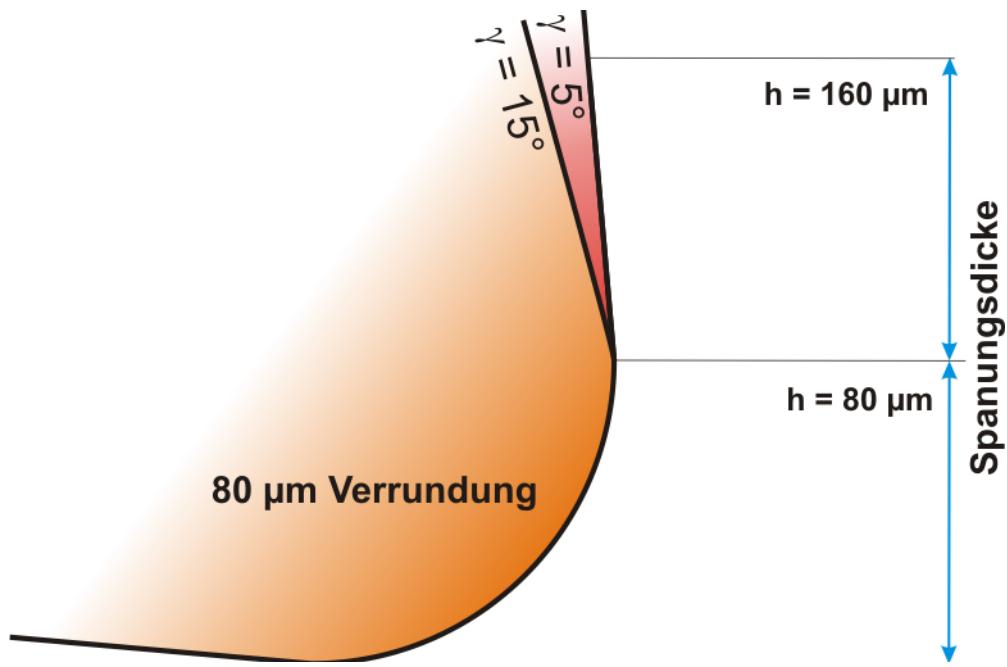


Abb. 5-3 Eingriffsverhältnisse an verrundeter Schneidkantenarchitektur

Die unterschiedlichen Eingriffsverhältnisse an der Schneidkante sind für die Versuchsreihe in Abb. 5-3 abgebildet. Geometrische Unterschiede sind für eine Spanungsdicke von $80 \mu\text{m}$ nicht feststellbar. Im Bereich der Spanungsdicke von $80 \mu\text{m}$ bis $160 \mu\text{m}$ erfolgt eine Änderung der Schneidkantenarchitektur durch den Spanwinkel.

5.1.4 Ergebnisse

Analogieexperiment

Die Ergebnisse der Schnittkraft für die Analogieergebnisse finden sich in Diagramm 5-1 wieder. Aufgrund der nicht vorhandenen geometrischen Unterschiede der Schneidkantenarchitektur für den Spanwinkel von 5° und 15° sind die Schnittkräfte bis zu dem h/r -Verhältnis von $\frac{3}{4}$ gleich. Ab dem Verhältnis von $\frac{3}{4}$ wirkt sich der Einfluss der Spanstauung auf die Schnittkraft aus. Durch das Abfließen des Spanes über die Spanfläche wirkt sich der Spanwinkel nicht direkt auf die Schneidkantenarchitektur, sondern auf den Spanbildungsvorgang aus.

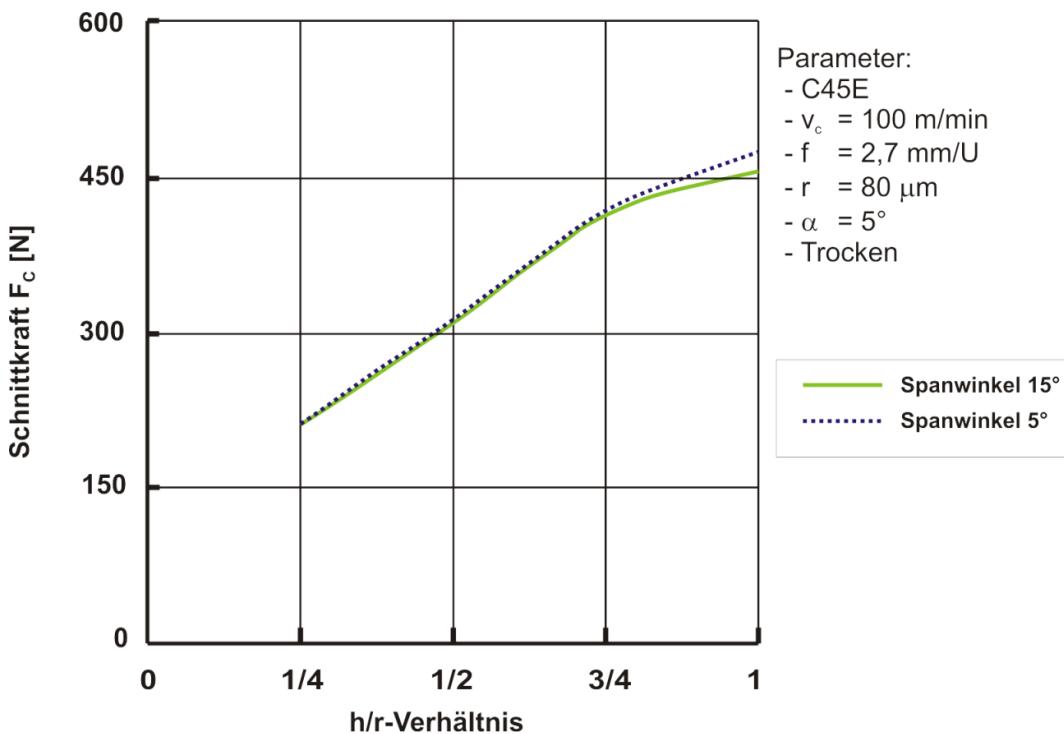


Diagramm 5-1 Schnittkräfte der Analogieexperimente

Das Diagramm 5-2 stellt als Wirkflächendiagramm die Schnittkraft F_C in Abhängigkeit von dem h/r -Verhältnis und dem Spanwinkel auf Basis der Realdaten dar. Hierbei wird zusätzlich die Versuchsreihe für den Spanwinkel von 10° mit bei der Berechnung der Wirkfläche einbezogen. Auffällig ist, dass sich das h/r -Verhältnis von $3/4$ nahezu linear in die Steigungsfunktion des h/r -Verhältnisses einfügt. Hingegen wirkt sich der Spanwinkel von 10° als nichtlinearer Stützpunkt der Spanwinkelfunktion aus.

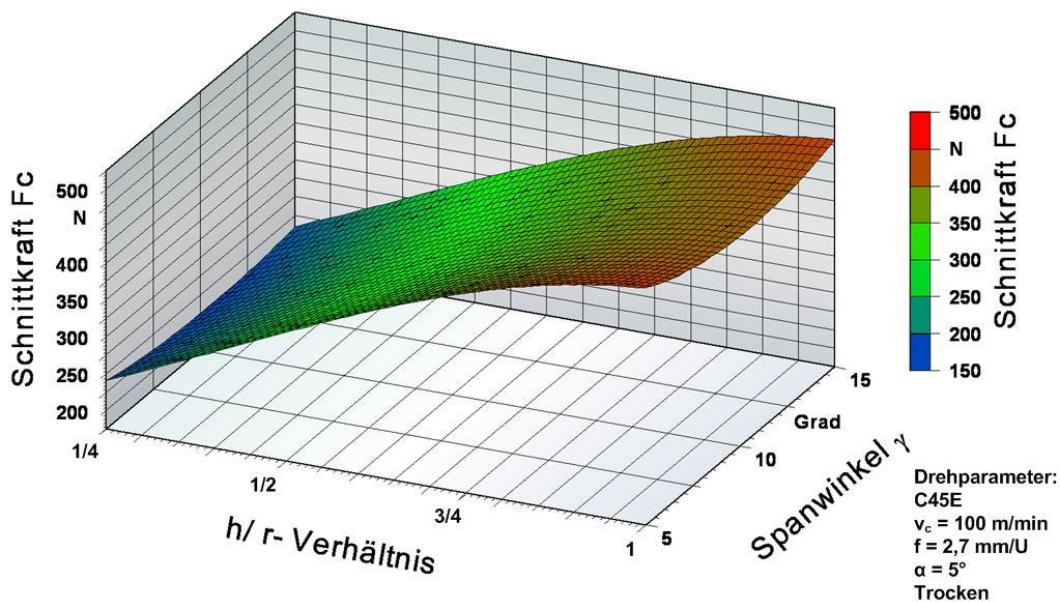


Diagramm 5-2 Regressionsmodell der Schnittkraft vom h/r -Verhältnis und des Keilwinkels auf Basis der Realdaten

Die in Diagramm 5-2 dargestellte Wirkfläche der Schnittkraft lässt sich mathematisch mit der Gl. (5-12) beschreiben. Hierbei handelt es sich um eine Regressionsgleichung die vom h/r-Verhältnis und dem Spanwinkel abhängig ist.

$$F_c = e^{0,390 \cdot \frac{r}{0,375} - 0,015 \cdot \frac{\gamma - 10^\circ}{5^\circ} - 0,166 \left(\frac{h}{r} - 0,625 \right)^2 + 0,066 \left(\frac{\gamma - 10^\circ}{5^\circ} \right)^2 + 5,851} \quad N$$

(5-12)

Anhand der Gl. (5-12) ist erkennbar, dass eine Box-Cox-Transformation der Zielgröße mit $\ln(Y)$ stattgefunden hat, um eine höhere Abbildung der realen Daten zu ermöglichen. Das Bestimmtheitsmaß R^2 für diese mathematische Beschreibung ist 0,974 und die Standardabweichung s beträgt 17,56 N der durch die Regression ermittelten Gleichung für die Schnittkraft F_c .

Virtuelle Experimente

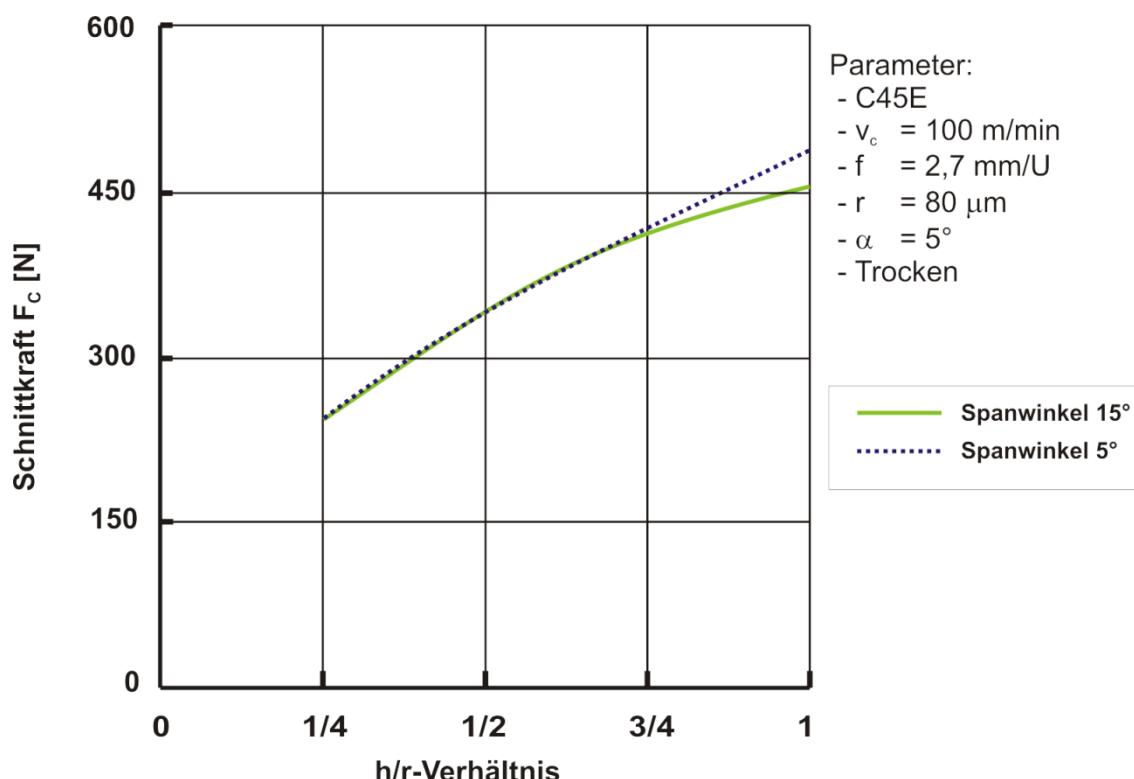


Diagramm 5-3 Simulationsdaten der Schnittkraft F_c über das h/r-Verhältnis

Das Diagramm 5-3 zeigt die Schnittkraft über das h/r-Verhältnis als Funktion des Spanwinkels von 15° und 5° . Auffallend ist, dass der Spanwinkel keinen Einfluss auf die Schnittkraft bei geringen Spanungsdicken hat und die Funktionen identisch sind. Einen Unterschied ist erst bei einem h/r-Verhältnis von $\frac{3}{4}$ festzustellen. Dort nimmt die Steigung der Schnittkraft für den Spanwinkel von 15° ab. Auch die Simulation kommt zu dem Ergebnis, dass sich die Spanstauchung an der Spanfläche auf die Schnittkraft

auswirkt. Ein geringerer Spanwinkel führt zu einer größeren Spanstauchung und erhöht somit die Schnittkraft.

Plausibilitätsprüfung

Anhand der Plausibilitätsprüfung sollen die verschiedenen Vorgehensweisen zur Ermittlung der Schnittkraft miteinander verglichen werden. Hierbei handelt es sich um die klassischen Berechnungsansätze nach Kienzle & Victor und Ernst & Merchant sowie die Simulations- und Analogieexperimente. Durchgeführt wird dies für den Bereich des h/r-Verhältnisses von $\frac{1}{4}$ bis 1. In Diagramm 5-4 ist die Schnittkraft über das h/r-Verhältnis für den Spanwinkel von 15° dargestellt. Die Ansätze der Schnittkraftberechnung nach Kienzle und Merchant weisen sich als linear aus. Hingegen sind die Analogieexperimente über den abgebildeten Bereich nichtlinear. Nichtlinear ist auch der Verlauf der Simulationsexperimente.

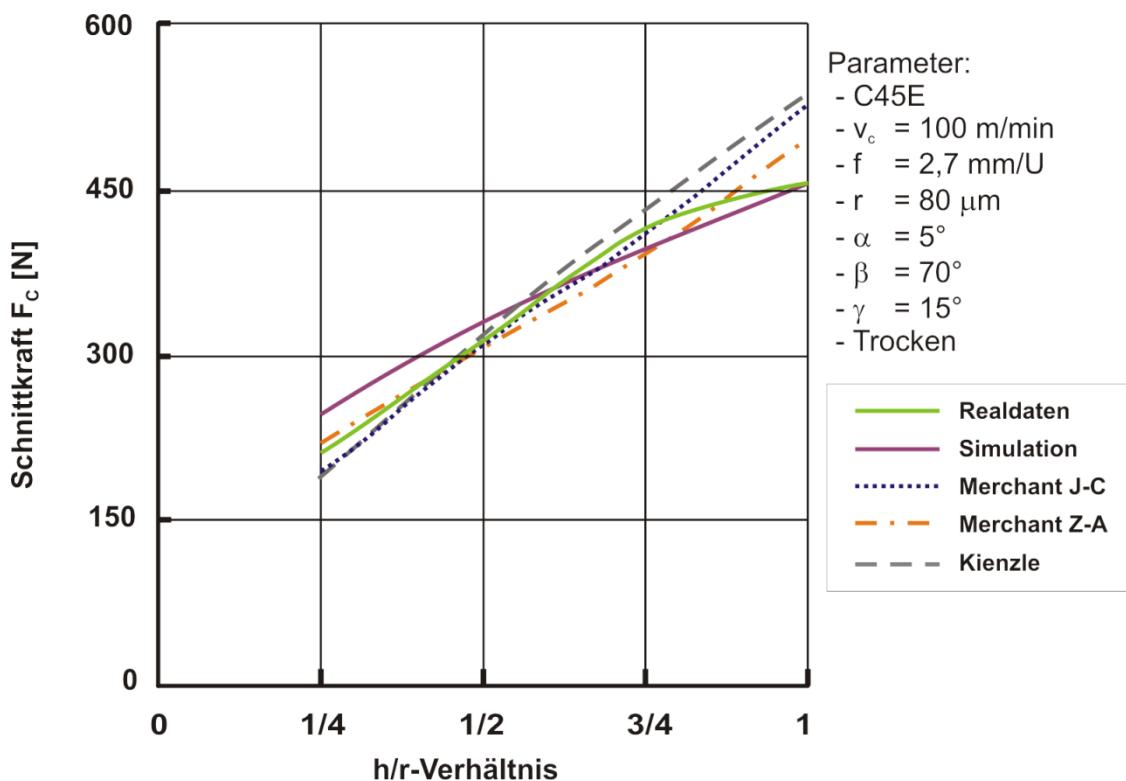


Diagramm 5-4 Vergleich der Schnittkraftmodelle für $\gamma = 15^\circ$

Auffallend ist die gute Übereinstimmung des kombinierten Ansatzes nach Merchant mit Johnson-Cook für die h/r-Verhältnisse von $\frac{1}{4}$ bis $\frac{3}{4}$ mit dem Analogieexperiment. Der kombinierte Ansatz nach Merchant und Zerilli-Armstrong zeigt eine gute Übereinstimmung mit den Realdaten zwischen den h/r-Verhältnissen von $\frac{1}{4}$ bis $\frac{1}{2}$. Die Merchant Ansätze haben, obwohl sie auf Ergebnisse der Simulation für die Dehnungsgeschwindigkeit, Dehnung und Temperatur aufbauen, eine höhere Übereinstimmung bei den geringen Spanungsdicken als die aus der Simulation ermittelten Schnittkräfte. Die Kienzle Berechnung mit den ausgewählten Faktoren weist die größten Differenzen auf. Dies lässt sich auf die vielen Korrekturfaktoren zurückführen, die schwer zu erfassen sind.

und somit das Ergebnis stark verfälschen. Daher ist dieser Ansatz zur Bestimmung der Schnittkraft nicht geeignet.

Die Linearität der Schnittkraftberechnungen mit dem kombinierten Ansatz nach Merchant und Johnson-Cook und Kienzle ist auch für den Spanwinkel 5° in Diagramm 5-5 abzulesen. Selbst die Schnittkraftberechnung anhand der Simulationen besitzt einen linearen Verlauf. Auffallend sind aber die hohen Unterschiede der Ansätze zur Schnittkraftberechnung mit dem kombinierten Ansatz nach Merchant und Johnson-Cook und Kienzle bei geringen Spanungsdicken mit den Realdaten. Der kombinierte Ansatz nach Merchant und Zerilli-Armstrong weist einen nichtlinearen Verlauf der Schnittkraft für den Spanwinkel von 5° auf. Dieser Ansatz stimmt erst bei einem h/r -Verhältnis von 1 mit dem Analogieexperiment überein. Bei geringeren Spanungsdicken ist auch mit dieser Berechnungsmethode eine hohe Abweichung festzustellen.

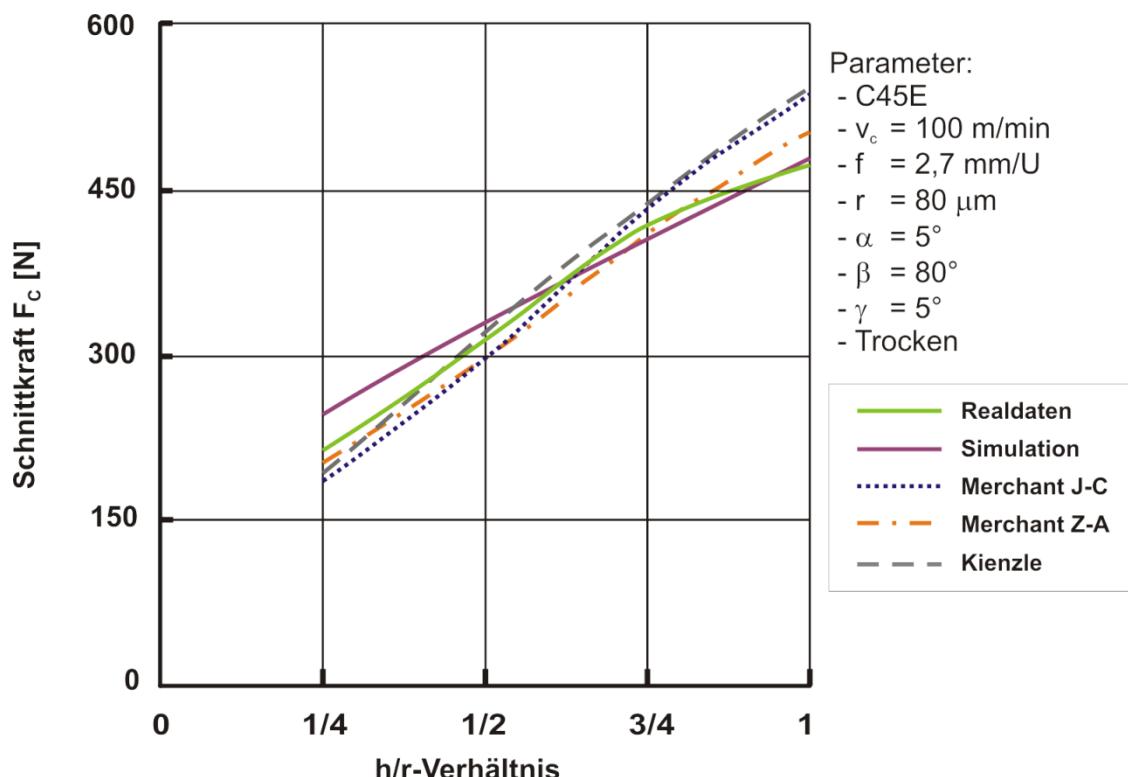


Diagramm 5-5 Vergleich verschiedener Schnittkraftmodelle mit den Realdaten für einen Spanwinkel $\gamma = 5^\circ$

Festzuhalten ist, dass basierend auf den Simulationsergebnissen verlässliche Schnittkraftberechnungen nach Merchant durchzuführen sind. Auffallend sind bei den Simulationsergebnissen die nicht so starken Steigungsänderungen der Schnittkraft in Bezug auf die Ergebnisse der Analogieexperimente. Aufgrund der besonderen Verhältnisse in dem Bereich der Mikrozerspanung ist es umso erstaunlicher, dass annähernde Ergebnisse mit den Simulationsergebnissen und der klassischen Schnittkraftberechnungen nach Merchant erzielt werden können.

Anhand der realen Versuchsergebnisse konnte zudem der Einfluss des stark negativen effektiven Spanwinkels auf die Schnittkraft für den Bereich $h/r < 1$ nachgewiesen werden, der sich im Abschnitt zwischen den h/r -Verhältnissen $\frac{3}{4}$ und 1 deutlich verringert und bei $h/r=1$ den Wert des eigentlichen Spanwinkels wieder zunimmt. Im unteren Bereich der Mikrozerspanung (h/r -Verhältnis zwischen $\frac{1}{4}$ und $\frac{3}{4}$) konnte eine gewisse Proportionalität der Schnittkraft in Bezug auf die Zustellung beobachtet werden.

Da es nicht immer möglich ist bzw. sinnvoll ist, verrundete Werkzeuge im Bereich der Mikrozerspanung einzusetzen, erfolgt anhand der mathematischen Schnittkraftmodelle die Betrachtung im Mesobereich bis zu einem h/r -Verhältnis von 2. Dies erfolgt für den Spanwinkel von 5° in Diagramm 5-6 und für den Spanwinkel von 15° in Diagramm 5-7.

Bei der Schnittkraftberechnung mit dem Ansatz nach Kienzle ist kein Einfluss durch den Spanwinkel auszumachen. Über den untersuchten Bereich des h/r -Verhältnisses steigt die Schnittkraft konstant linear an.

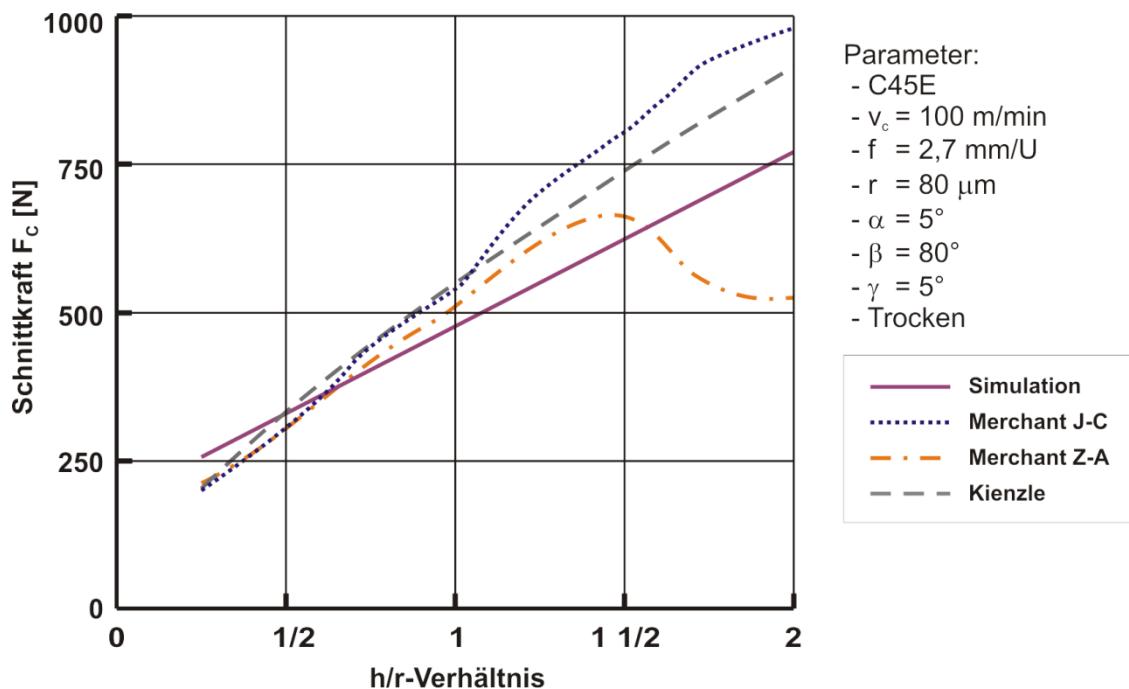


Diagramm 5-6 Vergleich berechneter Schnittkräfte für Mikro- und Mesozerspanung bei einem Spanwinkel $\gamma = 5^\circ$

Die in abgebildeten Schnittkraftberechnungen für einen Spanwinkel von 5° zeigt für die Ergebnisse der Simulationsexperimente und der Berechnung nach Kienzle ein annähernd lineares Verhalten über das h/r -Verhältnis von $\frac{1}{4}$ bis 2. Die Kombinationen aus Merchant und den Materialgesetzen zeigen stark unterschiedliche Steigungen insbesondere ab dem h/r -Verhältnis von 1 auf, indem die Eingriffsverhältnisse in die Mesozerspanung übergehen. Hierbei weist die Kombination aus Merchant und Zerilli-Armstrong ab dem h/r -Verhältnis von $1 \frac{1}{2}$ den größten negativen Schnittkraftsprung von -180 N auf, der nicht der Realität entsprechen kann.

In Diagramm 5-7 sind die berechneten Schnittkräfte für die Mikro- und Mesozerspanung bei einem Spanwinkel von 15° abgebildet. Dabei ist festzustellen, dass die Modelle zur Schnittkraft nach Kienzle und Merchant J-C einen vergleichbaren Verlauf annehmen. Die Kombination aus Merchant und Zerilli-Armstrong stagniert ab dem Mesozerspanbereich ($h/r > 1$) bei ca. 500 N, welches nicht der Realität entsprechen kann. Die Schnittkraftberechnung anhand der Simulationsexperimente ist vor dem h/r -Verhältnis von $\frac{3}{4}$ größer als die Berechnungsmodelle. Jedoch steigen die Berechnungsmodelle ab diesem Verhältnis erheblich im Vergleich zum Simulationsexperiment an. Eine Ausnahme ist hierbei Merchant in Kombination mit Zerilli-Armstrong, der unerklärlich abfällt und stagniert.

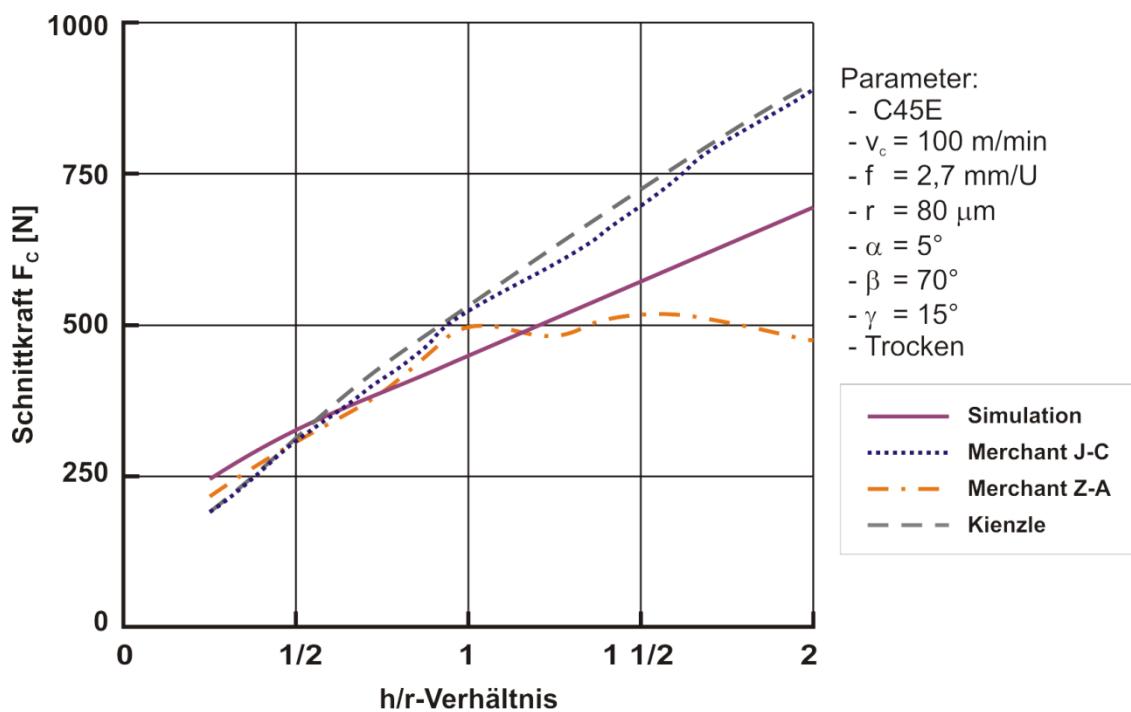


Diagramm 5-7 Vergleich berechneter Schnittkräfte für die Mikro- und Mesozerspanung bei einem Keilwinkel von $\gamma = 15^\circ$

5.2 Systematische Orthogonalzerspansimulationen kombinierter Schneidkantenarchitekturen

Zielgerichtete Schneidkantenarchitekturen versprechen eine wesentliche Verbesserung an der Schneidkante. Die Gestaltung einer angepassten Schneidkante ist vom Anwendungsfall abhängig. Hierbei spielen die Herstellungsmöglichkeiten, das Fertigungsverfahren und die verwendeten Materialien eine wesentliche Rolle. Damit die verschiedenen Schneidkantenarchitekturen (vgl. Abb. 2-11) umfassend und systematisch untersucht werden können, ist für diese Fallstudie ein Parametermodell entwickelt worden.

Anhand von ausgewählten Schneidkantenarchitekturen soll eine systematische numerische und reale Untersuchung an Einstechmeißel aus Hartmetall erfolgen. Hierbei soll

der Einfluss der gezielten Schneidkantenarchitektur hinsichtlich der Schneidkantenverbesserung beim Einsatz in C 45E erforscht werden.

5.2.1 Parameterbeschreibung der Schneidkantenarchitekturen

Das Parametermodell dient dazu, um möglichst viele Schneidkantenarchitekturen, die in Abb. 2-11 beschrieben sind, zusammen erfassen zu können. Anhand dieses Parametermodells soll eine systematische Untersuchung erfolgen. In Abb. 5-4 ist das Parametermodell mit den Variablen abgebildet. Diese sind notwendig, um die symmetrische Schneidkantenarchitektur der T-Land-Fase und der Kombinierten mit $r_1 = r_2$ sowie der asymmetrischen Schneidkantenarchitektur der Schutzfase und der Kombinierten mit $r_1 \neq r_2$ abbilden zu können. Das Parametermodell ist aufgrund der angegebenen Variablen nicht für symmetrische und asymmetrische Radien sowie für die doppelte Fase und die ideale Schneidkante zulässig. Deshalb werden diese bei der systematischen Untersuchung nicht berücksichtigt.

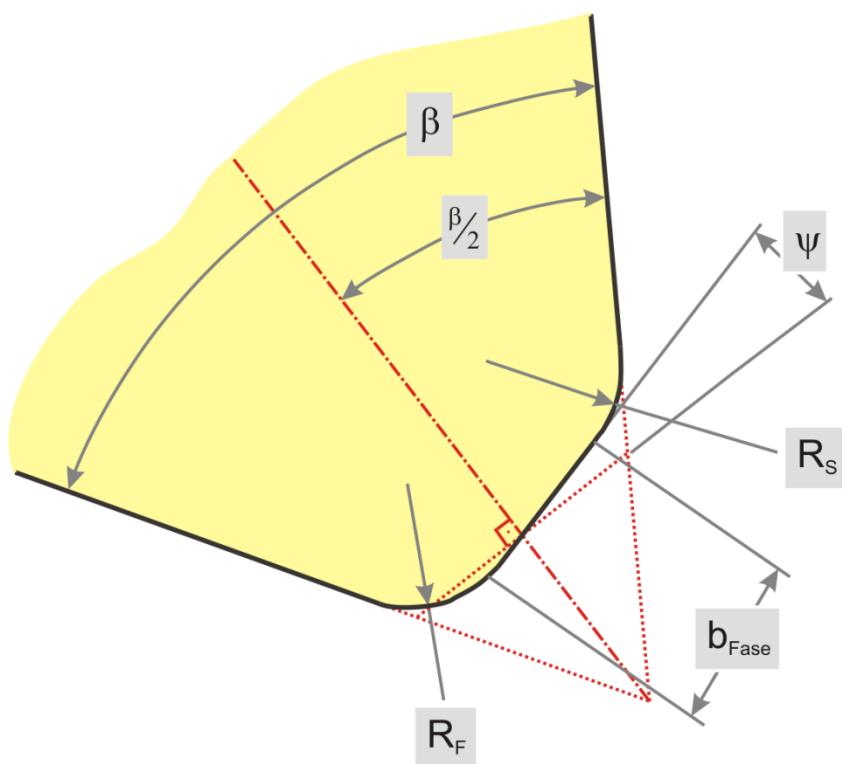


Abb. 5-4 Parametermodell der Schneidkantenarchitekturen

Als Variable ist die Fasengröße (b_{Fase}) definiert, mit der die Breite der Schutzfase beschrieben wird. Bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide ist der Keilwinkel (β) ein wichtiger geometrischer Parameter, der in diesem Modell erfasst wird. Der Fasenwinkel (ψ) ist von der Keilwinkelhalbierenden abhängig, da dort der Winkel definiert ist. Die Radien der Schutzfase zur Frei- (R_F) und Spanfläche (R_s) beschreiben den geometrischen Übergang zu diesen Flächen.

Für die weitere systematische Untersuchung ist es erforderlich, die einzelnen Parameter hinsichtlich des geometrischen Einflusses zu betrachten. Da es sich bei den Schneidkantenarchitekturen um wenige μm handelt, ist es erforderlich, die Auswahl der Parameter und die dazugehörigen Stufen so zu treffen, dass diese auch real reproduzierbar herstellbar sind. Für die Herstellung dieser kombinierten Schneidkantenarchitekturen werden die in Kapitel 4.2.1 und 4.2.2 beschriebenen Schneidkantenpräparationsverfahren Mikrostrahlen und Mikroschleifen eingesetzt.

In Abb. 5-5 sind acht kombinierte Schneidkantenarchitekturen abgebildet. Mit diesen Parametereinstellungen sollen die geometrischen Änderungen der Schneidkantenarchitektur an der Schneidkante in Abhängigkeit von der Spanungsdicke von 40 μm und 80 μm wiedergegeben werden. Eingesetzt werden für den Parameter Fasengröße (b_{Fase}) die Stufen 60 μm und 20 μm , für den Fasenwinkel (ψ) die Stufen 0° und 30°, für den Keilwinkel (β) die Stufen 70° und 80° und für die Radien an der Frei- und Spanfläche jeweils in den Stufen von 10 μm und 20 μm . Bei allen Kombinationen der zuvor angegeben Parametern ist der Freiwinkel 5°.

Wie in den abgebildeten Kombinationen der Schneidkantenarchitekturen nach Abb. 5-5 zu erkennen ist, gibt es erhebliche Eingriffsverhältnisunterschiede durch die verschiedenen Parametereinstellungen. Daraus lässt sich schließen, dass Wechselwirkungen zwischen den Parametern vorhanden sind. Zudem muss bei der Auswahl der Parameter darauf geachtet werden, dass diese mit der vorhandenen Versuchstechnik reproduzierbar herstellbar sind.

Bei den in Abb. 5-5 dargestellten Schneidkantenarchitekturen besteht zwischen der Fasengröße und den Radien zur Span- und Freifläche ein geometrischer Zusammenhang. Der Einsatz der Radianen mit der Stufe 20 μm gewährleistet, dass eine reproduzierbare Herstellung und Messung der Radianen möglich ist. Zudem haben die Schneidkanten nach dem Makroschleifen der CNC-Schleifmaschine einen durchschnittlichen Radius von 7 μm bei einer Streubreite von 2 μm . Aufgrund des geringen Abtrages von 7 μm bis 10 μm und der Streubreite ist es schwierig, prozesssicher eine 10 μm Verrundung herzustellen. Daher ist aus Gründen der Prozesssicherheit der Radius beim Übergang zu Span- und Freifläche mit 20 μm einzusetzen.

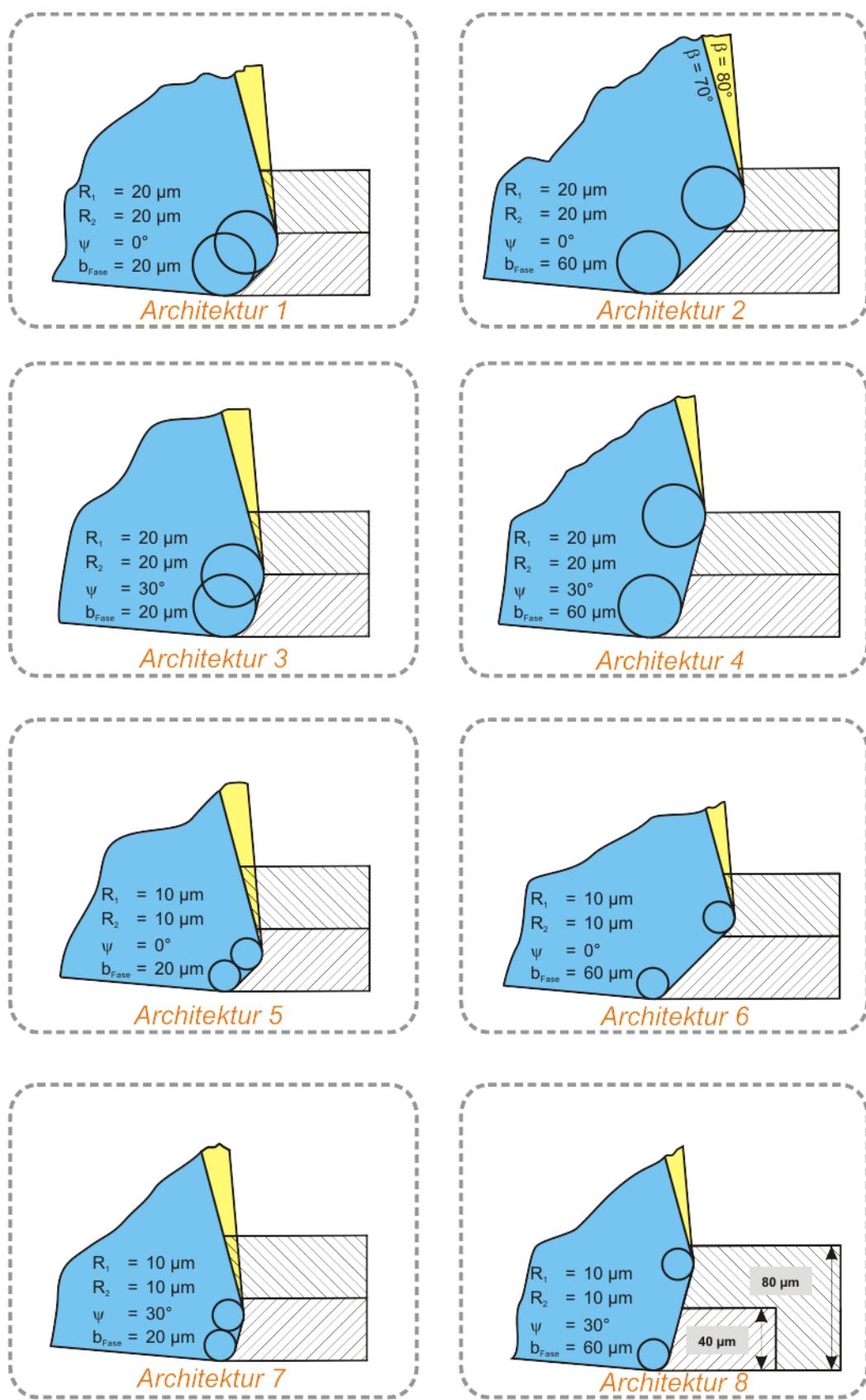


Abb. 5-5 Verschiedene kombinierte Schneidkantenarchitekturen

Der Einfluss des Spanwinkels ist in dem Parametermodell der Schneidkantenarchitektur durch den Keilwinkel gegeben. Der Spanwinkel wirkt ab einem h/r -Verhältnis > 1 (vgl.

Abb. 4-9). Daher ist die Wirkung der Spanwinkel im Zusammenhang mit den Spannungsdicken zu betrachten. Bei den abgebildeten Schneidkantenarchitekturen in Abb. 5-5 hat der Spanwinkel in Kombination mit der Spanungsdicke von 40 µm nur bei der Architektur 5 einen Einfluss. Bei allen weiteren Architekturen wirkt sich ein variierender Spanwinkel nicht in Kombination mit der Spanungsdicke von 40 µm auf den Spanungsvorgang aus. Daher wird die Spanungsdicke nicht variiert und mit 80 µm, die der Spanungsdicke der Untersuchung in Kapitel 5.1 entspricht, als konstanten Wert angenommen. Somit ist es möglich, den Einfluss des Spanwinkels zu erfassen.

Nr.	h	ψ	b_{Fase}	γ	γ_{eff}
1	40	0	20	15	-27
2	40	0	20	5	-32
3	40	0	60	15	-45
4	40	0	60	5	-51
5	40	30	20	15	-17
6	40	30	20	5	-20
7	40	30	60	15	-23
8	40	30	60	5	-26
9	80	0	20	15	-8
10	80	0	20	5	-15
11	80	0	60	15	-28
12	80	0	60	5	-32
13	80	30	20	15	-3
14	80	30	20	5	-9
15	80	30	60	15	-13
16	80	30	60	5	-17

Tab. 5-10 Effektiverer Spanwinkel für ausgewählte kombinierte Schneidkantenarchitekturen; $R_F = R_S = 20 \mu m$, $\alpha = 5^\circ$

Einen weiteren Indikator für die Spanungsverhältnisse an kombinierter Schneidkantenarchitektur ist der effektive Spanwinkel im Verhältnis zur Spanungsdicke. Diese wird für die vorliegende Spanungsdicke als Mittelwert an der Schneidkantenarchitektur berechnet. Die Fasengröße von 60 µm unter dem Fasenwinkel von 0° beeinflusst den effektiven Spanwinkel erheblich. Daher ist bei der Ergebnisbetrachtung der zu untersuchenden Parameter die Wechselwirkungsbetrachtung nicht außer Acht zu lassen.

An den berechneten Werten des effektiven Spanwinkels ist zu erkennen, dass bei den Spanungsdicken von 40 µm nach Tab. 5-10 negativere effektive Spanwinkel vorhanden sind als bei der Spanungsdicke von 80 µm. Für den Zerspanungsprozess ist ein positiver Spanwinkel erforderlich. Deshalb ist auch bei der Betrachtung des effektiven Spanwinkels die größere Stufe von 80 µm bei der Spanungsdicke zu verwenden.

5.2.2 Versuchsplanung

Für die Untersuchung werden sowohl Analogieexperimente als auch Simulationsexperimente durchgeführt. Untersucht werden in beiden Experimentdurchführungen die geometrischen Parameter nach Tab. 5-11. Hierbei handelt es sich um die Fasenlage, die Fasengröße und den Spanwinkel. Als Prozessparameter wird die Schnittgeschwindigkeit in dem Untersuchungsplan berücksichtigt. Die Versuchsplanung erfolgt für die geometrischen Parameter mit einem vollfaktoriellen 2^4 -Plan. Daraus folgen 16 verschiedenen Kombinationen der zu untersuchenden Parameter, die für die Analogieexperimente vierfach wiederholt und für die Simulationsexperimente achtfach wiederholt werden. Mit diesen Wiederholungen wird die statistische Sicherheit der Versuchsdurchführung erreicht.

Parameter	Abk.	(+)	(-)
Schnittgeschwindigkeit	SA	140 m/min	100 m/min
Fasenlage	SB	30°	0°
Fasengröße	SC	60 µm	20 µm
Spanwinkel	SD	5°	15°
Elementeckenwinkel	R1	140°	100°
Dehnungsänderung	R2	0,5	0,3
Reibungsart	R3	Reibfaktor komb.	Reibfaktor
Ablösungserzeugung	R4	Spannung	Kraft
Elementkantenlänge	R5	5 µm	4 µm
Krümmungskontrolle	R6	90	70
Glättungsverhältnis	R7	0,8	0,6

Tab. 5-11 Parameter der kombinierten Schneidkantenarchitekturen

Die numerische Versuchsplanung erfolgt nach Tab. 7-11. Die achtfachen Wiederholungen werden durch den kombinierten Versuchsplan, der aus einem inneren und äußeren Feld besteht, nach Taguchi erreicht. In dem äußeren Feld werden durch einen fraktionalen faktoriellen 2^{7-4} die Rauschfaktoren behandelt. Als Rauschfaktoren werden die numerischen Parameter Elementeckenwinkel, Dehnungsänderung, Reibungsart, Ablösungserzeugung, Elementkantenlänge, Krümmungskontrolle und Glättungsverhältnis in

den angegebenen Stufen eingesetzt. Diese basieren auf den Erkenntnissen der Sensitivitätsanalyse in Kapitel 3.4.

5.2.3 Versuchsdurchführung

Für das Analogieexperiment wird die Versuchstechnik nach Kapitel 4 eingesetzt. Die Simulationsexperimente basieren auf der in Kapitel 3.1.3 beschriebenen Modellbildung des orthogonalen Zerspanens. Dieser Aufbau ist in Abb. 5-6 beschrieben.

Die geometrischen Parameter (vgl. Tab. 5-11) beeinflussen die Werkzeugmodellierung, so dass acht verschiedene Werkzeuge eingesetzt werden. Abb. 5-7 gibt eine Übersicht der verschiedenen Werkzeuge, die mit der Advancing Front Quad Methode vernetzt wurden und nach der Systemnummer des Versuchsplans (vgl. Tab. 7-11) benannt sind. Die Anzahl der quadratischen Elemente variiert von 11989 bis 14396. Bei der Modellbildung muss die Bedingung erfüllt werden, dass die Elementkantenlänge der deformierbaren Werkzeuge kleiner ist als die des Werkstückes.

Die Auswertung erfolgt an den in Abb. 5-6 beschriebenen drei Stellen für das Werkzeug und Werkstück. Hierbei wird für das Werkstück eine Auswertebox um den auszuwertenden Bereich definiert. Für das Werkzeug wird bei der Modellbildung im Bereich der Schneidkante ein Auswertebereich definiert. Die vorhandene Elementanzahl der Werkstückvernetzung umfasst vor dem ersten Neuvernetzen 5120 quadratische Elemente und wird mit der Advancing Front Methode durchgeführt.

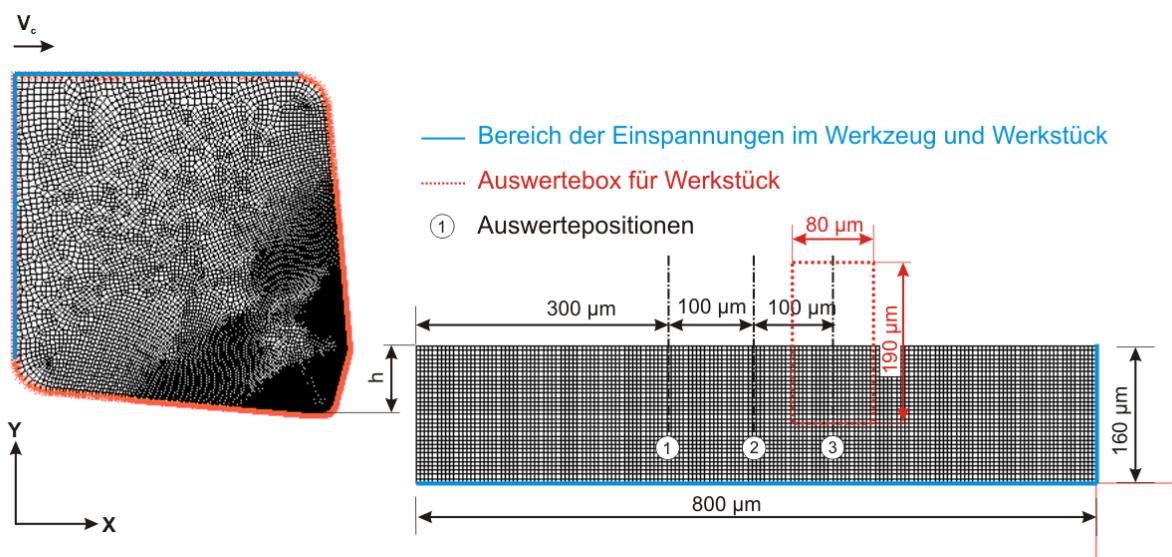


Abb. 5-6 Modellbildung der kombinierten Schneidkantenarchitekturen

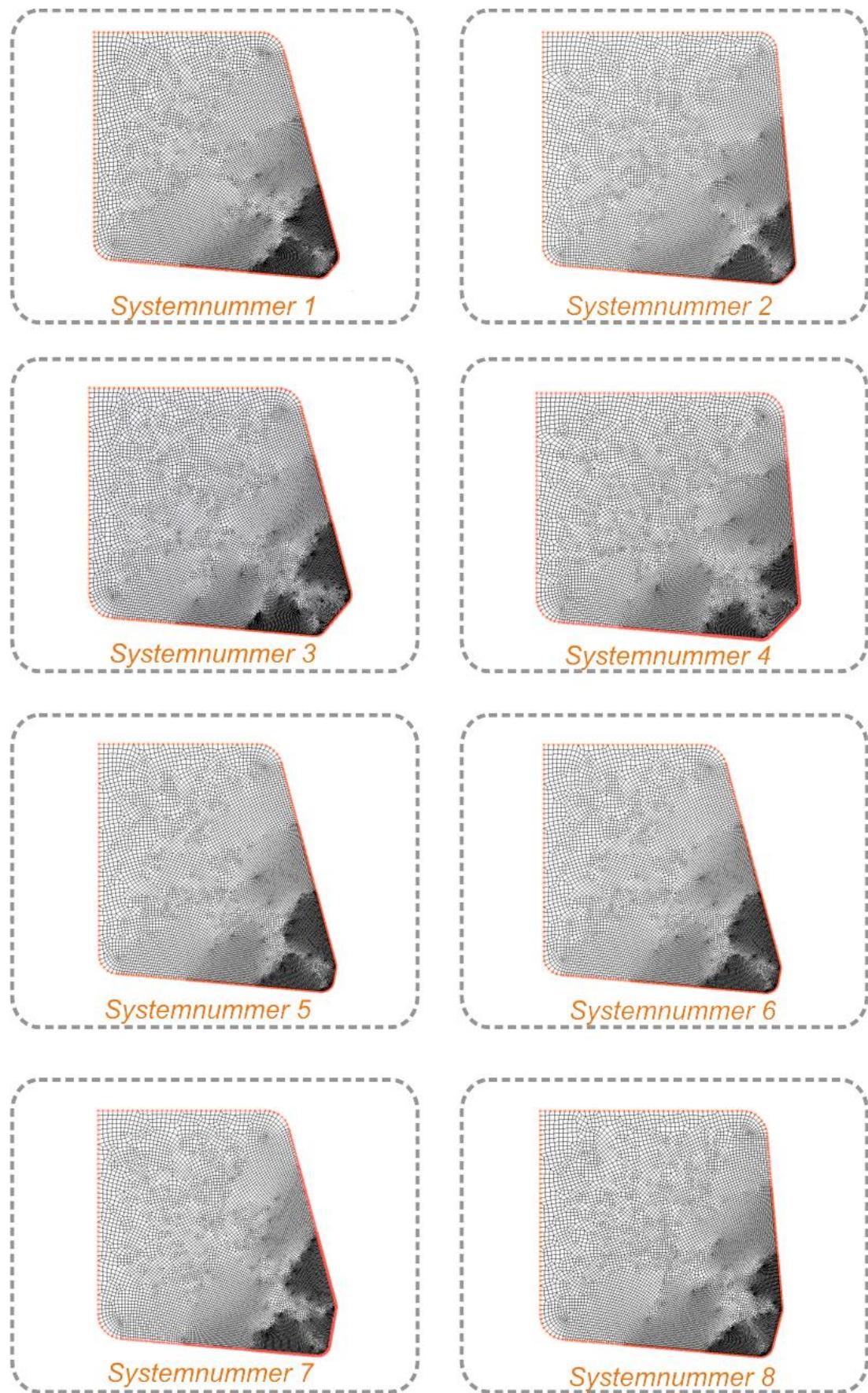


Abb. 5-7 Vernetzte Schneidkantenarchitekturen

5.2.4 Ergebnisse

Die Darstellung der Ergebnisse erfolgt für die Wirkkraft sowohl für die Analogie- als auch die Simulationsexperimente. Die inneren Auswertegröße Spanstauchung, Druckspannung, Dehngeschwindigkeit, Werkzeug- und Werkstücktemperatur werden anhand der Simulationsexperimente dargestellt.

Wirkkraft

Die Auswertung der Zerspanungs Kräfte erfolgt anhand der Wirkkraft. Hierbei fließen sowohl die Vorschub- als auch die Schnittkraft ein. Nach Gl. (5-13) wird die Wirkkraft berechnet.

$$F_e = \sqrt{F_X^2 + F_Y^2} \quad (5-13)$$

Die Wirkkraft gibt die Belastungen an dem vorliegenden Werkzeug wieder. In Diagramm 5-8 wird für die Analogieexperimente die Wirkkraft hinsichtlich der untersuchten Parameter analysiert, die als prozentualer Effekt dargestellt werden. Das Erhöhen des Parameters Spanwinkels von der Stufe (-) 15° auf die Stufe (+) 5° führt zu einer statistischen hoch signifikanten Steigerung der Zielgröße Wirkkraft um 16 % (88 N). Diesen Effekt unterstützt der Spanwinkel auf der Stufe 5° dadurch, dass im Vergleich zum Spanwinkel auf der Stufe 15° bei gleicher Schneidkantenarchitektur und Eingriffsverhältnisse der effektive Spanwinkel kleiner ist und dadurch den Anstieg der Wirkkraft mitverursacht. Das bedeutet für die hier untersuchten Schneidkantenarchitekturen und Eingriffsverhältnisse stark negative Spanwinkel (vgl. Tab. 5-10). Die Änderungen werden in den Effektdiagrammen um den arithmetischen Mittelwert (Betriebspunkt) angegeben. Der Betriebspunkt der Wirkkraft beträgt für die Analogieexperimente 553 N.

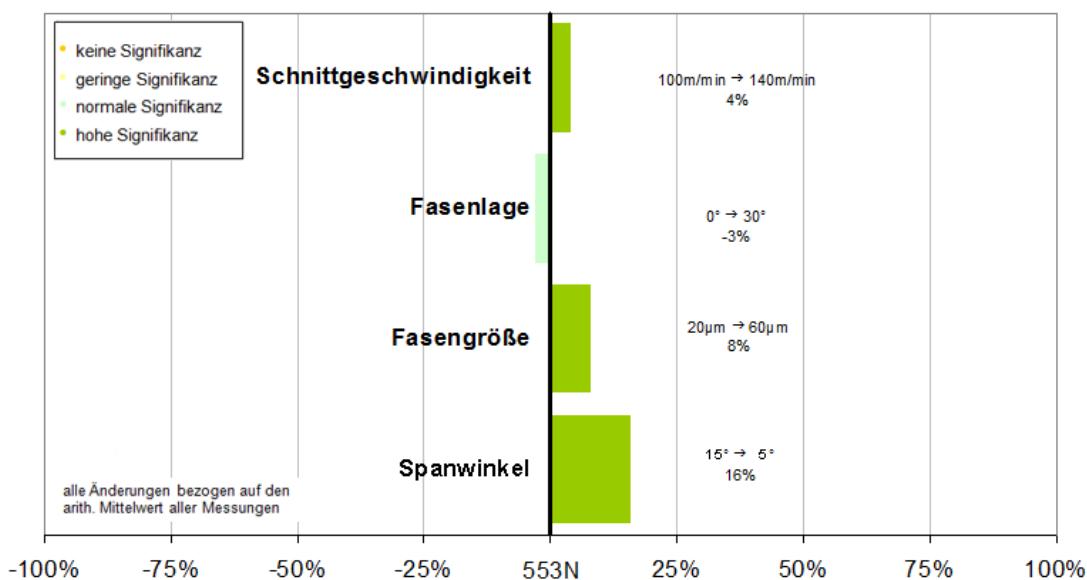


Diagramm 5-8 Haupteffekte der kombinierten Architekturen – Wirkkraft (Analogieexperiment)

Die Änderung des Parameters Fasengröße von der Stufe 20 µm (-) auf die Stufe (+) 60 µm führt zu einer um den Betriebspunkt statistisch hoch signifikanten Steigerung der Zielgröße Wirkkraft um 8 % (45 N). Durch die Vergrößerung der Fase ist für das zu zerspanende Material mehr Volumen vorhanden, das zu diesem Anstieg der Wirkkraft führt.

Hingegen führt die Änderung der Stufe (-) 0° auf die Stufe (+) 30° bei dem Parameter Fasenlage zu einer statistischen signifikanten Reduzierung der Wirkkraft um 3 % (16 N). Durch die Drehung der Fasen von 0° auf 30° wird die Schneidkantenarchitektur stumpfer. Dadurch kann das zu zerspanende Material besser an der Fase entlang gleiten und führt somit zu einer Reduzierung der Wirkkraft.

Um 4 % (23 N) erhöht sich die Zielgröße Wirkkraft, wenn der Parameter Schnittgeschwindigkeit von der Stufe (-) 100 m/min auf die Stufe (+) 140 m/min erhöht wird. Der erhöhende benötigte kinematische Energiebedarf durch die Schnittgeschwindigkeit wirkt sich hierbei auf die Wirkkraft aus.

Mit der Pareto-Effekt-Analyse werden alle Haupteffekte und Wechselwirkungenrichtungsunabhängig der Größe nach aufgetragen. Trotz der offensichtlichen geometrischen Abhängigkeiten der Parameter bei der Schneidkantenarchitektur gibt es nach der Pareto-Effekt-Analyse keine Wechselwirkungen (vgl. Diagramm 5-9). Dies ist daran zu erkennen, dass die Haupteffekte in ihren Betrag die größten absoluten Effekte darstellen. Bei der Pareto-Effekt-Analyse werden die Haupteffekte oder Wechselwirkung berücksichtigt mit denen 80 % der Effekte durchgeführt werden kann. Damit sollen diese ausgeschlossen werden, mit denen es nur unter hohem Aufwand möglich ist Änderungen zu vollziehen. Die Wechselbeziehung aus Fasengröße und Fasenlage folgt an 5. Stelle und ist innerhalb des akkumulierten Effektes von 80 %.

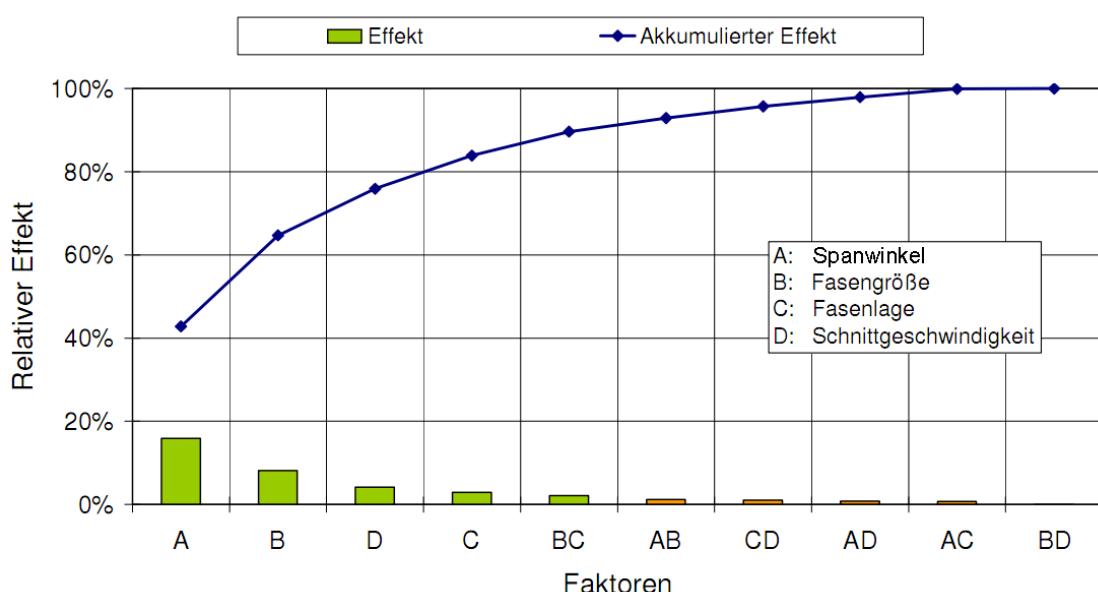


Diagramm 5-9 Pareto-Effekt-Analyse der kombinierten Architekturen – Wirkkraft (Analogieexperiment)

Wechselbeziehungen können dazu führen, dass die Einzeleffekte zusätzlich in ihrer Wirkung erhöht oder reduziert werden. Für die Wirkkraft ist das der Fall, wenn die Fasengröße auf der Stufe 60 µm sowie die Fasenlage auf der Stufe 30° ist, erhöht sich durch die Wechselwirkung (BC) der Effekt zusätzlich um 4,3 % (27,8N). Das bedeutet, dass eine gesamte Erhöhung um 12,3 % (68N) auf die Wirkkraft erfolgt.

Die Simulationsexperimente weisen im Vergleich zu den Analogieexperimenten einen um 27 N geringeren Betriebspunkt auf. Für die Effektdarstellung ist es nicht von Bedeutung, dass die absoluten Kraftwerte identisch sind.

Die Erhöhung des Parameters Spanwinkels von der Stufe (-) 15° auf die Stufe (+) 5° führt zu einer statistischen hoch signifikanten Steigerung der Zielgröße Wirkkraft um 9 % (47 N). Der Betriebspunkt der Wirkkraft beträgt für die Simulationsexperimente 526 N (vgl. Diagramm 5-10). Hierbei wirkt sich ebenfalls wie bei den Analogieexperimenten der Parameter Spanwinkel 15° auf den effektiven Spanwinkel dahin gehend aus, dass dieser kleinere negative effektive Spanwinkel aufweist und daher die Wirkkraft geringer wird (vgl. Tab. 5-10).

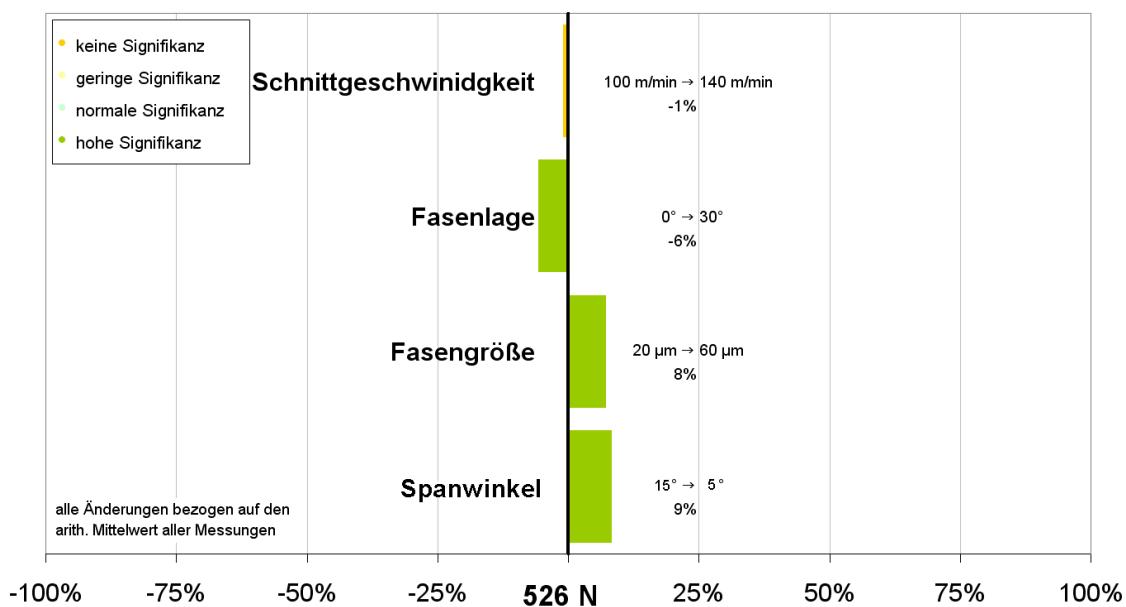


Diagramm 5-10 Haupteffekte der kombinierten Architekturen – Wirkkraft (Simulationsexperiment)

Die Änderung des Parameters Fasengröße von der Stufe 20 µm (-) auf die Stufe (+) 60 µm führt zu einer um den Betriebspunkt statistischen hoch signifikanten Steigerung der Zielgröße Wirkkraft um 8 % (42 N). Durch die Vergrößerung der Fase ist für das zu zerspanende Material mehr Volumen vorhanden, das zu diesem Anstieg der Wirkkraft führt.

Hingegen führt die Änderung der Stufe (-) 0° auf die Stufe (+) 30° bei dem Parameter Fasenlage zu einer statistisch signifikanten Reduzierung der Wirkkraft um 6 % (32 N). Entgegen der Analogieexperimente besitzen die Simulationsexperimente keinen signifi-

kanten Einfluss bei der Änderung der Schnittgeschwindigkeit. Durch die Drehung der Fasen von 0° auf 30° wird die Schneidkantenarchitektur stumpfer. Dadurch kann das zu zerspanende Material besser an der Fase entlang gleiten und führt somit zu einer Reduzierung der Wirkkraft.

Pareto-Effekt-Analyse

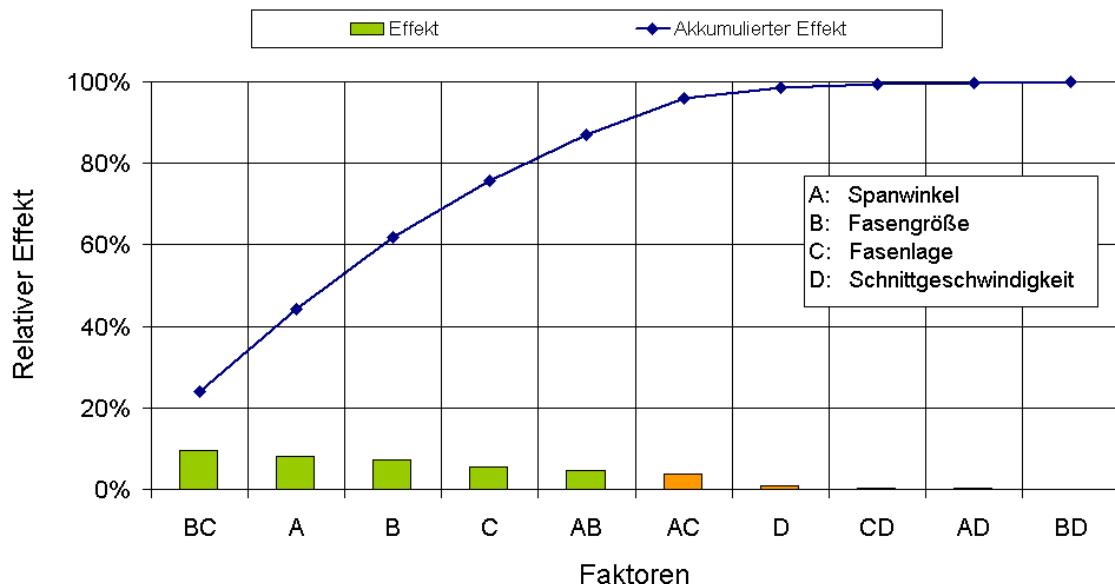


Diagramm 5-11 Pareto-Effekt-Analyse der kombinierten Architekturen – Wirkkraft (Simulationsexperiment)

Bei der Pareto-Effekt-Analyse der Simulationsexperimente sind wiederum fünf Einzeleffekte bzw. Wechselbeziehungen für den 80-prozentigen akkumulierten Effekt zuständig (vgl. Diagramm 5-11). Hierbei weist die Wechselbeziehung aus Fasengröße und Fasenlage den betragsgrößten Effekt mit 10 % auf. Dieser Effekt wirkt sich reduzierend um -52,6 N auf den Betriebspunkt der Wirkkraft aus. Somit unterstützt die Fasengröße die Reduzierung der Fasenlage in der Wechselbeziehung von 6 % auf 10 %. In der Haupteffektbetrachtung führt die Fasengröße zu einer Erhöhung der Wirkkraft um 8 %. In Kombination mit dem Spanwinkel wirkt sich die Wechselwirkungsbeziehung aus Spanwinkel und Fasengröße um 8 % erhöhend auf die Wirkkraft aus.

Dehngeschwindigkeit

Die Dehngeschwindigkeit bzw. Formänderungsgeschwindigkeit dient zur Beschreibung des Materialflusses während des Spanungsvorgangs und wird in Abhängigkeit der Parameter in Diagramm 5-12 dargestellt. Hierbei wirkt sich die Schnittgeschwindigkeit bei der Änderung von 100 m/min auf 140 m/min auf die Dehngeschwindigkeit um 27 % erhöhend aus. Durch den Prozessparameter erfolgt eine Änderung der kinetischen Energie in Form der Geschwindigkeit, die sich analog auf die Dehngeschwindigkeit auswirkt.

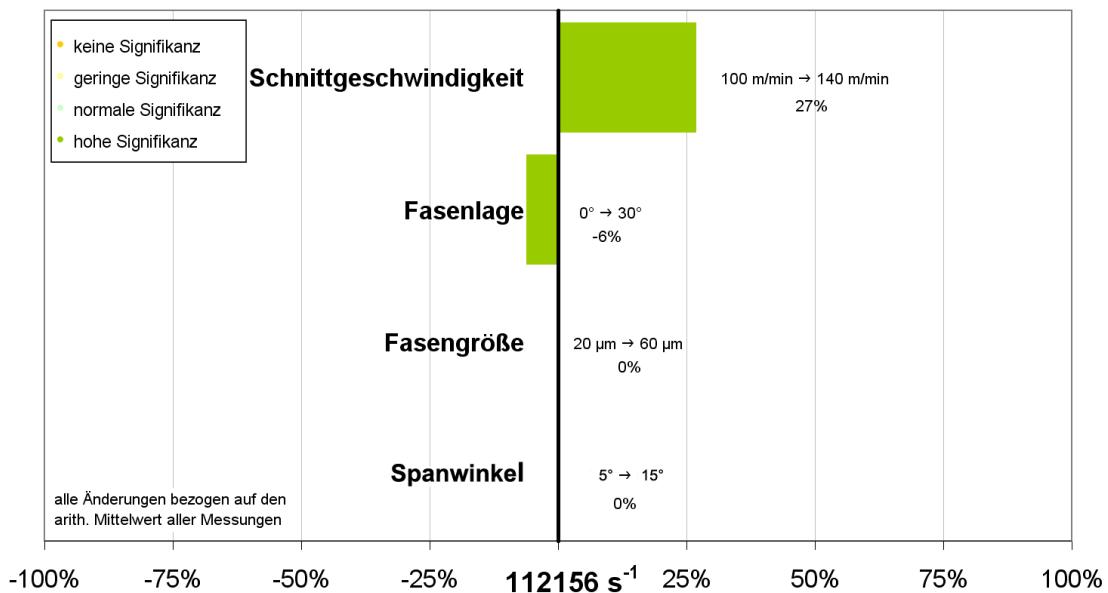


Diagramm 5-12 Haupteffekte der kombinierten Architekturen – Dehngeschwindigkeit (Simulationsexperiment)

Hingegen reduziert die Änderung der Fasenlage von 0° auf 30° diesen Materialfluss um 6 %. Durch die Fasenlage von 30° wird der effektive Spanwinkel für die Eingriffsverhältnisse größer und das Material kann schneller fließen. Die Folgen können längere und schmälere Späne sein. Die Parameter Fasengröße und Spanwinkel haben auf diese Wirkweise keinen signifikanten Einfluss.

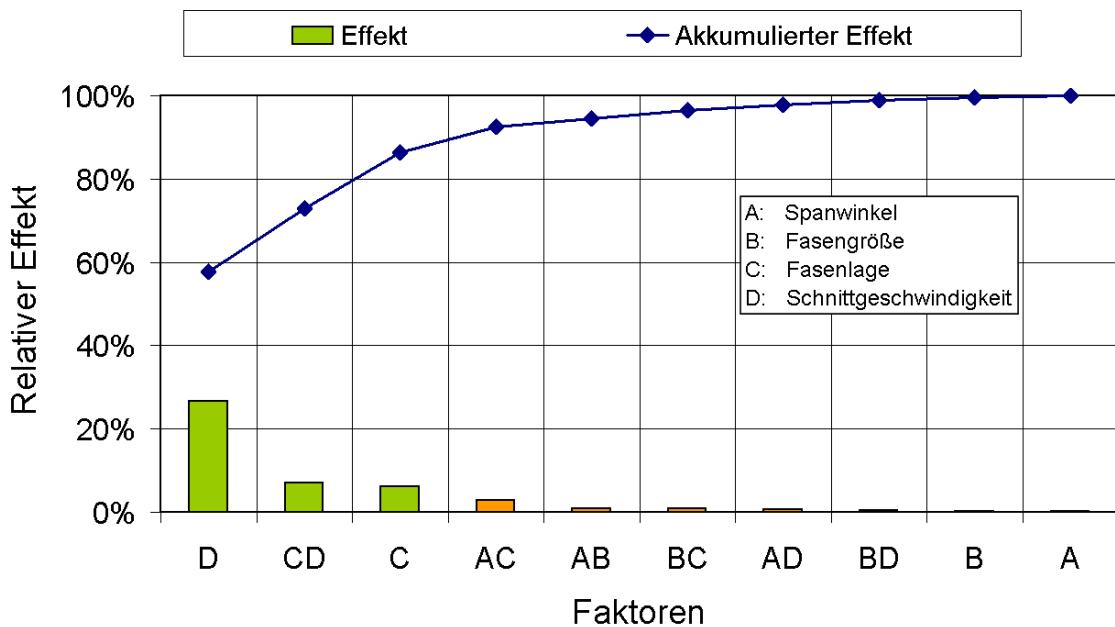


Diagramm 5-13 Pareto-Effekt-Analyse der kombinierten Architekturen – Dehngeschwindigkeit (Simulationsexperiment)

Bei der Pareto-Effekt-Analyse werden die Haupteffekte oder die Wechselwirkung berücksichtigt mit denen 80 % der Effekte durchgeführt werden kann (vgl. Diagramm 5-13). Diese sind bei der Pareto-Effekt-Analyse der Dehngeschwindigkeit die Einzeleffekte Schnittgeschwindigkeit und Fasenlage sowie deren Wechselwirkung. Auffällig ist

die um 7 % reduzierende Wirkung der Wechselwirkung auf die Dehngeschwindigkeit, wobei der Einzeleffekt Fasenlage lediglich die Dehngeschwindigkeit um 6 % reduziert.

Werkstücktemperatur

Mit der Zielgröße Werkstücktemperatur soll der Einfluss durch die geometrischen Parameter auf das Bauteil in Form der Temperatur ermittelt werden. Signifikant weisen sich die Parameter Schnittgeschwindigkeit, Fasenlage und Fasengröße auf die Zielgröße Werkstücktemperatur aus (vgl. Diagramm 5-14). Die Änderung der Fasengröße von der Stufe 20 µm auf die Stufe 60 µm führt zu einer Erhöhung der Werkzeugtemperatur um 11 % auf 567,2 °C. Hierbei ist das Materialvolumen unter der längeren Fasengröße stärker umschlossen und führt dadurch zu mehr Reibung. Das hat zur Folge, dass die Werkstücktemperatur ansteigt. Eine Reduzierung der Werkstücktemperatur um 4 % (20,5 °C) erfolgt mit der Änderung der Fasenlage von der Stufe 0 °C auf 30 °C. Der Spanwinkel weist auf die Zielgröße Werkstücktemperatur keine Signifikanz auf.

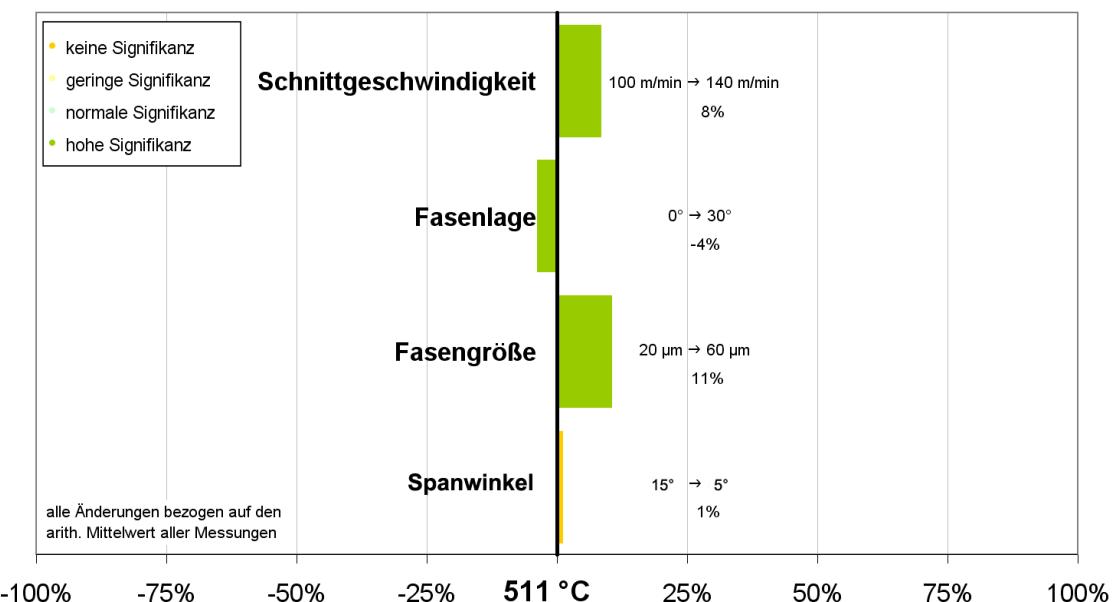


Diagramm 5-14 Haupteffekte der kombinierten Architekturen – Werkstücktemperatur (Simulationsexperiment)

Bei Wechselwirkungsbetrachtung anhand der Pareto-Effekt-Analyse in Bezug auf die Werkstücktemperatur stellt sich heraus, dass 80 % der Effekte durch die Einzeleffekte Fasengröße, Schnittgeschwindigkeit, Fasenlage und die Wechselwirkung aus Fasenlage und Fasengröße vollzogen werden (vgl. Diagramm 5-15).

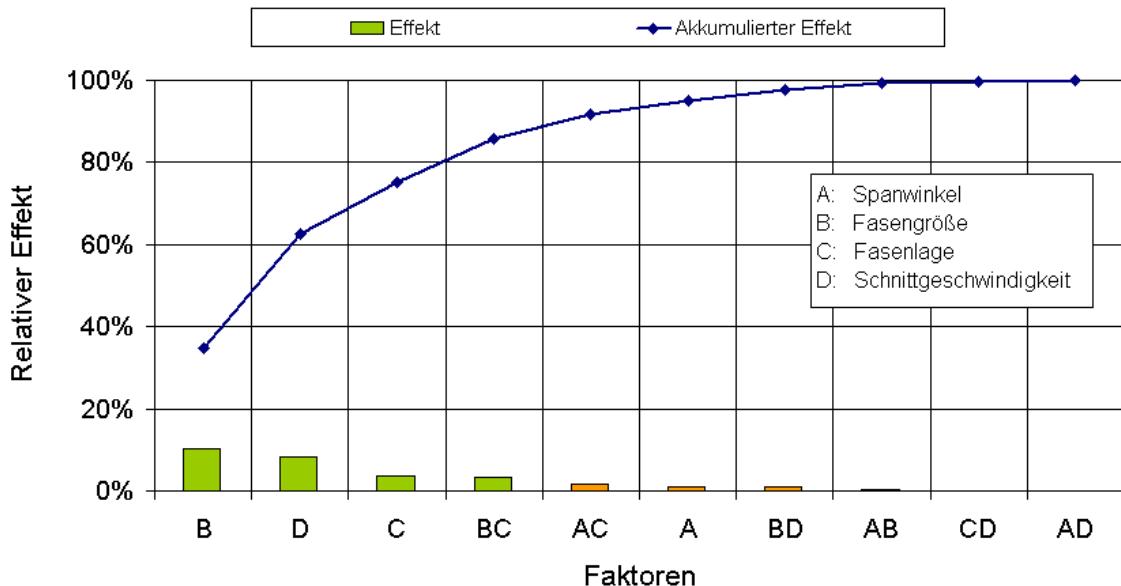


Diagramm 5-15 Pareto-Effekt-Analyse der kombinierten Architekturen – Werkstücktemperatur (Simulationsexperiment)

Die Wechselwirkung aus Fasenlage und Fasengröße hat den viert größten absoluten Effekt und reduziert die Werkstücktemperatur um 3,2 % (16,4 C).

Druckspannung

Die Druckspannung dient dazu, die Belastungen an der Schneidkante zu ermitteln. Dazu muss die Druckfestigkeit des verwendeten Schneidstoffs berücksichtigt werden. Bei der vorhandenen Untersuchung handelt es sich um Hartmetall der Sorte CTS 18D (vgl. Kap. 3.3.3), das eine Druckfestigkeit von 6700 N/mm² aufweist. Auffällig ist, dass bei dieser Zielgröße alle untersuchten Parameter hoch signifikant sind (vgl. Diagramm 5-16). Der größte Einfluss geht von der Änderung der Fasengröße aus, wenn diese von der Stufe 20 µm auf 60 µm geändert wird. Dadurch erhöht sich die Druckspannung um 81 % (3769 N/mm²) um den arithmetischen Mittelwert aller Messungen.

Bei der Verwendung der Fasengröße auf der Stufe 60 µm erreicht die Druckspannung einen Wert von 8467 N/mm² (vgl. Diagramm 5-17). Einen weiteren hohen signifikanten Einfluss auf die Druckspannung weist der Parameter Spanwinkel auf. Hierbei wird die Druckspannung um 63 % (2947 N/mm²) erhöht, wenn diese eine Änderung des Spanwinkels von der Stufe 15° auf die Stufe 5° erfährt. Reduzierend auf die Druckspannung wirkt sich die Änderung der Fasenlage von 0° auf 30° aus, die um 51 % (2479 N/mm²) geringer ausfällt. Die Erhöhung der Druckspannung um 7 % (328 N/mm²) erfolgt bei dem Parameter Schnittgeschwindigkeit durch die Erhöhung auf die Stufe 140 m/min.

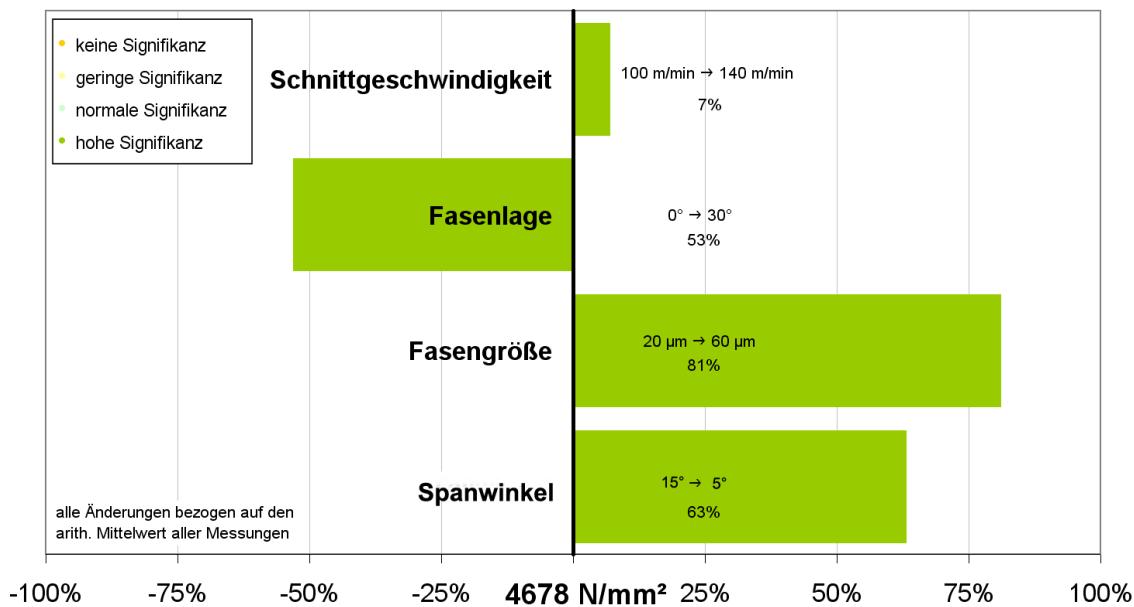


Diagramm 5-16 Haupteffekte der kombinierten Architekturen – Druckspannung (Simulationsexperiment)

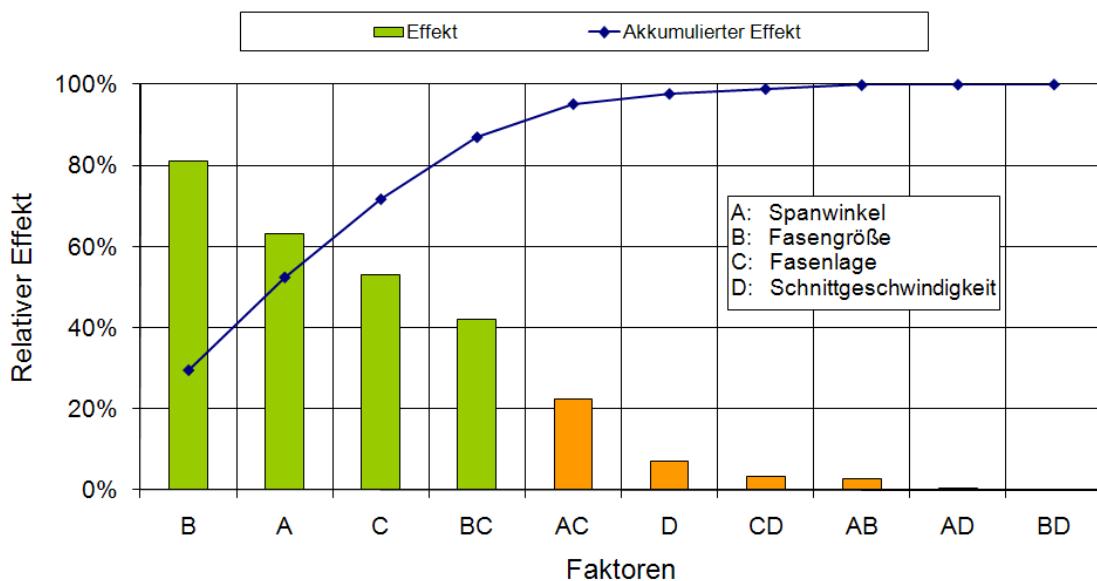


Diagramm 5-17 Pareto-Effekt-Analyse der kombinierten Architekturen – Druckspannung (Simulationsexperiment)

80 % der Effekte werden nach der Pareto-Effekt-Analyse für die Druckspannung durch die Einzeleffekte Fasengröße, Spanwinkel und Fasenlage sowie der Wechselwirkung aus Fasengröße und Fasenlage erreicht (vgl. Diagramm 5-17). Diese Wechselwirkung hat um 42 % einen reduzierenden Einfluss auf die Zielgröße Druckspannung, der primär durch die Fasenlage beeinflusst wird.

Zugspannung

Dadurch, dass bei der Untersuchung Hartmetall als Schneidstoff eingesetzt worden ist, erfolgt eine Betrachtung der Zugspannung. Dies ist erforderlich, weil Hartmetall kein symmetrisches Belastungsverhalten zwischen Zug- und Druckbelastung aufweist. Die

verwendete Hartmetallsorte CTS 18D hat eine Druckfestigkeit von 6700 N/mm² und eine von Zugfestigkeit 3700 N/mm².

Bei der Zielgröße Zugspannung hat nur der Parameter Spanwinkel einen signifikanten Einfluss auf das Ergebnis (vgl. Diagramm 5-18). Durch die Änderung des Spanwinkels von der Stufe 15° auf 5° erhöht sich die Zugspannung um 9 % (225 N/mm²). Der arithmetische Mittelwert und die durch die Änderung des Spanwinkels verbundene Erhöhung der Zugspannung befinden sich innerhalb des zulässigen Wertes von 3700 N/mm². Davon ist auszugehen, dass die Werkzeuge an der untersuchten Schneidkante keine Überbeanspruchung durch Zugbelastungen erfahren.

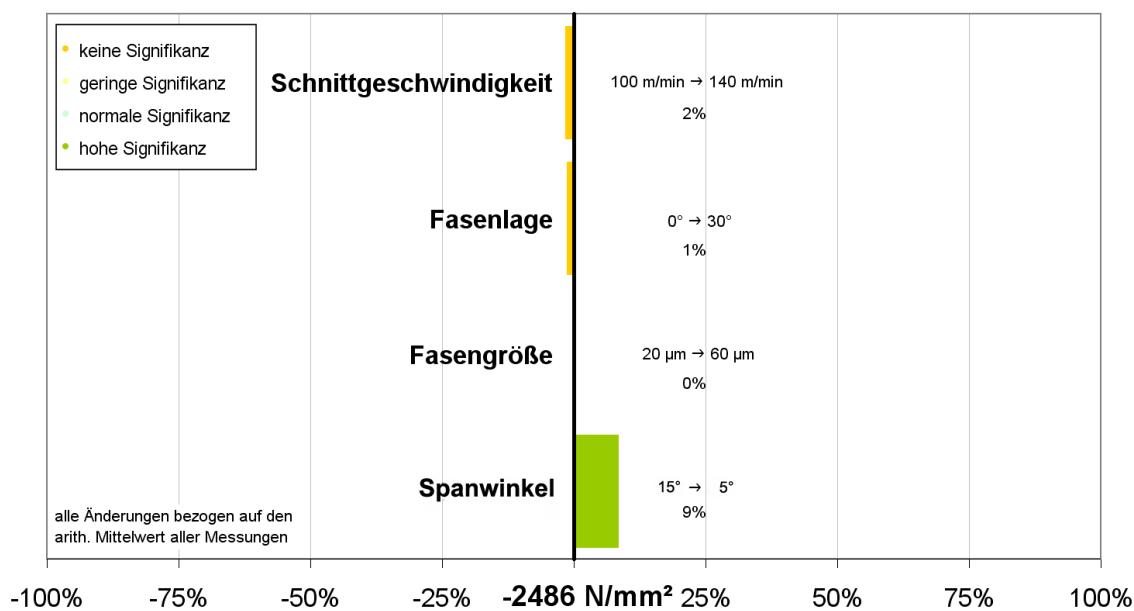


Diagramm 5-18 Haupteffekte der kombinierten Architekturen – Zugspannung (Simulationsexperiment)

Bei den Haupteffekten hat nur der Parameter Spanwinkel einen signifikanten Einfluss, so dass bei der Pareto-Effekt-Analyse der Einzeleffekt und die Wechselwirkung mit der Fasengröße und der Fasenlage, sowie die Wechselwirkung von Fasengröße und Fasenlage den 80-prozentigen akkumulierten Gesamteffekt auf die Zielgröße Zugspannung bildet (vgl. Diagramm 5-19).

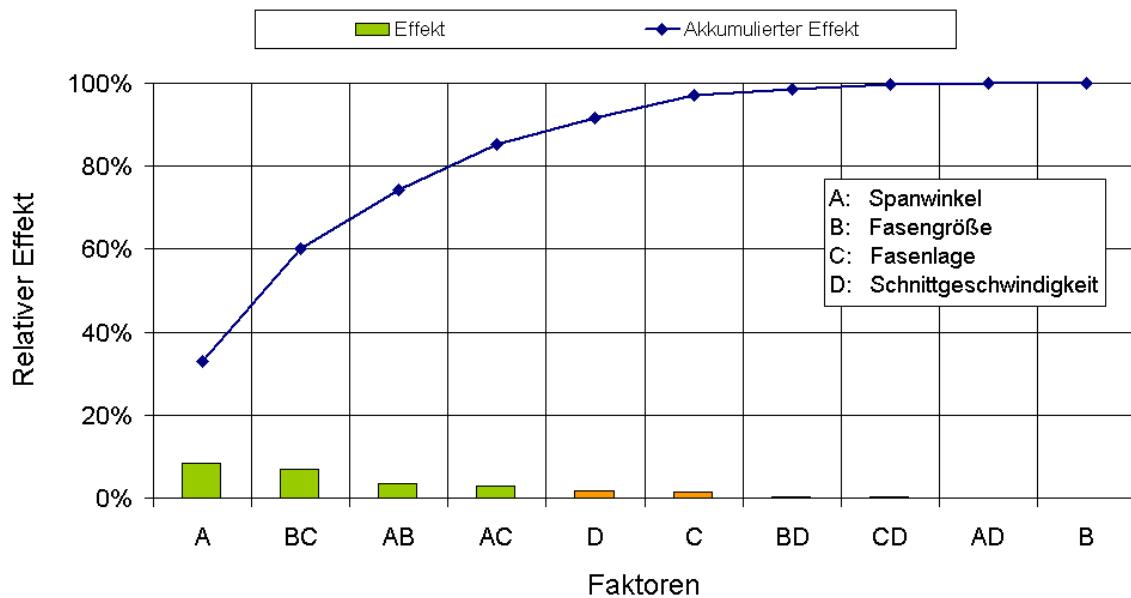


Diagramm 5-19 Pareto-Effekt-Analyse der kombinierten Architekturen – Zugspannung (Simulationsexperiment)

Die Wechselwirkung aus Fasengröße und Fasenlage erhöht die Zielgröße Zugspannung um 7,8 % (194 N/mm^2). Eine weitere Erhöhung um 3,5 % (87 N/mm^2) bewirkt die Wechselwirkung aus Spanwinkel und Fasengröße. Die Wechselbeziehung aus Spanwinkel und Fasenlage reduziert die Zielgröße Zugspannung um 2,8 % (70 N/mm^2).

Werkzeugtemperatur

Einen bedeutenden Einfluss bei der Werkzeugentwicklung hat die Temperatur im Werkzeug. Bei der Untersuchung wurden Kurzzeitversuche eingesetzt, die den geringen arithmetischen Mittelwert von 104°C begründen (vgl. Diagramm 5-20). Vielmehr soll auch hier der Einfluss der Parameter betrachtet werden, der zu einer Beeinflussung der Werkzeugtemperatur führt. Diese kann unabhängig von dem Mittelwert betrachtet werden.

Die Parameter Schnittgeschwindigkeit und Fasengröße haben einen hoch signifikanten Einfluss auf die untersuchte Zielgröße Werkzeugtemperatur (vgl. Diagramm 5-20). Die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit von der Stufe 100 m/min auf 140 m/min führt zu einer Erhöhung um 11 % ($11,5^\circ\text{C}$). Der höhere Energiezufluss durch die Schnittgeschwindigkeit führt dazu, dass die Atome des Werkstückes schneller getrennt werden und das Werkzeug schneller aufgeheizt wird. Die Vergrößerung der Fasengröße von $20 \mu\text{m}$ auf $60 \mu\text{m}$ führt zu einer Reduzierung der Werkzeugtemperatur um 12 % ($12,5^\circ\text{C}$).

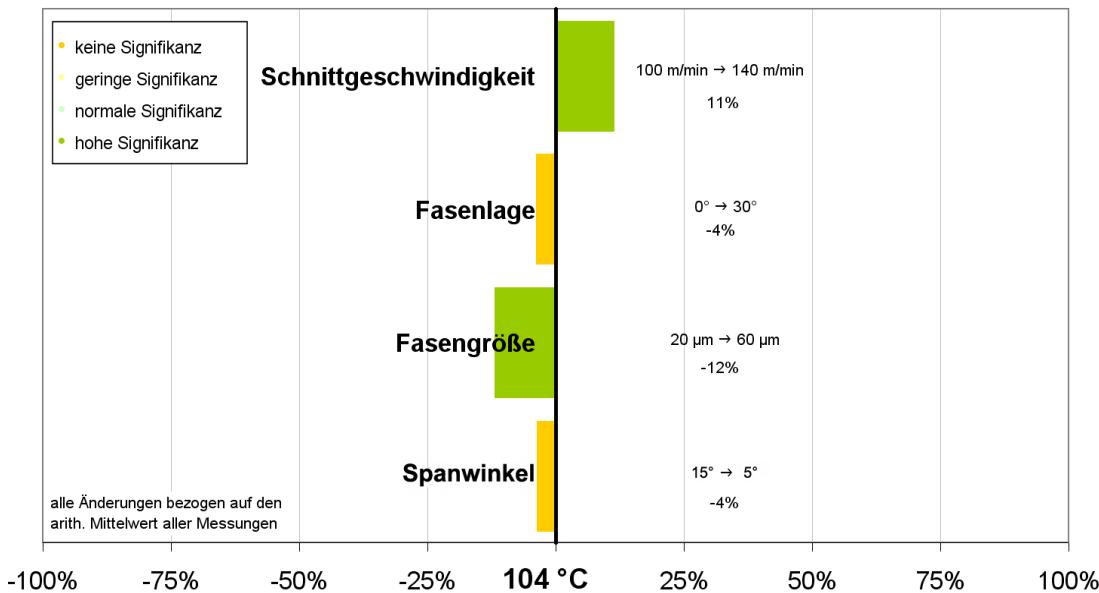


Diagramm 5-20 Haupteffekte der kombinierten Architekturen – Werkzeugtemperatur (Simulationsexperiment)

Bei der Pareto-Effekt-Analyse der Zielgröße Werkzeugtemperatur stellt sich heraus, dass keine Wechselwirkung unter dem 80-prozentigen akkumulierten Effekt zu finden ist. Daher haben die Wechselwirkungen keinen bedeutenden Einfluss auf die Werkzeugtemperatur (vgl. Diagramm 5-21).

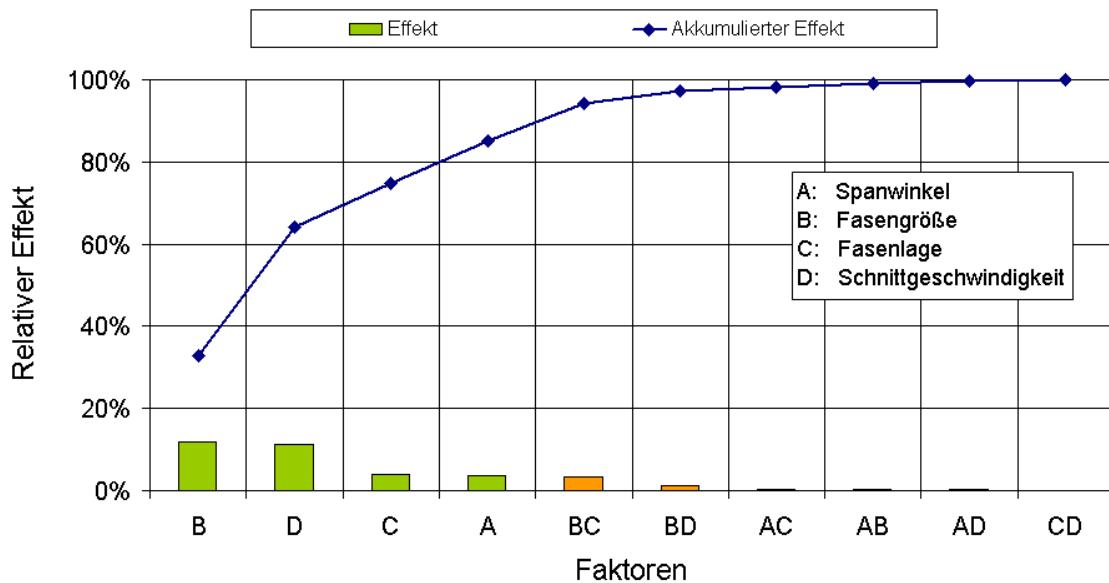


Diagramm 5-21 Pareto-Effekt-Analyse der kombinierten Architekturen – Werkzeugtemperatur (Simulationsexperiment)

Spanstauchung

Anhand der Spanstauchung soll der Einfluss der Parameter auf die Spanbildung ermittelt werden. Der arithmetische Mittelwert aller Spanstauchungen liegt bei 1,99 (vgl. Diagramm 5-22). Den größten Einzeleffekt weist der Spanwinkel auf. Dieser ist bei der Änderung von der Stufe 15° auf 5° hoch signifikant und erhöht die Spanstauchung um

13,8 % (0,27). Durch den kleineren Spanwinkel wird der Span stärker in eine Richtung gedrückt und wird dadurch stärker gestaucht.

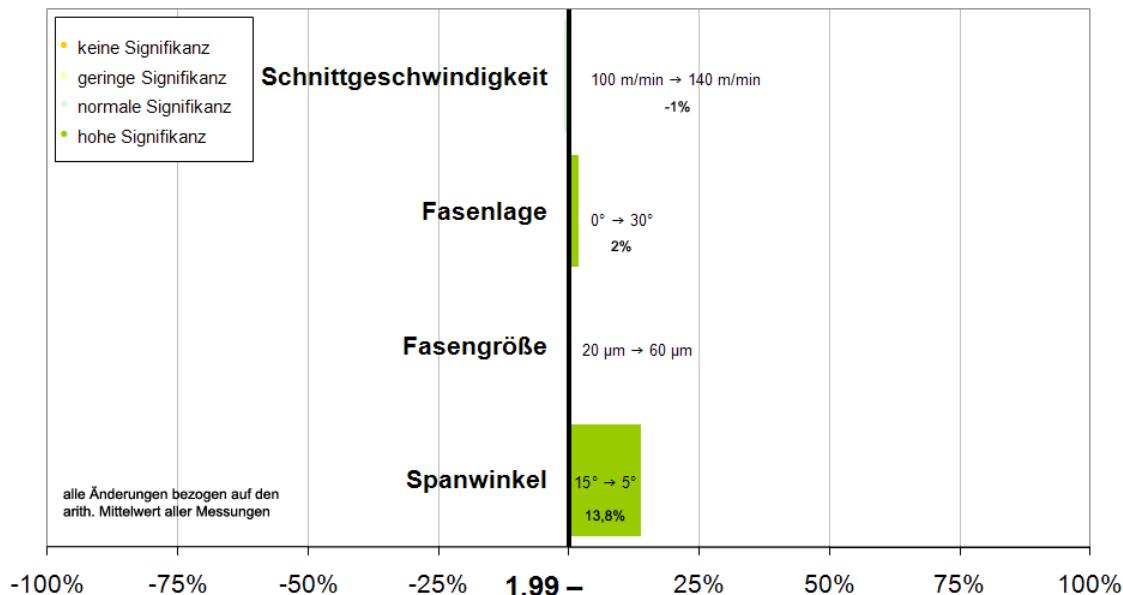


Diagramm 5-22 Haupteffekte der kombinierten Architekturen – Spanstauchung (Simulationsexperiment)

Durch die Änderung des Parameters Fasenlage von der Stufe 0° auf 30° wird die Zielgröße Spanstauchung hoch signifikant um 2 % (0,04) erhöht. Mit der Schnittgeschwindigkeit wird durch die Änderungen der Stufen auf 140 m/min die Spanstauchung um 1 % (0,02) reduziert.

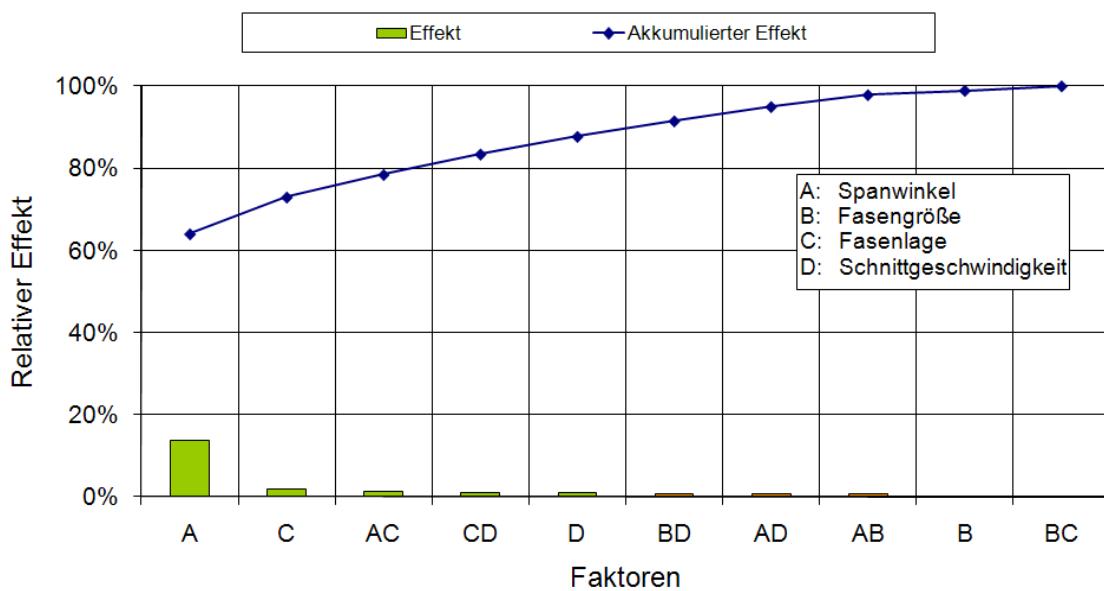


Diagramm 5-23 Pareto-Effekt-Analyse der kombinierten Architekturen – Spanstauchung (Simulationsexperiment)

80 % des gesamten Effektes der Untersuchungen lassen sich nach der Pareto-Effekt-Analyse auf die Einzelfaktoren Spanwinkel, Fasenlage und Schnittgeschwindigkeit sowie auf die Wechselbeziehungen aus Spanwinkel / Fasenlage und Fasenlage / Schnitt-

geschwindigkeit zurückführen (vgl. Diagramm 5-23). Die Wechselwirkung aus Spanwinkel und Fasenlage erhöht um 1,2 % die Spanstauchung hingegen reduziert die Wechselwirkung aus Fasenlage und Schnittgeschwindigkeit die Zielgröße um 1,1 %.

5.3 Numerische Verschleißuntersuchungen basierend auf dem Modell der Orthogonalzerspanung

Die numerische Verschleißuntersuchung wird an ausgewählten kombinierten Schneidkantenarchitekturen und an einer Schneidkantenverrundung durchgeführt. Hierbei wird die Spanungsdicke mit 80 µm konstant gehalten. Die Schneidkantenverrundung beträgt für das verrundete Werkzeug 80 µm. Als kombinierte Schneidkantenarchitekturen wird die Architektur 3 und 4 nach Abb. 5-5 eingesetzt.

5.3.1 Werkzeugverschleiß

Für den Erfolg eines Werkzeuges ist – neben der geometrischen Gestaltung – der an der Schneidkante auftretende Verschleiß bedeutend, der sich aus Verformungs-, Reib- und Trennvorgängen zusammensetzt. Diese Effekte, die gemeinsam auftreten, werden in mechanische, thermische und chemische Einflüsse unterteilt. Der eingesetzte Schneidstoff muss möglichst lang den Belastungen aus hohen Druckspannungen, hohen Schnittgeschwindigkeiten und hohen Temperaturen standhalten [82, /120/]. Dabei entstehen unterschiedliche Verschleißformen, die an den Span- und Freiflächen für das Einsatzende sorgen.

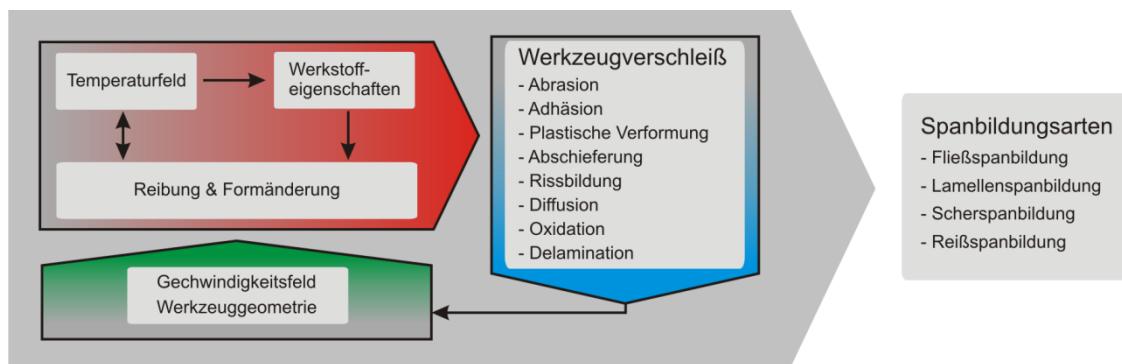


Abb. 5-8 Einfluss des Verschleißes auf die Spanbildung

In Abb. 5-8 wird der Zusammenhang und der Einfluss auf die Spanbildung beschrieben, die wesentlich von dem Werkzeugverschleiß abhängen. Durch den eintretenden Verschleiß ändern sich ständig die Zusammenhänge während des Spanvorgangs. Einen großen Einfluss auf die Standzeit wird durch die Schnitttemperatur hervorgerufen. Diese setzt sich aus der Schnittgeschwindigkeit und dem Vorschub zusammen und ist somit für die Energieeinbringung in den Spanvorgang zuständig. Dieser Betrag führt dazu, dass sich nach und nach unterschiedliche Verschleißursachen einstellen [123, /89/],

/116/]. Somit ist festzuhalten, dass der Verschleiß immer im Zusammenhang und in Summe gesehen werden muss.

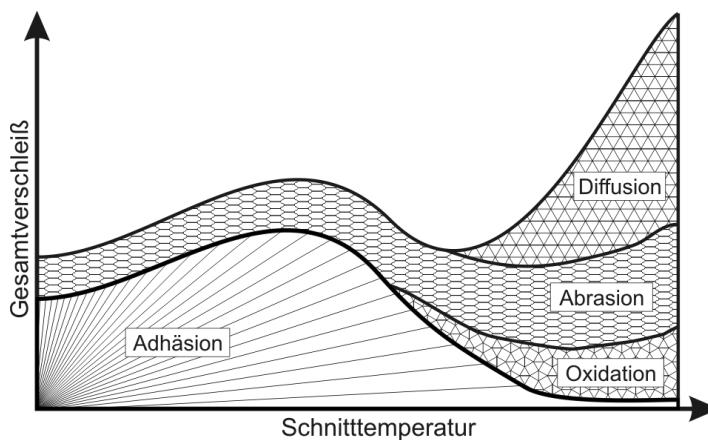


Abb. 5-9 Verschleißursachen bei der Zerspanung [82/]

Die Beschreibung des Verschleißes erfolgt nach verschiedenen Verschleißformen, die den stattfindenden Vorgang beschreiben. Das Ergebnis des Auftretens des Verschleißes wird in Verschleißformen beschrieben und danach bewertet. Diese Verschleißformen werden in Freiflächenverschleiß, Kolkverschleiß, Spanflächenverschleiß, Kerbverschleiß, Eckenverschleiß, Kammrisse und Ausbrüche unterschieden.

Unter *Abrasion* wird der Reibungsverschleiß bezeichnet, der alleine durch den Druck der aneinander gleitenden Kontaktfläche auftritt. Hierbei handelt es sich um einen mechanischen Abrieb, der mit steigender Temperatur zunimmt [120/, /82/].

Mit der *Adhäsion* wird die Aufbauschneidenbildung beschrieben, die durch hohen Druck und hohe Temperaturen entsteht. Hierbei setzen sich Werkstoffteilchen des zu zerspanenden Materials an der Spanfläche fest und bilden die Aufbauschneide. Nachfließende Späne reißen diese Erhöhung von der Spanfläche heraus. Dabei können sich Teilchen aus der Werkzeugschneide lösen [120/, /82/].

Der überwiegende *Oxidationsverschleiß* an Werkzeugen tritt erst bei hohen Temperaturen ab ca. 500 °C auf. Dabei reagiert der vorhandene Sauerstoff mit dem Werkzeugwerkstoff und es entsteht eine Oxidationsschicht, die Korrosion bzw. Verzunderung hervorruft [120/, /82/].

Für das Eintreten des *Diffusionsverschleißes* müssen hohe Temperaturen vorhanden sein, damit die Atome zwischen den in Kontakt befindlichen Körpern ausgetauscht werden können. Dabei wird die Schneide zunehmend weicher und verformt sich plastisch. Auf der Schneidfläche ist diese Verschleißursache für den Kolkverschleiß verantwortlich, die zu einer Änderung der Geometrie an der Schneide führt [120/, /82/].

Die *Delamination* tritt bei beschichteten Werkstücken auf und beschreibt die Enthaftung dieser. Um diesen Verschleißvorgang zu verringern, kann bei der geometrischen Werk-

zeuggestaltung entgegen gewirkt werden, indem scharfe Kanten vermieden werden [120/, /82/].

Bei hohen Schnittkräften und hohen Temperaturen sowie bei falschen Prozessparametern tritt die ungünstigste Form des Verschleißes auf, die *plastische Verformung*. Hierbei ändert sich geometrisch die Kantencharakteristik, die zu einer Werkzeuggeometrieveränderung führt [120/, /82/].

5.3.2 Verschleißdefinition

Die Verschleißsimulation wird mit dem differentiellen Ansatz nach Usui durchgeführt (vgl. (5-14)). Hierbei wird der Wachstumsprozess des adhäsiven Verschleißes durch einen iterativen Berechnungszyklus für diskrete Zeitpunkte bestimmt.

$$\dot{w} = A \cdot \sigma_N \cdot V_s \cdot e^{\frac{-B}{T}} \quad (5-14)$$

Dabei ist dW/dt die Verschleißrate pro Kontaktfläche und Zeit; A , B die Konstanten für das Wirkpaar aus Werkstück und Werkzeug; σ_N die Normalspannung am Werkzeug; V_s die relative Geschwindigkeit zwischen Span und Werkzeugschneide und T die Temperatur in der Kontaktzone.

Kitagawa und Usui beschreiben, dass für den Freiflächenverschleiß die charakteristische Gleichung in zwei Temperaturbereiche aufgeteilt werden muss. Der Grenzbereich ist die Wirkstelle der Temperatur von 1150 K. Die zu Verfügung stehenden Konstanten

$$A = 7,800 \cdot 10^{-9} \text{ und } B = 5,302 \cdot 10^3 \text{ für } T < 1150 \text{ K}$$

$$A = 1,198 \cdot 10^{-2} \text{ und } B = 2,195 \cdot 10^4 \text{ für } T \geq 1150 \text{ K}$$

sind für die Werkstoffkombination aus C45 und einem unbeschichteten Hartmetall erfolgt [75/]. Für eine exakte Betrachtung des Verschleißes muss für jedes Wirkpaar eine eigene Bestimmung der Konstanten erfolgen. Da es sich bei dieser Untersuchung um eine absolute Betrachtung des Verschleißverhaltens unterschiedlicher Schneidkantenarchitekturen bei dem gleichen Wirkpaar handelt, kann dieses vernachlässigt werden. Zudem werden die Aussagen durch Ergebnisse aus Verschleißuntersuchungen validiert.

Für die Verschleißberechnung wird das 2D Modell der orthogonalen Zerspansimulation eingesetzt. Ein Simulationszyklus der Verschleißberechnung unterteilt sich nach Abb. 5-10 in vier Phasen. Hierbei repräsentiert das Durchlaufen einen diskreten Punkt auf der Verschleißmarkenbreite der Prozesszeitkurve zum Zeitpunkt $t = t_k$. In der Phase 1 werden die benötigten Größen der Normalspannung, der Temperatur im Kontaktbereich und der relativen Geschwindigkeit zwischen Span und Spanfläche aus den orthogonalen Zerspansimulationen im Auswertebereich nach Abb. 5-12 ermittelt. Mit diesen Grö-

ßen wird anhand der Verschleißgleichungen nach Usui (vgl. Gl. (5-14)) die lokale Zunahme des Werkzeugverschleißes berechnet (Phase 2). Mit den Informationen aus der Zunahme des Werkzeugverschleißes erfolgt die Berechnung der Knotenverschiebung aufgrund des Werkzeugverschleißes (Phase 3). Diese Knotenverschiebungen müssen dann in das nächste Modell integriert werden (Phase 4). Diese Knotenverschiebungen erfolgen auf der Span- und Freifläche. Diese Durchgänge werden solange wiederholt, bis der erforderliche Simulationsweg erreicht ist.

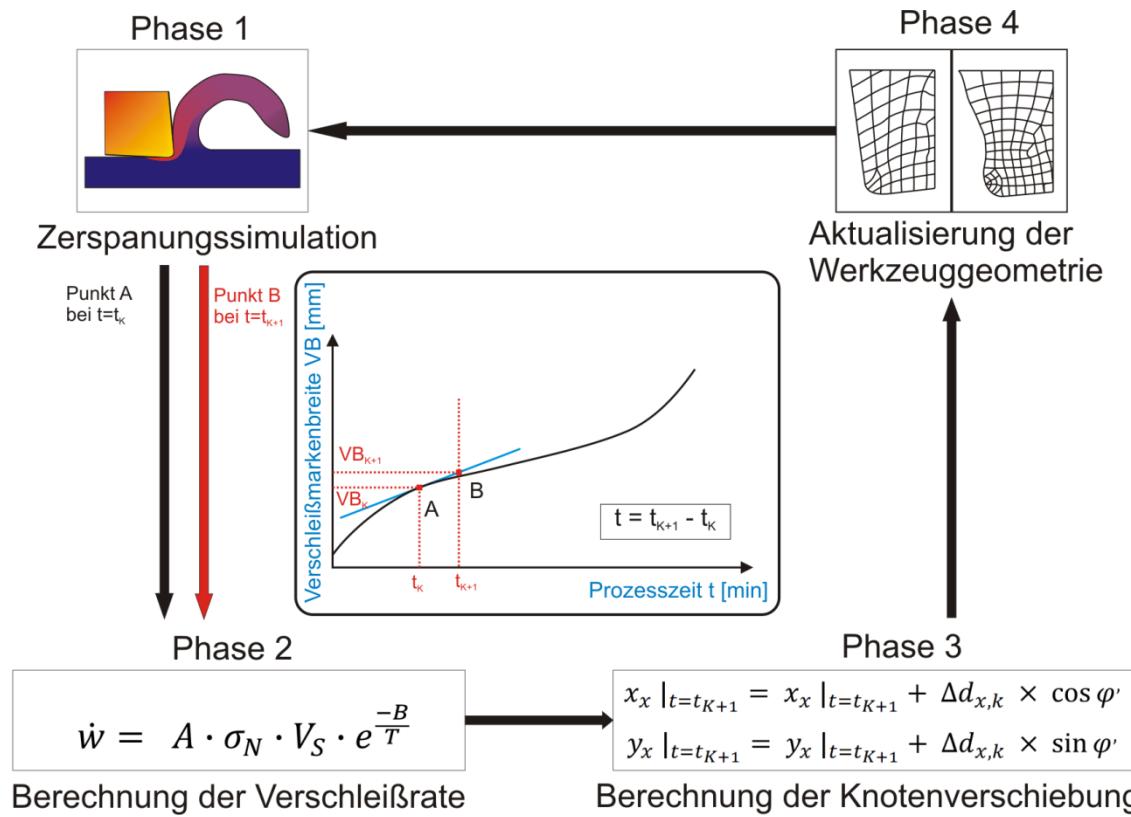


Abb. 5-10 Vorgang der Verschleißsimulation

5.3.3 Versuchsumfang und Modellbildung

Für die Untersuchung des Verschleißes sollen jeweils Werkzeuge mit 5° Span- und Freiwinkel eingesetzt werden. Ebenfalls konstant wird die Spanungsdicke von 80 µm gehalten. In Abb. 5-11 sind die drei verschiedenen Varianten gemeinsam dargestellt, damit die Unterschiede der Schneidkantenarchitektur sichtbar werden.

Die erste Schneidkantenvariante hat eine Verrundung mit einem Radius von 80 µm an der Schneidkante. Die zweite Schneidkantenvariante ist eine kombinierte Variante aus der Fasengröße mit 20 µm und den Radien an den Spanfläche R1 und der Freifläche R2 mit jeweils 20 µm. Die Fasenlage ist bei der Variante 2 um 30° gedreht, da dies sich nach den Ergebnissen aus Kapitel 5.2 als günstig erwiesen hat. Die dritte Variante der Schneidkantenarchitektur ist ebenfalls eine kombinierte Variante aus der Fasengröße

mit $60 \mu\text{m}$ und den Radien an den Spanfläche R1 und der Freifläche R2 mit jeweils $20 \mu\text{m}$. Dabei ist die Fasenlage um 30° gedreht.

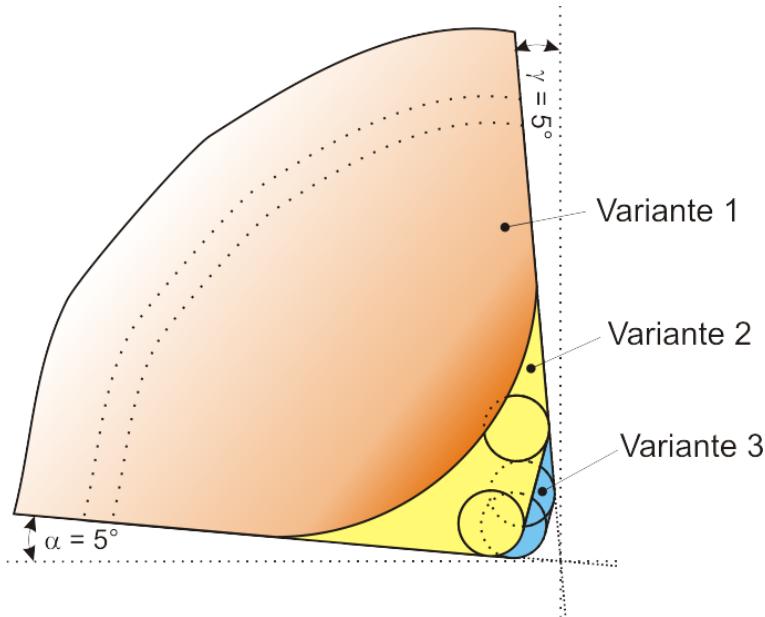


Abb. 5-11 Varianten der Schneidkantenarchitekturen zur Verschleißuntersuchung

Eingesetzt werden die Werkzeugvarianten als deformierbare Werkzeuge in der zweidimensionalen orthogonalen Zerspansimulation. Als Schneidstoff wird CTS 18D nach Kapitel 3.3.3 eingesetzt. Als zu zerspanender Werkstoff wird C45E, der in Kapitel 3.3.2 beschrieben wird, verwendet. In Abb. 5-12 ist die Simulationsmodellbildung dargestellt. Die Spanungsdicke beträgt bei allen Untersuchungen $80 \mu\text{m}$ und die Schnittlänge ist bei allen Untersuchungen 4 mm . Die verwendete Schnittgeschwindigkeit beträgt 100 m/min .

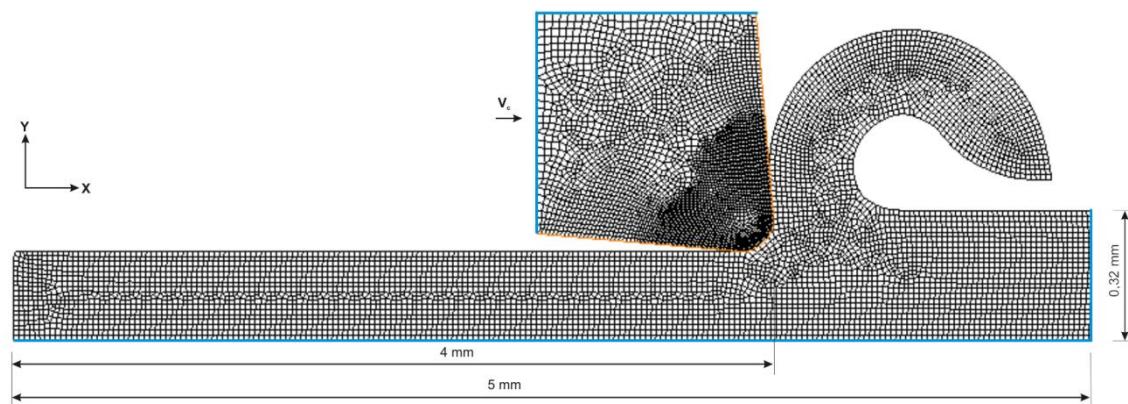


Abb. 5-12 Modellbildung der Verschleißsimulation

5.3.4 Ergebnisse

Der verwendete numerische Ansatz nach Usui berücksichtigt ausschließlich abrasiven Verschleiß. Aus diesem Grund werden bei der Verschleißauswertung die Verschleißformen ausgewertet, die sich auf die mechanischen Vorgänge beziehen. Hierbei handelt

es sich auf der Freifläche um die Verschleißmarkenbreite und auf der Spanfläche um den Kolkverschleiß. Die Validierung der Simulationsexperimente erfolgt anhand der Verschleißmarkenbreite, indem präparierte Werkzeuge im Analogieexperiment eingesetzt werden.

Schneidkantenarchitektur mit 80 µm Verrundung

An der verrundeten Schneidkantenarchitektur ist zu erkennen, dass der Verschleiß an der Freifläche bei der ersten Iterationsschleife unmittelbar bei 100 cm^2 gespanter Fläche eintritt (vgl. Abb. 5-13). Die Verschleißmarkenbreite wächst bis 400 cm^2 kontinuierlich an und wird bis zum Versuchsreihenende von 500 cm^2 stärker. Durch diesen Freiflächenverschleiß verändern sich bei jedem Iterationsdurchlauf die Eingriffsverhältnisse an der Schneidkante.

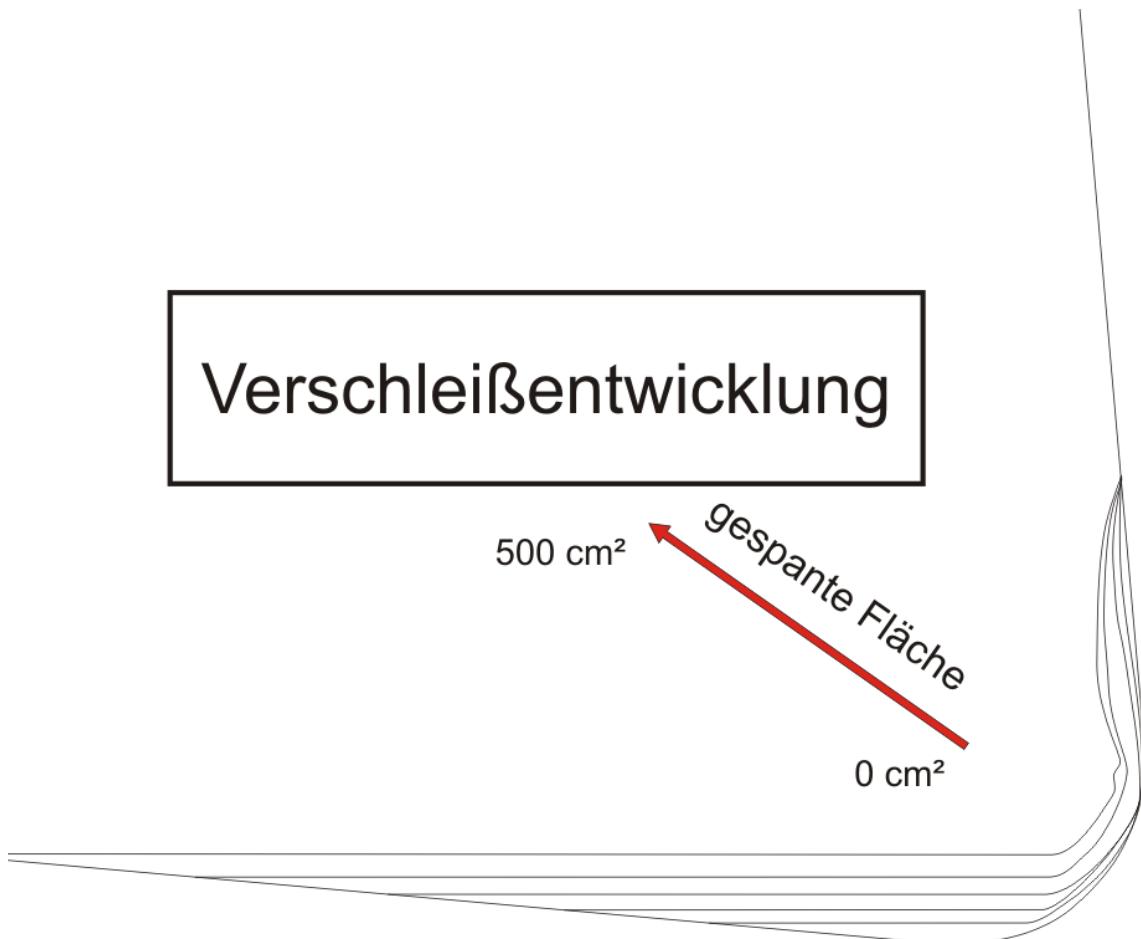


Abb. 5-13 Verrundete Schneidkantenarchitektur mit 80 µm

Der Kolkverschleiß, der sich auf der Spanfläche einstellt, hat nicht den gleichen Betrag wie die Verschleißmarkenbreite. Erzeugt wird dieser durch die auftreffenden Späne. Dieser Spanbildungsvorgang lässt den Kolkverschleiß an der Spanfläche erst ab einer gespannten Fläche von 200 cm^2 entstehen. Die Kontur, die sich bei einer gespannten Fläche von 500 cm^2 einstellt, hat mit der Anfangskontur nicht mehr viel gemeinsam. Diese ähnelt eher einer kombinierten Schneidkantenarchitektur mit Schutzfase, die zur Span- und Freifläche verrundet ist.

Schneidkantenarchitektur mit der Kombination aus 20 µm Fasengröße und 30° Fasenlage

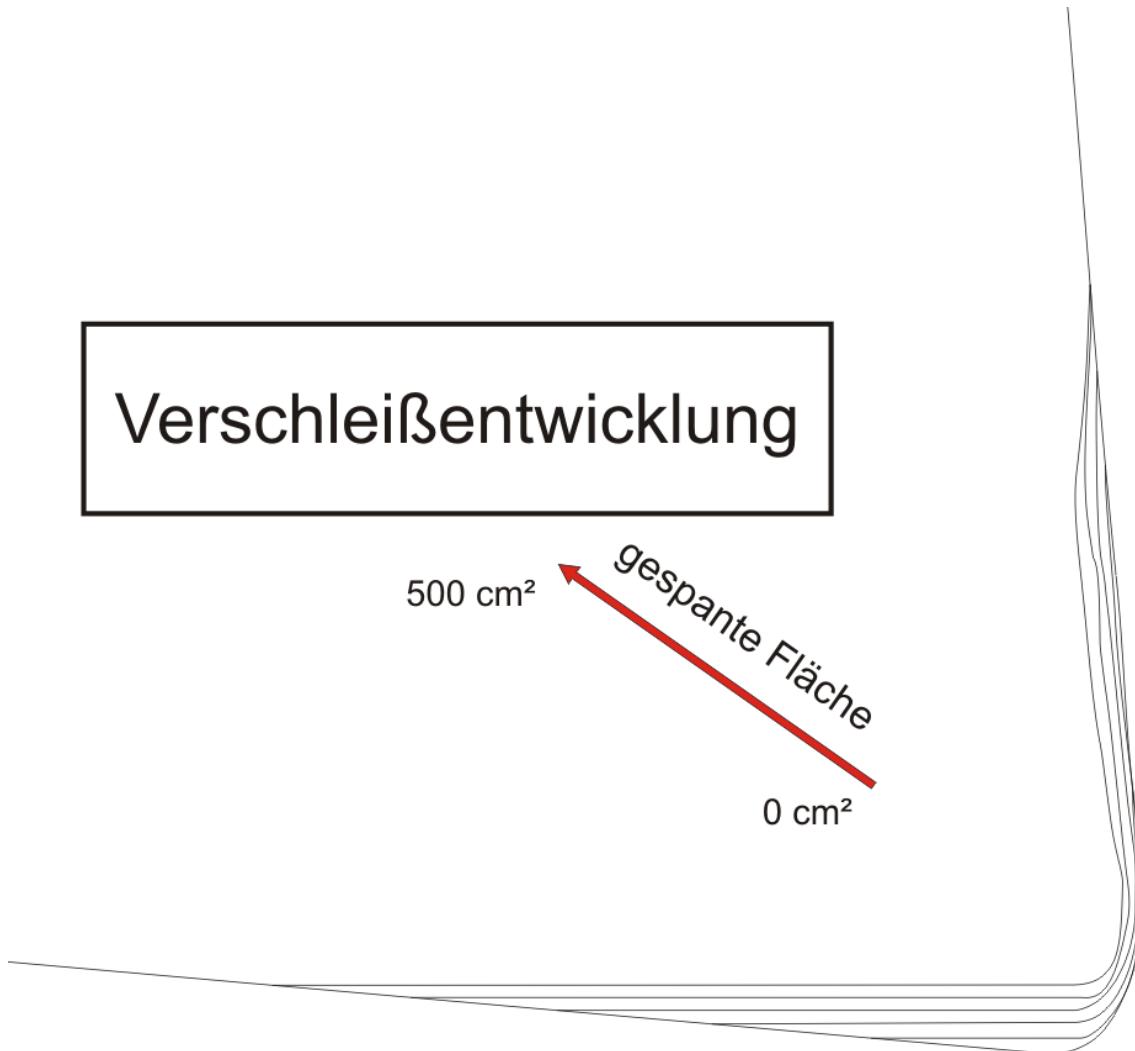


Abb. 5-14 Schneidkantenarchitektur 20-30

Von 100 cm² bis 400 cm² gespanter Fläche ist die Verschleißmarkenbreite an der kombinierten Schneidkantenarchitektur mit 20 µm Fasengröße und einer Fasenlage von 30° kontinuierlich (vgl. Abb. 5-14). Bis zum Versuchsende ist der Anstieg der Verschleißmarkenbreite höher. Durch sie verändern sich die Eingriffsverhältnisse, die sich im Vergleich zu den verrundeten Schneidkantenarchitekturen aber nicht stark ändern, da die wesentlichen Bestandteile der Schneidkantenarchitektur vorhanden bleiben. Auffällig ist aber das Verkleinern der Schutzfase um 50 %.

Der Kolkverschleiß, der durch die auftreffenden Späne auf der Spanfläche entsteht, ist nicht so groß wie die Verschleißmarkenbreite. Der Kolkverschleiß entsteht bei dieser Schneidkantenarchitektur ab einer gespannten Fläche von 300 cm². Die Kontur, die sich nach dem Versuchsende bei einer gespannten Fläche von 500 cm² einstellt, hat immer noch Ähnlichkeit mit der Ausgangskontur.

Schneidkantenarchitektur mit der Kombination aus 60 µm Fasengröße und 30° Fasenlage

Die Verschleißmarkenbreite ist mit der kombinierten Schneidkantenarchitektur aus 60 µm Fasengröße und einer Fasenlage von 30° kontinuierlich in dem Bereich der gespannten Fläche von 100 cm² bis zu 500 cm² (vgl. Abb. 5-15). Durch die Verschleißmarkenbreite verändern sich die Eingriffsverhältnisse, die im Vergleich zu den verrundeten Schneidkantenarchitekturen nicht so erheblich sind.

Der Kolkverschleiß ist ebenfalls nicht so groß wie die Verschleißmarkenbreite. Erzeugt wird dieser durch die auftreffenden Späne. Dieser Spanbildungsvorgang lässt den Kolkverschleiß an der Spanfläche erst ab einer gespannten Fläche von 300 cm² entstehen. Die Kontur, die sich bei einer gespannten Fläche von 500 cm² einstellt, hat immer noch Ähnlichkeit mit der Ausgangskontur.

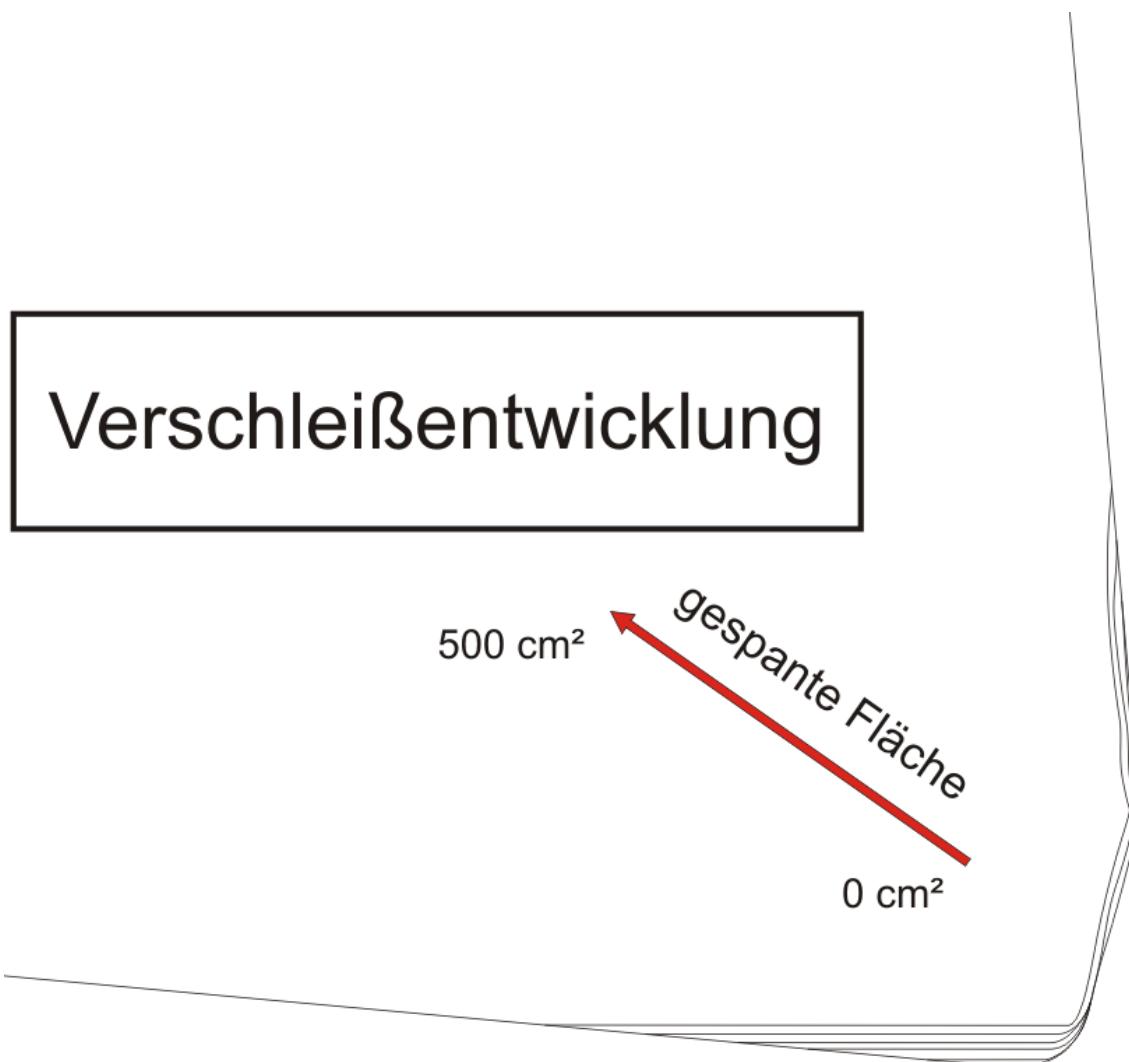


Abb. 5-15 Schneidkantenarchitektur 60-30

Vergleich der Schneidkantenarchitekturen

Durch den Vergleich der untersuchten Schneidkantenarchitekturen soll festgestellt werden, ob das Präparieren der Schneidkanten mit kombinierten Schneidkantenarchitekturen zu einer Reduzierung des Verschleißes führt. Ausgewertet wird die Verschleißmarkenbreite, der Kolkverschleiß sowie die Schnittkraft.

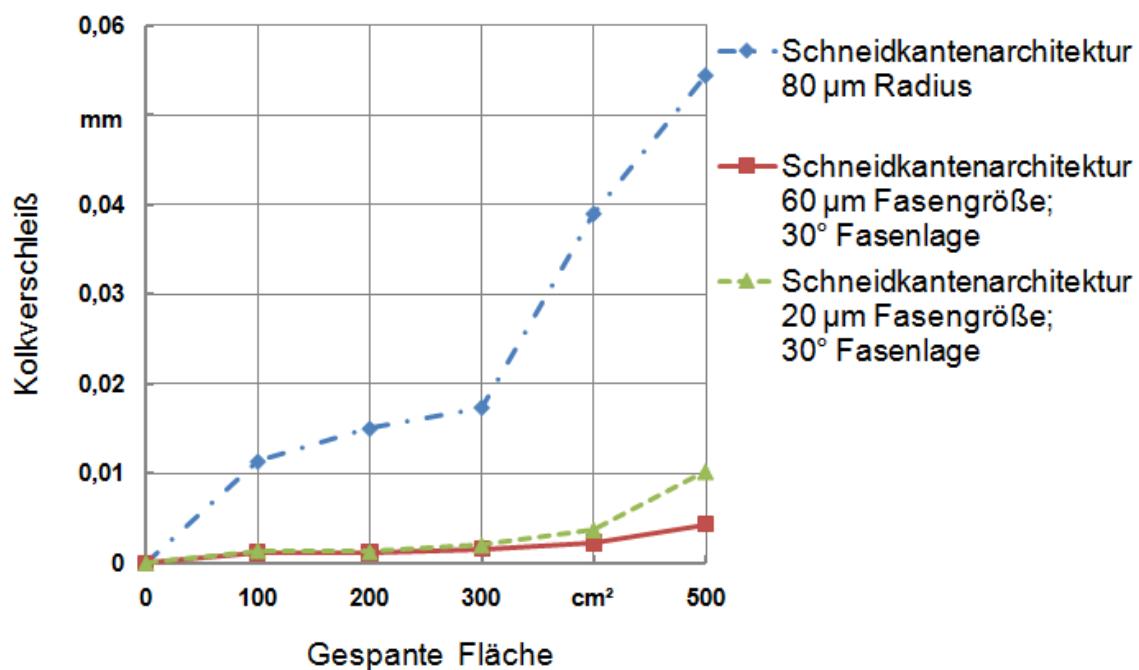


Diagramm 5-24 Kolkverschleiß

In Diagramm 5-24 ist der Kolkverschleiß für die drei Schneidkantenarchitekturen über eine zerspannte Fläche von 500 cm² abgebildet. Wie zu erkennen ist, weisen die kombinierten Schneidkantenarchitekturen einen wesentlichen geringeren Kolkverschleiß auf als die verrundete Schneidkantenarchitektur. Bis zu einer gespannten Fläche von 300 cm² ist der Kolkverschleiß der beiden kombinierten Schneidkantenarchitekturen sehr ähnlich. Danach weist die kombinierte Schneidkantenarchitektur aus 60 µm Fasengröße und 30° Fasenlage einen geringeren Kolkverschleiß aus.

Bei der Verschleißmarkenbreite, die in Diagramm 5-25 dargestellt ist, weisen sich die kombinierten Schneidkantenarchitekturen reduzierend auf die Verschleißbildung aus. Diese liegen bis zum Untersuchungsende der 500 cm² zerspanter Fläche bei lediglich 20 % gegenüber der verrundeten Schneidkantenarchitektur. Im Vergleich der kombinierten Schneidkantenarchitekturen erweist sich die Schneidkantenarchitektur aus 60 µm Fasengröße und 30° Fasenlage als verschleißreduzierend.

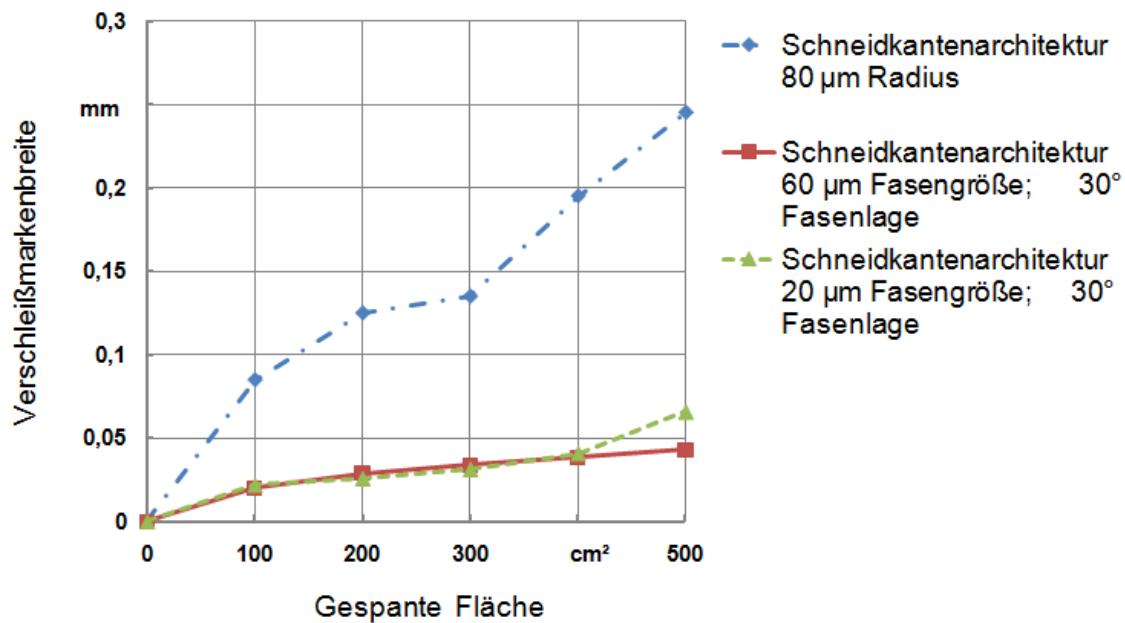


Diagramm 5-25 Verschleißmarkenbreite

Bei der Betrachtung der Schnittkraft in Diagramm 5-26 ist zu erkennen, dass die kombinierten Schneidkantenarchitekturen neben der Verschleißreduzierung eine Reduzierung der Schnittkraft bewirken. Die erhöhte Schnittkraft der kombinierten Schneidkantenarchitektur mit der Fasengröße von 60 µm lässt sich auf den negativeren effektiven Spanwinkel zurückführen (vgl. Tab. 5-10).

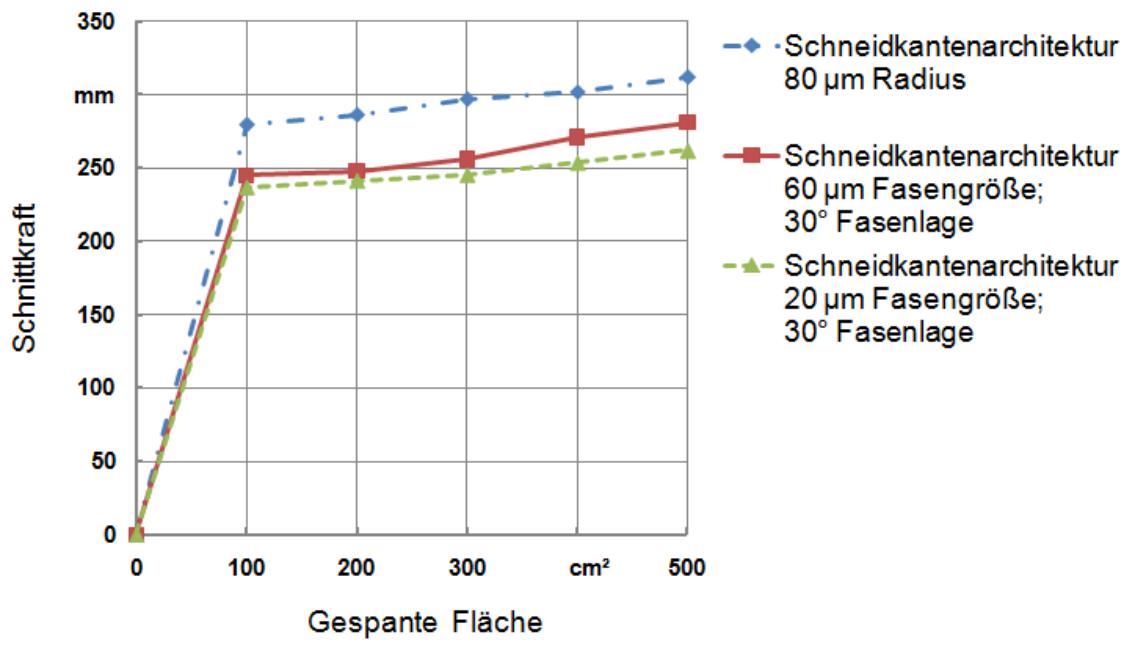


Diagramm 5-26 Schnittkraft

Validierung

Anhand der Validierung erfolgt die Überprüfung der Modellbildung und Berechnung des Verschleißes. Dies wird für eine gespannte Fläche von 500 cm^2 für die beiden kombinierten Schneidkantenarchitekturen durchgeführt (vgl. Diagramm 5-27). Hierbei ist festzustellen, dass für die kombinierte Schneidkantenarchitektur bestehend aus $20 \mu\text{m}$ Fasengröße und 30° Fasenlage im Analogieexperiment sowie Simulationsexperiment annähernd die gleiche Verschleißmarkenbreite ermittelt wurde. Bei der kombinierten Schneidkantenarchitektur bestehend aus $60 \mu\text{m}$ Fasengröße und 30° Fasenlage weichen die Ergebnisse voneinander ab.

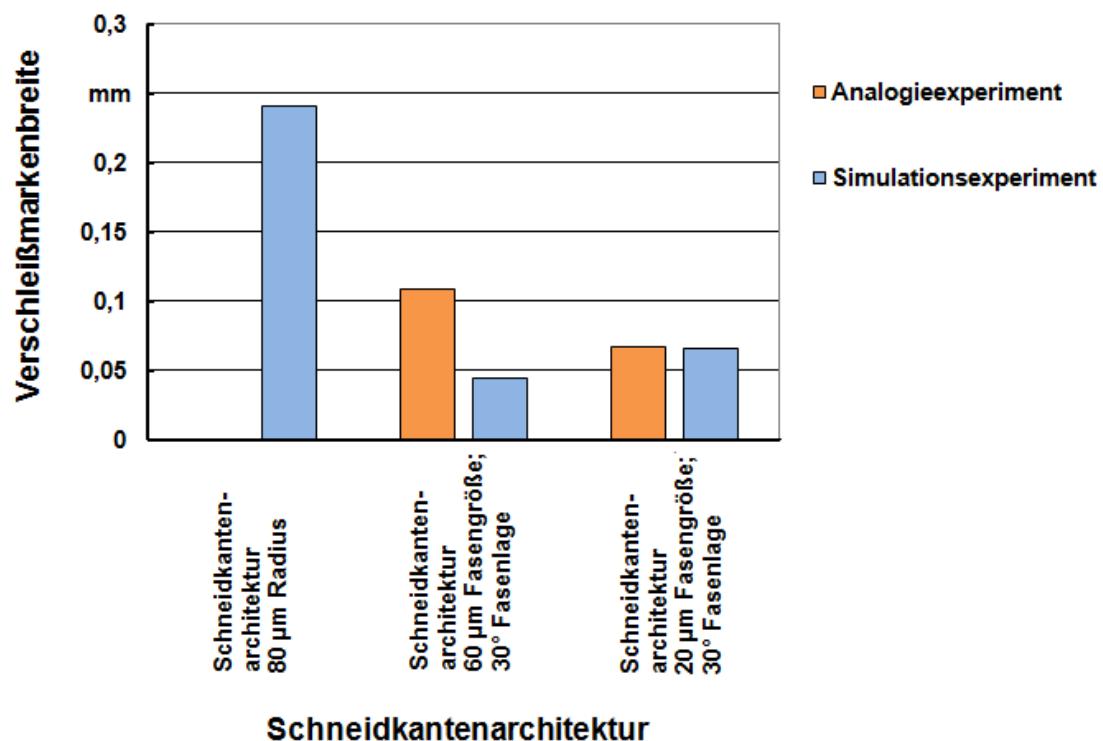


Diagramm 5-27 Validierungsvergleich bei 500 cm^2 gespanter Fläche

Abschließend ist festzuhalten, dass es mit numerischen Berechnungsmethoden möglich ist den Verschleiß an Zerspanwerkzeugen zu berechnen. Die Qualität der Ergebnisse aus den Simulationsexperimenten sollte aber nicht im Vordergrund stehen. Vielmehr sollten sie eingesetzt werden, um Effekte zu bestimmen, die bei der Vorauslegung oder bei der Untersuchung von Problemen als zusätzlich Informationsquelle dienen können.

Eine weitere Erkenntnis ist, dass kombinierte Schneidkantenarchitekturen wesentlich zu einer Reduzierung des Verschleißes an Zerspanwerkzeugen beitragen. Dies weist bei der ungünstigeren numerischen Berechnung des Verschleißes einen VB von 0,07 auf, der im Vergleich zur ver rundeten Schneidkante ($\text{VB} = 0,24$) um 70 % geringer ist.

6 Zusammenfassung

Für diese Arbeit wurden neben den Analogieexperimenten Simulationsexperimente eingesetzt, mit denen innere Prozessgrößen erfasst werden können. Simulationsexperimente, die bei Spanungsuntersuchungen eingesetzt werden, sind dadurch gekennzeichnet, dass neben den hohen thermischen Belastungen zusätzlich hohe Temperaturgradienten in der Kontaktzone auftreten. Diese haben einen erheblichen Einfluss auf die Modellbildung der Simulationsexperimente mit der Finiten-Elemente-Methode. Damit ein möglichst robustes und validierbares Modell aufgestellt werden kann, wurde die Versuchsplanerstellung nach Taguchi verwendet. Um die numerischen Parameter auswerten zu können, wird neben der Berechnung des Signal/Rausch-Verhältnisses die Methode der Effektdarstellung verwendet. Die durch diese Sensitivitätsanalyse gewonnenen Informationen über das Verhalten der numerischen Parameter bilden die Grundlage bei der Modellbildung.

Erhebliche Unterschiede werden durch den Elementtyp dreieckig hervorgerufen. Dieser eignet sich durch die geometrische Form besser, um komplexerer Konturen zu vernetzen als quadratische Elemente. Jedoch wird dadurch eine erheblich signifikante Verfälschung der numerischen Berechnungen hervorgerufen. Daher eignet sich die Verwendung der quadratischen Elemente sowohl im Werkzeug und Werkstück. Ein wichtiger Bestandteil ist die Definition des Werkstückes. Aufgrund der ständigen Neuvernetzung während des Spannungsvorganges muss die Materialdefinition einen möglichst umfassenden Bereich abdecken. Dafür eignen sich besonders Materialgleichungen, die aus einer umfangreichen Anzahl aus Versuchen die Regressionskonstanten bestimmen. Eingesetzt wird für die Versuchsreihe die Materialdefinition nach Johnson-Cook, bei der zwei bewertete Materialdefinitionen nach Dautzenberg und Ee eingesetzt werden. Die Definition des Versuchswerkstoffes C45E zeigte mit den Materialkonstanten nach Dautzenberg übereinstimmende Ergebnisse mit den Analogieexperimenten. Der Kontaktvorgang ist ein überaus schwierig zu erfassender Vorgang, der durch verschiedene Steuerungstechniken beeinflussen ist. Dabei ist es bei der Zerspanung von Vorteil die Kontaktfindung einseitig mit einer standardisierten Kontaktfindungsmethode durchzuführen. Die dabei entstehende Reibung wird neben der grundsätzlichen Auswahl der Reibungsart mit dem numerischen Reibübergang beschrieben. Als Reibungsart weist sich die Reibfaktorbeschreibung als günstig heraus, die in Kombination mit der numerischen Reibübergangsbeschreibung in Form einer arctan-Funktion geeignet ist. Während des Neuvernetzens, das für das Werkstück erforderlich ist, um die Spanbildung zu ermöglichen, ist es sinnvoll, möglichst kleine Elementkantenlängen auszuwählen. Dabei sollte aber auch die zu erwartende Rechenzeit berücksichtigt werden, die durch höhere Anzahl der Elemente erheblich ansteigen kann. Ebenso ist die geringere Stufe des Glät-

tungsverhältnisses (0,5) günstig für den Spanungsvorgang. Hingegen weist die höhere Stufe der Krümmungskontrolle der Werkstückelemente die Stufe 80 als empfehlenswert aus. Die Erkenntnisse sind nicht nur anhand der Schnittkraft, sondern auch anhand der inneren numerisch berechneten Größen der Zugspannung, Dehngeschwindigkeit, Werkstück- und Werkzeugtemperatur ermittelt worden.

In dieser Arbeit ist neben den Simulations- und Analogieexperimenten für die Belastungsuntersuchung der verrundeten Schneidkantenarchitektur zusätzlich eine Überprüfung der Berechnungsansätze der Zerspankraft nach Kienzle und Merchant für die Eingriffsverhältnisse in der Mikro- und Mesozerspanung verwendet worden. Dabei ist festzustellen, dass eine Gültigkeit dieser Berechnungsansätze im Bereich der Mikrozerspanung gegeben ist. Ab einem Eingriffsverhältnis von $h/r > 1$ ist dieses nur noch bedingt gültig. Insbesondere der kombinierte Ansatz aus Merchant und der Materialgleichung nach Zerilli-Armstrong weist unzureichende Ergebnisse auf. Festzustellen ist zudem, dass der Kienzle-Ansatz den Einfluss des Spanwinkels nicht im Ergebnis der Schnittkraft berücksichtigt. Die Berechnung der Schnittkraft im Bereich der Mikrozerspanung ist bei einem Eingriffsverhältnis $h/r < \frac{1}{2}$ unzureichend. Dies lässt sich auf die Problematik der FEM bei geringem Materialvolumen zurückführen, bei denen es zu erhöhter Berechnung von Belastungen kommt.

Für die Durchführung einer systematischen Untersuchung der Schneidkantenarchitektur ist es erforderlich, ein Parametermodell zu entwickeln, mit dem möglichst viele Konturen abgebildet werden können. Anhand des Parametermodells erfolgt eine systematische Untersuchung verschiedener kombinierter Schneidkantenarchitekturen, bei denen die Parameter Fasenlage, Fasengröße und Spanwinkel im Mittelpunkt stehen. Zusätzlich wird die Prozessgröße Schnittgeschwindigkeit mit berücksichtigt. Der Übergang der Schutzfase zur Spanfläche und Freifläche erfolgt jeweils mit 20 µm Radien. Für das Werkzeug stellt sich die Fasenlage auf der Stufe 30° als belastungs- und reibungsreduzierend aus. Die Haupteffekte Spanwinkel, Fasengröße und Schnittgeschwindigkeit sind pauschal nicht grundsätzlich zu bewerten. Diese weisen auch in Kombination mit der Fasenlage starke Wechselwirkungen, die in Bezug der Zielgröße unterschiedliche Effekte haben kann, auf. Dabei kann die Wechselwirkung eine andere Trendrichtung aufweisen als die beteiligten Einzeleffekte.

Anhand der numerischen Verschleißuntersuchung erfolgt der Vergleich zwischen kombinierten Schneidkantenarchitekturen und einer mit verrundeten Schneidkante (80 µm). Bei dieser Untersuchung hat sich herausgestellt, dass die kombinierten Schneidkantenarchitekturen einen um bis zu 70 % geringeren Verschleiß haben. Die gute Kantenstabilität ist ein Indiz dafür, dass der erhöhte Aufwand der Präparation gerechtfertigt ist.

7 Schrifttum

- /1/ ABOURIDOUANE, M. (2005) *Bruchverhalten von Leichtmetallen unter Impact-Beanspruchung*. [Diss.] RWTH Aachen
- /2/ ANTUNES-SIMONES, J.-F.-C.-P.; COOLE, T.-J.; CHESHIRE, D.-G.; PIRES, A.-R. (2003) "Analysis of multi-axis milling in an anthropomorphic robot, using the design of experiments methodology". In: *Journal of Materials Processing Technology* 135, S. 235-241
- /3/ ARDVIDSSON, M.; GREMYR, I. (2003) "Deliberate choices of restrictions in complete randomization". In: *Quality and Reliability Engineering International* 19, Heft 2, S. 87-99
- /4/ ASTAKHOV, VP (2006) *Tribology of Metal Cutting*. London: Elsevier.
- /5/ BÄKER, M. (2002) *Numerische Methoden in der Materialwissenschaft*. 1. Auflage. Braunschweig: Beyrich DigitalService
- /6/ BALSUBRAMANIAM, R.; KRISHNAN, J.; RAMAKRISHNAN, N. (2000) „An empirical study on the generation of an edge radius in abrasive jet external deburring (AJED)“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 99, S. 49-53
- /7/ BALSUBRAMANIAM, R.; KRISHNAN, J.; RAMAKRISHNAN, N. (2002) „A study on the shape of the surface generated by abrasive jet machining“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 121, S. 102-106
- /8/ BATHE, K-J. (1996) *Finite Element Producers*. Englewood Cliffs, New Jersey: Prentice Hall
- /9/ BAUER, D.; KREBS, R. (1996) "Wiederholung erforderlich. Ein Vergleich vollfaktorieller Versuchspläne zur Bestimmung der Einflussgrößen am Beispiel Tiefziehen". In: *Qualität und Zuverlässigkeit* 41, S. 698-704
- /10/ BECKER, J. C. (2004). „Current Research on Scalling Effects in Machining Processes. 54th CIRP General Assembly, Scientific Technical Committee C, Krakow
- /11/ BENEDICT, G. (1989) "Nontraditional machining processes". In: *ASM Handbook machining* Vol 16, S. 509-510
- /12/ BETTEN, J. (2003) *Finite Elemente für Ingenieure. Bd. 1 Grundlagen, Matrixmethoden, elastisches Kontinuum*. Berlin: Springer-Verlag

- /13/ BHATTACHARYYA, B.; MUNDA, J.; MALAPATI, M. (2004) "Advancement in electrochemical micro-machining". In: International journal of machine tools and manufacture 44, S. 1577-1589
- /14/ BOUCHARD, P.-O. (2005) „3D Numerical Modelling of Damage and Fracture - Towards an integrated approach between forming processes and structural analysis“. In: *ESAFORM Conference* (Rumänien)
- /15/ BOWDEN, F.; TABOR, D. (1950) *The Friction and Lubrication of Solids*. Oxford University Press, Oxford
- /16/ BOX, G. E. P., HUNTER, J. S. (2005) *Statistics for Experiments*. 2. Aufl., New York: John Wiley.
- /17/ BRAMMERTZ, P.-H. (1961) „Die Entstehung der Oberflächenrauheit beim Feindrehen.“ *Industrieanzeiger*. Jg. 83 H. 2, S. 25–31
- /18/ CAROLL, J. T.; STRENKOWSKI, J. S. (1988) „Finite element models of orthogonal cutting with application to single point diamond turning“. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 30, S. 899-920
- /19/ CERATIZIT, Luxembourg S.à.r.l. (2008) „Produktbeschreibung CTS 18D“
- /20/ CERETTI E.; LAZZARONI, C.; MENEGARDO, L.; ALTAN, T. (2000) Turning simulations using a trhree-dimensional FEM code". In: *Journal of Materials Processing Technology* 98(1), S. 99-103
- /21/ CERETTI, E.; FALLBÖHMER, P.; ALTAN, T. (1996) „Application of 2D FEM to chip formation in orthogonal cutting“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 59(1-2), S. 160-180
- /22/ CERETTI, E.; LUCCI, M.; ALTAN, B. (1999) “FEM simulation of orthogonal cutting: separated chip formation”, in: *Journal of Materials Processing Technology* 95, S. 17-26
- /23/ CHEN, A. G, BLACK, T. J. (1994) “FEM modeling in metal cutting”. In: Manufacture Review 7, S. 120-133
- /24/ CHUNG, W.J. ET AL. (1998) “On the Dynamic Effects of Explicit FEM in Sheet Forming Analysis”, in: *International Journal for computeraided Engineering and Software*, Vol. 15, Heft 6: S.: 750 – 776.
- /25/ CORTES, C. J. (2009) *Cutting edge preparation of precision cutting tools by applying micro-abrasive jet machining and brushing*. [Diss.] Kassel: Kassel university press

- /26/ COULOMB, C. (1785) "Theorie des machines simples, en ayant égard au frottement de leurs parties et a la roideur des cordages". In: *Memoires de mathématique et de physique de L'Académie des Sciences*, Band 10.
- /27/ CZITROM, V. (1999) "One-factor-at-a-time versus designed experiments". In: *The American Statistician* 53, Heft 2, S. 126-131
- /28/ DAHL, W. [u. a.] (Hg.) (1993) *Umformtechnik Plastomechanik und Werkstoffkunde*. Berlin [u. a.]: Springer-Verlag
- /29/ DAVIM, J.-P.; REIS, P. (2005) „Damage and dimensional precision on milling carbon fiber-reinforced plastics using design experiments“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 160, S. 160-167
- /30/ DEAN, A.; VOSS, D. (1999) *Design and Analysis of Experiments*. New York: Springer-Verlag
- /31/ DEGNER, W. (1985) *Handbuch Feinbearbeitung*. 2. Auflage. München: Hanser-Verlag
- /32/ DEGNER, W.; LUTZE, H.; SMEJKAL, E. (1993) *Spanende Formung*. 13. Aufl. München: Hanser Verlag
- /33/ DENKENA, (2002) „An der Schneide wird das Geld verdient – Neue Parameter zur Charakterisierung der Schneidengeometrien an Zerspanwerkzeugen.“ In: *Werkzeuge*, S.24–26
- /34/ DENKENA, B. (Hg.) (2005) *Laserfertigung für die Generierung und Messung der Mikrogeometrie an Zerspanwerkzeugen – Ergebnisbericht des BMBF Verbundprojekts GEOSPAN*. Garbsen: PZH Produktionstechnisches Zentrum GmbH
- /35/ DENKENA, B., BOEHNKE, D., LÈON-GARCIA, L. (2005) „Einfluss der Schneidkantengeometrie auf die Zerspankräfte und auf das Verschleißverhalten.“ In: *ZWF – Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* 100, S. 490–494
- /36/ DENKENA, B.; BOEHNKE, D.; KÖHLER, J. (2007) Leistungsoptimierung an der Schneidkante: Teil 2“. In: *VDI-Z Special Werkzeuge- / Formenbau* Heft 11, S. 39-42
- /37/ DENKENA, B.; FRIENUTH, T.; SPENGLER, C.; WEINERT, K.; SCHULTE, M.; KÖTTER, D. (2003) „Kantenpräparation an Hartmetall-Werkzeugen“. In: *VDI-Z Spezial Werkzeuge* März, S. 51-54
- /38/ DIN 6580 (1985) *Begriffe der Zerspantechnik; Bewegungen und Geometrie des Zerspanvorganges*. Berlin: Deutsches Institut für Normung e. V.
- /39/ DIN 6581 (1985) *Begriffe der Zerspantechnik; Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeuges*. Berlin: Deutsches Institut für Normung e. V.

- /40/ DIN 8589-0 (2003) *Fertigungsverfahren Spanen - Teil 0: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Berlin: Deutsches Institut für Normung e. V.
- /41/ DIN EN 10083-1 (2006) *Vergütungsstähle - Teil 1: Allgemeine technische Lieferbedingungen*. Berlin: Deutsches Institut für Normung e. V.
- /42/ DIN EN 8580 (2003) *Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung*. Berlin: Deutsches Institut für Normung e. V.
- /43/ DJATSCHENKO, P.; JAKOBSON, M. O. (1952) *Die Beschaffenheit der Oberfläche bei der Zerspanung von Metallen*. Berlin: VEB Technik
- /44/ EE, K. C.; DILLON, O. W.; JAWAHIR, I. S. (2005) "Finite element modeling of residual stresses in machining induced by cutting using a tool with finite edge radius". In: *International Journal of Mechanical Sciences* 47, S. 1611-1628
- /45/ ERNST, H.; MERCHANT, M. E. (1941) "Chip Formation, Friction, and High Quality Ma-chined Surfaces", in: *Surface Treatment of Metals*. ASM, Cleveland, Ohio (USA), 29, 299
- /46/ FANG, N. (2003) "Slip-line modeling of machining with a rounded-edge tool – Part I: new model and theory." In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 51, S. 715–742
- /47/ FOWLKES, W. Y.; CREVELING, C. M. (1995) *Engineering Methods for Robust Product Design*. Reading: Addison-Wesley
- /48/ FRIES, T. (2003) „Oberflächenmesstechnik für Labor und Produktion“. In: *VDI-Berichte* 1806, S. 217-225
- /49/ FRIES, T. (2003) „Oberflächenmesstechnik: Brückenschlag vom Nanometer zum Meter“. In: *VDI-Berichte 1669: Metrologie in der Mikro- und Nanotechnik*, S. 73-81
- /50/ FRIES, T. (2006) „Multi Sensor Oberflächentechnik für die Nano- und Mikrotechnik“. In: *VDI-Berichte 1950: Messtechnik für Mikro- und Nano-Engineering*, S. 163-172
- /51/ GAITONDE, V. N.; KARNIK, S. R.; ACHYUTHA, B. T.; SIDDESWARAPPA, B. (2008) „Taguchi optimization in drilling of AISI 316L stainless steel to minimize size using multi-performance objective based on membership function“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 202, S. 374-379
- /52/ GFMESSTECHNIK (2006) „Schneidkantenmessung: Bestimmung von K-Faktor, Delta-r und Kantenradius“. In: *MAV Heft* 3, S. 94
- /53/ GFMESSTECHNIK (2009) „Schneidkantenmessung mit MikroCAD“. In: *Quality Engineering Heft* 3, S. 24

- /54/ GIES, C. (2005) *Evaluation der Prozesseinflussgrößen beim Fließlochformen mittels DoE.* [Diss.] Kassel: university-press.
- /55/ GLEIM, P. (2006) *Untersuchungen zum Bandsägen mit diamantbeschichteten Werkzeugen.* [Diss.] Kassel: kassel university press GmbH
- /56/ GOIJARTS, A. M.; GOAVART, L. E.; BAAIJENS, F. P. T. (2000) "Prediction of Ductile Fracture in Metal Blanking". In: *Journal of Manufacturing and Engineering* 122, S. 476-483.
- /57/ GORANA K.; JAIN V. K.; LAL G. K. (2006) "Forces prediction during material deformation in abrasive flow machining". In: *Wear* 260 S. 128–139
- /58/ GOTTSSTEIN, G. (2007) *Physikalische Grundlagen der Materialkunde.* 3. Auflage. Berlin: Springer Verlag
- /59/ GUNDLACH, C. (2004) *Entwicklung eines ganzheitlichen Vorgehensmodells zur problemorientierten Anwendung der statistischen Versuchsplanung.* [Diss] Kassel: kassel university press
- /60/ GUNDLACH, C. (2008) „Methodenanwendung im Innovations- bzw. Produktentwicklungsprozess“. In : [Vortrag] *1. Kassler Qualitätssymposium*.
- /61/ GUO, Y. B.; LIU, C. R. (2002) "3D FEA modeling of hard turning". In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 124(2), S.189-199
- /62/ HASHEMI, J.; TSENG, A. A.; CHOU, P. C. (1994) "Finite element modeling of segmental chip formation in high-speed orthogonal cutting". In: *Journal of Materials Engineering and Performance* 3(5), S. 712-721
- /63/ Helwang, S. (2007) *Applied soil mechanics with Abaqus applications.* New York: Wiley
- /64/ HENSEL, A.; LEHNERT, W.; SPITTEL, T.; SPITTEL, M.: (1990) „Technologie der Metallformung – Eisen- und Nichteisenwerkstoffe“. In: *Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie.* Leipzig, S. 19–64.
- /65/ HOPPE, S. (2003) *Experimental and numerical analysis of chip formation in metal cutting.* [Diss.] RWTH Aachen
- /66/ HORNBÖGEN, E. (2006) *Metalle.* 5. Auflage. Berlin: Springer Verlag
- /67/ HORSCH, C.; SCHULZE, V.; LÖHE, D. (2002) „Konfokale Schneidkantenvermessung“. In: *Werkstattstechnik Online* Heft 11-12, S. 609
- /68/ IWATA, K.; OSAKADA, K.; TERASAKA, T. (1984) „Process modelling of orthogonal cutting by the rigid-plastic finite element method“. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 106, S. 132-138

- /69/ JAIN, N. K.; JAIN, V. K. (2001) "Modeling of material removal in mechanical type advanced machining processes: A state of the art review". In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41, S. 1573-1635
- /70/ JANDELEIT, J.; HORN, A.; WEICHENHAIN, R.; KREUTZ, E. W.; PROPAWE, R. (1998) „Fundamental investigations of micromachining by nano- and picosecond laser radiation”. In: *Applied surface science* 127-129, S. 885-891
- /71/ JASPERS, S. P. F. C.; DAUTZENBERG, J. H. (2002) "Material behaviour in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone". In: *Journal of Materials Processing Technology* 122, S. 322–330
- /72/ JOHNSON, G.R.; COOK, W.H. (1983) "A constitutive model and data for metals subjected to large strain, high strain rates and high temperatures", in: *7th International Symposium on Ballistics*, S. 541–547.
- /73/ JUST, H.; BEHRENS, A. (2004) "Investigations of the Use of Damage indicating criteria in FE simulations of cold and semi-hot bulk forging operations", in: *International Mechanical Engineering Congress and RD&D Expo* (Anaheim, CA)
- /74/ KHAIRY, A. B. (2001) "Aspects of surface and edge finish by magnetoabrasive particles". In: *International materials processing technology* 116, S. 77-83
- /75/ KITIGAWA,T.; MAEKAWA,K.; SHIRAKASHI,T.; USUI,E. (1989) "Analytical Prediction of Flank Wear of Carbide Tools in Turning Plain Carbon Steels - Part 2: Prediction of Flank Wear". In: *Bulletin of Japanese society of precision engineering* 23 Nr. (2), S. 126–134
- /76/ KLEIN, B. (2007) Design of Experiments. 2. Auflage, München : Oldenbourg
- /77/ KLEPPMANN, W. (1992) „Statistische Versuchsplanung – Klassisch, Taguchi oder Shainin?“. In: *Qualität und Zuverlässigkeit* 37, Heft2, 89-92.
- /78/ KLEPPMANN, W. (2008) *Taschenbuch Versuchsplanung*. 5. Auflage, München: Hanser-Verlag.
- /79/ KLOCKE, F.; KÖNIG, W. (2005) *Fertigungsverfahren 2: Schleifen, Honen, Läppen*. 4. Aufl., Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag
- /80/ KLOCKE, F.; KÖNIG, W. (2006) *Fertigungsverfahren 4: Umformen*. 5. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag
- /81/ KLOCKE, F.; KÖNIG, W. (2007) *Fertigungsverfahren 3: Abtragen, Generieren und Lasermaterialbearbeitung*. 4. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag
- /82/ KLOCKE, F.; KÖNIG, W. (2008) *Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren*. 8. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag

- /83/ KO, S. L.; BARON, Y. M.; PARK, J. I. (2007) "Micro deburring for precision parts using magnetic abrasive finishing method". In: *Journal of materials processing technology* 187-188, S. 19-25
- /84/ KOBAYASHI, S.; ET AL. (1989) *Metal Forming and the Finite Element Method*. New York: Oxford University Press
- /85/ KÖHLER, W. (2004) *Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess*. [Diss.] Essen, Vulkan Verlag
- /86/ KOLASKA, H. (1992) *Pulvermetallurgie der Hartmetalle*. Hagen: Fachverband Pulvermetallurgie
- /87/ KOMVOPOULOS, K.; ERPENBECK, S. A. (1991) „Finite element modelling of orthogonal metal cutting“. In: *Journal of Engineering for Industry* 113(3), S. 253-267
- /88/ KOPP, R.; WIEGELS, H. (1999) *Einführung in die Umformtechnik*. 2. Aufl. Aachen: Verlag Mainz
- /89/ KRAGELSKI, J. W. (1971) *Reibung und Verschleiß*. München: Carl Hanser Verlag
- /90/ KRAJNIK, P.; KOPAC, J. (2004) "Adequacy of matrix experiments in grinding". In: *Journal of Materials Processing Technology* 157/158, S. 566-572
- /91/ KULKARNI, M. S.; MARIAPPAN, V. (2003) "Multiple response optimization for improved machined surface quality". In: *Journal of Materials Processing Technology* 141, S. 174-180
- /92/ LAUTENSCHLAGER, U. (1999) *Robuste Multikriterien-Strukturoptimierung mittels Verfahren der Statistischen Versuchsplanung*. [Diss.] Universität Siegen.
- /93/ LENGTH, R.-V. (1989) „Quick and Easy Analysis of unreplicated factorials“. In: *Technometrics* 31, S. 469-473
- /94/ LIN, T.-R. (2002) "Experimental design and performance analysis of TiN-coated carbide tool in milling stainless steel". In: *Journal of Materials Processing Technology* 127, S. 1-7
- /95/ LIN, Z. C.; LIN, S. Y. (1992) „A coupled finite element model of thermo-elastic-plastic large deformation for orthogonal cutting“. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 114, S. 218-226
- /96/ LITONSKI, J. (1977) "Plastic flow of a tube under adiabatic torsion", in: *Bulletin de L'Academie Polonaise des Sciences*. 25, Nr. 1, S. 1–8
- /97/ M'SAOUBI, R.; CHANDRASEKARAN, H. (2004) "Investigation of the effects of tool micro-geometry and coating on tool temperature of quenched and tempered steel". In: *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 44, S. 213–224

- /98/ MACKERLE, J. (1999) "Finite element analysis and simulation of machining: A bibliography (1976-1996)". In: *Journal of Materials Processing Technology* 86, S. 17-44
- /99/ MACKERLE, J. (2001) "2D and 3D finite element meshing and remeshing: A bibliography (1990-2001)". In: *[Engineering Computations] International Journal of Computating-Aided Engineering* 18 (8), S. 1108-197
- /100/ MACKERLE, J. (2003) "Finite element analysis and simulation of machining: A bibliography (1996-2002)". In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43, S. 103-114
- /101/ MALDANER, J. (2008) *Verbesserung des Zerspanverhaltens von Werkzeugen mit Hartmetall-Schneidelementen durch Variation der Schleifbelastung.* [Diss.] Kassel, kassel university press GmbH
- /102/ MARUSICH, T. D.; ORTIZ, M. (1995) „Modelling and simualtion of high-speed machining“. In: *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 38, S. 367-369
- /103/ MEYER, L.W.; HERZIG, N.; HALLE, T.; HAHN, F.; KRUEGER, L.; STAUDHAMMER, K.P. (2007) "A basic approach for strain rate dependent energy conversion including heat transfer effects: An experimental and numerical study". In: *Journal of Materials Processing Technology*. 182, S. 319–326.
- /104/ MEYER-NOLKEMPER, H. (1978) *Fließkurven Metallischer Werkstoffe Teil 1.* HFF-Bericht Nr. 4. Hannover: Hannoversches Forschungsinstitut für Fertigungsverfahren e. V.
- /105/ MEYERS, M.A.; AARMSTRONG, R.W.; KIRCHNER, H.O.K. (1999) *Mechanics and Materials, Fundamental and Linkages.* John Wiley Sons, Inc.
- /106/ MONTGOMERY; D. C. (2005) *Design and Analysis of Experiments.* 6. Aufl., New York: John Wiley.
- /107/ MORI, T.; HIROTA, K.; KAWASHIMA, Y. (2003) "Clarification of magnetic abrasive finishing mechanism". In: *International materials processing technology* 143-144, S. 682-686
- /108/ MOVAHHEDY, M.; GADALA, M. S.; ALTINTAS, Y. (2000) "Simulation of the orthogonal metal cutting process using arbitrary Langrangian-Euler finite-element method". In: *Journal of Materials Processing Technology* 103, S. 267-275
- /109/ MSC.Software Corp. (Hg.) (2007) *Marc 2007 r1 Volume A: Theory and User Information.* Santa Ana: MSC.Software Corp.
- /110/ MÜLLER, Dr. Diamantmetall AG Weilheim (2009) *Gesamtkatalog Diamant- und CBN-Werkzeuge.* Weilheim

- /111/ NASR, M.-N.-A.; NG, E.-G.; RAHMAN, M.; ELBESTAWI, M.-A. (2006) "Modelling the effects of tool-edge radius on residual stress when orthogonal cutting AISI 316L". In: *International Journal of Machine Tools & Manufacture*
- /112/ NATSU, W.; IKEDA, T.; KUNIEDA, M. (2007) „Generating complicates surface with electrolyte jet machining“. In: *Precision engineering* 31, S. 33-39
- /113/ NATSU, W.; OOSHIRO, S.; KUNIEDA, M. (2008) "Research on generation of three-dimensional surface with micro-electrolyte jet machining". In: *Journal of Manufacturing Science and Technology* Vol. 1 Issue 1, S. 27-34
- /114/ NEUMAIER, T. (2003) *Zur Optimierung der Verfahrensauswahl von Kalt-, Halbwarm- und Warmmassivumformverfahren*. [Diss.] Düsseldorf: VDI-Verlag
- /115/ OBIKAWA, T.; USUI, E. (1996) „Computational machining of itanium alloy – finite element modelling and a few results“. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 118, S. 208-215
- /116/ OPITZ, H. (1970) *Moderne Produktionstechnik – Stand und Tendenzen*. Essen: Verlag W. Girardet, 1970.
- /117/ Orowan, E. (1943) "The calculation of roll pressure in hot and cold flat rolling". In: *Proceedings of the Institute of Mechanical Engineers* 150, S. 140–167.
- /118/ OUTEIRO, J. C. (2003) *Application of Recent Metal Cutting Approaches of the Study of Machining Residual Stresses*. [Diss.] University of Coimbra: Onlineresource
- /119/ ÖZEL, T.; HSU, T.K.; ZEREN, E. (2005) "Effects of cutting edge geometry, work-piece hardness, feed rate and cutting speed on surface roughness and forces in finish turning of hardened AISI H13 Steel." In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 25, S. 262–269.
- /120/ PAUKSCH, E.; HOLSTEN, S.; LINß, M.; TIKAL, F. (2008) *Zerspantechnik*. 12. Aufl. Wiesbaden, Vieweg + Teubner Verlag
- /121/ PLACKETT, R.-L.; BURMAN, I.-P. (1946) "The design of optimum multifactorial experiments". In: *Biometrika* 37, Heft 4, S. 305
- /122/ POPRAWE, R. (2005) *Lasertechnik für die Fertigung*. 1. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag
- /123/ RABINOWICZ, E. (1965) *Friction and Wear of Materials*. New York, London, Sydney: John Wiley and Sons Inc.
- /124/ RECH, J. (2005) "Cutting Edge Preparation and Surface Issues." In: *HSS Forum's International Conference – Smart solutions for metal cutting*.

- /125/ RECH, J. (2005). "Influence of cutting edge radius on the wear resistance of PM-HSS milling inserts". In: *Wear* 259, S.1168-1176.
- /126/ RECH, J.; YEN, Y.-C.; HAMADI, H.; ALTAN, T.; BOUZAKIS, K. D. (2004) "Influence of Cutting Edge Radius of Coated Tool in Orthogonal Cutting of Alloy Steel." In: Proceedings of the 8th International Conference of Numerical Methods in industrial Forming Processes (Numiform), Ohio.
- /127/ RICHTER, V.; VON RUTHENDORF, M.; DROBNIEWSKI, J. (1997) „Perspektiven feinkörniger Hartmetalle“. In: *Hartstoffe, Hartstoffsichten, Werkzeuge, Verschleißschutz, Pulvermetallurgie in Wissenschaft und Praxis*, Band 13, Hagener Symposium Pulvermetallurgie
- /128/ RISSE, K. (2006) *Einflüsse von Werkzeugdurchmesser und Schneidkantenverrundung beim Bohren mit Wendelbohrern in Stahl*. Aachen: Shaker Verlag
- /129/ ROLL, K.; TEKKAYA, A. E. (1993) „Numerische Verfahren der Prozesssimulation in der Umformtechnik“. In: LANGE, K. (Hrsg.) *Umformtechnik, Handbuch für Industrie und Wissenschaft, Bd. 4 Sonderverfahren, Prozesssimulation, Werkzeugtechnik, Produktion*. Berlin: Springer-Verlag
- /130/ SCHÄFER, F. (1975) *Entgraten: Theorie, Verfahren, Anlagen*. Mainz : Krausskopf-Verlag
- /131/ SCHÄFER, M. (2004) *Analyse und Beschreibung des Innengewindefertigungsverfahrens Gewindefurchens auf Basis eines Modellversuchs*. [Diss.] Kassel: kassel university press GmbH
- /132/ SCHAFFER, B. (2005) "Advances in edge preparation offer production advantages." In: *Tooling & Production* 71, S. 14-16
- /133/ SCHALLER, E. (1964) *Beitrag zur Untersuchung von Spannungen und dynamischen Vorgängen in der Grenzschicht zwischen Werkzeug und Span bei der Stahlzerspanung mit Hartmetallwerkzeugen*. Dissertation, RWTH Aachen, 1964
- /134/ SCHEDLER, W. (1988) *Hartmetall für den Praktiker: Aufbau, Herstellung, Eigenschaften*. Plansee Tizit GmbH [Hrsg.] Düsseldorf: VDI-Verlag
- /135/ SCHMIDT-SANDTE, T. (2002) *Laserstrahlbasierte Entgrateverfahren für feinwerktechnische Anwendungen*. [Diss.] TU Braunschweig: Onlineressource
- /136/ SCHULZE, G; Fritz, A. H. (2008) *Fertigungstechnik*. 8. Aufl., Berlin: Springer-Verlag.
- /137/ SHATLA, M.; KERK, C.; ATLAN, T. (2001) "Process modeling in machining. Part II: validation and applications of the determined flow stress data." In: *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 41, S. 1659–1680

- /138/ SHAW, M. (1963) "The role of friction in deformation processing". In: *Wear* 6, S. 140–158
- /139/ SHIH, A. J. (1995) „Finite element simulation of orthogonal metal cutting“. In: *Journal of Engineering for Industry* 117(1), S. 84-93
- /140/ SILBER, G.; STEINWENDER, F. (2005) *Bauteilberechnung und Optimierung mit der FEM*. 1. Auflage. Wiesbaden: Teubner
- /141/ SINGH D. K.; JAIN V. K.; RAGHURAM V. (2004) "Parametric study of magnetic abrasive finishing process". In: *International materials processing technology* 149, S. 22–29
- /142/ SINGH D. K.; JAIN V. K.; RAGHURAM V.; KOMANDURI R. (2005) „Analysis of surface texture generated by a flexible magnetic abrasive brush“ In: *Wear* 259 S. 1254–1261
- /143/ SINGH, D.; JAIN, V. K.; RAGHURAM, V. (2004) "Parametric study of magnetic abrasive finishing process". In: *International Materials Processing Technology* 149, S. 22–29
- /144/ SINGH, S.; SHAN, H.S. (2002) "Development of magneto abrasive flow machining process". In: *International journal of machine tools and manufacture* 42, S. 953–959
- /145/ SOCKMAN, J. (2001) "Deburring with Nylon Filament Brushes". In: *Manufacturing Engineering* 126 Vol. 6, S. 70–78
- /146/ STEINBUCH, R. (1988) *Finite Elemente – ein Einstieg*. Berlin: Springer-Verlag
- /147/ STORCK, G. E.; WHITE, S. S. (1989) "Abrasive jet machining". In: *ASM Handbook: machining* Vol. 16, S. 511-513
- /148/ SUBRAMANIAN, K. (1994) "Classification and selection of Finishing processes". In: *ASM Handbook* Vol. 5: S. 81-83
- /149/ SUN, J. S.; LEE, K. H.; LEE, H. P. (2000) „Comparison of implicit and explicit finite element methods for dynamic problems“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 105, S. 110-118
- /150/ TAGUCHI, G.; CHOWDHURY, S.; WU, Y. (2005) *Taguchi's Quality Engineering Handbook*. Hoboken; John Wiley.
- /151/ TAGUCHI, G.; WU, Y. (1985) *Introduction to OFF-line Quality Control*. Nagaya: Central Japan Quality Control Association.
- /152/ THILOW, A.: (2008) *Entgrattechnik: Entwicklungsstand und Problemlösungen*. 3. Aufl., Ehningen: Expert-Verlag

- /153/ TÖNSHOFF, H. K; DENKENA, B. (2004) *Spanen, Grundlagen*, 2. Auflage, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg
- /154/ Verlag Stahleisen (Hg.) (2001) *SEW 310 – Physikalische Eigenschaften von Stählen* [Stahleisen-Werkstoffblätter]. Düsseldorf: Verlag Stahleisen.
- /155/ VIEREGGE, G. (1970) *Zerspanung der Eisenwerkstoffe*. Düsseldorf: Verlag Stahleisen mbH
- /156/ VINH, T.; AFZALI, M.; ROCHE, A. (1979) "Fast fracture of some usual metals at combined high strain and high strain rate." In: *Proceedings of ICM3*. Bd. 2, S. 633–642.
- /157/ WECK, M.; TEIPEL, K. (1977) *Dynamisches Verhalten spanender Werkzeugmaschinen – Einflussgrößen, Beurteilungsverfahren, Messtechnik*. Berlin: Springer
- /158/ WEINERT, K. ; KÖHLER, D. ; KÖTTER, D. (2005) „Kantenpräparation durch Strahlen am Beispiel eines Wendelbohrers“. In: *Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren*: 62 Ausgabe, Vulkan-Verlag, S. 484-491
- /159/ WILLNER, K. (2003) *Kontinuums- und Kontaktmechanik*. 1. Aufl. Berlin: Springer-Verlag
- /160/ WRIGGERS, P. (2001) *Nichtlineare Finite-Element-Methoden*. 1. Aufl. Berlin: Springer-Verlag
- /161/ WU, C. F.; HAMADA, M. (2000) *Experiments: Planning, Analysis and Parameter Design Optimization*. New York: John Wiley.
- /162/ WU, W.T. (2003) "Modeling Techniques in Forming Processes", in: [SEMIATIN, S.L.; ET AL (eds.)] *Handbook of Workability and Process Design*. Materials Park (OH): ASM International
- /163/ YAN B.-H.; TZENG H.-J.; HUANG F. Y.; LIN Y.-C.; CHOW H.-M. (2007) "Finishing effects of spiral polishing method on micro lapping surface". In: *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 47, S. 920–926
- /164/ YEN, Y.C.; JAIN, A.; ALTAN, T. (2004) "A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries." In: *Journal of Materials Processing Technology* 146, S. 72–81.
- /165/ YEO, S. H.; BRYAN, B.; NGOI, A.; CHUA, Y. (1997) "Ultrasonic deburring". In: *International journal of advanced manufacturing technology* 13, S. 333-341
- /166/ ZAMAN, M.-T. (2004) "A three dimensional analytical cutting force model for micro and milling operation." In: *Machine Tools & Manufacture* 46, S. 353–366

- /167/ ZERILLI, F. J.; ARMSTRONG, R. W. (1987) "Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamic calculations", in: *Journal of Appl. Phys.* Vol. 61, Nr. 5, S. 1816–1825
- /168/ ZHANG, B.; BAGCHI, A. (1994) "Finite element simulation of chip formation and comparison with machining experiment". In: *Journal of Engineering for Industry* 116(3), S. 289-297

Anhang

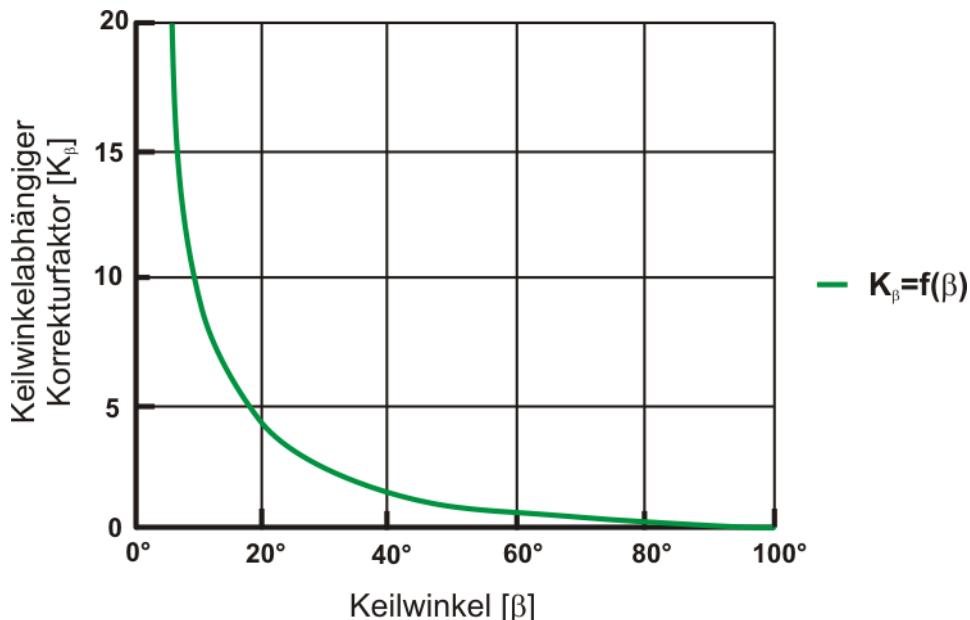


Diagramm 7-1 Funktion des Keilwinkelfaktor K_β [/25/]

WZ-Nr.	AS	t [s]	Radius [μm]	Schartigkeit	K-Faktor
70-1A	0	0	6,5	1,1	0,995
70-1B	1	14	15	1,6	0,982
70-2A	2	28	30,7	1,2	1,04
70-2B	3	42	45,5	1,6	1,078
70-3A	4	56	63,8	1,4	1,095
70-3B	5	70	73	1,4	1,005
70-4A	6	64	80,3	1,5	1,042
70-5B	7	98	90	1,9	1,014

Tab. 7-1 Versuchsergebnisse bei der Strahlzeitbestimmung von CTS 18D bei einem Keilwinkel von 70°

WZ-Nr.	AS	t [s]	Radius [μm]	Schartigkeit	K-Faktor
75-1A	0	0	7,3	1,2	0,998
75-1B	1	14	16,3	1,4	0,993
75-2A	2	28	32	1,4	1,003
75-2B	3	42	47,9	1,1	1,032
75-3A	4	56	65	1,7	1,077
75-3B	5	70	74	1,2	1,016
75-4A	6	64	82	1,2	1,028
75-5B	7	98	93,6	1,3	1,057

Tab. 7-2 Versuchsergebnisse bei der Strahlzeitbestimmung von CTS 18D bei einem Keilwinkel von 75°

WZ-Nr.	AS	t [s]	Radius [µm]	Schartigkeit	K-Faktor
80-1A	0	0	6,9	1	1,01
80-1B	1	14	22,7	1,2	0,997
80-2A	2	28	33,8	1,7	1,028
80-2B	3	42	55	1,4	1,005
80-3A	4	56	69,9	1	1,014
80-3B	5	70	75,5	1,1	1,043
80-4A	6	64	84,2	1,2	1,035
80-5B	7	98	98,6	1	1,026

Tab. 7-3 Versuchsergebnisse bei der Strahlzeitbestimmung von CTS 18D bei einem Keilwinkel von 80°

Nr.	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O	P	Q	R	S
W 01	+	-	+	+	-	-	-	-	+	-	+	-	+	+	+	+	-	-	+
W 02	+	+	-	+	+	-	-	-	-	+	-	+	-	+	+	+	+	-	-
W 03	-	+	+	-	+	+	-	-	-	-	+	-	+	-	+	+	+	+	-
W 04	-	-	+	+	-	+	+	-	-	-	+	-	+	-	+	+	+	+	+
W 05	+	-	-	+	+	-	+	+	-	-	-	+	-	+	-	+	+	+	+
W 06	+	+	-	-	+	+	-	+	+	-	-	-	+	-	+	-	+	+	+
W 07	+	+	+	-	-	+	+	-	+	+	-	-	-	+	-	+	-	+	+
W 08	+	+	+	+	-	-	+	+	-	+	+	-	-	-	-	+	-	+	-
W 09	-	+	+	+	+	-	-	+	+	-	+	+	-	-	-	+	-	+	+
W 10	+	-	+	+	+	+	-	-	+	+	-	+	+	-	-	-	+	-	-
W 11	-	+	-	+	+	+	+	-	-	+	+	-	+	+	-	-	-	-	+
W 12	+	-	+	-	+	+	+	+	-	-	+	+	-	+	+	-	-	-	-
W 13	-	+	-	+	-	+	+	+	+	-	-	+	+	-	+	+	-	-	-
W 14	-	-	+	-	+	-	+	+	+	+	-	-	+	+	-	+	+	-	-
W 15	-	-	-	+	-	+	-	+	+	+	+	-	-	+	+	-	+	+	-
W 16	-	-	-	-	+	-	+	-	+	+	+	-	-	+	+	-	+	+	+
W 17	+	-	-	-	-	-	+	-	+	-	+	+	+	-	-	+	+	-	+
W 18	+	+	-	-	-	-	+	-	+	-	+	+	+	-	-	+	+	-	-
W 19	-	+	+	-	-	-	-	-	+	-	+	-	+	+	+	-	+	+	+
W 20	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

Tab. 7-4 Versuchsplan nach Plackett-Burman für 19 Faktoren mit einer Auflösung von III

Abk.	Bezeichnung	\bar{y}	s	S/R	Bewertung
A	Elementtyp Werkzeug	50,58	52990,37	-0,55	
B	Materialdefinition nach Johnson-Cook	-25,10	-16761,81	10,07	***
C	Inkrementabstand der Neuvernetzung	-78,89	-66093,91	7,41	**
D	Dehnungsänderung	-3,06	-824,49	-2,87	
E	Reibungsart	-28,50	-52981,69	3,91	*
F	Numerisches Reibübergang	80,48	58943,75	-4,40	*
G	Kontaktfindungsmethode	-79,93	-68128,97	7,93	**
H	Kontaktfindung	-40,78	-3612,83	1,46	
I	Ablösungserzeugung	-76,45	-56193,87	3,86	*
J	Schnittgeschwindigkeit V_c [m/min]	-11,83	-4463,46	-1,09	
K	Bias-Faktor	42,62	49626,24	-0,54	
L	Elementtyp des Werkstückes	323,29	61440,85	10,82	***
	Kantenlänge der Werkstückelemente				
M	beim Neuvernetzen	-2,55	8611,94	-3,50	
	Krümmungskontrolle der Werkstück-				
N	elemente beim Neuvernetzen	-29,36	-50088,41	-1,81	
O	Glättungsverhältnis des Elementnetzes	31,77	8788,15	-5,04	*
P	Ablösungsalgorithmus	-27,51	-6588,60	2,47	
S_d^2		95%	99%	99,9%	
1,19		3,058	4,8	8,17	

Tab. 7-5 Ergebnisse des S/R-Verhältnis für die Schnittkraft Fc

Abk.	Bezeichnung	\bar{y}	s	S/R	Bewertung
A	Elementtyp Werkzeug	0,57	10233,54	-16,45	***
B	Materialdefinition nach Johnson-Cook	-34,47	5237,75	-3,71	**
C	Inkrementabstand der Neuvernetzung	1,71	12457,78	1,39	
D	Dehnungsänderung	11,84	12643,01	-0,21	
E	Reibungsart	-18,05	27250,34	-3,20	*
F	Numerisches Reibübergang	-49,02	7226,65	-8,99	***
G	Kontaktfindungsmethode	61,18	-25778,75	-2,65	*
H	Kontaktfindung	13,53	7113,30	1,36	
I	Ablösungserzeugung	24,95	28984,43	0,30	
J	Schnittgeschwindigkeit V_c [m/min]	61,91	-5080,09	-6,28	***
K	Bias-Faktor	11,89	-7390,04	-1,73	
L	Elementtyp des Werkstückes	207,34	17145,60	-4,54	**
M	Kantenlänge der Werkstückelemente	-14,15	-7830,85	3,44	*
N	Krümmungskontrolle der Werkstücke.	-8,11	-12571,99	-1,10	
O	Glättungsverhältnis des Elementnetzes	-14,02	-28183,10	7,06	***
P	Ablösungsalgorithmus	-22,35	-13065,30	-0,94	
S_d^2		95%	99%	99,9%	
0,9121		2,34	3,68	6,27	

Tab. 7-6 Ergebnisse des S/R-Verhältnis für die Schnittkraft T_{wz}

Abk.	Bezeichnung	\bar{y}	s	S/R	Bewertung
A	Elementtyp Werkzeug	207,47	1661493,82	-25,92	***
B	Materialdefinition nach Johnson-Cook	449,32	-244190,21	-0,72	
C	Inkrementabstand der Neuvernetzung	-32,04	587128,64	1,45	
D	Dehnungsänderung	102,71	234991,63	-2,01	
E	Reibungsart	74,63	521027,97	-1,97	*
F	Numerisches Reibübergang	87,63	-73100,38	-3,59	**
G	Kontaktfindungsmethode	69,12	-604160,40	-2,57	*
H	Kontaktfindung	-13,96	-32699,42	7,71	***
I	Ablösungserzeugung	91,81	522810,18	0,99	
J	Schnittgeschwindigkeit V_c [m/min]	-44,74	75407,97	-5,04	**
K	Bias-Faktor	-80,02	-125036,06	-2,74	
L	Elementtyp des Werkstückes	-4076,23	1864593,74	-1,10	
M	Kantenlänge der Werkstückelemente	-449,50	208370,78	-6,33	***
N	Krümmungskontrolle der Werkstücke.	1038,21	-961391,31	3,37	*
O	Glättungsverhältnis des Elementnetzes	-145,46	-547879,74	-0,92	
P	Ablösungsalgorithmus	-139,67	-256037,41	0,40	
S_d^2		95%	99%	99,9%	
0,862		2,22	3,48	5,92	

Tab. 7-7 Ergebnisse des S/R-Verhältnis für die Schnittkraft T_{WZ}

Abk.	Bezeichnung	\bar{y}	s	S/R	Bewertung
A	Elementtyp Werkzeug	207,47	1661493,82	-25,92	***
B	Materialdefinition nach Johnson-Cook	449,32	-244190,21	-0,72	
C	Inkrementabstand der Neuvernetzung	-32,04	587128,64	1,45	
D	Dehnungsänderung	102,71	234991,63	-2,01	*
E	Reibungsart	74,63	521027,97	-1,97	*
F	Numerisches Reibübergang	87,63	-73100,38	-3,59	**
G	Kontaktfindungsmethode	69,12	-604160,40	-2,57	*
H	Kontaktfindung	-13,96	-32699,42	7,71	***
I	Ablösungserzeugung	91,81	522810,18	0,99	
J	Schnittgeschwindigkeit V_c [m/min]	-44,74	75407,97	-5,04	**
K	Bias-Faktor	-80,02	-125036,06	-2,74	
L	Elementtyp des Werkstückes	-4076,23	1864593,74	-1,10	
M	Kantenlänge der Werkstückelemente	-449,50	208370,78	-6,33	***
N	Krümmungskontrolle der Werkstücke.	1038,21	-961391,31	3,37	**
O	Glättungsverhältnis des Elementnetzes	-145,46	-547879,74	-0,92	
P	Ablösungsalgorithmus	-139,67	-256037,41	0,40	
S_d^2		95%	99%	99,9%	
1,583		4,39	7,29	13,63	

Tab. 7-8 Ergebnisse des S/R-Verhältnis für die Schnittkraft T_{Wst}

Abk.	Bezeichnung	\bar{y}	s	S/R	Bewertung
A	Elementtyp Werkzeug	-6608,00	-199434533,56	3,91	-6608,00
B	Materialdefinition nach Johnson-Cook	5681,36	104403015,11	-3,90	5681,36
C	Inkrementabstand der Neuvernetzung	-2445,46	20363824,44	7,86	-2445,46
D	Dehnungsänderung	2080,78	-94214669,91	0,58	2080,78
E	Reibungsart	-11375,67	-133496480,02	4,10	-11375,67
F	Numerisches Reibübergang	4309,40	147524184,20	-8,18	4309,40
G	Kontaktfindungsmethode	-7214,84	-161270689,92	1,58	-7214,84
H	Kontaktfindung	1466,88	-47969001,87	11,68	1466,88
I	Ablösungserzeugung	2448,31	129426227,95	1,92	2448,31
J	Schnittgeschwindigkeit V_c [m/min]	32565,68	304251809,49	-19,80	32565,68
K	Bias-Faktor	312,68	49397019,45	5,82	312,68
L	Elementtyp des Werkstückes	2674,29	208063774,31	-3,01	2674,29
M	Kantenlänge der Werkstückelemente	-7750,00	-221134628,13	2,64	-7750,00
N	Krümmungskontrolle der Werkstücke.	13047,75	154152383,92	-6,84	13047,75
O	Glättungsverhältnis des Elementnetzes	-196,13	-106513535,50	3,32	-196,13
P	Ablösungsalgorithmus	-664,19	7415864,57	1,18	-664,19
S_d^2		95%	99%	99,9%	95%
1,406		3,61	5,67	9,66	

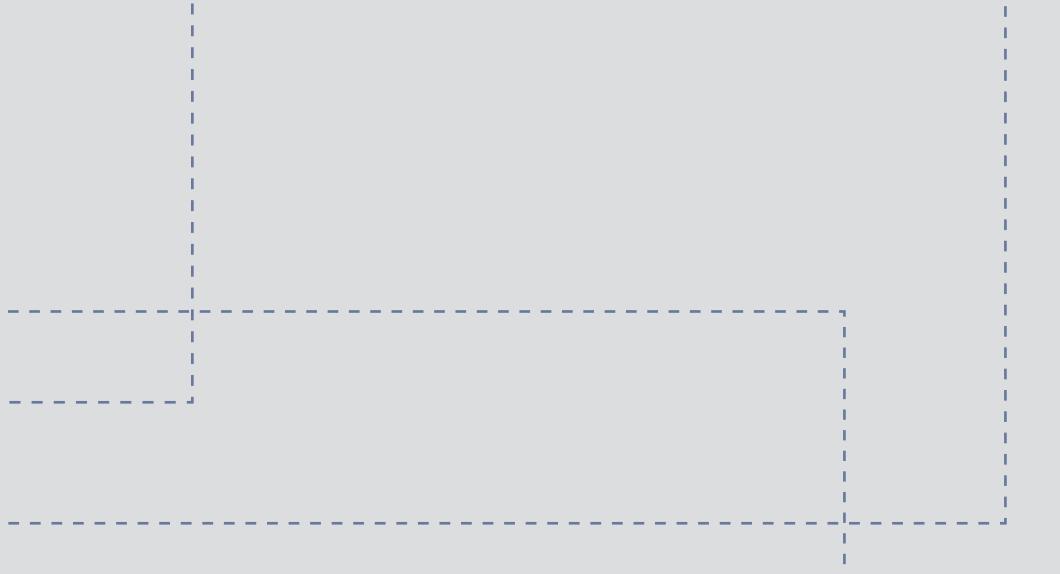
Tab. 7-9 Ergebnisse des S/R-Verhältnis für die Schnittkraft ε

Versuchs Nr.	Block	Sys. Nr.	h/R - Verhältnis	WZ-Nr.	WZ-Seite
01	1	IV	1	6	A
02		IX	5/8	2	A
03		I	1/4	6	B
04		III	3/4	7	A
05		V	1/4	16	A
06		II	1/2	7	B
07		VIII	1	16	B
08		VII	3/4	17	A
09		VI	1/2	17	B
10	2	VIII	1	18	A
11		V	1/4	18	B
12		VII	3/4	19	A
13		I	1/4	8	A
14		VI	1/2	19	B
15		III	3/4	8	B
16		IX	5/8	2	B
17		II	1/2	9	A
18		IV	1	9	B
19	3	III	3/4	10	A
20		I	1/4	10	B
21		VIII	1	20	A
22		IX	5/8	3	B
23		VI	1/2	20	B
24		IV	1	11	A
25		VII	3/4	21	A
26		V	1/4	21	B
27		II	1/2	11	B
28	4	VI	1/2	22	A
29		IX	5/8	4	B
30		IV	1	12	A
31		VIII	1	22	B
32		V	1/4	23	A
33		II	1/2	12	B
34		I	1/4	13	A
35		III	3/4	13	B
36		VII	3/4	23	B
37	5	V	1/4	24	A
38		III	3/4	14	A
39		VII	3/4	24	B
40		I	1/4	14	B
41		IV	1	15	A
42		VIII	1	25	A
43		II	1/2	15	B
44		VI	1/2	25	B
45		IX	5/8	5	B

Tab. 7-10 Randomisierter Versuchsplan für Realversuche

	1	2	3	4	5	6	7	8
R ₁	-	+	-	+	-	+	-	+
R ₂	-	-	+	+	-	-	+	+
R ₃	-	-	-	-	+	+	+	+
R ₄	+	-	-	+	+	-	-	+
R ₅	+	-	+	-	-	+	-	+
R ₆	+	+	-	-	-	-	+	+
R ₇	-	+	+	-	+	-	-	+
Sys. Nr.	SA	SB	SC	SD				
L ₁	-	-	-	-	01	02	03	04
L ₂	-	-	-	+	09	10	11	12
L ₃	-	-	+	-	17	18	19	20
L ₄	-	-	+	+	25	26	27	28
L ₅	-	+	-	-	33	34	35	36
L ₆	-	+	-	+	41	42	43	44
L ₇	-	+	+	-	49	50	51	52
L ₈	-	+	+	+	57	58	59	60
L ₉	+	-	-	-	65	66	67	68
L ₁₀	+	-	-	+	73	74	75	76
L ₁₁	+	-	+	-	81	82	83	84
L ₁₂	+	-	+	+	89	90	91	92
L ₁₃	+	+	-	-	97	98	99	100
L ₁₄	+	+	-	+	105	106	107	108
L ₁₅	+	+	+	-	113	114	115	116
L ₁₆	+	+	+	+	121	122	123	124
					125	126	127	128

Tab. 7-11 Versuchsplan kombinierte Schneidkantenarchitekturen



Bei spanenden Fertigungsverfahren wird die Schneidkante einer weit gefächerten Belastung ausgesetzt. Die Widerstandsfähigkeit der Schneide ist maßgeblich für die Standzeit des Werkzeugs verantwortlich. Durch die dynamische Miniaturisierung im Bereich der Mikrobearbeitung und die Verbesserung der optischen Messtechnik ist es möglich, die Schneidkante definiert und reproduzierbar zu bearbeiten. Ziel ist eine Stabilisierung der Schneidkante, die eine Standzeit erhöhung zur Folge hat.

In dieser Arbeit liegt der Schwerpunkt auf dem Bereich der Mikrobearbeitung an der Schneidkante, die sich aus dem Mikroschleifen und dem Mikrostrahlen als Architektur zusammensetzt. Daraus ergibt sich eine systematische Untersuchung von kombinierten Schneidkantenarchitekturen, bei der der Einfluss des Keilwinkels, der Fasengröße und des Fasenwinkels im Vordergrund der Betrachtung stehen. Methodisch erfolgt die Parameterstudie mit FEM-Analysen und Analogieexperimenten. Die statistische Versuchsplanung (DoE) dient der Modellbildung, um die Effekte der untersuchten Technologie- und Werkzeugparameter darzustellen.